POLYPUBLIE
Polytechnique Montréal

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
UNIVERSITÉ D'INGÉNIERIE

Titre: Title:	Performance d'une couverture avec effets de barrière capillaire faite de mélanges gravier-bentonite pour contrôler la migration d'oxygène en conditions nordiques
Auteur: Author:	Vincent Boulanger-Martel
Date:	2015
Type:	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis
Référence: Citation:	Boulanger-Martel, V. (2015). Performance d'une couverture avec effets de barrière capillaire faite de mélanges gravier-bentonite pour contrôler la migration d'oxygène en conditions nordiques [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/1744/

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: PolyPublie URL:	https://publications.polymtl.ca/1744/
Directeurs de recherche: Advisors:	Bruno Bussière, & Jean Côté
Programme: Program:	Génie minéral

Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal

https://publications.polymtl.ca

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

PERFORMANCE D'UNE COUVERTURE AVEC EFFETS DE BARRIÈRE CAPILLAIRE FAITE DE MÉLANGES GRAVIER-BENTONITE POUR CONTRÔLER LA MIGRATION D'OXYGÈNE EN CONDITIONS NORDIQUES

VINCENT BOULANGER-MARTEL

DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE MINÉRAL)

AVRIL 2015

© Vincent Boulanger-Martel, 2015.

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC EN ABITIBI-TÉMISCAMINGUE

Ce mémoire intitulé:

PERFORMANCE D'UNE COUVERTURE AVEC EFFETS DE BARRIÈRE CAPILLAIRE FAITE DE MÉLANGES GRAVIER-BENTONITE POUR CONTRÔLER LA MIGRATION D'OXYGÈNE EN CONDITIONS NORDIQUES

présenté par : BOULANGER-MARTEL Vincent

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

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

M. COURCELLES Benoît, Ph. D., président

M. BUSSIÈRE Bruno, Ph. D., membre et directeur de recherche

M. CÔTÉ Jean, Ph. D., membre et codirecteur de recherche

M. ISABEL Denis, Ph. D., membre

DÉDICACE

À ma famille

REMERCIEMENTS

Dans ces quelques lignes, je tiens à remercier toutes les personnes et organisations impliquées dans la réalisation de ce projet de recherche.

J'aimerais tout d'abord remercier mon directeur de recherche Bruno Bussière pour sa disponibilité, son encadrement et ses précieux conseils. Je suis reconnaissant de l'appui et de la disponibilité de mon codirecteur à l'Université Laval, Jean Côté.

Je tiens à remercier les membres de l'équipe du département d'environnement de Mine Raglan (une compagnie Glencore), notamment Joël Pagé, Mélanie Côté et Louis Marcoux pour leur accueil et collaboration.

Mes remerciements vont aussi à l'Institut de Recherche en Mines et Environnement UQAT-Polytechnique Montréal et au programme de bourse BMP-FRQNT-CRSNG pour leur support financier.

Je souhaite aussi remercier les professeurs de l'UQAT Mamert Mbonimpa, Vincent Cloutier et Isabelle Demers pour leur aide et appui lors de ce projet. L'équipe technique de l'URSTM est aussi remerciée pour leur collaboration. Je pense plus spécialement à Alain Perrault, Yvan Poirier, Patrick Bernèche et Olivier Peyronnard pour leur aide durant les essais de laboratoire.

Merci à tous mes collègues étudiants de l'IRME.

Je me dois de souligner l'apport spécial de mon ami et associé d'école par excellence Louis-Philippe Gélinas.

Je voudrais remercier mon frère et ma sœur pour leur soutien et encouragement. Merci, maman et papa, pour votre appui et vos sages conseils. Finalement, cette aventure en Abitibi aurait été bien différente sans la présence de ma conjointe Joannie et la venue de ma petite fille Agathe.

RÉSUMÉ

La restauration des parcs à résidus miniers est un défi environnemental de taille pour l'industrie minière, particulièrement pour les sites miniers générateurs de drainage minier acide (DMA) situés en climat nordique où des méthodes de restauration robustes à long terme doivent être développées. En climat tempéré, les recouvrements avec effets de barrière capillaire (CEBC) se sont avérés une méthode de restauration efficace pour les résidus miniers générateurs de DMA. Toutefois, ces recouvrements nécessitent l'utilisation d'un matériau fin pour la construction de la couche de rétention d'eau qui, en climat nordique, n'est pas toujours disponible près du site de construction. Dans un tel cas, des mélanges sol ou gravier-bentonite pourraient être utilisés. Ainsi, cette étude propose d'évaluer à l'aide d'essais en colonne au laboratoire la performance de contrôle des flux d'oxygène de CEBC faites de mélanges gravier-bentonite pour la restauration de sites miniers en climat nordique. Les propriétés isolantes du recouvrement permettraient de limiter la période de l'année où les résidus sont dégelés, tandis que les effets de barrière capillaire permettraient le contrôle des flux d'oxygène durant la période de dégel où les rejets pourraient générer du DMA. Les principaux objectifs du projet de recherche sont (1) de caractériser les propriétés hydro-géotechniques des matériaux de recouvrements proposés (2) de développer une méthode d'essai de laboratoire en colonne qui permet d'évaluer les effets des cycles de gel-dégel sur la migration de l'oxygène et la distribution de l'eau dans les CEBC testées et (3) d'évaluer la capacité des CEBC testées à contrôler les flux d'oxygène pour différentes conditions initiales de mise en place, avant et après cycles de gel-dégel, à partir de l'évaluation du coefficient de diffusion effectif de l'oxygène des couches de rétention d'eau.

Dans cette optique, des travaux de caractérisation des propriétés physiques, géotechniques de base, hydrogéologiques et thermiques ont d'abord été entrepris sur trois mélanges gravier-bentonite à 5,0, 6,5 et 8,0% bentonite. Des conductivités hydrauliques entre $3{,}5\times10^{-7}$ cm/s et $4{,}8\times10^{-8}$ cm/s et des valeurs d'entrée d'air entre 8 kPa et 20 kPa ont été mesurées pour les trois mélanges. Les résultats de cette étude de caractérisation montrent que les mélanges gravier-bentonite pourraient avoir les propriétés hydrogéologiques requises pour être utilisées comme couche de rétention d'eau d'une CEBC. Toutefois, plus de travaux s'avèrent nécessaires afin de déterminer la capacité des CEBC à limiter les flux d'oxygène et d'évaluer l'influence des cycles de gel et de dégel sur la capacité à contrôler la diffusion des gaz dans ces matériaux.

Ainsi, des essais en colonnes instrumentées ont été mis en place afin d'étudier les performances à contrôler la migration de l'oxygène de trois configurations de CEBC faites de mélanges gravier-bentonite à 5,0, 6,5 et 8,0 % bentonite. Les colonnes testées sont constituées d'un bris capillaire de 0,40 m fait gravier, d'une couche de rétention d'eau de 0,60 m faite de mélanges gravier-bentonite et d'une couche de protection de gravier de 1,0 m d'épaisseur. Une première colonne (6,5 % bentonite) a d'abord été construite afin de développer la méthode expérimentale. Trois autres colonnes ont ensuite été préparées en utilisant les connaissances obtenues avec la colonne test. Deux colonnes (5,0 et 8,0 % bentonite) ont été montées en conditions idéales (couche de rétention d'eau initialement près de la saturation), tandis qu'une colonne (6,5 % bentonite) a été mise en place à teneur en eau naturelle afin de simuler des conditions de terrain. Les essais en colonnes développés ont permis de réaliser des essais de diffusion de l'oxygène en colonne et d'évaluer l'influence de l'infiltration d'eau et des cycles de gel-dégel sur la diffusion.

Les CEBC à 5,0 et 8,0 % bentonite montrent des degrés de saturation élevés (> 85 %) aux conditions initiales, mais se désaturent avec les cycles de gel-dégel. La CEBC à 6,5 % bentonite montre quant à elle des degrés de saturation inférieurs à 52 % pour toutes les conditions. Les résultats des essais de diffusion d'oxygène interprétés à l'aide du code numérique POLLUTE concordent bien avec les profils de teneurs en eau volumique observés. Ces résultats montrent que les CEBC à 5,0 et 6,5 % bentonite sont performantes pour contrôler les flux d'oxygène aux conditions initiales, mais qu'une diminution des performances est observée avec les cycles de gel-dégel. Pour ces deux colonnes, des flux d'oxygène à l'état stationnaire inférieurs à 1 mol $O_2/m^2/an$ sont calculés en conditions initiales tandis que des valeurs supérieures à 50 mol $O_2/m^2/an$ ont été observées à partir du troisième cycle de gel-dégel. Cette perte de performance est en accord avec les résultats des essais de perméabilité qui ont montré un impact significatif des cycles de gel-dégel sur la valeur de la conductivité hydraulique saturée. Les flux d'oxygène calculés pour la CEBC à 6,5 % bentonite (> 100 mol $O_2/m^2/an$) démontrent une performance limitée pour toutes les conditions d'essai en raison du faible degré de saturation initial. L'évolution des températures et des teneurs en eau volumique non gelée mesurées pour ces trois colonnes lors des phases de dégel montrent qu'aux températures minimales (-11 à -13 $^{\circ}C$), des teneurs en eau volumique non gelée à l'équilibre entre 0,00 et 0,06 sont observées.

Les résultats des essais de laboratoire démontrent que l'approche méthodologique suivie permet l'évaluation de la performance de CEBC soumise à des cycles de gel-dégel et pourrait être

appliquée à d'autres configurations de CEBC. Cette étude de laboratoire s'est limitée à des matériaux utilisés dans le cadre d'essais de terrain réalisés à la Mine Raglan. Des performances de barrière à l'oxygène supérieures pourraient être obtenues avec une optimisation de la granulométrie du gravier et/ou de la proportion et du type de bentonite.

À la suite de ces travaux de recherche, il est recommandé de comparer les données de laboratoire obtenues avec des données réelles de terrain sachant qu'une cellule expérimentale avec une configuration similaire à la colonne 2 a été construite à la Mine Raglan. De plus, davantage de travaux de recherche quant au comportement des matériaux de type gravier-bentonite doivent être entrepris. Il est aussi suggéré de modifier la méthode de laboratoire afin de permettre la modélisation du coefficient de diffusion de l'oxygène de toute la couche de rétention d'eau. D'autres matériaux à granulométrie fine, moins sensible aux cycles de gel-dégel, comme des résidus miniers désulfurés, pourraient aussi être testés comme matériaux de la couche de rétention d'eau.

ABSTRACT

Environmental reclamation of mine tailing storage facilities is an important challenge of the mining industry. Especially for acid mine drainage (AMD) generating sites located in Nordic conditions where robust reclamation scenarios must be developed. In temperate climate, covers with capillary barrier effects (CCBE) were proven to be a practical reclamation method for AMD generating tailings. However, these covers require a fine grained material for the moisture-retaining layer which, in Nordic conditions, is not always available close to the construction site. In that case, soil-bentonite or crushed rock-bentonite mixtures could be used instead. Therefore, this study aims at evaluating through laboratory testing the performance of CCBEs made of crushed rock-bentonite mixtures to control oxygen fluxes for the reclamation of Nordic mine sites. Cover insulation properties would reduce the period of time where the tailings are above the freezing temperature and would control oxygen fluxes when the tailings could generate AMD in the unfrozen state. The main objectives of this research project are (1) to characterise the hydro-geotechnical properties of cover materials, (2) to develop a laboratory column testing method that allows evaluating the freeze/thaw sensibility of the tested CCBE on oxygen migration and water distribution and (3) to evaluate the capacity of the CCBEs to control oxygen fluxes for different placement conditions before and after freeze/thaw cycles, based on the evaluation of the moisture-retaining layer's effective oxygen diffusion coefficient.

In this context, characterisation works for physical, basic geotechnical, hydrogeological and thermal properties determination were conducted on three crushed rock-bentonite mixtures (5.0%, 6.5%, and 8.0% bentonite). Saturated hydraulic conductivities between 3.5×10^{-7} cm/s and 4.8×10^{-8} cm/s and air entry values between 8 kPa and 20 kPa were measured for the three mixtures. Characterisation results show that crushed rock-bentonite mixtures could have the required hydrogeological properties to be used as a moisture-retaining layer in a CCBE. However, more work was considered necessary to determine the capacity of the CCBEs to limit oxygen fluxes and to evaluate the effect of freeze/thaw cycles on their capacity to control gas diffusion.

Therefore, three CCBE configurations made of crushed rock-bentonite mixtures at 5.0%, 6.5%, 8.0% bentonite content were set up in instrumented columns to study their performance to control oxygen diffusion. Testing columns were made of a 0.40 m crushed rock capillary break layer, a

0.60 m crushed rock-bentonite mixture moisture-retaining layer and of a 1.0 m crushed rock protective layer. A first column (test column at 6.5 % bentonite) was first built to develop the experimental methodology. Then, three other columns were built based on the knowledge obtained with the test column. Two columns (5.0 and 8.0% bentonite) were set up at ideal initial conditions (moisture-retaining layer close to saturation) while another column (6.5 % bentonite) was set up at its natural water content to simulate field conditions. The column tests that were developed allowed conducting oxygen diffusion tests directly in the columns and evaluating the effects of water infiltration and freeze/thaw cycles on oxygen diffusion.

The 5.0% and 8.0% bentonite CCBE showed high degrees of saturation (> 85 %) at the initial conditions but desaturated with freeze/thaw cycles. The 6.5 % bentonite CCBE showed degrees of saturation lower than 52 % for all conditions. The POLLUTE interpreted oxygen diffusion tests results fit well with the observed volumetric water content profiles. Those values show that the 5.0 and 8.0 % bentonite CCBE are efficient to control oxygen migration at the initial conditions but a significant decrease in performances is observed with freeze/thaw cycles. For those two columns, steady-state oxygen fluxes lower than 1 mol O_2/m^2/year were calculated for the initial conditions while values higher than 50 mol O_2/m^2/year were observed from the third freeze/thaw cycle. This loss in performance is consistent with the freeze/thaw permeability test results which showed a significant impact of freeze/thaw cycles on the saturated hydraulic conductivity. Calculated oxygen flux for the 6.5 % bentonite CCBE (> 100 mol O_2/m^2/an) indicated a limited performance for all testing conditions because of the low initial degree of saturation. The evolution of temperatures and unfrozen volumetric water contents measured for the three columns during the freezing phases showed unfrozen volumetric water contents at equilibrium between 0.00 and 0.06 at minimal temperatures (-11 to -13^{o}C).

The laboratory column tests results indicate that the methodological approach followed allows the performance evaluation of CCBEs subjected to freeze/thaw cycles and that it could be applied to other CCBE configurations. This laboratory study is limited to the materials that were used in Raglan Mine's field experimental cell. Better oxygen barrier performances could be obtained if the grain size distribution of the crushed rock and/or the bentonite content and type were optimized.

Based on this research, it is recommended to compare the obtained laboratory results with real field data since an experimental cell with a similar configuration as column 2 was built at Raglan Mine. More research work oriented towards the understanding of the behaviour of crushed rock-bentonite mixtures is required. It is suggested to modify the laboratory method for allowing D_e modelling for the whole moisture-retaining layer. Other materials less sensitive to freeze/thaw cycle (like desulfurized tailings) could also be used as moisture-retaining layer materials.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE III

REMERCIEMENTS IV

RÉSUMÉ V

ABSTRACT VIII

LISTE DES TABLEAUX XVI

LISTE DES FIGURES XVII

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS XX

LISTE DES ANNEXES XXIV

CHAPITRE 1 : INTRODUCTION 1

1.1 Drainage minier acide et climat nordique 2

1.1.1 Processus de génération du drainage minier acide 2

1.1.2 Drainage minier acide en climat nordique 3

1.2 Méthodes de restauration des parcs à résidus miniers situés en climat nordique 4

1.2.1 Barrières à l'eau 5

1.2.2 Barrières à l'oxygène 6

1.2.3 Barrières thermiques 7

1.3 Contexte et objectifs du projet de recherche 8

1.4 Organisation du mémoire et contributions scientifiques 9

CHAPITRE 2 : REVUE CRITIQUE DE LITTÉRATURE 11

2.1 Les mélanges sol-bentonite 11

2.1.1 La bentonite 12

2.1.2 Structure des mélanges sol-bentonite 15

2.1.3 État de la pratique et bases de conception 18

2.2 Propriétés hydriques des mélanges sol-bentonite 20
2.2.1 Potentiel et pression de gonflement 20
2.2.2 Conductivité hydraulique saturée 23
2.2.3 Courbe de rétention d'eau 31
2.3 Propriétés thermiques des mélanges sol-bentonite 33
2.3.1 Conductivité thermique 34
2.3.2 Chaleur spécifique et capacité thermique 36
2.4 Influence des cycles de gel-dégel sur les propriétés des mélanges sol-bentonite 38
2.5 Couvertures avec effets de barrière capillaire 40
2.5.1 Principes hydrogéologiques 41
2.5.2 Mouvement des gaz 44
2.5.3 Transferts de chaleur 48
2.6 Recouvrements miniers constitués de mélanges sol-bentonite 49
2.6.1 ITEC Mineral, QC 49
2.6.2 Myra falls, BC 51
2.6.3 Premier Gold Project, BC 52
2.6.4 Whistle Mine, BC 52
2.7 Besoins en recherche 53
CHAPITRE 3 : ARTICLE 1 : LABORATORY EVALUATION OF CRUSHED ROCK-BENTONITE HYDRO-GEOTECHNICAL PROPERTIES 55
Abstract 55
Résumé 55
3.1 Introduction 56
3.2 Materials and methods 57
3.2.1 Materials 57

3.2.2 Basic properties 57
3.2.3 Rock-bentonite sample preparation 58
3.2.4 Saturated hydraulic conductivity 59
3.2.5 Water retention curve 59
3.2.6 Freeze-thaw cycles hydraulic conductivity tests 60
3.2.7 Thermal conductivity 61
3.3 Results 62
3.3.1 Permeability tests results 62
3.3.2 Water retention curve 63
3.3.3 Freeze-thaw permeability tests results 64
3.3.4 Thermal conductivity tests results 65
3.4 Discussion 66
3.5 Conclusion 67
Acknowledgements 68
References 68
CHAPITRE 4 : ARTICLE 2 : INFLUENCE OF FREEZE AND THAW CYCLES ON THE PERFORMANCE OF COVERS WITH CAPILLARY BARRIER EFFECTS MADE OF CRUSHED ROCK-BENTONITE MIXTURES TO CONTROL OXYGEN MIGRATION 73
Abstract 73
4.1 Introduction 74
4.2 Oxygen diffusion in soil covers 75
4.3 Materials and methods 77
4.3.1 Main physical and geotechnical properties 77
4.3.2 Column design 79
4.3.3 Oxygen diffusion test 81

4.3.4 Experimental approach....82
4.4 Column testing results....83
4.4.1 Volumetric water content profiles and evolution....84
4.4.2 Oxygen diffusion tests....87
4.4.3 Column dismantling results....88
4.5 Discussion....90
4.5.1 Effective oxygen diffusion coefficient determination....90
4.5.2 Steady-state oxygen flux through cover....96
4.5.3 Freeze/thaw influence on CRBM....98
4.6 Conclusion....99
Acknowledgements....100
References....101
CHAPITRE 5 : DISCUSSION GÉNÉRALE....106
5.1 Colonne test et développement méthodologique....107
5.1.1 Épaisseur de compactage....108
5.1.2 Méthode de saturation....108
5.1.3 Performance de la colonne test....109
5.2 Profils de gel-dégel....111
5.3 Perspectives d'avenir....113
5.3.1 Distribution granulométrique du concassé utilisé....114
5.3.2 Type et teneur en bentonite....114
5.3.3 Mise en place et performances initiales....116
CHAPITRE 6 : CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS....117
6.1 Conclusions....117

6.2 Recommandations 119

LISTE DE RÉFÉRENCES 121

ANNEXES 140

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1: Valeurs de conductivité hydraulique saturée pour des mélanges gravier-bentonite. 24

Tableau 2.2 : Valeurs de conductivité hydraulique saturée pour des mélanges sable-bentonite. ..25

Tableau 2.3: Valeurs de conductivité hydraulique saturée pour des mélanges silt-bentonite.....26

Tableau 2.4: Tableau résumé des paramètres des courbes de rétention d'eau.....32

Tableau 2.5: Conductivité thermique pour différent type de mélange sol-bentonite.....36

Tableau 2.6: Tableau sommaire des recouvrements miniers constitués de mélanges sol-bentonite. 50

Table 3.1: Basic physical properties of the crushed rock and the bentonite. 58

Table 3.2: Water content, dry density and porosity of mixtures at modified Proctor optimum. ...58

Table 3.3: Saturated salt solutions and corresponding suction (Delage et Cui, 2000; Cui et al., 2008; ASTM, 2012a).....61

Table 3.4: Saturated hydraulic conductivity values of crushed rock-bentonite mixtures. 63

Table 3.5: Thermal conductivity test sample conditions.....66

Table 4.1: Main physical and geotechnical properties of tested materials.....79

Table 4.2: Detailed experimental stages with their corresponding durations and characteristic testing temperatures.....84

Table 4.3: Applied saturation conditions and column 1 moisture-retaining layer estimated and modelled D_e (framed values).....94

Table 4.4: Applied saturation conditions and column 2 moisture-retaining layer estimated and modelled D_e (framed values).....94

Table 4.5: Applied saturation conditions and column 3 moisture-retaining layer estimated and modelled D_e (framed values).....94

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1: Feuillet tétraédrique (d'après Grim, 1959; tiré de Holtz et Kovacs, 1991). 12

Figure 2.2: Feuillet octaédrique (d'après Grim, 1959; tiré de Holtz et Kovacs, 1991). 13

Figure 2.3: Structure atomique de la montmorillonite (d'après Grim, 1959; tiré de Holtz et Kovacs, 1991). 14

Figure 2.4: Schématisation des relations volumiques lors du processus de gonflement de la bentonite à volume constant (d'après Komine 2008). 16

Figure 2.5: Relations volumiques lors du processus de gonflement de la bentonite à contrainte verticale constante (d'après Komine 2008). 16

Figure 2.6: Porosité et relation volumétrique des mélanges sol-bentonite (inspiré de Chapuis (1990b); Imaizumi et al. (2009b)). 17

Figure 2.7: Plage de variation type de la conductivité hydraulique saturée pour plusieurs sables propres en fonction de la teneur en bentonite (Chapuis, 2002b). 27

Figure 2.8: Plage de valeur de la conductivité hydraulique de différents mélanges sable bentonite (Chapuis, 2002b). 28

Figure 2.9: Cellule de conductivité thermique à fluxmètres thermiques (tiré de Côté et al., 2013). 35

Figure 2.10: Conductivité thermique de mélanges sol-bentonite en fonction du degré de saturation. 37

Figure 2.11: Évolution de la perméabilité en fonction des cycles de gel-dégel (Wong et Haug, 1991). 39

Figure 2.12 : Configuration type d'une CEBC (tiré de Aubertin et al., 2002). 41

Figure 2.13: Schématisation des courbes de rétention d'eau et des fonctions de perméabilité pour un silt et un sable (tiré de Aubertin et al., 2002). 43

Figure 2.14: Appareil de mesure du coefficient de diffusion de l'oxygène (tiré de Aubertin et al., 1995). 48

Figure 2.15: Configuration du recouvrement till-bentonite (tiré de Ayres et al., 2003) 52

Figure 3.1: Molded rock-bentonite mixture (A) and pressure plate apparatus sample set-up (B). 60

Figure 3.2: Experimental setup for 1D freeze-thaw cycles. 61

Figure 3.3: Saturated hydraulic conductivity (cm/s) of crushed rock-bentonite mixtures as a function of the bentonite void ratio (e_b) within the mix. 63

Figure 3.4: Water retention curves of rock-bentonite mixtures at 5.0, 6.5 and 8.0% bentonite obtained with a pressure plate apparatus (p.p) and with vapour desiccators and saturated salt solutions (s.s). 64

Figure 3.5: Increase in hydraulic conductivity due to cyclic freeze and thaw of a 6.5% bentonite mixture. 65

Figure 3.6: Thermal conductivity of tested rock-bentonite mixtures at different degrees of saturation and at frozen and unfrozen states. 66

Figure 4.1: Instrumentation, stratigraphic configurations and laboratory setup of the three experimental columns. 80

Figure 4.2: Average volumetric water contents measured during the various oxygen diffusion tests and at the dismantling stage for column 1, column 2 and column 3. 86

Figure 4.3: Evolution of the interstitial O_2 concentration (%) with time measured in the top of the capillary break layer during the oxygen diffusion tests conducted at various testing conditions for experimental columns 1, 2 and 3. 89

Figure 4.4: Initial average porosity and final dismantling porosity for columns 1, 2 and 3. 90

Figure 4.5: One-dimensional column oxygen diffusion test conceptual model and POLLUTE modelling parameters. 92

Figure 4.6: Average effective oxygen diffusion coefficients calculated for the moisture-retaining layer of column 1, 2 and 3 at the various testing conditions before (BI) and after (AI) infiltration. 96

Figure 4.7: Stationary oxygen flux at the base of the tested CCBE based on calculations using a moisture-retaining layer thickness of 0.60 m and the corresponding calculated De. 97

Figure 4.8: Stationary oxygen flux at the base of the tested CCBE based on calculations using the oxygen limiting thickness of the moisture-retaining layer and the POLLUTE modelled D_e.97

Figure 4.9: Increase in hydraulic conductivity of a 6.5% bentonite CRBM due to cyclic freezing and thawing. 99

Figure 5.1: Évolution des teneurs en eau volumiques mesurées dans la colonne test après drainage et aux conditions expérimentales des colonnes 1, 2 et 3 avant (BI) et après (AI) infiltration (les sondes à 1,30 m sont dysfonctionnelles). 110

Figure 5.2: Valeurs de la concentration interstitielle mesurée en O_2 en fonction du temps lors des essais de diffusion d'oxygène obtenus pour la colonne test après drainage et aux conditions expérimentales des colonnes 1, 2 et 3 avant (BI) et après (AI) infiltration.....110

Figure 5.3: Évolution des températures et des teneurs en eau volumiques mesurées lors des phases de gel-dégelpour les différentes sondes de la colonne 1. 111

Figure 5.4: Évolution des températures et des teneurs en eau volumiques mesurées lors des phases de gel-dégel pour les différentes sondes de la colonne 2. 112

Figure 5.5: Évolution des températures et des teneurs en eau volumiques mesurées lors des phases de gel-dégel pour les différentes sondes de la colonne 3. 112

Figure 5.6: Diffractogramme DRX de la bentonite PDSCo Grout 115

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

AEV	Air entry value ou pression d'entrée d'air
AI	After infiltration
AMD	Acid rock drainage
ASTM	American Society for Testing Materials
BI	Before infiltration
c	Chaleur spécifique [$L^2T^{-2}\theta^{-1}$]
C	Concentration [ML^{-3}]
C_a	Concentration d'oxygène dans l'air [ML^{-3}]
c_p	Capacité thermique massique [$L^2T^{-2}\theta^{-1}$]
C_U	Coefficient d'uniformité [-]
c_v	Capacité thermique volumique [$MLT^{-2}\theta^{-1}$]
C_w	Concentration d'oxygène dans l'eau [ML^{-3}]
CCBE	Covers with capillary barrier effects
CEBC	Couverture avec effets de barrière capillaire
CRBM	Crushed rock-bentonite mixture
D	Diamètre [L]
D_{10}/d_{10}	Diamètre des particules du 10% passants sur la courbe granulométrique [L]
D_{50}/d_{50}	Diamètre des particules du 50% passants sur la courbe granulométrique [L]
D_{90}/d_{90}	Diamètre des particules du 90% passants sur la courbe granulométrique [L]
D_{100}/d_{100}	Diamètre maximal des particules [L]
D*	Coefficient de diffusion apparent [M^2T^{-1}]
D^0_a	Coefficient de diffusion de l'oxygène dans l'air [L^2T^{-1}]
D_e	Coefficient de diffusion effectif [L^2T^{-1}]

D^0_w	Coefficient de diffusion de l'oxygène dans l'eau [L^2T^{-1}]
DMA	Drainage minier acide
DRX	Diffraction de rayon X
e	Indice des vides [-]
e_f	Indice des vides de gonflement libre [-]
F_c^C	Flux de chaleur [MT^{-3}]
$F_{s,L}$	Flux d'oxygène en régime stationnaire [$ML^{-2}\,T^{-1}$]
F(z,t)	Flux diffusif d'oxygène [$ML^{-2}\,T^{-1}$]
G_b	Densité de la bentonite [-]
G_{cr}	Densité du gravier [-]
G_s	Densité du solide [-]
H	Constante de Henry [-]
HDPE	High density polyethylene
h_w	Charge hydraulique [L]
IRME	Institut de Recherche en Mines et Environnement
K_r	Coefficient effectif de réaction [T^{-1}]
K_r*	Coefficient apparent réaction [T^{-1}]
k_{sat}	Conductivité hydraulique saturée [LT^{-1}]
k_u	Fonction de perméabilité [LT^{-1}]
k_w	Coefficient de perméabilité [LT^{-1}]
L	Épaisseur [L]
L_f	Chaleur latente de fusion [$L^2T^{-2}\theta^{-1}$]
L_v	Chaleur latente de vaporisation [$L^2T^{-2}\theta^{-1}$]
MRL	Moisture retaining layer

n	Porosité totale [-]
p_a	Paramètre de tortuosité de la phase gazeuse [-]
p.p.	Pressure plate
p_w	Paramètre de tortuosité de la phase aqueuse [-]
q_w	Débit d'eau [L^3T^{-1}]
Q	Emmagasinement de chaleur [MLT^{-3}]
r	Ratio des masses sèches de bentonite et de sol [-]
S_r	Degré de saturation [-]
s.s	Saturated salt solutions
S.S.	Surface spécifique [$L^2 M^{-1}$]
t	Temps [T]
T	Température [θ]
V_b	Volume de bentonite [L^3]
V_f	Volume final de bentonite hydratée [L^3]
V_s	Volume des solides [L^3]
UQAT	Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue
URSTM	Unité de recherche et de service en technologie minérale
XRF	Fluorescence au rayon X
z	Profondeur [L]
θ_a	Teneur en air volumique [L^3L^{-3}]
θ_{eq}	Teneur en air volumique équivalente [L^3L^{-3}]
θ_i	Teneur en glace volumique [L^3L^{-3}]
θ_r	Teneur en eau volumique résiduelle [L^3L^{-3}]
θ_{sat}	Teneur en eau volumique à saturation [L^3L^{-3}]

θ_u	Teneur en eau volumique non gelée [L^3L^{-3}]
θ_w	Teneur en eau volumique [L^3L^{-3}]
λ	Conductivité thermique [$MLT^{-3}\theta^{-1}$]
ρ	Masse volumique [ML^{-3}]
ρ_d	Masse volumique sèche [ML^{-3}]
ρ_{dm}	Masse volumique sèche du mélange [ML^{-3}]
ρ_w	Masse volumique de l'eau [ML^{-3}]
ψ	Succion matricielle [$ML^{-1}T^{-2}$]
ψ_a	Valeur d'entrée d'air [$ML^{-1}T^{-2}$]
ψ_r	Succion résiduelle [$ML^{-1}T^{-2}$]
ω	Teneur en eau massique [MM^{-1}]

LISTE DES ANNEXES

Annexe A – Propriétés géotechniques de base.....139

Annexe B – Résultats des essais de caractérisation hydrogéologique 144

Annexe C – Résultats des essais de caractérisation thermique 153

Annexe D – Supplément de caractérisation minéralogique et composition chimique de la bentonite 188

Annexe E – Droites de calibrage des sondes 5TM et Apogee 191

Annexe F – Comparison des D_e estimés par aachib 2004 et ceux modélisés par pollute 197

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

L'exploitation des ressources minérales génère une grande quantité de rejets solides et liquides. Parmi ces rejets, les rejets de concentrateurs (aussi appelés résidus miniers) sont produits par le broyage et les procédés minéralurgiques d'extraction des minéraux ou métaux d'intérêts. À la sortie du concentrateur, ces matériaux fins sous forme de pulpe ou de résidus épaissis (ou filtré) sont transportés, soit par un système de tuyaux, par camion ou par convoyeur jusqu'à une aire d'entreposage en surface (parc à résidu).

Dans plusieurs cas, les résidus miniers entreposés en surface contiennent une proportion de minéraux sulfurés qui, une fois exposés à l'air et à l'eau, peuvent produire du drainage minier acide (DMA) (p. ex. Nicholson et al., 1988; Blowes et Jambor, 1990; Aubertin et al., 2002; Elberling et al., 2003). Le drainage minier acide est caractérisé par un pH faible, des concentrations élevées en métaux (Fe, Cd, Cu, Ni, Pb, Zn, etc.), en sulfates (SO_4) et en solides dissous (Aubertin et al., 2002; Elberling et al., 2003). De manière générale, on considère que c'est le DMA qui constitue le principal défi environnemental lié à l'exploitation minière (Bussière et Aubertin, 1999).

Les législations québécoises et canadiennes obligent l'industrie minière à remettre les sites miniers dans un état satisfaisant après l'exploitation et cette remise en état doit, entre autres, limiter la production et la propagation de substances susceptibles de porter atteinte au milieu récepteur. Ainsi, dans les dernières décennies, plusieurs types de recouvrements miniers ont été développés en climat tempéré pour contrôler les principaux facteurs à l'origine du DMA, soient l'infiltration d'eau ou la disponibilité de l'oxygène (p. ex. Aubertin et al., 1995; MEND, 2001, 2004b). Cependant, en région nordique, la restauration des sites est beaucoup plus complexe puisque des contraintes supplémentaires s'ajoutent telles que la présence de pergélisol et de conditions climatiques difficiles, les changements climatiques et l'éloignement causant une logistique plus compliquée (Bussière et Hayley, 2010).

1.1 Drainage minier acide et climat nordique

1.1.1 Processus de génération du drainage minier acide

Plusieurs minéraux sulfurés tels que la pyrite (FeS_2) ou la pyrrhotite ($Fe_{1-x}S$) peuvent être à l'origine de la formation du drainage minier acide (Keith et al., 2000) et les réactions d'oxydation (chimique, bactériologique et électrochimique) conduisant à l'acidification des eaux de drainage sont relativement bien connues (p. ex. Evangelou et Zhang, 1995; Rimstidt et Vaughan, 2003; Abraitis et al., 2004). Une simplification du phénomène d'oxydation chimique est représentée à l'équation 1.1 par la réaction globale de l'oxydation de la pyrite (FeS_2); la pyrite est un minéral sulfuré fréquemment retrouvé dans les rejets miniers.

$$FeS_2 + \frac{15}{4}O_2 + \frac{7}{2}H_2O \rightarrow Fe(OH)_3 + 2H_2SO_4 \quad [1.1]$$

Plus précisément, l'oxydation directe de la pyrite se produit en présence d'oxygène et d'eau à pH près de la neutralité (équation 1.2). L'acidification du milieu entraînée par l'oxydation directe favorise les réactions indirectes (équations 1.3 et 1.4) où le fer ferreux (Fe^{2+}) s'oxyde en fer ferrique (Fe^{3+}) et précipite sous la forme d'hydroxyde ferrique ($Fe(OH)_3$). Ces réactions libèrent de l'acidité (ions H^+) et, lorsqu'un pH inférieur à 3,5 est atteint, le fer ferrique en solution peut oxyder directement la pyrite (équation 1.5).

$$Fe_2 + \frac{7}{2}O_2 + H_2O \rightarrow Fe^{2+} + 2SO_4^{2-} + 2H^+ \quad [1.2]$$

$$Fe^{2+} + \frac{1}{4}O_2 + H^+ \rightarrow Fe^{3+} + \frac{1}{2}H_2O \quad [1.3]$$

$$Fe^{3+} + 3H_2O \rightarrow Fe(OH)_3 + 3H^+ \quad [1.4]$$

$$FeS_2 + 14Fe^{3+} + 8H_2O \rightarrow 15Fe^{3+} + 2SO_4^{2-} + 16H^+ \quad [1.5]$$

Ces réactions d'oxydations peuvent être catalysées par certaines bactéries telles que les *Thiobacillus ferrooxidans* en accélérant l'oxydation du fer et du soufre. Toutefois, l'apport des bactéries à l'acidification des eaux n'est important qu'à un pH inférieur à 3,5. Dans ces conditions, une accélération du taux de réaction d'acidification par un facteur entre 10^3 et 10^6 peut être attribuée à l'action des bactéries acidophiles (Singer et Stumm, 1970; Nordstrom, 2000). La réactivité des sulfures est variable puisqu'elle est influencée par la température et par certains facteurs tels que la nature du minéral, la morphologie des particules sulfureuses, la surface exposée,

les conditions de l'oxydation (biotique contre abiotique), l'humidité, la structure cristalline, la disponibilité d'oxygène, la présence d'inclusions et la présence d'autres cations en solution (Nicholson et al., 1988; Ritcey, 1989; Nicholson et Scharer, 1994; Aubertin et al., 2002; Belzile et al., 2004).

La production de drainage minier acide peut être atténuée naturellement par la présence de minéraux neutralisants dans le milieu (Sherlock et al., 1995). Ces minéraux neutralisants peuvent réagir avec l'acidité et neutraliser les eaux de drainage. Parmi les minéraux neutralisants, ce sont les carbonates tels que la calcite ($CaCO_3$) et la dolomite ($(Ca, Mg)(CO_3)_2$) qui possèdent le meilleur potentiel de neutralisation (Kwong, 1993). De façon moindre, les oxydes, les hydroxydes et les silicates solubles peuvent également participer à la neutralisation du milieu à plus long terme. Plus de détails sur les processus de formation et de neutralisation du DMA peuvent être retrouvés dans Aubertin et al. (2002).

1.1.2 Drainage minier acide en climat nordique

De manière générale, pour les sites miniers situés en climat nordique, l'oxydation des sulfures est diminuée par les basses températures et la présence de pergélisol. Les basses températures réduisent les vitesses de réaction d'oxydation géochimiques et biochimiques des minéraux sulfurés (MEND, 1996a, 1996b; Elberling et al., 2000). Certains sites miniers générateurs de drainage minier acide sont tout de même situés en région nordique (p. ex. MEND, 1996a; Elberling, 1998; Elberling et Damgaard, 2001; Godwaldt, 2001). L'oxydation des sulfures dans la zone active du pergélisol est la principale cause de la présence de drainage minier acide dans l'Arctique (MEND, 1996a). Le dégel saisonnier de la zone active permet la fonte de la glace, l'oxydation des sulfures, la libération des métaux et leur transport dans l'environnement (Elberling, 2001). L'impact environnemental des aires d'entreposage de résidus miniers sulfurés est donc principalement lié à la contamination produite durant l'été (Elberling et al., 2007). Cependant, une portion significative de l'oxydation annuelle des sulfures peut aussi prendre place pendant l'hiver (Elberling, 2001) et peut contribuer à près de 25 % de la production totale annuelle de DMA. Le gel permet de limiter, sans toutefois contrôler en totalité, ce phénomène. L'oxydation des sulfures contenus dans les résidus miniers peut ainsi se produire jusqu'à une température de -11 °C (Elberling, 2005).

De manière générale, la cinétique des réactions d'oxydation des sulfures tend à décroître avec une baisse de la température (Elberling et al., 2000; Elberling, 2005). Même si les effets de la température sur les taux d'oxydation des minéraux sulfurés sont complexes, plusieurs études ont confirmé que la loi d'Arrhénius est une approximation valide des taux de réaction géochimiques et biochimiques (Ahonen et Tuovinen, 1992; MEND, 1996a). La vitesse d'oxydation chimique (prédominante à pH près de la neutralité) des sulfures près du point de congélation ne représente que 15 % des vitesses mesurées à 25 °C (Nicholson, 1984; MEND, 1996a), tandis que l'oxydation biochimique près de 0 °C peut représenter environ 30 % du taux maximal observé à 25-30 °C (Langdahl et Ingvorsen, 1997). Il été rapporté par Langdahl et Ingvorsen (1997) que certaines bactéries peuvent augmenter le taux d'oxydation du Fe^{2+} jusqu'à 8 fois celui obtenu par l'oxydation chimique seule à des températures près de 0°C. Finalement, une analyse de la solubilité de la calcite et de la dolomite réalisée par modélisation numérique (MINTEQ) montre des augmentations des solubilités respectives de facteurs 1,4 et 1,6 lorsque la température passe de 20 à 4 °C (Allison et al., 1991). L'augmentation de la solubilité des minéraux carbonatés à basse température a une influence sur plusieurs facteurs tels que la disponibilité de l'alcalinité pour la neutralisation, la lixiviation de l'alcalinité et la solubilité des carbonates de métaux (SRK, 2006). Plus de détails concernant les effets de la température sur la réactivité et le comportement biogéochimique des résidus miniers peuvent être retrouvés, entre autres, dans Éthier (2011) ou SRK (2006).

1.2 Méthodes de restauration des parcs à résidus miniers situés en climat nordique

Plusieurs types de recouvrements sont disponibles pour la restauration des parcs à résidus miniers générateurs de DMA. Ces méthodes visent à inhiber la production de drainage minier acide en jouant sur un ou plusieurs éléments contrôlant la réaction d'oxydation des sulfures soit la disponibilité de l'oxygène, l'apport en eau ou la température. Des approches de recouvrement visant à limiter l'infiltration d'eau (barrières à l'eau) ou l'apport en oxygène aux résidus miniers sous-jacents (barrières à l'oxygène) ont été envisagées ou mises en œuvre dans les plans de fermetures de mines situées en milieu nordique (p. ex. MEND, 2004a; 2009, 2010). Cependant, ces deux approches n'ont pas nécessairement été conçues avec une perspective d'application en région froide. À ce jour, l'approche de restauration des parcs à résidus miniers en climat nordique

la plus documentée est plutôt l'encapsulation des résidus réactifs sous un recouvrement isolant (barrière thermique) qui permet de conserver les résidus miniers gelés même l'été (p. ex. MEND, 1996a, 2004a; Meldrum et al., 2001; Coulombe, 2012; Coulombe et al., 2012). La section présente a pour but de présenter une brève description des principes de fonctionnement des principales méthodes de restauration des parcs à résidus miniers situés en climat nordique soit (1) les barrières à l'eau, les (2) les barrières à l'oxygène et (3) les barrières thermiques. Il est à noter que des recouvrements par ennoiement sont aussi utilisés dans ces environnements. Toutefois, ils ne seront pas traités ici puisque ce mémoire est orienté sur des recouvrements construits de matériaux granulaires. Éthier (2013) et MEND (2012) présentent une synthèse des principales approches de restauration des sites d'entreposage des rejets miniers en milieu nordique.

1.2.1 Barrières à l'eau

Le concept du recouvrement imperméable à l'eau a d'abord été développé pour les sites d'enfouissement sanitaire (p. ex. Alther, 1987; Weeks et al., 1992; Koerner et Daniel, 1997) et a ensuite été appliqué aux parcs à résidus miniers (Aubertin et al., 1995). Ce type de recouvrement est composé d'une ou de plusieurs couches de matériaux de faible conductivité hydraulique saturée qui permettent de réduire significativement l'infiltration et le transport de l'eau percolée. Ceci permet de limiter la disponibilité de l'eau et donc de limiter l'oxydation des sulfures et la lixiviation des métaux. Des valeurs de conductivité hydraulique plus faibles que 10^{-6} cm/s à 10^{-8} cm/s sont typiquement exigées pour les matériaux à faible conductivité hydraulique saturée (Chapuis, 1990b). Ces recouvrements peuvent être constitués de géomatériaux fins naturels (p. ex. silt, argile ou till), de géomatériaux modifiés (p. ex. mélanges sol-bentonite), de géocomposites (p. ex. géomembranes bitumineuses, géocomposite bentonitique) ou de géomembrane. Des exemples d'application où des recouvrements imperméables ont été utilisés en région nordique peuvent être trouvés aux mines Discovery et Port Radium aux Territoires du Nord-Ouest et à la mine Vénus au Yukon (MEND, 2009).

Une alternative au recouvrement imperméable est le recouvrement de type évapo-transpirant. Ce type de recouvrement permet de limiter la percolation d'eau aux résidus sous-jacents en misant sur le stockage de l'eau d'infiltration (en climat nordique - principalement lors de la fonte de la neige) dans le recouvrement et à sa libération lors de la période d'évaporation estivale (MEND, 2009, 2010). L'échange d'eau entre la couche de stockage et les résidus miniers sont, dans la

plupart des cas, limités par un bris capillaire (p. ex. Bossé, 2014). Un exemple d'application de recouvrements évapo-transpirants sur des résidus miniers localisés en régions froides peut être retrouvé à la Mine Giant aux Territoires du Nord-Ouest (MEND, 2009).

1.2.2 Barrières à l'oxygène

En climat tempéré, les méthodes les plus efficaces pour limiter la génération de drainage minier acide visent à limiter l'apport en oxygène aux résidus miniers (Collin et Rasmuson, 1988; Nicholson et al., 1989; Elberling et Damgaard, 2001). Parmi ces méthodes, on retrouve les systèmes monocouches avec nappe surélevée (p. ex. Aubertin et al., 1999; Ouangrawa et al., 2006, 2009; Demers, 2008; Éthier et al., 2013, 2014). Ce type de recouvrement est habituellement constitué d'une couche de matériau ayant une bonne capacité à contrôler l'évaporation et à favoriser l'infiltration, ce qui encourage la remontée du niveau phréatique. Le niveau phréatique peut aussi être contrôlé en limitant l'écoulement latéral de l'eau souterraine. Un maintien du niveau phréatique près (ou au-dessus) de l'interface recouvrement-résidu permet de réduire significativement l'oxygène disponible à l'oxydation des minéraux sulfureux. En climat nordique, seulement un cas d'application d'un système monocouche avec nappe surélevée a été répertorié à la Mine Lupin aux Territoires du Nord-Ouest (MEND, 2004a).

Parmi les autres types de barrières à l'oxygène, les couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC) se sont avérées une approche efficace pour la restauration des parcs à résidus miniers générateurs de DMA (Bussière et al., 2003, 2006, 2007; Dagenais, 2005). Les effets de barrière capillaire sont créés lorsqu'un matériau avec une forte capacité de rétention d'eau (couche de rétention d'eau) est placé par-dessus un matériau de plus faible capacité de rétention d'eau. Le contraste en termes de propriétés hydrogéologiques des matériaux favorise un haut degré de saturation de la couche de rétention d'eau qui permet de limiter la migration de l'oxygène de l'atmosphère vers les résidus réactifs (p. ex. Nicholson et al., 1989; Aubertin et al., 1997; Aubertin et al., 1999; Bussière et al., 2003, 2004, 2006, 2007). Des degrés de saturation supérieurs à 85-90% permettent de réduire significativement les flux d'oxygène à travers la CEBC (p. ex. Yanful, 1993a; Aubertin et al., 1999). Jusqu'à présent, en climat nordique, les CEBC n'ont toujours pas été appliquées à grande échelle. Ce type de recouvrement est présentement à l'étude à l'échelle intermédiaire (cellule expérimentale de terrain) au site de Mine

Raglan. Plus de détails concernant les CEBC et les effets de barrière capillaire sont présentés au Chapitre 2.

1.2.3 Barrières thermiques

Les recouvrements isolants sont constitués d'une épaisseur de matériaux non réactifs déposés à la surface des résidus miniers de manière à exploiter avantageusement les conditions climatiques froides des régions nordiques et favoriser l'intégration des résidus miniers au pergélisol. Comme il l'a été décrit à la section précédente, les faibles températures permettent d'inhiber les réactions d'oxydation des minéraux sulfurés responsables de la production du DMA et de limiter le transport des contaminants. À partir d'observations faites sur le terrain et en laboratoire, on remarque qu'en règle générale, cette technique peut être efficace pour les sites miniers situés dans un climat où la température du pergélisol est inférieure à -2 °C et où la température moyenne annuelle de l'air se situe sous -8 °C (MEND, 2004a). Ainsi, ce type de recouvrement doit être suffisamment épais pour que la zone active du pergélisol se maintienne dans le recouvrement et ainsi prévenir le dégel saisonnier des résidus miniers. Lors de la conception d'un recouvrement isolant, une épaisseur optimale de matériau permettant d'atteindre une température cible (sous zéro) des résidus miniers à la base du recouvrement doit être déterminée. Cette température cible dépend de la réactivité des résidus miniers. Plusieurs auteurs ont tenté d'établir une température maximale d'entreposage des rejets, sous laquelle ceux-ci seraient pratiquement inertes (p. ex. Ahonen et Tuovinen, 1992; Meldrum, 1998; Godwaldt, 2001; Kyhn et Elberling, 2001; Meldrum et al., 2001; Elberling, 2005; Coulombe, 2012). Ce critère cible doit être déterminé pour chaque site minier et est typiquement situé entre -2 et -6 °C. Étant donné que la performance de ce type de recouvrement est principalement basée sur le régime thermique créé dans le recouvrement (influencé par l'interaction entre la température de l'air et du sol), la performance à long terme des recouvrements isolants peut être source d'incertitudes dans un contexte de changement climatique. Coulombe (2012) présente une revue des facteurs affectant la performance de ce type de recouvrement. Des exemples d'application à grande échelle de ce type de recouvrement sont retrouvés, entres autres, aux mines Rankin Inlet (Meldrum, 1998; Meldrum et al., 2001) et Nanisivik (Elberling, 2001, 2005; Kyhn et Elberling, 2001) au Nunavut. Au Québec, la Mine Raglan proposait les recouvrements isolants comme mode de restauration du parc à résidu (Coulombe, 2012; Coulombe et al., 2012). Cependant, des solutions alternatives sont maintenant

recherchées pour tenir compte des changements climatiques appréhendés. Dans le but d'évaluer la meilleure option de recouvrement final du parc à résidu de Mine Raglan, quatre configurations de recouvrements sont actuellement testées en cellules expérimentales de terrain.

1.3 Contexte et objectifs du projet de recherche

D'après les informations présentées aux sections précédentes, peu de méthodes de restauration des sites miniers situés en conditions nordiques ont été développées. Les recouvrements isolants, qui visent à maintenir les résidus miniers réactifs gelés en tout temps, sont, jusqu'à présent, la méthode la plus favorisée pour de telles régions. Cependant, dans un contexte de changements climatiques, cette approche pourrait ne pas garantir le gel des résidus recouverts à long terme. Il est donc nécessaire de développer des méthodes de restauration des parcs à résidus miniers en région nordique robustes à long terme qui demeurent efficaces même dans un contexte de changements climatiques. Ainsi, l'utilisation d'une CEBC pourrait s'avérer une méthode performante pour la restauration des sites miniers situés en conditions nordiques. Les propriétés isolantes du recouvrement permettraient de limiter la période de l'année où les résidus sont dégelés tandis que les effets de barrière capillaire permettraient le contrôle des flux d'oxygène durant la période de réactivité. Les recouvrements de type CEBC requièrent l'utilisation de matériaux fins pour la construction de la couche de rétention d'eau. Cependant, en région nordique, de tels matériaux ne sont pas toujours disponibles près du site de construction. L'utilisation de mélanges sol-bentonite comme couche de rétention d'eau pourrait être une alternative intéressante qui reste à être validée.

Par conséquent, la présente étude propose d'évaluer, à l'aide d'essais en colonnes instrumentées, la performance de CEBC dont la couche de rétention d'eau est constituée de mélanges gravier-bentonite (5,0, 6,5 et 8,0 % bentonite) pour contrôler la migration de l'oxygène pour la restauration de parcs à résidus miniers situés en conditions nordiques. Les objectifs spécifiques (OS) du projet de recherche sont les suivants :

- OS1 : caractériser les propriétés hydrogéotechniques des matériaux de recouvrements proposés.

- OS2 : développer une méthode d'essai de laboratoire en colonne expérimentale qui permet d'évaluer les effets des cycles de gel-dégel sur la migration de l'oxygène et la distribution de l'eau dans les CEBC testées.
- OS3 : évaluer la capacité des CEBC testées à contrôler les flux d'oxygène pour différentes conditions initiales de mise en place, avant et après cycles de gel-dégel, à partir de l'évaluation du coefficient de diffusion effectif des couches de rétention d'eau.

1.4 Organisation du mémoire et contributions scientifiques

Le mémoire est divisé en 6 chapitres distincts. À la suite de la présente introduction, le Chapitre 2 vise à définir le cadre théorique et les principaux concepts nécessaires à la compréhension du mémoire. Les mélanges sol-bentonite ainsi que leurs différentes propriétés hydrogéologiques et thermiques sont d'abord présentés. Ensuite, l'influence des cycles de gel-dégel sur ces propriétés est mise en évidence. Le comportement hydrogéologique, les mouvements de l'oxygène et de transfert de chaleur dans les CEBC sont aussi présentés. Finalement, une revue de la performance de quatre applications de recouvrements miniers constitués de mélanges sol-bentonite est présentée.

Le Chapitre 3 présente une version mise à jour d'un article présenté par Boulanger-Martel et al. (2014) à la 67^{e} conférence canadienne de géotechnique qui s'est tenue à Régina du 28 septembre au 1er octobre 2014. Cet article présente les principaux résultats de caractérisation hydrogéologique et thermique des mélanges gravier-bentonite utilisés comme couche de rétention d'eau dans les CEBC. Les propriétés physiques et géotechniques de base des matériaux sont aussi présentées dans ce chapitre. Cet article vise à combler l'objectif spécifique OS1 du projet de recherche.

Le Chapitre 4 est un article qui a été soumis à la *Revue canadienne de la géotechnique* en avril 2015. Ce chapitre présente en premier lieu une revue des principes et équations gouvernant la diffusion de l'oxygène dans les recouvrements miniers. Les principales propriétés hydrogéotechniques des matériaux utilisés dans les CEBC testées sont aussi rappelées (OS1). Ensuite, la conception et le développement des essais en colonnes instrumentées sont détaillés. Cette portion de l'article vient répondre à l'objectif spécifique OS2. Finalement, les résultats des essais réalisés sont présentés et interprétés de manière à prédire la performance des CEBC testées

à limiter la diffusion de l'oxygène, et ce, pour différentes conditions de mise en place et teneurs en bentonite, avant et après cycles de gel-dégel (OS3).

Au Chapitre 5, une discussion générale sur l'ensemble des résultats du mémoire est faite. Des résultats complémentaires sont aussi présentés. Des détails par rapport aux développements méthodologiques relatifs au compactage et à la saturation des colonnes sont d'abord exposés. L'évaluation de la performance d'une colonne supplémentaire, qui n'a pas été décrite au Chapitre 4, est présentée. Aussi, l'évolution des températures et des teneurs en eau volumique lors des cinq phases de gel-dégel sont présentées pour les trois colonnes expérimentales (colonnes 1, 2 et 3). Finalement, les perspectives d'avenir quant à l'utilisation des CEBC isolantes faites de mélanges gravier-bentonite pour la restauration de parc à résidus minier en climat nordique sont discutées.

Enfin, le Chapitre 6 vise à présenter les principales conclusions et recommandations de ce mémoire. À noter que des informations supplémentaires en appui aux résultats des différents essais de laboratoire réalisés dans ce mémoire sont présentées en annexe.

Les principales contributions scientifiques de ce mémoire sont un article de conférence accepté et présenté à la 67^{e} Conférence canadienne de la géotechnique (articles non revus par les pairs) et un article de revue soumis à la *Revue canadienne de la géotechnique*. Les références complètes des articles publiés et soumis sont présentées ci-dessous.

Boulanger-Martel, V., Bussière, B., Côté, J., (2014) Laboratory Evaluation of Crushed Rock-bentonite Hydro-geotechnical Properties, 67th Canadian Geotechnical Conference, Regina, Saskatchewan, Canada. 28 septembre au 1er octobre, Article 329.

Boulanger-Martel, V., Bussière, B., Côté, J., Mbonimpa, M., (2015) Influence of freeze and thaw cycles on the performance of covers with capillary barrier effects made of crushed rock-bentonite mixtures to control oxygen migration. Soumis à la *Revue canadienne de la géotechnique* (avril 2015).

CHAPITRE 2 REVUE CRITIQUE DE LITTÉRATURE

La revue de littérature suivante vise à définir le cadre théorique et les principaux concepts nécessaires à la compréhension du mémoire. Dans un premier temps, les composantes et la structure des mélanges sol-bentonite sont présentées. Ensuite, les principales propriétés hydriques et thermiques des mélanges sol-bentonite trouvées dans la littérature sont présentées. Parmi ces propriétés, on retrouve le potentiel et la pression de gonflement, la conductivité hydraulique saturée, la courbe de rétention d'eau, la courbe de gel, la conductivité thermique, la chaleur spécifique et la capacité thermique. L'influence des cycles de gel et de dégel sur certaines de ces propriétés est aussi mise en perspective. Par la suite, le concept de couverture avec effets de barrière capillaire est décrit et les principales lois de mouvement de l'eau, des gaz et de la chaleur dans les géomatériaux de recouvrement sont expliquées. Quatre exemples d'application des mélanges sol-bentonite à titre de recouvrement minier sont présentés et leur performance discutées. Enfin, à la lumière de cette revue de littérature, les besoins en recherche sur le comportement hydrique et thermique des mélanges gravier-bentonite et à leur utilisation à titre de matériaux de couche de rétention d'eau d'une couverture avec effets de barrière capillaire sont mis en évidence.

2.1 Les mélanges sol-bentonite

Depuis plusieurs années, les mélanges sol-bentonite sont employés comme matériaux de construction d'ouvrages d'ingénierie pour la rétention d'eau ou le stockage sécuritaire des déchets industriels et municipaux; ces mélanges offrent une alternative intéressante lorsque peu de matériaux naturels fins sont accessibles à proximité d'un site. De manière générale, la bentonite est un matériau en poudre ou en granule principalement composé de montmorillonite et/ou d'autres minéraux argileux gonflants. La bentonite est habituellement mélangée à du sable (Chapuis, 1990a, 1990b; Kenney et al., 1992; Guo et al., 2010) ou des agrégats (Börgesson et al., 2003; Engelhardt et Finsterle, 2003; Mata et al., 2005; Villar, 2006) afin d'en améliorer considérablement les propriétés hydrogéologiques (Alther, 1987) et thermiques (Cho et al., 2011). L'utilisation de ces mélanges est fréquente, entre autres, dans la conception de tapis d'étanchéité (p. ex. Chapuis et al., 1992; Alston et al., 1997; Tay et al., 2001; Tripathi, 2006), de recouvrement de sites d'enfouissement sanitaire (Weeks et al., 1992) ou de matériau isolant pour l'entreposage souterrain de déchets radioactifs (p. ex. Mata et al., 2005; Alonso et al., 2008;

Pusch, 2008). Dans un contexte minier, l'utilisation de ces mélanges s'est principalement résumée à l'imperméabilisation des digues ou des bassins contenant des résidus miniers. À ce jour, l'utilisation des mélanges sol-bentonite dans la construction de recouvrement visant à restaurer des sites miniers est limitée.

2.1.1 La bentonite

Puisque le comportement hydraulique et mécanique des sols à grande échelle est contrôlé par les mécanismes agissant à l'échelle microscopique (Mitchell, 1993), il est important de bien comprendre les mécanismes agissant sur les constituants des mélanges sol-bentonite. Ainsi, les principales caractéristiques minéralogiques, chimiques et physiques de la bentonite sont présentées dans ce qui suit, avec une emphase sur les interactions entre les particules de bentonite, le sol de base et l'eau.

2.1.1.1 Minéralogie et structure

Les minéraux argileux sont des aluminosilicates hydreux liés à des ions métalliques dans une structure cristalline en feuillets. Les deux feuillets de base sont composés distinctivement d'une structure atomique répétée de tétraèdres de silice (T) ou d'octaèdres d'alumine (O). Les tétraèdres de silice sont composés de quatre atomes d'oxygène et un atome de silice (SiO_4). Les octaèdres d'alumine sont constitués de six atomes d'oxygène (ou hydroxyle) et d'un atome d'aluminium ($Al(OH\text{-}O)_6$), de magnésium, de fer et autres métaux. Les arrangements atomiques des feuillets tétraédriques et octaédriques sont présentés aux figure 2.1et figure 2.2 respectivement.

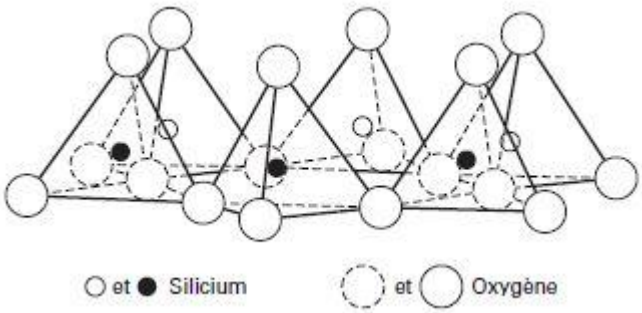


Figure 2.1: Feuillet tétraédrique (d'après Grim, 1959; tiré de Holtz et Kovacs, 1991).

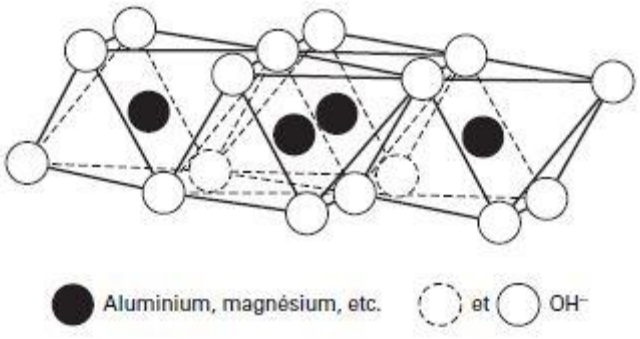


Figure 2.2: Feuillet octaédrique (d'après Grim, 1959; tiré de Holtz et Kovacs, 1991).

La constitution des minéraux argileux est caractérisée par les structures d'empilement des feuillets et par les divers liants et ions métalliques contenus dans la structure cristalline (Holtz et Kovacs, 1991; Mitchell, 1993). La montmorillonite est composée d'un feuillet octaédrique (ou d'alumine) pris en sandwich entre deux feuillets tétraédriques (ou de silice). Les sommets des tétraèdres se confondent avec les hydroxyles du feuillet octaèdre pour former la couche élémentaire de la montmorillonite. La couche élémentaire à une épaisseur d'environ 0,96 nm (Mitchell, 1993). Un cristal de montmorillonite est créé par l'empilement d'une succession de couches élémentaires (Holtz et Kovacs, 1991). Selon les conditions d'humidité, une particule peut être constituée de deux (Tessier et al., 1998) à des centaines de couches élémentaires (Pusch et al., 1990). La structure atomique des feuillets de montmorillonite est représentée schématiquement à la figure 2.3. Dans les particules, ce sont principalement les liaisons Van der Waals qui unissent les couches élémentaires. Des ions échangeables peuvent aussi pénétrer la structure et séparer les couches (Holtz et Kovacs, 1991). La montmorillonite a un bilan électrique négatif en raison des remplacements des cations d'Al^{2+} de la couche octaédrique par des cations de valence inférieure tels que le Mg^{2+} ou le Fe^{2+}. Pour atteindre l'électro-neutralité, la montmorillonite retient des cations sur sa surface externe; typiquement Na^{+} ou Ca^{2+}. Les différents types de montmorillonite sont déterminés par les cations externes adsorbés à la surface de ses particules; soit la montmorillonite sodique ou calcique. La formule générale de la montmorillonite est $(Na,Ca)_{0,3}(Al, Mg)_2Si_4O_{10}\cdot H_2O$.

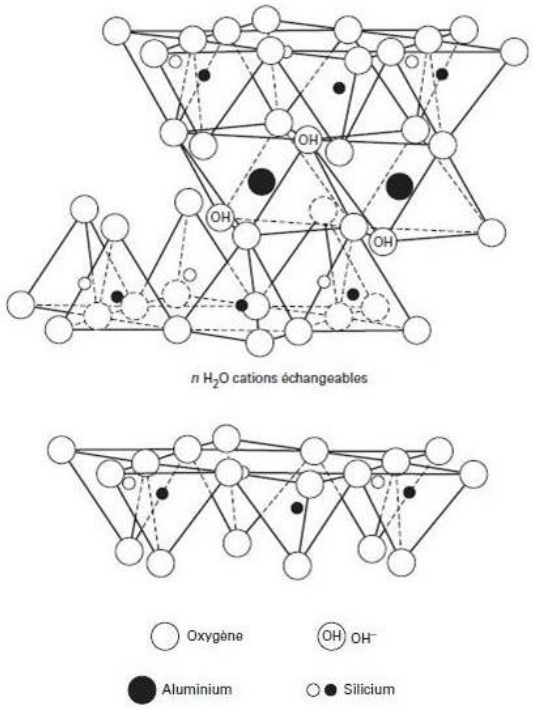


Figure 2.3: Structure atomique de la montmorillonite (d'après Grim, 1959; tiré de Holtz et Kovacs, 1991).

2.1.1.2 Interaction eau-bentonite

Les liaisons qui unissent les couches élémentaires sont faibles, facilement brisées et en présence d'humidité, l'eau peut incorporer l'espace interfeuillet. Lors de son hydratation, la montmorillonite gonfle en raison de l'incorporation de molécules d'eau entre les feuillets T-O-T, en association avec les cations entre feuillets Na^+ et Ca^{2+}. Les principaux mécanismes contrôlant l'hydratation et le gonflement de la bentonite sont discutés dans plusieurs ouvrages (p. ex., Holtz et Kovacs, 1991; Laird, 2006; Siemens, 2006; Arifin, 2008). Le gonflement de la bentonite se produit lorsqu'elle est mise en contact avec un solvant ou avec une atmosphère ayant une haute pression de vapeur (Arifin, 2008). Laird (2006) présente six mécanismes contrôlant le gonflement des argiles expansives; le gonflement cristallin, le gonflement de double couche, le bris des quasi-cristaux ou cristaux, le mélange de cations, le gonflement de covolume et le gonflement Brownien. Laird (2006) explique que le gonflement est principalement causé par le gonflement cristallin et ensuite par le gonflement de double couche et le bris des particules. Trois mécanismes sont responsables de la vitesse d'hydratation des argiles gonflantes en milieu non saturé; l'exposition des argiles à la vapeur d'eau, à un fluide non pressurisé et à un fluide

pressurisé (Pusch et Yong, 2003). Selon Mitchell (1993), une bentonite sodique de 800 m^2/g de surface spécifique (S.S. : aire totale de la surface des grains par unité de masse ou de volume) peut atteindre une teneur en eau de 400 % massique une fois complètement hydratée.

2.1.1.3 Propriétés exploitées

De manière générale, de la bentonite peut être ajoutée à un sol pour en diminuer la conductivité hydraulique ou augmenter ses propriétés de rétention d'eau. La bentonite sodique est souvent favorisée à la bentonite calcique. Olson et Daniel (1981) précisent que pour un même indice des vides, la bentonite sodique est trois ordres de grandeur moins perméable qu'une bentonite calcique. D'autres bénéfices que la réduction de la conductivité hydraulique peuvent être rencontrés avec l'ajout de bentonite. Par exemple, l'ajout de bentonite sodique à un sol utilisé dans la construction d'ouvrages de rétention des déchets est bénéfique puisque sa grande capacité d'échange cationique (80 – 150 meq/100g) et sa grande surface spécifique lui permettent d'atténuer la propagation de contaminants (spécialement les métaux lourds) (Metreveli et Frimmel, 2007). De plus, les grands indices de plasticité et de liquidité de la bentonite rendent les mélanges sol-bentonite flexibles (Mitchell, 1993).

2.1.2 Structure des mélanges sol-bentonite

Les mélanges sol-bentonite sont composés de deux espèces solides ayant des propriétés différentes et ces espèces (matériau de base et bentonite) doivent être considérées séparément (Chapuis, 1990b). Lorsque de la poudre de bentonite est mélangée au sol, une proportion des pores est occupée par celle-ci. Suite à un apport d'eau, la bentonite gonfle et occupe un volume de pore plus important. Puisque la bentonite a un potentiel de gonflement, les propriétés des mélanges sol-bentonite sont évolutives en fonction du degré de saturation. La bentonite occupe un volume maximum lorsque son hydratation complète est atteinte. La bentonite en poudre plutôt qu'en granule est favorisée pour en faciliter la distribution homogène dans les pores du sol (Chapuis, 2002b). Il est donc important de bien définir la notion de porosité des mélanges sol-bentonite pour comprendre leur comportement hydrique. Les relations massiques et volumétriques des mélanges sol-bentonites ont été présentées par plusieurs auteurs (p. ex. Chapuis, 1990b, 2002b; Pusch et al., 1990; Kenney et al., 1992; Mollins et al., 1996; Sällfors et Öberg-Högsta, 2002; Komine, 2008; Imaizumi et al., 2009b; Komine, 2010; Tripathi, 2013).

La figure 2.4 montre une schématisation des relations volumiques d'un mélange sable-bentonite idéal lors du processus de gonflement de la bentonite à volume constant, tandis que la figure 2.5 représente les mêmes relations lors d'un gonflement à contrainte verticale constante.

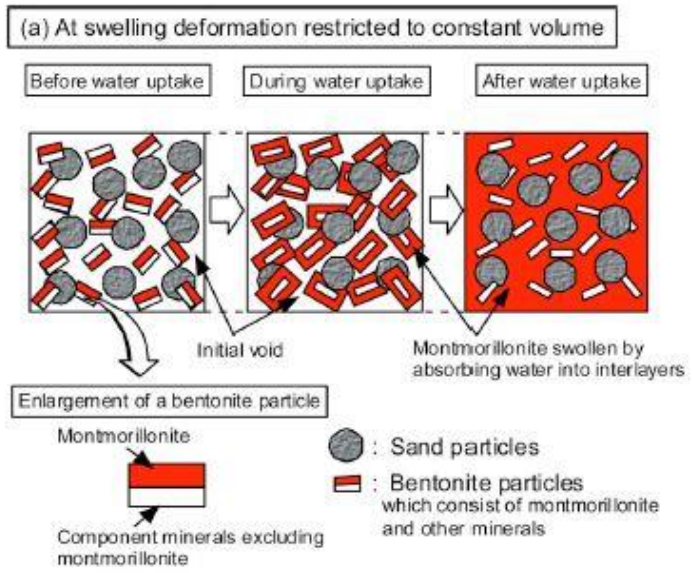


Figure 2.4: Schématisation des relations volumiques lors du processus de gonflement de la bentonite à volume constant (d'après Komine 2008).

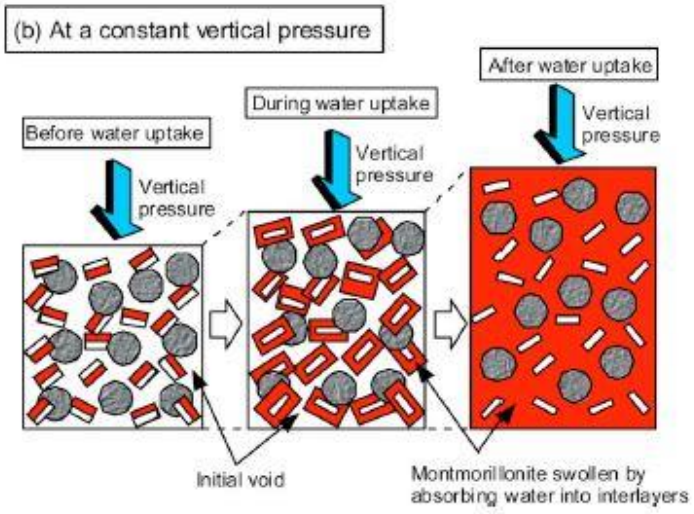


Figure 2.5: Relations volumiques lors du processus de gonflement de la bentonite à contrainte verticale constante (d'après Komine 2008).

La figure 2.6 présente une simplification de ces relations pour un mélange sol-bentonite sec (a), saturé à faible teneur en bentonite (b) et saturé à teneur en bentonite optimale (c). Dans le cas d'un mélange sec, le volume des pores occupé par l'air représente la porosité tandis que le volume des solides est occupé par le sol et la bentonite. Pour un mélange saturé, les relations volumétriques dépendent de la quantité de bentonite et de sa capacité de gonflement. Puisque les particules de bentonite ont une surface spécifique très élevée (5-12 x 10^4 m^2/kg), elles retiennent une partie de l'eau interstitielle (Mitchell, 1993). Cette eau absorbée par la bentonite n'est plus disponible à l'écoulement lié à la porosité du sol et la mobilité de ces molécules d'eau est contrôlée par les propriétés de la bentonite. Dans un cas où la totalité des pores est occupée par la bentonite hydratée (ou une proportion suffisante pour bloquer la connectivité des pores contenant de l'eau libre), la conductivité hydraulique saturée du mélange est contrôlée par les propriétés de la bentonite (c). Si le gonflement de la bentonite est insuffisant pour combler tout l'espace disponible dans les pores (b), la conductivité hydraulique du milieu sera dictée par la capacité de l'eau libre à s'écouler. Dans un tel cas, Chapuis (1990b) décrit le volume des vides disponible à l'écoulement comme la porosité effective (n*). La porosité totale des mélanges sol-bentonite comprend la porosité occupée par l'eau dans l'arrangement des particules de bentonite (eau trappée) et la porosité inter-particulaire (eau libre et/ou air).

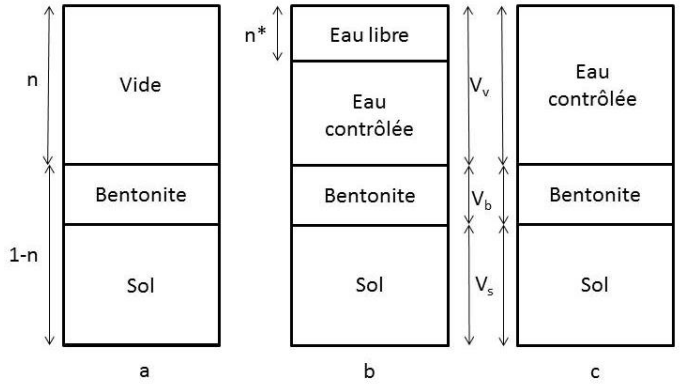


Figure 2.6: Porosité et relation volumétrique des mélanges sol-bentonite (inspiré de Chapuis (1990b); Imaizumi et al. (2009b)).

Le modèle conceptuel présenté permet d'illustrer une relation développée par Chapuis (1990b) pour déterminer l'ampleur de la porosité effective. Chapuis (1990b) a établi que la porosité effective est une fonction de la saturation (S_r), de la porosité totale (n) et du rapport des volumes

de la bentonite par rapport au solide (V_b/V_s) multiplié par un coefficient de proportionnalité (x =2);

$$n^* = nS_r - x(\frac{V_b}{V_s}) \quad [2.1]$$

La porosité effective introduite par Chapuis (1990b) est quelque peu différente de la définition normalement acceptée où la porosité effective est contrôlée par la quantité de pores interconnectés participants à l'écoulement (Fetter et Fetter Jr, 1999). La porosité effective d'un mélange sol-bentonite est responsable de l'écoulement jusqu'à ce qu'elle devienne nulle ou presque nulle. Dans un tel cas, tous les pores sont occupés par la bentonite hydratée et l'eau doit passer entre les particules de bentonite. À ce point, le comportement hydrogéologique du mélange est contrôlé par les propriétés de la bentonite. Imaizumi et al. (2009b) a introduit un indice des vides critique qui définit une valeur à laquelle un ajout de bentonite a peu d'effets sur les propriétés hydrogéologiques. Kenney et al. (1992) présentent les équations de calcul de l'indice des vides de la bentonite dans un mélange sol-bentonite idéal (équation 2.2). L'indice des vides de la bentonite (e_b) est fonction de la quantité de bentonite dans le mélange et le volume des pores dans lesquels la bentonite hydratée est confinée.

$$e_b = G_b\left[\left(1+\frac{1}{r}\right)\left(\frac{\rho_w}{\rho_{dm}}\right)-\frac{1}{rG_s}\right]-1 \quad [2.2]$$

où G_b et G_s sont la densité de la bentonite et du sol, ρ_{dm} est la masse volumique du mélange, ρ_w est la masse volumique de l'eau et r est le ratio des masses sèches de bentonite et de sol.

2.1.3 État de la pratique et bases de conception

Une conception de bonne qualité permet d'optimiser la teneur en bentonite en fonction des critères géotechniques désirés. De manière générale, la teneur minimale en bentonite permettant d'atteindre les objectifs de conception est ciblée. Renken (2006) rapporte que les facteurs en faveur d'une faible teneur en bentonite dans les mélanges sol-bentonite sont qu'une grande part de la stabilité mécanique est contrôlée par le matériau granulaire, que peu de structures de dessiccation sont anticipées et que les coûts sont minimisés. Cependant, une trop faible teneur en bentonite peut entraîner la formation de trous hydrauliques produits par la distribution hétérogène de la bentonite. En fonction des critères de conception, la conductivité hydraulique saturée, la capacité de rétention d'eau ou la diffusion de l'oxygène pourraient s'avérer ne pas être

suffisamment réduites. Dans la pratique, le choix du type de sol est principalement basé sur la disponibilité des matériaux à proximité du site (lié aux coûts de transports), tandis que la teneur en bentonite des mélanges est optimisée à partir d'essais de laboratoire et d'outils de prédiction. Habituellement, la teneur en bentonite retenue dépend principalement de trois facteurs; (1) les propriétés de la bentonite, (2) les propriétés du sol et (3) la méthode de mélange (Chapuis, 2002b).

Des modèles de prédiction, tels que ceux proposés par Chapuis (1990b), Kenney et al. (1992), Sällfors et Öberg-Högsta (2002), Mbonimpa et al. (2002) ou Tripathi (2013), peuvent être utilisés pour estimer la conductivité hydraulique saturée des mélanges sol-bentonite en fonction de la teneur en bentonite; le modèle de Kovacks Modifié (Aubertin et al., 1998, 2003) peut quant à lui être utilisé pour la prédiction de la courbe de rétention d'eau. Ces modèles de prédiction sont des outils principalement utilisés en phase préliminaire puisqu'ils permettent d'obtenir de bonnes estimations des propriétés hydrogéologiques avec un nombre réduit d'essais de laboratoire. Quant aux travaux de caractérisation au laboratoire, ils permettent de fournir les paramètres indispensables à une conception plus avancée et à la modélisation du comportement (hydrique, thermique ou mécanique) des ouvrages. Ces essais de laboratoire permettent aussi de prédire plus précisément le comportement *in situ* des matériaux. Finalement, plusieurs projets de construction de tapis d'étanchéité (p. ex. Chapuis et al., 1992; Alston et al., 1997), de recouvrement de site d'enfouissement (p. ex. Weeks et al., 1992; Khire et al., 1997), de recouvrement minier (p. ex. Aubertin et al., 1995, 1999; Bussière et Aubertin, 1999; Ayres et al., 2003; Adu-Wusu et Yanful, 2006; Song et Yanful, 2008) et d'encapsulation de résidus radioactifs (p. ex. Onofrei et Gray, 1996; Villar et al., 2005; Alonso et al., 2008) ont exigé une phase d'essai en cellules expérimentales de terrain afin de démontrer la performance des systèmes à mettre en place.

Lors de la phase de construction, plusieurs essais de contrôle doivent aussi être réalisés pour évaluer la variabilité des propriétés in situ des matériaux (dont la teneur en bentonite) et valider les conditions de conception (Chapuis, 1990b, a). À ce sujet, Chapuis (2002a) présente les lignes directrices quant à la conception et au suivi de performance des tapis d'étanchéité. Peyronnard et al. (2013) présentent quant à eux différentes approches au laboratoire pour estimer la teneur en bentonite de mélange gravier-bentonite.

2.2 Propriétés hydriques des mélanges sol-bentonite

2.2.1 Potentiel et pression de gonflement

Dans les mélanges sol-bentonite, les propriétés hydrogéologiques du milieu sont principalement dictées par la capacité de la bentonite à combler les macropores lors de son hydratation (Komine et Ogata, 1999). Le potentiel de gonflement d'une bentonite correspond à l'augmentation de volume maximale lors de son hydratation. Le gonflement maximum d'un mélange sol-bentonite est atteint une fois la bentonite complètement hydratée. Selon la méthode d'analyse, la pression de gonflement est définie soit par la pression nécessaire pour maintenir un sol expansif à volume constant lors de son hydratation, soit par la pression nécessaire pour redonner à un échantillon hydraté à son indice des vides initial (Arifin, 2008; ASTM, 2008c). Le comportement de gonflement d'une argile donnée ne doit pas être prédit en utilisant les informations et tendances obtenues à partir d'argiles d'origines différentes (Dafalla, 2012). Ceci est d'autant plus important dans le cas des bentonites puisque la capacité de gonflement d'une bentonite est principalement liée à sa teneur en montmorillonite et au type de montmorillonite présente dans sa composition (Komine et Ogata, 1999). Ainsi, des essais de laboratoire doivent fréquemment être réalisés pour déterminer précisément les propriétés des bentonites et des mélanges sol-bentonite.

2.2.1.1 Potentiel de gonflement

Les processus de gonflement liés à l'hydratation des argiles sont complexes et influencés par plusieurs facteurs. Le niveau de réponse des argiles à un apport en humidité est grandement lié à sa composition minéralogique, la chimie du fluide hydratant et sa structure (Mishra et al., 2011; Dafalla, 2012). Plus spécifiquement, le potentiel de gonflement de la bentonite est majoritairement relié à sa surface spécifique (Pusch et al., 1990). Mishra et al. (2011) montrent aussi que le gonflement libre de la bentonite est grandement influencé par le potentiel d'échange ionique du sodium, la fraction argileuse (<2 µm) et la surface spécifique. Le potentiel de gonflement des bentonites utilisées dans les mélanges sol-bentonite peut être représenté par le ratio de gonflement libre de la bentonite (e_f) (Kenney et al., 1992; Tripathi, 2006, 2013). Ce ratio correspond au rapport entre le volume occupé d'une bentonite hydratée (V_f) sans charge verticale versus le volume des grains secs de bentonite (V_b). Un essai de laboratoire simple peut être réalisé pour déterminer ce ratio (Kenney et al., 1992; Tripathi, 2006, 2013) où une petite quantité

connue de bentonite (habituellement 2g) est placée dans un cylindre gradué qui rempli lentement d'eau jusqu'à la marque de 100 ml. Une fois le gonflement terminé, le ratio de gonflement libre d'une bentonite quelconque (e_f) est donné par :

$$e_f = \left[\frac{V_f - V_b}{V_b}\right] \quad [2.3]$$

Le potentiel de gonflement des mélanges sol-bentonite peut aussi être déterminé lors d'essai de gonflement tel que proposé par ASTM D4546 (ASTM, 2008c).

Les résultats de Kenney et al. (1992) et de Tripathi (2006) ont démontré que e_f peut être lié à la limite de liquidité. Des ratios de gonflement libre de la bentonite mesurés (Kenney et al., 1992; Studds et al., 1998) et calculés (Studds et al., 1998; Sivapullaiah et al., 2000; Komine, 2010) sont présentés dans Tripathi (2013). Ces ratios de gonflement libre se situent entre 17,2 et 25,0 dans l'eau distillée et entre 5,4 et 9,0 dans l'eau salée (Kenney et al., 1992; Studds et al., 1998).

Il a été déterminé que l'amplitude du gonflement des mélanges sol-bentonite est significativement influencée par la densité initiale, la contrainte verticale et la quantité de bentonite contenue dans le mélange (Komine et Ogata, 1994). Wong et Haug (1991) expliquent que les mélanges sable-bentonite peuvent augmenter de volume lors de la saturation et que le gonflement est limité à moins de 1,0 % pour des spécimens à 8,3 % bentonite. Par contre, pour des spécimens contenant 13,0 et 25,0 % bentonite, l'augmentation de volume des mélanges est de l'ordre de 3,47 et 8,82 % respectivement. Des valeurs de gonflement entre 0,22 et 11,70 % sont relevées pour des sols de granulométrie variable (0,25 mm à 2,00 mm) à teneur en bentonite variant de 15 à 30 % (Gökalp et al., 2011). Une tendance similaire est observée par Komine et Ogata (1999).

2.2.1.2 Pression de gonflement

Pour mesurer la pression de gonflement de la bentonite ou d'un mélange sol-bentonite, les trois techniques proposées par la norme ASTM D4546 (ASTM, 2008c) sont fréquemment utilisées (Sridharan et al., 1986). ASTM D4546 (ASTM, 2008c) propose l'utilisation de la méthode d'équilibre des vides (Méthode A), l'essai de consolidation (Méthode B) et l'essai à volume constant (Méthode C) pour déterminer la pression de gonflement.

Dans la littérature, beaucoup d'études portent sur la pression de gonflement de la bentonite seule (p. ex. Komine et Ogata, 1994; Cui et al., 2002; Komine, 2004a; Villar et Lloret, 2008; Dafalla, 2012). De manière générale, la pression de gonflement de la bentonite augmente exponentiellement avec la densité sèche initiale, est réduite avec une augmentation de la teneur en eau initiale et est grandement influencée par la teneur en montmorillonite (Sridharan et al., 1986; Komine et Ogata, 1994; Villar et Lloret, 2004; Villar et Lloret, 2008). Des valeurs de pression de gonflement de bentonite à 80-90 % montmorillonite sont situées entre 1 et 20 MPa pour des masses volumiques sèches entre 1,5 et 2,0 g/cm^3 (Gray et al., 1984; Pusch et al., 1990; Villar et Lloret, 2008). Pour des masses volumiques sèches de mise en place semblables, des pressions de gonflement l'ordre de 0,5 à 5 MPa sont plutôt retrouvées pour des bentonites composées de 40 à 50 % montmorillonite (Kanno et Wakamatsu, 1992; Komine et Ogata, 1994; Komine, 2004a). Des valeurs entre 0,1 MPa et 4,9 MPa sont caractéristiques des bentonites à teneur en montmorillonite entre 69 et 80 % mises en place à des masses volumiques sèches entre 1,08 et 1,81 g/cm^3. Finalement, la pression de gonflement de la bentonite est influencée par la chimie du liquide interstitiel et diminue avec la charge ionique. Une différence maximale de 2 MPa entre la pression de gonflement d'une bentonite FEBEX mesurée dans de l'eau déminéralisée versus des solutions variant de 0.1 M à 2.0 M NaCl et $CaCl_2$ a été rapportée par Zhu et al. (2013).

Dans le cas des mélanges sol-bentonite, la pression de gonflement est une fonction de la masse volumique sèche du mélange, de la teneur en bentonite et de la teneur en montmorillonite de la bentonite (Agus et Schanz, 2005). Akcanca et Aytekin (2011) expliquent que la valeur de la pression de gonflement des mélanges sol-bentonite augmente avec la teneur en bentonite des mélanges. Des valeurs situées entre 145 kPa et 375 kPa sont retrouvées pour des mélanges composés de sable et 20 à 50 % de bentonite. Gray et al. (1984) rapportent des pressions de gonflement entre 3,0 et 8,0 MPa pour des mélanges de sable et 50 % bentonite pour des masses volumiques sèches entre 1,856 g/cm^3 et 2,055 g/cm^3. Lorsque la contrainte verticale est faible, des mélanges contenant 20 % de bentonite gonflent dans l'eau jusqu'à des indices des vides plus élevés que ceux contenus dans des mélanges à 10 % bentonite (Studds et al., 1998; Stewart et al., 2003). Par contre, à des contraintes verticales plus élevées, les deux mélanges gonflent à indice des vides similaires. De plus, selon Akcanca et Aytekin (2011), les cycles de mouillage et séchage n'ont pas d'effets significatifs sur les mélanges sable-bentonite. Une augmentation de la

température de 20 à 80 °C résulte en une réduction de la pression de gonflement de la bentonite (Arifin, 2008).

2.2.2 Conductivité hydraulique saturée

La conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) décrit la capacité d'un sol saturé à conduire l'eau et est l'une des propriétés des sols les plus importantes à déterminer lors de la conception d'ouvrages d'ingénierie. Ce paramètre est essentiel à la compréhension et au calcul des conditions d'écoulement, de consolidation et de stabilité (Sivapullaiah et al., 2000; Bussière, 2007). De plus, dans le dimensionnement des tapis imperméables de sol-bentonite, c'est la conductivité hydraulique saturée qui dicte l'épaisseur de matériaux à employer.

La conductivité hydraulique saturée est obtenue à partir d'essais de perméabilité réalisés en laboratoire. Les essais de perméabilité sur les mélanges sol-bentonite peuvent être réalisés en perméamètre à paroi flexible (e.g. Wong et Haug, 1991; Haug et Wong, 1992; Sällfors et Öberg-Högsta, 2002), en perméamètre à paroi rigide (e.g. Chalermyanont et Arrykul, 2005; Renken, 2006; Tripathi et Viswanadham, 2012) et en cellule œdométrique (p. ex. Kenney et al., 1992; Sivapullaiah et al., 2000; Tripathi et Viswanadham, 2012); se référer aux normes ASTM D5084 (ASTM, 2010) et ASTM D2434 (ASTM, 2006a) pour la réalisation d'essais de perméabilité en perméamètre à paroi flexible et rigide. En cellule œdométrique, la conductivité hydraulique saturée peut soit être déduite indirectement des résultats d'essais de consolidation (ASTM, 2011b), soit être mesurée par un essai de perméabilité à charge variable dans la cellule de consolidation (Chapuis, 2012). Le choix de la méthode de mesure doit permettre une bonne représentation des conditions de terrain. Il est conseillé d'utiliser une pression de confinement verticale représentative des conditions de terrain de manière à laisser la bentonite gonfler telle qu'il le serait observée *in situ* (Chapuis, 1990b).

Bon nombre d'auteurs ont publié des résultats d'essais de perméabilité sur des mélanges de sol-bentonite. Les Tableaux 2.1, 2.2 et 2.3 présentent une synthèse des valeurs de conductivité hydraulique saturée mesurées en laboratoire pour des mélanges gravier-bentonite, sable-bentonite et silt-bentonite à différentes teneurs en bentonite. Une synthèse semblable de valeurs de conductivité hydraulique saturée de la bentonite et de mélanges sol-bentonite est présentée dans Daemen et Ran (1996). Dans le cas des graviers, des conductivités hydrauliques saturées entre 10^{-6} cm/s et 10^{-9} cm/s sont retrouvées pour des mélanges entre 5 et 10 % bentonite. Avec l'ajout

de 20 à 30 % bentonite, des valeurs de k_{sat} de l'ordre de 10^{-10} cm/s à 10^{-11} cm/s peuvent être obtenues. Pour les sables propres bien étalés (SW), les conductivités hydrauliques saturées retrouvées dans la littérature varient typiquement de 10^{-7}cm/s à 10^{-9} cm/s pour des teneurs en bentonite entre 3 et 15 %. Certaines valeurs inférieures à 10^{-6} cm/s ont été observées à faible teneur en bentonite. Pour les sables uniformes (SP), les valeurs de k_{sat} sont habituellement situées entre 10^{-6} cm/s et 10^{-9} cm/s pour des teneurs en bentonite entre 4 et 33 %. Les conductivités hydrauliques saturées sont plutôt de l'ordre de 10^{-10} cm/s entre 50 et 80 % bentonite pour ces matériaux. Les k_{sat} des sables silteux (SM) se situent typiquement entre 10^{-7} cm/s et 10^{-9} cm/s pour des teneurs de 0,5 à 10 % de bentonite. Pour les silts (ML), des conductivités hydrauliques saturées de 10^{-5} cm/s à 10^{-9} cm/s sont obtenues pour des teneurs en bentonite inférieures à 20 % et de l'ordre de 10^{-10} cm/s pour des teneurs en bentonite entre 50 et 80 %. Finalement, Vu et al. (2014) présentent des valeurs de conductivités hydrauliques saturées variant entre 4×10^{-8} cm/s et 5×10^{-9} cm/s pour des mélanges de till et de 1 à 5 % bentonite sodique.

Tableau 2.1: Valeurs de conductivité hydraulique saturée pour des mélanges gravier-bentonite.

K_{sat} (cm/s)	USCS sol base	% bentonite	Type de perméamètre*	Référence
$2{,}7\times10^{-6}$ à $5{,}2\times10^{-9}$	GW	10 - 30	PR/OR	Johannesson et al. (1999)
$4{,}5\times10^{-8}$ à $7{,}5\times10^{-11}$	GW	10 - 30	PR/OR	Johannesson et al. (1999)
$4{,}5\times10^{-10}$ à $2{,}0\times10^{-10}$	GW	30	OR	Mata et Ledesma (2003)
4×10^{-8} à 5×10^{-9}	GW	2 - 5	n.d.	Vu et al. (2014)
$6{,}6\times10^{-8}$ à $1{,}2\times10^{-8}$	GW-SW	5	PF	Renken (2006)
$9{,}7\text{x}10^{-9}$	GM	20	n.d.	Chapuis (1990b)

* : Paroi flexible (PF), paroi rigide (PR), oedomètre Rowe (OR)
n.d. : Donnée non disponible

Les valeurs présentées indiquent qu'il est typique d'observer une diminution de la conductivité hydraulique saturée avec une augmentation de la teneur en bentonite. Ces résultats ont d'ailleurs été observés par plusieurs auteurs (p. ex. Chapuis, 1981, 1990b, 2002b; Kenney et al., 1992; Sivapullaiah et al., 2000). Sällfors et Öberg-Högsta (2002) indiquent que c'est la proportion de bentonite dans les vides du matériau de base qui détermine sa conductivité hydraulique saturée globale. Il est aussi possible d'observer que l'ordre de grandeur de k_{sat} est variable pour un même type de sol à une même teneur en bentonite. Ce phénomène peut être attribuable à plusieurs facteurs tels que la distribution granulométrique du sol de base, le type de bentonite utilisé, l'état

de mise en place de l'échantillon, la stabilisation de k_{sat} et la composition chimique du fluide. Ces paramètres d'influence sont discutés plus bas et interprétés en perspective avec d'autres études.

Tableau 2.2 : Valeurs de conductivité hydraulique saturée pour des mélanges sable-bentonite.

K_{sat} (cm/s)	USCS sol base	% bentonite	Type de perméamètre*	Référence
$5{,}0 \times 10^{-9}$	SW	8	PF	Adu-Wusu et Yanful (2006)
$1{,}0\times10^{-5}$ à $1{,}0\times10^{-7}$	SW	1 à 4	n.d.	D'Appolonia (1980)
$7{,}6\times10^{-6}$ à $3{,}3\times10^{-10}$	SW	11,5	PF	Ebina et al. (2004)
$3{,}0\times10^{-7}$ à $1{,}0\times10^{-8}$	SW	5 - 33	PF	Imaizumi et al. (2009b)
$2{,}2\times10^{-9}$ à $4{,}1\times10^{-10}$	SW	5 à 8	PR	Renken (2006)
$5{,}0\times10^{-6}$ à $2{,}0\times10^{-8}$	SW	4 à 8	PF	Sällfors et Öberg-Högsta (2002)
$5{,}0\times10^{-8}$ à $4{,}0\times10^{-9}$	SW/SP	3 à 9	PR	Chalermyanont et Arrykul (2005)
$2{,}0\times10^{-4}$ à $1{,}5\times10^{-9}$	SW/SP	4 à 15	PF/PR	Chapuis (2002b)
$2{,}0\times10^{-8}$ à $7{,}0\times10^{-9}$	SW/SP	5 à 10	PR	Gleason et al. (1997)
$2{,}5\times10^{-6}$ à $2{,}0\times10^{-9}$	SW/SP	10 - 20	CO	Studds et al. (1998)
$1{,}4\times10^{-4}$ à $1{,}2\times10^{-9}$	SW/SP/SM	2 à 33,3	PF/PR	Chapuis (1990b)
$6{,}5\times10^{-9}$ à $1{,}4\times10^{-9}$	SP	8	PF	Haug et Wong (1992)
$3{,}0\times10^{-8}$ à $8{,}6\times10^{-10}$	SP	4,5 à 25	PF/PR	Wong et Haug (1991)
$1{,}5\times10^{-6}$ à $5{,}2\times10^{-8}$	SP	9 - 18	PF	Heineck et al. (2010)
$9{,}6\times10^{-4}$ à $1{,}1\times10^{-6}$	SP	3 - 7	PF/PR	Chapuis et al. (1992)
$1{,}2\times10^{-7}$ à $6{,}1\times10^{-9}$	SP	4 - 12	CO	Kenney et al. (1992)
$7{,}0\times10^{-6}$ à $1{,}0\times10^{-8}$	SP	5 - 25	PR/CO	Tripathi et Viswanadham (2012)
$9{,}5\times10^{-8}$ à $1{,}0\times10^{-10}$	SP	10 - 80	CO	Sivapullaiah et al. (2000)
$2{,}7\times10^{-8}$ à $1{,}2\times10^{-10}$	SP	5 - 50	PF	Komine (2004b)
$1{,}8\times10^{-3}$ à $1{,}2\times10^{-10}$	SP	10 - 50	CO	Komine (2010)
$8{,}0\times10^{-4}$ à $7{,}0\times10^{-9}$	SM	2 à 10	PF/PR	Chapuis (2002b)
$3{,}1\times10^{-9}$ à $3{,}2\times10^{-10}$	SM	5 à 8	PR	Renken (2006)
$3{,}2\times10^{-7}$ à $4{,}1\times10^{-8}$	SM	0,5 à 3	PF	Santucci de Magistris et al. (1998)
$1{,}0\times10^{-6}$ à $9{,}0\times10^{-8}$	SM	1 - 4	n.d.	D'Appolonia (1980)
$1{,}0\times10^{-6}$ à $9{,}0\times10^{-8}$	SM	0,5 - 3	PR	Baldovin et al. (1991)
$2{,}1\times10^{-5}$ à $5{,}4\times10^{-9}$	SM	2 - 6	PR	Alston et al. (1997)
$1{,}7\times10^{-4}$ à $1{,}4\times10^{-5}$	SM[cc]	3 - 18	PF	Heineck et al. (2010)
$9{,}3\times10^{-9}$ à $3{,}9\times10^{-9}$	n.d.	10 - 20	PF	Ören et al. (2011)

* : Paroi flexible (PF), paroi rigide (PR), cellule oedométrique (CO)
[cc] : Cendres de charbon
n.d. : Donnée non disponible

Tableau 2.3: Valeurs de conductivité hydraulique saturée pour des mélanges silt-bentonite.

K_{sat} (cm/s)	USCS sol base	% bentonite	Type de perméamètre*	Référence
$6{,}0\times10^{-6}$ à $3{,}0\times10^{-10}$	ML	10 - 80	CO	Sivapullaiah et al. (2000)
$4{,}8\times10^{-8}$ à $1{,}0\times10^{-9}$	ML	2 - 8	PF	Fall et al. (2009)
$1{,}0\times10^{-5}$ à $1{,}0\times10^{-8}$	ML	8	PF	Aubertin et al. (1999); Bussière (1999)
$4{,}3\times10^{-5}$ à $1{,}1\times10^{-5}$	ML^{cv}	3 - 18	PF	Heineck et al. (2010)
$1{,}0\times10^{-7}$ à $1{,}5\times10^{-9}$	MH	20	CO	Mishra et al. (2008)

* : Paroi flexible (PF), cellule oedométrique (CO)
^{cv} : Cendres volantes
n.d. : Donnée non disponible

2.2.2.1 Distribution granulométrique du sol de base et teneur en bentonite

Une représentation des plages de conductivité hydraulique saturée en fonction d'une teneur en bentonite entre 0 et 20 % pour un sable propre (- de 10 % fines et avec un peu de gravier) est présentée à la figure 2.7 (Chapuis, 2002b). Les bornes, définies par les lignes brisées, ont été obtenues à partir de résultats d'essais de laboratoire réalisés en cellule triaxiale et en perméamètre à paroi rigide. Pour des teneurs en bentonite inférieures à 5 %, il est admis que les forces d'écoulement et l'érosion interne produisent l'enlèvement de la bentonite et que la conductivité hydraulique est constante entre 10^{-2} cm/s et 10^{-3} cm/s (k_{sat} du sol de base sans bentonite). À partir d'une teneur en bentonite de 5 %, la conductivité hydraulique diminue linéairement jusqu'à la conductivité hydraulique saturée minimale obtenue à environ 15 % bentonite (entre 10^{-8} cm/s et 10^{-9} cm/s). Au-delà de ce point, la conductivité hydraulique saturée reste stable et la perméabilité du milieu est principalement contrôlée par la bentonite. La figure 2.8 met en perspective les valeurs de k_{sat} obtenues pour des sables propres avec ceux de sables silteux et de silts sableux. Tout comme pour les sables propres, une chute linéaire de la conductivité hydraulique est observée. Cependant, en moyenne, les matériaux plus fins montrent une conductivité hydraulique saturée moindre d'un ordre de grandeur que les sables propres. La valeur de k_{sat} se stabilise à $1\text{x}10^{-8}$ cm/s pour les matériaux sableux et à 5×10^{-9} cm/s pour les matériaux plus fins. Par rapport à un sable propre, les matériaux avec plus de fines ont une conductivité hydraulique saturée plus faible pour des teneurs en bentonite plus faibles. Cela concorde aussi avec les travaux de Sivapullaiah et al. (2000) ou de Wong et Haug (1991). Il est à noter que la conductivité

hydraulique saturée de la bentonite seule se situe entre 10^{-8} cm/s et 10^{-12} cm/s pour des indices des vides typiques des mélanges sol-bentonite.

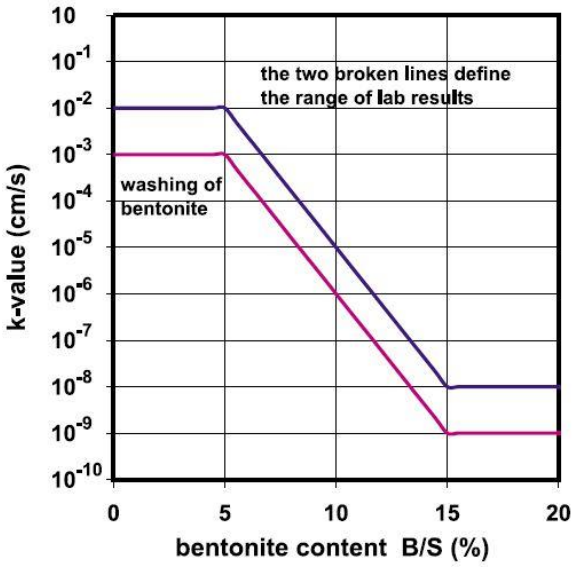


Figure 2.7: Plage de variation type de la conductivité hydraulique saturée pour plusieurs sables propres en fonction de la teneur en bentonite (Chapuis, 2002b).

On peut donc déduire que les sols avec une granulométrie étalée requièrent une plus faible proportion de bentonite que les sols uniformes pour atteindre une même conductivité hydraulique saturée (Koerner et Daniel, 1997). De plus, indépendamment du type de sol, au-delà d'une certaine teneur, l'ajout de bentonite a un effet moins important sur la valeur de k_{sat} du milieu. Il s'agit du ratio critique de bentonite du mélange (Imaizumi et al., 2009b). Une étude de Komine et Ogata (1999) a démontré que le gonflement d'une bentonite complètement hydratée n'était pas suffisant pour combler tous les pores de mélanges de sable avec une proportion de 5 à 10 % massique de bentonite. Par contre, les mélanges contenant 20 % et plus de bentonite permettaient de combler tous les pores du matériau. Une proportion typique de 5 à 15 % massique de bentonite est utilisée pour les mélanges sable-bentonite des tapis d'étanchéité (Chapuis, 1990b). Sällfors et Öberg-Högsta (2002) parlent plutôt d'une proportion située entre 4 et 13 %.

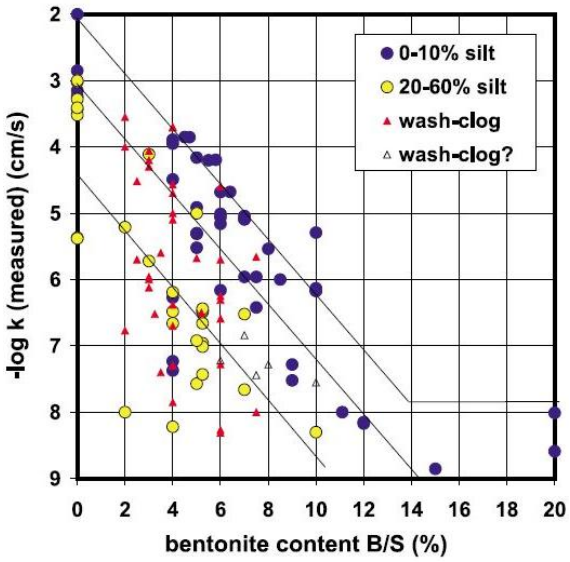


Figure 2.8: Plage de valeur de la conductivité hydraulique de différents mélanges sable bentonite (Chapuis, 2002b).

2.2.2.2 Influence du type de bentonite

Selon les propriétés de la bentonite utilisée, le gonflement de la bentonite peut entraîner une diminution significative de la conductivité hydraulique saturée (Kenney et al., 1992; Chapuis, 2002b). Puisque la montmorillonite sodique a de bonnes capacités de gonflement et une faible conductivité hydraulique saturée par rapport à la bentonite calcique, elle est couramment utilisée pour des fins de construction (Alther, 1987). Haug et Boldt-Leppin (1994) ont rapporté que la conductivité hydraulique saturée d'un mélange sable-bentonite contenant une bentonite à 76 % montmorillonite était près de 400 fois plus élevée qu'un mélange contenant une bentonite à 95 % montmorillonite. Quant à Lee et Shackelford (2005), ils ont démontré qu'une diminution de la quantité de montmorillonite sodique de 86 à 77 % et la diminution de la capacité d'échange cationique de 93 meq/100g à 64 meq/100g d'une bentonite augmente la conductivité hydraulique saturée par 3 fois. Une conductivité hydraulique saturée plus élevée est observée avec l'augmentation du rapport Ca/Na des argiles (Ebina et al., 2004).

2.2.2.3 Influence de l'indice des vides

Un mélange sol-bentonite idéal contient suffisamment de bentonite pour qu'une fois hydratée, la bentonite occupe tout l'espace des pores et en contrôle les propriétés hydrogéologiques (Kenney et al., 1992). Dans un tel cas, la conductivité hydraulique saturée globale du milieu tend à

rejoindre celle de la bentonite. La capacité de la bentonite à occuper les pores du matériau de base est fonction de l'indice des vides du matériau de base et de la capacité de gonflement de la bentonite. Kenney et al. (1992) indiquent que la conductivité hydraulique saturée de la bentonite est strictement fonction de son indice des vides. Ainsi, l'indice des vides de la bentonite dans un mélange sable-bentonite est un des facteurs les plus importants contrôlant la conductivité hydraulique saturée (Haug et Wong, 1992). Il a été démontré par plusieurs auteurs que, pour une teneur en bentonite donnée, il existe une relation où le $\log(k_{sat})$ diminue linéairement avec l'indice des vides des mélanges sable-bentonite (Olson et Daniel, 1981; Yang et Barbour, 1992; Sivapullaiah et al., 2000). Cette relation est valable pour toutes les contraintes de confinement testées. Selon les résultats d'une multitude d'essais de compactage, la plupart des sols et des mélanges sol-bentonite atteignent leur masse volumique sèche optimale à un degré de saturation entre 70 et 90 % (Chapuis, 2002b). La masse volumique sèche optimale est habituellement comprise entre 1700 kg/m^3 et 2000 kg/m^3 à une teneur en eau optimale entre 10 et 16 % (Chapuis, 2002). Un compactage plus efficace est atteint à une teneur en eau près ou supérieur (2 %) à la teneur en eau optimale (Haug et Wong, 1992).

2.2.2.4 Influence du temps d'hydratation

L'hydratation de la bentonite et la place qu'elle occupe dans les pores du sol sont les facteurs primordiaux contrôlant les vitesses d'écoulement de l'eau et par le fait même, la conductivité hydraulique saturée du milieu. Chapuis (1981, 1990b) et Chapuis et al. (1989) discutent de l'importance de la saturation partielle des échantillons sur les résultats d'essais de perméabilité. Les résultats obtenus par plusieurs auteurs (e.g. Wong et Haug, 1991; Haug et Wong, 1992; Gleason et al., 1997; Tripathi et Viswanadham, 2012) indiquent que la conductivité hydraulique saturée diminue avec l'augmentation du temps d'hydratation et de saturation jusqu'à se stabiliser dans le temps. La conductivité hydraulique saturée se stabilise après 10,5 jours (Haug et Wong, 1992) en perméamètre à paroi flexible et entre 10 à 20 jours en perméamètre à paroi rigide et en cellule oedométrique (Tripathi et Viswanadham, 2012). Chapuis (1990b) propose un temps d'hydratation de 3 à 7 jours pour les essais réalisés en cellule triaxiale et considère que l'utilisation d'un perméamètre à paroi rigide peut produire les mêmes résultats qu'un essai en cellule triaxiale si l'écoulement latéral est bien contrôlé (Chapuis, 1981; Edil et Erickson, 1985)

et que suffisamment de temps (2 – 4 semaines) est alloué à l'hydratation de la bentonite du mélange (Chapuis, 1990b).

2.2.2.5 Influence de la composition chimique du fluide interstitiel

2.2.2.5.1 Eau saline

Pour des indices des vides équivalents, la conductivité hydraulique saturée de la bentonite est jusqu'à trois ordres de grandeur plus élevée avec de l'eau salée que de l'eau fraîche (Kenney et al., 1992). Studds et al. (1998) ont mesuré la conductivité hydraulique saturée d'échantillons de bentonite en contact avec des eaux salées à différentes concentrations. Une relation linéaire a été observée entre le logarithme de la conductivité hydraulique saturée et l'indice des vides pour chaque concentration. Ces résultats montrent aussi que pour un indice des vides donné, la conductivité hydraulique saturée augmente avec la concentration de sels en solution. Une différence de conductivité hydraulique saturée de deux ordres de grandeur est observée entre un essai réalisé avec de l'eau distillée et avec une solution saline à 0,1 mol/l. La même tendance a été observée pour des mélanges sable-bentonite par plusieurs auteurs (p. ex. Kenney et al., 1992; Alston et al., 1997).

2.2.2.5.2 Drainage minier acide

Une étude de Kashir et Yanful (2001) évalue la compatibilité entre une bentonite sodique et un fluide de drainage minier acide (DMA) à l'aide d'essais de perméabilité. La conductivité hydraulique saturée à l'eau fraîche de la bentonite seule est de l'ordre de 2×10^{-9} cm/s. Lorsque du DMA est utilisé comme fluide, la conductivité hydraulique saturée augmente à $1{,}5\times10^{-7}$ cm/s pour un échantillon non confiné après la circulation d'approximativement 23 fois le volume des pores. L'augmentation de la valeur moyenne de la conductivité hydraulique saturée est limitée à 1×10^{-8} cm/s par l'application d'une contrainte verticale entre 30 et 50 kPa. Ces données révèlent qu'en présence de DMA, il est extrêmement important de représenter les conditions de confinement retrouvées *in situ* pour obtenir une estimation fiable de la conductivité hydraulique saturée.

2.2.3 Courbe de rétention d'eau

La courbe de rétention d'eau caractérise la relation entre la teneur en eau volumique (θ_w) et la succion (ψ) d'un sol non saturé. La courbe de rétention d'eau permet de déterminer les paramètres qui définissent les propriétés hydrogéologiques non saturées des sols et autres matériaux géologiques (Aubertin et al., 1998) et peut être obtenue à partir d'essais de laboratoire. La succion matricielle et la succion osmotique sont les deux composantes considérées dans la définition de la succion totale (Fredlund et al., 2012). Cependant, les changements dans la succion totale sont généralement attribués aux variations de la succion matricielle (Fredlund et al., 2012).

Plusieurs ouvrages présentent les techniques utilisées pour déterminer la courbe de rétention d'eau (p. ex. Aubertin et al., 1998; Delage et Cui, 2000; Blatz et al., 2008; Bulut et Leong, 2008; Marinho et al., 2008; Masrouri et al., 2008; Vanapalli et al., 2008; Fredlund et al., 2012). Les méthodes usuelles pour la détermination de la CRE des mélanges sol-bentonite sont la translation d'axe et l'équilibre de vapeur. Pour la translation d'axe, des cellules pressurisées de type plaque pression (*pressure plate*) ou cellule de pression (*Tempe cell*) sont utilisées pour déterminer la courbe de rétention d'eau des mélanges sol-bentonite dans la gamme de succion de 0 à 10 MPa (p. ex. Stoicescu et al., 1996, 1998; Aubertin et al., 1998). Les procédures expérimentales de détermination de la courbe de rétention d'eau à l'aide d'une plaque pression sont décrites par les méthodes B et C de la norme ASTM D-6836 (ASTM, 2008b). L'essai en cellule pression utilise une procédure inspirée des normes ASTM D-2325 (ASTM, 2007a) et ASTM D-3152 (ASTM, 2007b). Quant à la méthode d'équilibre de vapeur, elle utilise une série de dessiccateurs contenant des solutions salines saturées (Stoicescu et al., 1996, 1998; Aubertin et al., 1998) ou des solutions acides (Priyanto et al., 2011) afin d'imposer une succion osmotique contrôlée (ente 3 et 1000 MPA) par l'humidité relative de la chambre (Romero, 1999; Delage et Cui, 2000; Tang et Cui, 2005; ASTM, 2012a). Pour plus d'information sur les techniques de détermination de la courbe de rétention d'eau, le lecteur peut se référer à l'ouvrage de Fredlund et al. (2012).

Un des paramètres permettant de caractériser les courbes de rétention d'eau est la pression d'entrée d'air (ψ_a) qui représente la succion à partir de laquelle l'air entre dans les pores. Des valeurs représentatives de ψ_a pour différents types de mélanges sol-bentonite sont données au tableau 2.4. Les valeurs de ψ_a ont été évaluées graphiquement selon la méthode des tangentes

telle que présenté dans Fredlund et Xing (1994). Une valeur d'entrée d'air moyenne de 150 kPa est caractéristique des mélanges sable-bentonite à faible teneur en bentonite (6 à 8 % bentonite) tandis qu'elle est plutôt de 1000 kPa à 4000 kPa pour les plus fortes teneurs en bentonite (30 à 50 % bentonite) Stoicescu et al. (1996, 1998) rapportent plutôt des valeurs inférieures à 20 kPa pour des mélanges de sable ASTM C-109 à 8% bentonite. Un ψ_a de l'ordre de 20 kPa est caractéristique des mélanges till et gravier bentonite à faible teneur en bentonite. Des valeurs d'entrée d'air entre 27 et 81 kPa sont rapportées pour des mélanges de résidu minier à faible teneur en bentonite.

Tableau 2.4: Tableau résumé des paramètres des courbes de rétention d'eau.

ψ_a (kPa)	Sol de base	% bentonite	Référence
2 - 25	GW	1 - 5	Vu et al. (2014)
110	SW	6	Renken (2006)
200	SW	8	Adu wusu 2005
1000	SW	30	Mata et al. (2005)
20	Till	8	Ayres et al. (2003)
2 - 25	Till	1 - 5	Vu et al. (2014)
4000	Sable*	50	Priyanto et al. (2011)
150	Sable*	50	Schanz et al. (2013)
10 - 20	Sable ASTM C-109	8	Stoicescu et al. (1996, 1998)
26 - 27	ML	6 - 10	Aubertin et al. (1998)
34 - 81	ML	8	Aubertin et al. (1999); (Bussière, 1999)

* : Information sur la distribution granulométrique non-disponible

Les résultats de Stoicescu et al. (1996) montrent que l'ajout de 8 % de bentonite à un sable (ASTM C-109) augmente radicalement sa capacité de rétention d'eau. Les résultats de Vu et al. (2014) montrent que, pour des mélanges till-bentonite et roche concassée-bentonite, ψ_a passe de 2 kPa pour les mélanges à 1 % bentonite sodique à 25 kPa pour les mélanges à 5 % bentonite. De plus, Stoicescu et al. (1998) indiquent que la teneur en eau de mise en place influence la forme de la courbe de rétention d'eau des mélanges sol-bentonite. En effet, pour des succions entre 100 kPa et 1800 kPa, un mélange préparé à 2 % humide de l'optimum Proctor montre des teneurs en eau volumique plus élevée que des mélanges préparés à l'optimum et à 2 % sec de l'optimum. À plus de 4000 kPa, la teneur en eau de mise en place n'a plus d'influence sur la forme de la courbe de rétention d'eau du mélange. Finalement, changement de température entre 20 et 80 $^{\circ}$C n'affecte pas significativement la succion totale (Arifin et al., 2006; Arifin, 2008).

Les travaux réalisés par Aubertin et al. (1998) ont permis de déterminer la courbe de rétention d'eau de deux mélanges de résidus miniers (ML) avec 6 et 10 % de bentonite. Ces résultats démontrent que la bentonite augmente significativement la valeur de ψ_a et la teneur en eau pour une succion donnée au-delà de la pression d'entrée d'air (Aubertin et al., 1998). Le même phénomène est observé par Ayres et al. (2003) sur un mélange de till avec 8 % de bentonite. Bien que la bentonite modifie considérablement la relation $\theta_w - \psi$, le modèle de Kovacs modifié peut être utilisé pour prédire le comportement non saturé des mélanges résidus bentonite (Aubertin et al., 1998).

Selon la distribution granulométrique, les mélanges sol-bentonite peuvent posséder une distribution granulométrique à double porosité. Durner (1994), Othmer et al. (1991) et Zhang et Van Genuchten (1994) suggèrent que les sols à deux porosités ont une courbe de rétention d'eau bimodale. Durner (1994) explique qu'une courbe de rétention d'eau bimodale est causée par:

1. le drainage des deux tailles de grains à leur succion capillaire respectives ;
2. la perte d'eau à de hautes succions causée par la diminution du film d'eau sur la surface des particules de la matrice et aux points de contact entre les particules.

2.2.3.1 Effet d'hystérésis

Agus et Schanz (2006) ont observé un important effet d'hystérésis sur un mélange composé de 50 % sable et 50 % bentonite. Le degré de saturation maximal de 70 % observé en mouillage (versus 100 % initialement avant séchage) pourrait être attribué au gonflement associé à l'hydratation pendant le mouillage, à la présence de bulles d'air emprisonnées et à la formation de fissures entraînées par le gonflement qui n'ont pas été prises en compte lors de la mesure de l'échantillon. Cet aspect a été peu étudié jusqu'à présent.

2.3 Propriétés thermiques des mélanges sol-bentonite

Pour tenter de comprendre les mécanismes de transfert de chaleur dans les sols, les propriétés thermiques doivent être évaluées. Une bonne évaluation des propriétés telles que la conductivité thermique et la capacité thermique en laboratoire permettent d'obtenir les données essentielles à la modélisation des processus de transferts de chaleur ainsi que les flux de chaleur conductifs.

2.3.1 Conductivité thermique

La conductivité thermique (λ en W/mK) est une propriété thermique des sols importante à mesurer puisqu'elle permet l'analyse des flux de chaleurs conductifs (Fredlund et al., 2012). La conductivité thermique représente la quantité de chaleur qui passe une section d'un matériau donné soumis à un gradient de température. Le flux de chaleur dans un sol est fonction de la conductivité thermique des matériaux la constituant.

De manière générale, les principaux facteurs affectant la conductivité thermique d'un sol sont la structure, la masse volumique sèche, la porosité, la teneur en eau (ou degré de saturation), la composition minéralogique et la distribution granulométrique du sol (Kersten, 1949; Van Roover et Winterkorn, 1957; Johansen, 1975; Farouki, 1981; Côté et Konrad, 2005a, 2009). Une revue des propriétés thermiques et des principaux facteurs pouvant les affecter est présentée dans Farouki (1981). À titre indicatif, la conductivité thermique de l'air, de l'eau et de la glace sont 0,024, 0,6 et 2,24 W/mK respectivement. Une conductivité thermique élevée indique un transfert de chaleur plus rapide qu'une valeur plus faible.

La conductivité thermique des sols tels que les mélanges sable-bentonite et silt-bentonite peut être mesurée en cellule de conductivité thermique à fil chauffant. Cette méthode d'analyse est normalisée d'après ASTM D-5334 (ASTM, 2008a) et est conçue pour les échantillons isotropes. La cellule de conductivité thermique à fil chauffant peut être utilisée sur des matériaux granulaires secs et humides ayant un diamètre des particules inférieur à 0,5 mm (ASTM, 2008a). La cellule de conductivité à fluxmètres thermiques, développée par Côté et Konrad (2005b), permet de mesurer la conductivité thermique des matériaux plus grossiers. Une représentation du montage utilisé par cette méthode est montrée à la figure 2.9. Le lecteur intéressé par cet essai peut se référer aux ouvrages de Côté et Konrad (2005b, 2005a, 2006, 2009).

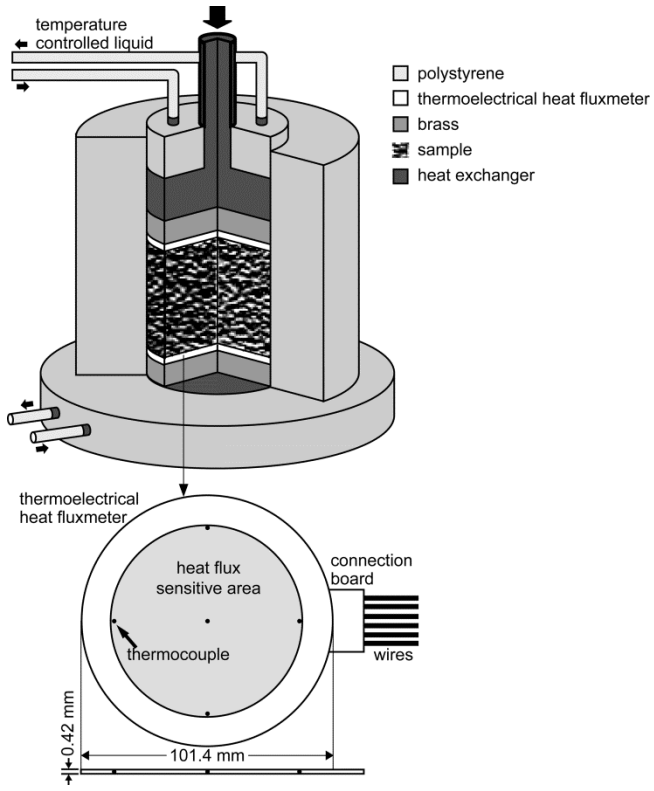


Figure 2.9: Cellule de conductivité thermique à fluxmètres thermiques (tiré de Côté et al., 2013).

Un sommaire des propriétés des matériaux et des conductivités thermiques mesurées au laboratoire tiré de la littérature pour des mélanges sol-bentonite est présenté au tableau 2.5 et à la figure 2.10. Les données illustrent que la conductivité thermique des mélanges sol-bentonite augmente avec le degré de saturation. Ce phénomène est attribué au fait que la conductivité thermique de l'air est plus faible que celle de l'eau. Pour les mélanges sable-bentonite, la conductivité thermique varie entre 0,65 W/mK et 1,10 W/mK à l'état sec et entre 1,15 W/mK et 2,18 w/mK lorsque saturée. Pour les mélanges de roches concassées-bentonite, la conductivité thermique est située entre 1,75 W/mK et 2,51 W/mK pour des degrés de saturation entre 61 et 95%.

Étant donné que la conductivité thermique de la glace est plus élevée que celle de l'air et de l'eau, un sol gelé a une conductivité thermique plus élevée à l'état gelé que lorsqu'il est non gelé (Côté et Konrad, 2005b). Par exemple, les résultats d'essais de conductivité thermique sur un matériau granulaire de calibre 0 – 20 mm à 6,5 % bentonite montrent des valeurs non gelées à 94 % de saturation de 1,91 W/mK et de 2,31 W/mK une fois gelé (Côté, 2013).

Tableau 2.5: Conductivité thermique pour différent type de mélange sol-bentonite.

	Matériau de base	ρd (g/cm^3)	Porosité (-)	Sr (%)	λ (W/mK)	% $_{bentonite}$
Börgesson et al. (1994)	Roche concassée	2.5 – 2.7	0.28 – 0.31	93 - 95	1.78 – 2.51	30 - 50
Côté (2013)	Roche concassée	2,54	0.25	61 - 94	1,75 – 1,91	6,5
Cho et al. (2011)	Sable	1.2 - 1.8	n.d.	57 – 97.5	1.59 – 0.88	70 – 90
Ould-Lahoucine et al. (2002)	Sable	1.64 – 2.56	0.3 – 0.63	0 - 99	2.18 – 0.44	56 – 88.3
Radhakrishna et al. (1992)	Sable	n.d.	n.d.	0 - 100	0.65 – 1.85	

Les études de Cho et al. (2011) et de Ould-Lahoucine et al. (2002) indiquent que, pour un même niveau de saturation et une masse volumique semblable, la conductivité thermique des mélanges sable-bentonite diminue avec l'augmentation de la quantité de bentonite présente dans le mélange. Börgesson et al. (1994) arrivent à la même conclusion pour un mélange de roche concassée et bentonite. De plus, pour une teneur en eau fixe, la conductivité thermique d'un mélange sable-bentonite augmente avec sa masse volumique sèche (Cho et al., 2011; Ould-Lahoucine et al., 2002). La forme des particules et la présence de ciment/d'agents liants (p. ex. calcite, oxydes de fer, bitume, ciment Portland) influencent le degré de contact et la continuité de la phase solide des géomatériaux poreux, ce qui influence leur conductivité thermique effective (Côté and Konrad, 2009). À une teneur en eau et en bentonite donnée, une structure plus lâche implique un moins bon contact entre les grains, une plus grande porosité et une plus faible conductivité thermique. Finalement, une étude de Song et Yanful (2008) utilise une valeur de conductivité thermique sèche de 0,938 W/mK pour la modélisation d'un recouvrement minier de sable-bentonite. Plusieurs valeurs de conductivité thermique de matériaux géologiques sont disponibles dans Fredlund et al. (2012) ou Côté et Konrad (2005b, 2005a, 2009).

2.3.2 Chaleur spécifique et capacité thermique

La chaleur spécifique d'un matériau (c en J/gK) décrit la quantité d'énergie nécessaire pour produire une augmentation de sa température d'une unité (1K). La chaleur spécifique d'un sol varie en fonction de la densité et de la teneur en eau. La chaleur spécifique peut aussi s'exprimer relativement au volume par la capacité thermique volumique (C en MJ/m^{3}K). La capacité thermique volumique d'un sol contrôle la quantité de changement de température résultante de

l'absorption ou du relâchement de chaleur d'un matériau (Fredlund et al., 2012). Normalement, la capacité thermique des systèmes tels que les mélanges sol-bentonite peut être calculée à partir de la relation proposée par de Vries (1963) pour les sols non gelés. La capacité thermique volumique d'un système tel que les mélanges sol-bentonite peut être prédite si la chaleur spécifique et la proportion volumique de chacun des constituants sont connues. La capacité thermique peut aussi être calculée à partir de la minéralogie et de la composition chimique des matériaux (Cara et al., 2000). Des valeurs types de chaleur spécifique et de capacité thermique peuvent être retrouvées dans de Vries (1963) ou Fredlund et al. (2012). Kay et Goit (1975) rapportent une variation linéaire décroissante de la chaleur spécifique d'une bentonite du Mississippi entre 320 K et 240 K. Cette étude indique des valeurs de chaleur spécifique de 800 J/kgK à 875 J/kgK, ce qui concorde avec la valeur (800 J/kgK) publiée par de Vries (1963) pour les argiles minérales. Knutsson (1983) a mesuré des valeurs de chaleur spécifique situées en 960 J/kgK et 1050 J/kgK et des capacités thermiques volumiques entre 2,483 MJ/m^{3}K et 2,687 MJ/m^{3}K pour une bentonite hautement compactée. Song et Yanful (2008) utilisent une chaleur spécifique calculée de 938 J/kgK pour la modélisation d'un recouvrement minier composé de sable bentonite.

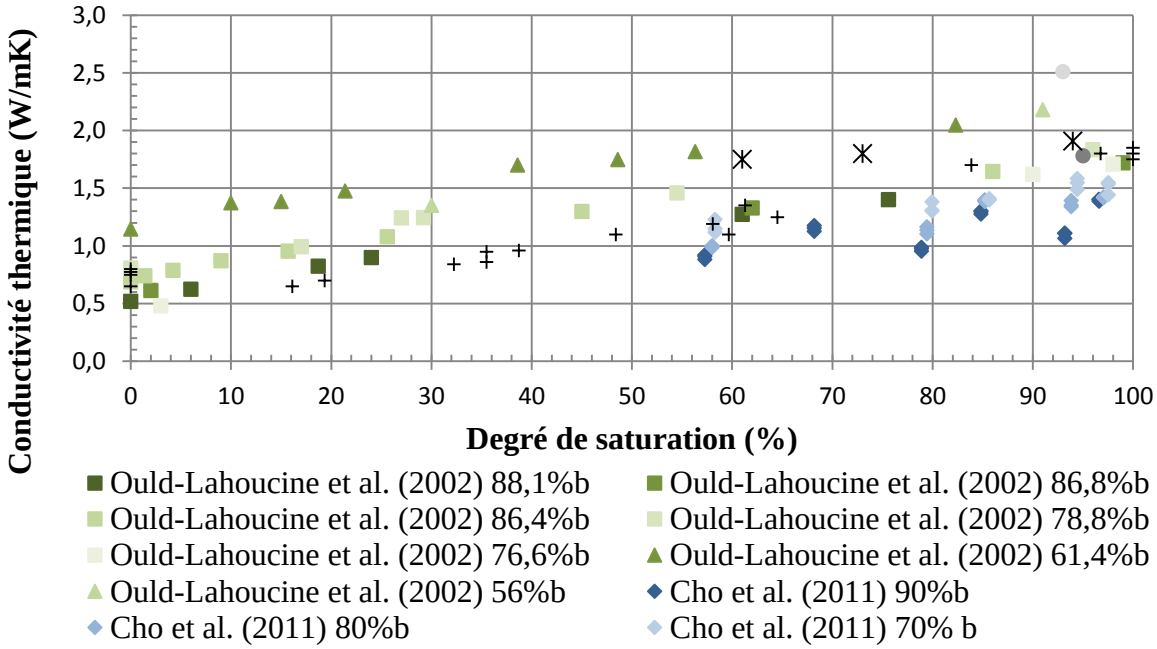


Figure 2.10: Conductivité thermique de mélanges sol-bentonite en fonction du degré de saturation.

2.4 Influence des cycles de gel-dégel sur les propriétés des mélanges sol-bentonite

Les cycles de gel-dégel modifient la texture et la structure des sols fins (Chamberlain et Gow, 1979; Konrad, 1989; Othman et al., 1993; Bowders et McClelland, 1994). De nombreuses études ont démontré que les argiles naturelles compactées peuvent voir augmenter leur conductivité hydraulique saturée d'un à trois ordres de grandeur lorsqu'elles sont soumises à des cycles de gel et de dégel répétés (p. ex. Chamberlain et Gow, 1979; Kim et Daniel, 1992; Othman et al., 1993; Benson et al., 1995; Chamberlain et al., 1995). Pour cette raison, l'utilisation de matériaux améliorés tels que les mélanges sol-bentonite a été proposée. Comparativement à la majorité des argiles naturelles, les mélanges sol-bentonite sont moins susceptibles aux effets des cycles de gel et de dégel (EBA Engineering Consultants, 1978; Wong et Haug, 1991; Haug et Wong, 1993; Chamberlain et al., 1997; Kraus et al., 1997). L'ajout de bentonite à un matériau granulaire réduit sa perméabilité et aide à minimiser les dommages causés par le gel en limitant les transferts d'humidité vers le front de gel (Linell et Kaplar, 1959). Le soulèvement au gel diminue avec l'augmentation de la teneur en bentonite du sol (Linell et Kaplar, 1959) puisque la glace dans les mélanges (c.-à-d. sable-bentonite) est présente sous forme de cristaux dispersés plutôt que de lentilles de glace (Chamberlain et al., 1997; Kraus et al., 1997).

Des travaux réalisés par Kraus et al. (1997) ont montré que l'influence des cycles de gel-dégel sur les mélanges sable-bentonite n'est pas significative. Une étude de Wong et Haug (1991) basée sur 39 essais de perméabilité réalisés en circuit fermé a montré d'autre part que des mélanges de sable d'Ottawa et de 4.5 à 25 % de Na-bentonite peuvent montrer une diminution de conductivité hydraulique saturée après cinq cycles de gel-dégel (figure 2.11). Cette même étude présente aussi une diminution de la conductivité hydraulique saturée des mélanges sable-bentonite avec l'augmentation du temps d'essai (sans tenir compte du gel-dégel). Ce phénomène a été attribué au gonflement secondaire (à long terme) de la bentonite (aussi observé par Fernuik et Haug (1990)). Ainsi, il est suggéré que le comportement d'un mélange sable-bentonite après plusieurs cycles de gel-dégel est semblable à celui d'un échantillon intact sans cycles de gel-dégel. À long terme, les échantillons soumis au gel et au dégel semblent rejoindre le comportement conductivité hydraulique saturée versus temps du mélange avant son gel. (Wong et Haug, 1991).

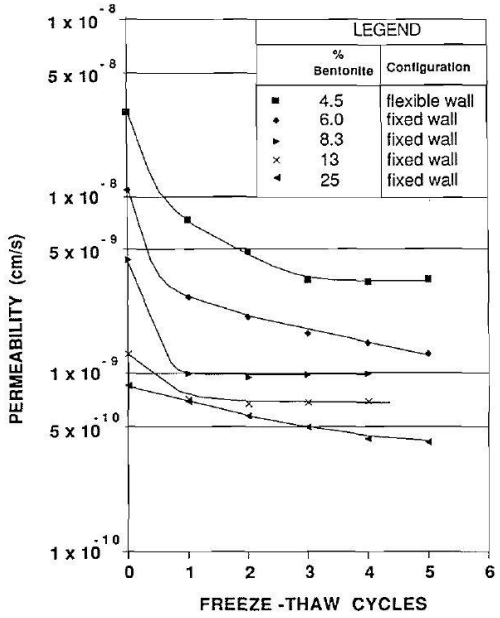


Figure 2.11: Évolution de la perméabilité en fonction des cycles de gel-dégel (Wong et Haug, 1991).

Chamberlain et al. (1997) comparent des mesures de conductivité hydraulique saturée prises sur le terrain (après deux années de cycles de gel et de dégel) et en laboratoire (après 10 cycles) pour un mélange de sable à 9 % bentonite. Les résultats de cette étude ne montrent aucune différence significative entre les résultats mesurés au laboratoire (1×10^{-8} cm/s) et ceux obtenus sur le terrain (5×10^{-8} cm/s). Il en ressort également que sur le terrain, l'uniformité de la distribution de la bentonite a un effet beaucoup plus important sur la conductivité hydraulique saturée que les effets du gel et dégel (Chamberlain et al., 1997).

Des travaux de laboratoire présentés par Aubertin et al. (1999) et Bussière (1999) sur un mélange de résidus miniers et 8 % bentonite ne montrent pas d'augmentation significative de conductivité hydraulique après 15 cycles de gel-dégel. Des résultats similaires sont présentés par l'étude de Fall et al. (2009) sur trois mélanges de résidus miniers et de bentonite (2, 4 et 8%).

Vu et al. (2014) présentent des résultats d'essais de perméabilité après cycles de gel-dégel réalisés sur des mélanges de till à 3 % bentonite et de grès concassé à 3 % (fraction 0 – 2mm) et à 5 % (fraction 0 – 19 mm) bentonite. Cette étude montre qu'il y a une légère diminution de la conductivité hydraulique saturée des trois mélanges testés après le premier cycle et une stabilisation de la valeur de k_{sat} au deuxième et troisième cycle. Un essai réalisé sur le mélange 0

– 19 mm + 5 % bentonite ne montre aucune augmentation de la conductivité hydraulique à long terme, après 25 cycles de gel-dégel.

Finalement, Eigenbrod (2003) explique que la fermeture des fissures d'un sol peut être attribuée à l'expansion d'argiles fortement gonflantes à proximité de la surface des plans de fissuration. Eigenbrod (2003) attribue un bon potentiel d'auto cicatrisation aux argiles gonflantes (p. ex. montmorillonite) et que peu de changements des propriétés hydrogéologiques du sol après des cycles de gel-dégel sont anticipés pour de tels sols.

2.5 Couvertures avec effets de barrière capillaire

Dans le cadre de ce travail, on vise à évaluer la capacité de couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC) à contrôler la génération de DMA en climat nordique. En climat tempéré, les CEBC sont une solution pratique et efficace pour limiter la génération de drainage minier acide (p. ex. Bussière et al., 2006, 2007; Dagenais et al., 2006). Ces recouvrements sont constitués de deux à cinq couches de sol distinctes configurées de manière à créer des effets de barrière capillaire (Aubertin et al., 2002). La configuration d'un système à cinq couches est présentée à la figure 2.12. Les effets de barrière capillaire sont créés lorsqu'un matériau fin (en référence à la couche de faible perméabilité ou couche de rétention d'eau) est placé au-dessus d'un sol plus grossier (couche de support). Les différences de propriétés hydriques en termes de courbe de rétention d'eau et de fonction de perméabilité permettent au matériau fin de conserver un haut degré de saturation et de limiter les flux d'oxygène de l'atmosphère vers les résidus miniers générateurs de DMA (p. ex. Rasmuson et Eriksson, 1986; Collin et Rasmuson, 1988; Nicholson et al., 1989; Fayer et al., 1992; Aubertin et al., 1993, 1995; Bussière et al., 2004). La section suivante a pour objectif de présenter les principes hydrogéologiques à la base des CEBC. Une revue des principales notions de mouvement de l'oxygène et de transfert de chaleur dans les géomatériaux des CEBC est aussi présentée.

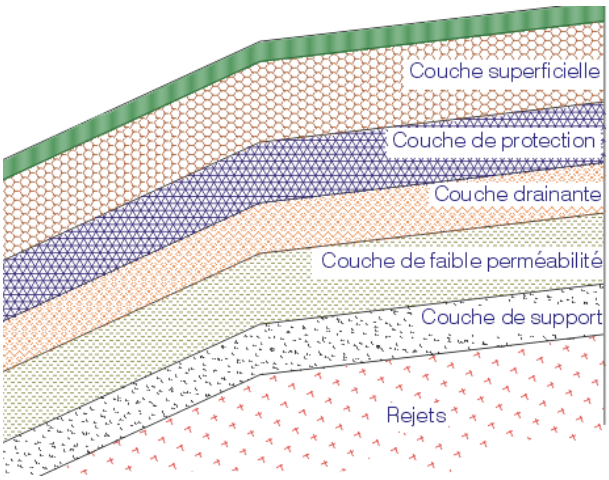


Figure 2.12 : Configuration type d'une CEBC (tiré de Aubertin et al., 2002).

2.5.1 Principes hydrogéologiques

2.5.1.1 Notions d'écoulement de l'eau en milieu non saturé

Lorsque le sol est saturé, tout l'espace des pores entre les particules solides est rempli d'eau et la conductivité hydraulique du milieu est constante. L'écoulement de l'eau est alors fonction d'un gradient hydraulique et de la conductivité hydraulique saturée du milieu tel que décrit par la loi de Darcy (Darcy, 1856) (équation 2.4).

$$q_w = -k_{sat} \frac{\partial h_w}{\partial_z}$$

[2.4]

où; q_w est le débit spécifique d'eau, k_{sat} est la conductivité hydraulique saturée et $\frac{\partial h_w}{\partial_z}$ est le gradient hydraulique. Cette équation représente un cas d'écoulement unidimensionnel et est utilisée pour illustrer le principe général qui peut s'appliquer sur trois dimensions (voir Bussière, 1999 pour les équations 3D). Il est à noter que seulement les équations unidimensionnelles seront présentées dans cette section.

Dans un matériau non saturé, l'eau est maintenue dans les pores par des forces capillaires causées par la tension de surface qui est créée à l'interface eau-air (Aubertin et al., 1995). Ainsi, la tension capillaire est dépendante de la taille des pores du sol et est une fonction du degré de saturation (ou θ_w) du sol. Au début du drainage (faibles valeurs de succion), le sol ne perd qu'une très faible quantité d'eau (exprimée en saturation ou en θ_w) par rapport à sa saturation initiale.

Une fois que la valeur d'entrée d'air (ψ_a) est atteinte, l'air commence à entrer dans les plus gros pores, et ces derniers ne contribuent plus à l'écoulement de l'eau. La tortuosité du chemin d'écoulement de l'eau est augmentée et la capacité du sol à conduire l'eau diminue. Lorsque la succion dans les pores augmente encore, la désaturation du sol entraîne le drainage de pores de plus en plus petits. L'augmentation de la teneur en air (ou diminution de la θ_w) produit par la désaturation entraîne une diminution de la conductivité hydraulique globale du milieu poreux. La succion résiduelle (ψ_r) correspond à la succion exercée à la teneur en eau volumique résiduelle (θ_r). Il en ressort que la capacité d'un sol non saturé à conduire l'eau dépend principalement de la quantité d'eau présente dans le sol (degré de saturation). Il existe donc des relations entre le degré de saturation (ou θ_w), la succion capillaire (ψ) et la conductivité hydraulique (k). Ces relations, caractéristiques pour chaque sol non saturé, sont représentées par la courbe de rétention d'eau $\psi(\theta_w)$ et la fonction de perméabilité k_u ($k(\psi)$ ou $k(\theta_w)$).

Ainsi, pour un sol non saturé, la loi de Darcy (cas 1-D) peut être remplacée par la loi de Richard (Richards, 1931) (équation 2.5).

$$q_w = -k_w(\psi)\frac{\partial h_w}{\partial z} \qquad [2.5]$$

Il en découle que, pour respecter la loi de conservation de la masse et pour un écoulement en milieu non saturé hétérogène et anisotrope, l'équation d'écoulement (cas 1-D) de l'eau devient;

$$\frac{\partial h\theta_w}{\partial t} = \nabla(k_w(\psi)\nabla \mathrm{h}) = \frac{\partial}{\partial x}\left(k_{w,x}(\psi)\frac{\partial h}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k_{w,y}(\psi)\frac{\partial h}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_{w,z}(\psi)\frac{\partial h}{\partial z}\right) \qquad [2.6]$$

La relation $\psi - \theta_w$ d'un matériau granulaire peut être décrite par des modèles mathématiques tels que, par exemple, ceux proposés par van Genuchten (1980), Brooks et Corey (1964) ou Fredlund et Xing (1994). La courbe de rétention d'eau peut aussi être prédite à partir des propriétés de base du matériau (p. ex. Aubertin et al., 1998, 2003). Puisqu'il est complexe de déterminer la fonction de perméabilité en laboratoire, elle peut être estimée à partir de méthodes prédictives basées sur l'interprétation de la courbe de rétention d'eau (p. ex. Mualem, 1976; Fredlund et al., 1994). La figure 2.13 montre une schématisation des courbes de rétention d'eau et des fonctions de perméabilité d'un sable et d'un silt. Il en ressort que la courbe de rétention d'eau est analogue à la fonction de perméabilité : plus la succion capillaire augmente, plus θ_w et k_u diminuent. Cet exemple sera utilisé au point 2.5.1.2 pour expliquer le phénomène de barrière capillaire. Plus de

détails sur l'écoulement de l'eau en milieu non saturé peuvent être retrouvés, entre autres, dans Fredlund et al. (2012).

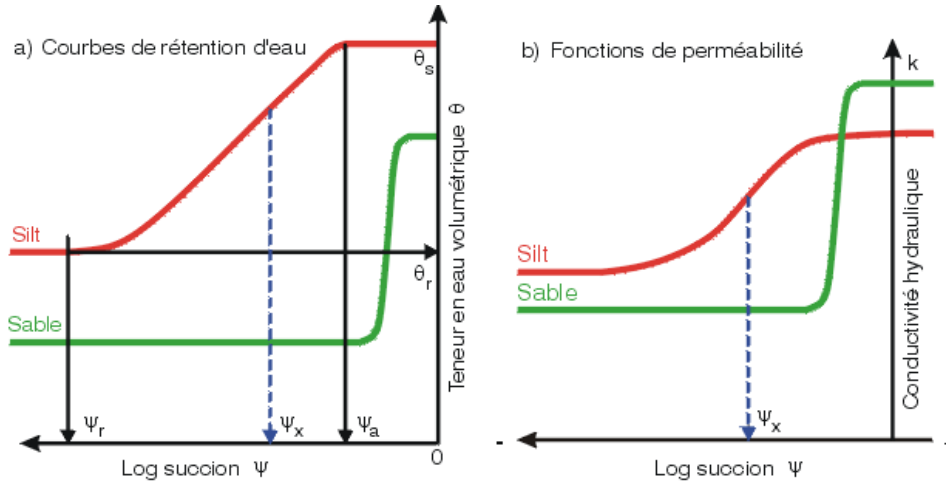


Figure 2.13: Schématisation des courbes de rétention d'eau et des fonctions de perméabilité pour un silt et un sable (tiré de Aubertin et al., 2002).

2.5.1.2 Bris capillaire et CEBC

Tel qu'expliqués brièvement précédemment, les effets de barrière capillaire sont créés par les différences des propriétés hydriques entre un matériau fin mis en place au-dessus d'un matériau plus grossier. Afin d'expliquer ce phénomène, le schéma des courbes de rétention d'eau et des fonctions de perméabilité présenté à la figure 2.13 pour le sable (sol grossier) et le silt (sol fin) est utilisé. Près de la saturation, la valeur de k_{sat} du matériau grossier est plus élevée que celle du matériau fin. Cependant, à partir d'une succion dépassée la valeur de ψ_a du matériau grossier, la perméabilité du matériau grossier devient rapidement inférieure à celle du matériau fin. Ainsi, pour certaines conditions de succion (ou de saturation), c'est le matériau grossier qui est le moins perméable. Ces conditions viennent favoriser la création d'un bris capillaire en réduisant significativement l'écoulement vertical entre le matériau fin et le matériau grossier. De cette manière, le bris capillaire agit en contrôlant la succion à l'interface des deux couches et permet la rétention d'eau dans le matériau fin.

Dans les recouvrements de type CEBC, l'eau est donc retenue dans le matériau fin par les forces capillaires et l'écoulement vers le matériau grossier est significativement limité tant qu'il n'approche pas la saturation ou une teneur en eau équivalente à la succion à la pression d'entrée

d'eau (θ_w à ψ_r) du matériau grossier à l'interface. Morel-Seytoux (1992) explique que plus les CRE entre les matériaux d'une couche de rétention d'eau et d'une couche de bris capillaire sont différentes (ou contrastées), moins il y aura transfert d'eau. Le lecteur intéressé peut retrouver plus de détails à propos des effets de barrière capillaire et des CEBC dans de nombreux ouvrages (e.g. Rasmuson et Eriksson, 1986; Nicholson et al., 1989; Barbour, 1990; Akindunni et al., 1991; Morel-Seytoux, 1992; Yanful et al., 1993b, 1993c, 2003; Aubertin et al., 1995, 1997, 2006; O'kane et al., 1998; Bussière, 1999; Bussière et al., 2003, 2006, 2007; Molson et al., 2008).

2.5.2 Mouvement des gaz

Étant donné que l'objectif principal des CEBC est de réduire les flux d'oxygène vers les résidus miniers, il est important de comprendre les mécanismes contrôlant son transport.

2.5.2.1 Principe de barrière à l'oxygène

Dans les matériaux fins tels que ceux retrouvés dans la conception des CEBC, la diffusion moléculaire (diffusion Fickienne) est considérée comme étant le principal mécanisme de transport de l'oxygène (Collin, 1987; Collin et Rasmuson, 1988; Nicholson et al., 1989; Yanful, 1993a). La diffusion moléculaire dans les recouvrements est un processus qui est induit par un gradient de concentration d'oxygène entre l'atmosphère et les phases liquides et gazeuses interstitielles du matériau. Il a été démontré que la diffusion de l'oxygène dans les pores remplis d'air domine lorsque le degré de saturation du sol est sous le seuil de 85-90 % (p. ex. Aachib et al., 2004). Pour les degrés de saturation supérieurs, la phase gazeuse devient discontinue (Corey, 1957) et la diffusion devient contrôlée par le transport dans les pores remplis d'eau (Mbonimpa et al., 2003; Aachib et al., 2004). Dans un tel cas, la quantité d'oxygène pouvant être diffusée est limitée par la concentration à l'équilibre de l'oxygène dans l'eau (C_w ~9.2 mg/L à 20 °C) qui est environ 30 fois moins élevée que la concentration à l'équilibre dans l'air (C_a ~ 276,7 mg/L à 20 °C) (Mbonimpa et al., 2003). Étant donné que le coefficient de diffusion de l'oxygène dans l'eau est environ 4 ordres de grandeur inférieurs à celui dans l'air, le transport diffusif dans les pores remplis d'eau est significativement plus faible que dans les pores remplis d'air (Mbonimpa et al., 2003). Ainsi, les matériaux à saturation, ou près de la saturation, montrent des flux d'oxygène réduit, en raison de la faible solubilité de l'oxygène dans l'eau et au faible coefficient de diffusion de l'oxygène dans ces conditions (Nicholson et al., 1989; Yanful, 1993a; Mbonimpa

et al., 2003, 2008, 2011; Aachib et al., 2004; Gosselin et al., 2007). La couverture avec effets de barrière capillaire vise à maintenir près de la saturation une des couches du recouvrement (à l'aide des effets de barrière capillaire) et ainsi limiter l'apport en oxygène aux résidus sous-jacents. Des performances semblables à celles des recouvrements en eau en termes de capacité à limiter la diffusion de l'oxygène peuvent être obtenues lorsque le degré de saturation de la couche de rétention d'eau est maintenu supérieur à 85-90 % (Aubertin et al., 1998; Aachib et al., 2004). De plus, dans certains cas, la présence de matériaux légèrement réactifs (matériau de faible teneur en sulfures ou résidus miniers désulfurés) dans la couche de rétention d'eau de la barrière à l'oxygène peuvent venir en affecter positivement sa performance (Mbonimpa et al., 2003; Bussière et al., 2004). La couche de rétention d'eau légèrement réactive peut consommer une proportion de l'oxygène et permet de réduire les flux d'O_2 qui atteignent les résidus miniers réactifs (Demers, 2008).

2.5.2.2 Lois de Fick

Le cas unidimensionnel de calcul du flux diffusif de l'oxygène est donné par la première loi de Fick (équation 2.7) :

$$F(z,t) = -D_e \frac{\partial C(z,t)}{\partial z} = -\theta_{eq} D^* \frac{\partial C(z,t)}{\partial t} \quad [2.7]$$

où F est le flux diffusif, D_e et D^* sont les coefficients de diffusion global et effectif de l'oxygène, C est la concentration d'oxygène, z est la profondeur, t est le temps et θ_{eq} est la porosité équivalente de diffusion. Ce dernier paramètre, définit à l'équation 2.8, a été développé afin de tenir compte du transport simultané dans les phases liquides et gazeuses (Aubertin et al., 1999, 2000).

$$\theta_{eq} = \theta_a + H\theta_w \quad [2.8]$$

où θ_a est la teneur en air volumique, θ_w est la teneur en eau volumique et H la constante d'équilibre de Henry. Plus de détails sur le calcul et les paramètres d'influence de la constante de Henry peuvent être retrouvés dans Mbonimpa et Aubertin (2003).

En régime transitoire pour un milieu inerte (sans consommation ni production d'O_2), les équations différentielles unidimensionnelles de la distribution de la concentration d'oxygène diffusée dans l'espace et dans le temps sont données par la deuxième loi de Fick (équation 2.9) :

$$\frac{\partial C}{\partial t}\left(\theta_{eq} C\right) = \frac{\partial}{\partial z}\left(D_e \frac{\partial}{\partial z}\right) = \frac{\partial}{\partial z}\left(\theta_{eq} D^* \frac{\partial}{\partial z}\right) \quad [2.9]$$

La deuxième loi de Fick peut être adaptée pour des matériaux réactifs (équation 2.10) avec l'introduction d'un facteur de réactivité du matériau (K_r ou K_{r*} exprimé en m^3O_2/m^3). Cette équation suppose que la cinétique d'oxydation des sulfures est de premier ordre (Nicholson, 1984; Nicholson et al., 1989).

$$\frac{\partial C}{\partial t}\left(\theta_{eq} C\right) = \frac{\partial}{\partial z}\left(D_e \frac{\partial}{\partial z}\right) - K_r C = \frac{\partial}{\partial z}\left(\theta_{eq} D^* \frac{\partial}{\partial z}\right) - \theta_{eq} K_r^* C \quad [2.10]$$

Il est à noter que l'équation du flux diffusif dans un milieu réactif n'est présentée qu'à titre de référence puisque le présent mémoire ne considère que des matériaux non réactifs. Ainsi, seuls les concepts relatifs au coefficient de diffusion de l'oxygène seront traités, sans aborder les notions de réactivité (K_r / K_{r*}). Le lecteur intéressé peut se référer à certains travaux concertant les méthodes expérimentales *in situ*, de laboratoire et prédictives menant au calcul du flux diffusif de l'oxygène en milieu réactif (p. ex. Elberling et al., 1994; Aubertin et al., 1995, 1999; Elberling et Nicholson, 1996; Mbonimpa et al., 2003, 2008, 2011; Aachib et al., 2004; Gosselin, 2007; Gosselin et al., 2007; Demers, 2008; Coulombe, 2012; Dagenais et al., 2012).

2.5.2.3 Coefficient de diffusion de l'oxygène

Le coefficient de diffusion effectif D_e est fonction de la quantité de pores contenant de l'air (ou degré de saturation) permettant à l'oxygène de diffuser (Demers, 2008). Étant donné que le coefficient de diffusion de l'oxygène dans l'air est de $1{,}8\times10^{-5}$ m^2/s et de $2{,}5\times10^{-9}$ m^2/s dans l'eau, la diffusion dans un milieu peu saturé est beaucoup plus importante que dans un milieu plus saturé. La valeur du coefficient de diffusion effectif de l'oxygène est nécessaire à la solution des équations de flux (équations 2.6 à 2.8). Pour des matériaux non réactifs, le D_e peut être estimé à partir de modèles semi-empiriques ou mesurés en laboratoire.

2.5.2.3.1 Estimation semi-empirique du coefficient effectif de diffusion de l'oxygène

Des essais de laboratoire ont confirmé que le D_e peut être estimé par diverses relations semi-empiriques (Mbonimpa et Aubertin, 2003; Aachib et al., 2004). Parmi ces relations, celle de Millington et Shearer (1971) modifiée par Collin (1987) est reconnue comme étant la plus performante puisqu'elle intègre la diffusion de l'oxygène tant dans l'air que dans l'eau des pores du matériau granulaire (Collin et Rasmuson, 1988; Aubertin et al., 1995, 1999, 2000; Mbonimpa

et al., 2003; Aachib et al., 2004). L'équation sous sa forme simplifiée peut s'écrire (Aachib et al., 2004):

$$D_e = \frac{1}{n^2}\left(D_a^0 \theta_a^{p_a} + H D_w^0 \theta_w p_w\right) \quad [2.11]$$

où D_a^0 et D_w^0 sont respectivement le coefficient de diffusion libre de l'oxygène dans l'air et dans l'eau et p_a et p_w des coefficients liés à la tortuosité des phases d'air et d'eau (défini aux équations 2.12 et 2.13)

$$p_a = 1.201\theta_a^3 - 1.515\theta_a^2 + 0.987\theta_a + 3.119 \quad [2.12]$$

$$p_w = 1.201\theta_w^3 - 1.515\theta_w^2 + 0.987\theta_w + 3.119 \quad [2.13]$$

2.5.2.3.2 Mesure du coefficient effectif de diffusion de l'oxygène

Jusqu'à présent, plusieurs approches *in situ* (p. ex. Reible et Shair, 1982; Jellick et Schnabel, 1986; Rolston et al., 1991; Hers et al., 2000) ou en laboratoire (p. ex. Sallam et al., 1984; Bruckler et al., 1989; Glauz et Rolston, 1989; Shackelford, 1991; Yanful, 1993a; Aubertin et al., 1995; Shelp et Yanful, 2000; Aachib et al., 2004) ont été proposées et utilisées pour mesurer la valeur du D_e des matériaux inertes non saturés. Il est plus facile d'évaluer le coefficient de diffusion de l'oxygène sur des échantillons représentatifs dans des conditions de laboratoire bien contrôlées (Aachib et al., 2004). Plusieurs méthodes de détermination du D_e en laboratoire est fournie, entre autres, dans Shackelford (1991).

Dans le cas des matériaux utilisés dans la construction des recouvrements miniers, les méthodes du réservoir simple et du réservoir double ont été utilisées pour déterminer le coefficient de diffusion de l'oxygène (p. ex. Yanful, 1993a; Tremblay, 1995; Aachib, 1997; Aubertin et al., 1997, 2000; Mbonimpa et al., 2003; Aachib et al., 2004). La méthode du réservoir double utilise un montage tel qu'illustré à la figure 2.14, où un échantillon est mis en place entre un réservoir source et un réservoir collecteur (Rowe et al., 1988; Shackelford, 1991). La procédure expérimentale a été adaptée aux matériaux miniers par Yanful (1993a) et ensuite modifiée par Aubertin et al. (1995) et Aachib (1997) pour la diffusion de l'oxygène dans les milieux partiellement saturés. Cette méthode est basée sur l'analyse de la décroissance de la concentration d'oxygène dans le réservoir source (où $C_0 = \%O_{atm}$) et de l'accroissement proportionnel de la concentration d'oxygène dans le réservoir collecteur (où $C_0 = 0$) dans le temps. Ensuite, la courbe de concentration O_2 versus temps mesurée est superposée itérativement à une courbe calculée à

l'aide d'outils numériques reliée à une valeur de D_e. Les modèles numériques commerciaux tels que POLLUTE (Rowe et al., 1994) et VADOSE/W (GEO-SLOPE, 2012) permettent la résolution des équations de Fick. De manière générale, les mesures dans les deux réservoirs permettent d'obtenir une valeur similaire du D_e (Mbonimpa et al., 2003).

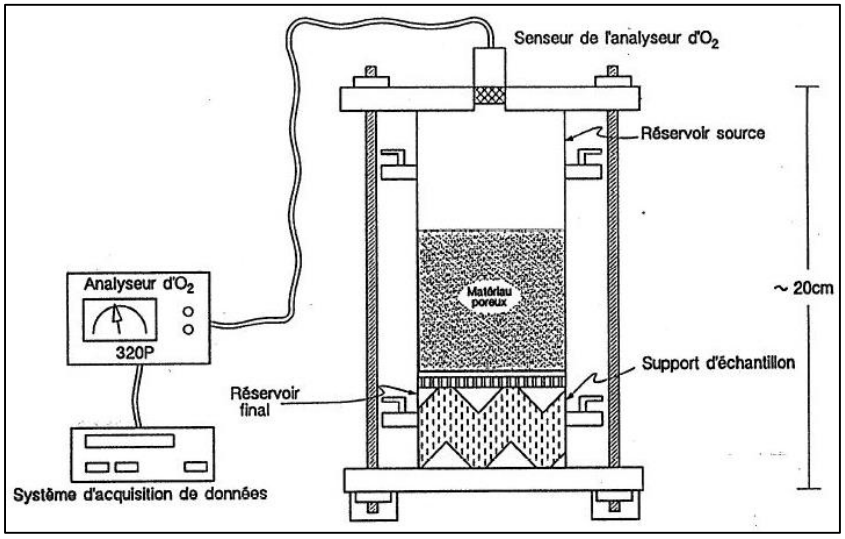


Figure 2.14: Appareil de mesure du coefficient de diffusion de l'oxygène (tiré de Aubertin et al., 1995).

2.5.3 Transferts de chaleur

La présente étude s'intéresse au comportement des CEBC en conditions froides. Pour bien comprendre le comportement thermo-hydrique des recouvrements testés, il est essentiel de maîtriser les concepts de base liés aux transferts de chaleur. Plusieurs processus peuvent être à l'origine des transferts de chaleur (Kane et al., 2001). Cependant, la conduction est le principal mécanisme de transfert de chaleur dans les géomatériaux tels que ceux utilisés dans la construction de la plupart des recouvrements miniers (c.-à-d. granulométries inférieures au gravier) (MEND, 1996a; Andersland et Ladanyi, 2004).

Pour cette raison, ce mémoire se limite à présenter les principales équations fondamentales de transfert de chaleur par conduction. Il est aussi important de noter que, tout comme dans le cas des équations d'écoulement de l'eau, seulement les cas unidimensionnels sont présentés.

La conduction thermique est régie par la loi de Fourrier (équation 2.14), qui décrit le flux de chaleur F_c^C(W/m^2) induit par la présence d'un gradient thermique $\frac{\partial T}{\partial z}$ (K/m) d'un matériau de conductivité thermique donné λ (W/mK) (Musy et Soutter, 1991).

$$F_c^C = -\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \quad [2.14]$$

En considérant un régime transitoire et l'emmagasinement de chaleur Q(z) (J/m^{3}s), l'équation de continuité appliquée au transfert de chaleur par conduction est donnée par Lefebvre (1994):

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z}\right) + Q(z) \quad [2.15]$$

où c_p est la capacité thermique massique (J/kgK) et ρ est la masse volumique (kg/m^3) du milieu. Finalement, l'équation de Newman (1995) modifiée de Joshi et al. (1993) permet de tenir compte du transfert de chaleur latente entre les changements de phases de l'eau interstitielle pour les sols non saturés.

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z}\right) - L_v \frac{\partial}{\partial z}\left(D_1 \frac{\partial \psi}{\partial z} + D_2 \frac{\partial T}{\partial z}\right) + L_f \rho_w \frac{\partial \theta_i}{\partial t} \quad [2.16]$$

où L_f est la chaleur latente de fusion (J/kg) , L_v la chaleur latente de vaporisation (J/kg) et θ_i la teneur en glace volumique (m^3/m^3).

2.6 Recouvrements miniers constitués de mélanges sol-bentonite

La présente section vise à décrire brièvement des exemples d'applications de recouvrements miniers constitués de mélanges sol-bentonite. Aucun site complètement restauré n'a été répertorié. Cependant, quatre études présentant des résultats de laboratoire et de cellules de terrain sont présentées. Les principaux indicateurs de performance sont mis en évidence et discutés. Le tableau 2.6 résume les caractéristiques générales des sites étudiés.

2.6.1 ITEC Mineral, QC

Un programme d'essai de caractérisation au laboratoire, d'essais en colonnes et de cellules expérimentales de terrain a été réalisé dans le cadre du programme NEDEM par l'équipe de recherche de Polytechnique Montréal afin d'évaluer le comportement des couvertures avec effets de barrière capillaire visant à réduire le drainage minier acide (Aubertin et al., 1995, 1997, 1999). Lors de cette étude (les configurations sont présentées dans Aubertin et al. (1997, 1999) et

Bussière (1999)), la performance d'une CEBC faite d'une couche de rétention d'eau de 30 cm composée (du bas vers le haut) de 15 cm de résidus miniers non sulfureux et de 15 cm de résidus miniers non sulfureux amendés de bentonite a été investiguée.

Tableau 2.6: Tableau sommaire des recouvrements miniers constitués de mélanges sol-bentonite.

Site	Type	Matériaux	Rejets	Détails	Références
ITEC Mineral, Québec, Canada	CEBC	Résidus miniers + 8% bentonite	Résidus	Cellules expérimentales de terrain et essais en colonnes de laboratoire	(Aubertin et al., 1995, 1997,1999; Bussière, 1999)
Myra Falls Operations, Colombie-Britannique, Canada	Barrière à l'eau et à l'oxygène	Till + 8% bentonite	Stériles	Cellules expérimentales de terrain en pente (10:1)	(O'Kane et al., 1995, 1996, 1997, 1998, 2001; Ayres et al., 2003)
Premier Gold Project	CEBC	Sable et gravier + 6% bentonite	Résidus	Cellule expérimentale de terrain	Renken (2006)
Whistle Mine, Ontario, Canada	Barrière à l'eau et à l'oxygène	Sable + 8% bentonite	Stériles	Cellule expérimentale de terrain en pente (5:1)	(Adu-Wusu, 2005; Adu-Wusu et Yanful, 2006, 2007; Song et Yanful, 2008)

Un essai en colonnes instrumentées réalisé sur une durée de vingt mois a permis de valider l'efficacité du système (Aubertin et al., 1997, 1999). Il s'est avéré que la couche de résidu amendé avait un haut degré de saturation, mais pas la couche sous-jacente de résidu non amendé. Ces deux couches ont créé deux niveaux d'effets capillaires et cette structure ne s'est pas avérée bénéfique pour la performance en colonne de la CEBC (Aubertin et al., 1999).

Une conclusion similaire a été déduite des résultats des cellules expérimentales de terrain. En effet, les résultats de suivi des teneurs en eau volumique, des succions et de la chimie montrent que, parmi les différentes configurations de CEBC testées, celle constituée de matériaux miniers amendés de bentonite a eu la moins bonne efficacité (Aubertin et al., 1999). Puisque la portion amendée a une conductivité hydraulique inférieure et une capacité de rétention d'eau plus élevée, l'apport en eau à la couche non amendée a été limité. Ainsi, les teneurs en eau volumiques mesurées dans le haut de la couche amendée ont été plus élevées que dans le bas de la couche non amendée. Par conséquent, la désaturation de la couche inférieure a réduit la performance du

recouvrement à limiter l'infiltration d'oxygène (Aubertin et al., 1999; Bussière, 1999). Cette baisse de performance a aussi été confirmée par le suivi de la qualité géochimique de l'eau de percolation qui a atteint des valeurs de pH inférieures à 5 après 4 ans par rapport à des valeurs près de la neutralité pour les autres CEBC testées dans les cellules expérimentales (Aubertin et al., 1999).

2.6.2 Myra falls, BC

Trois cellules expérimentales de terrain ont été construites en 1998 au site de Myra Falls (Nyrstar, Colombie-Britanique, Canada) afin d'évaluer la performance de diverses configurations de recouvrements de stériles miniers. Les recouvrements à l'étude visaient à limiter la génération de DMA par le contrôle des infiltrations (O'Kane et al., 2001; Ayres et al., 2003). Parmi les configurations testées, un recouvrement imperméable incorporant un mélange till - bentonite a été construit afin de contrôler l'infiltration et limiter l'apport en oxygène aux résidus miniers sous-jacents. La figure 2.15 montre la configuration du recouvrement composé de 30 cm de till non compacté, de 25 cm de till natif compacté et de 25 cm d'un mélange de till + 8 % bentonite compactée déposée directement sur les stériles miniers. Les propriétés physiques et hydriques des matériaux sont présentées dans O'Kane et al. (1995, 1996, 1997, 1998).

Les résultats d'un suivi de performance d'une durée de quatre ans entre 1998 et 2002 présentés par Ayres et al. (2003), montrent que le recouvrement imperméable composé de till-bentonite est le plus performant pour limiter l'infiltration d'eau et l'apport en oxygène des trois configurations de recouvrement testées (recouvrement imperméable fait de till compacté ou de till et cendres volantes). Le recouvrement de till-bentonite permet de limiter la percolation de l'eau météorique entre 2.3 et 4.0 % des précipitations totales. De plus, le profil des degrés de saturation mesurés dans les recouvrements montre que le mélange till-bentonite (TP-4) permet de conserver un degré de saturation au-dessus de 85 % pour toute la période de suivi. La capacité de rétention d'eau du till-bentonite pendant la période estivale et sa capacité de rechargement en réponse aux périodes plus humides est un bon indicateur de performance (Ayres et al., 2003). Il ressort de cette étude en cellule expérimentale qu'un recouvrement imperméable composé de till + 8 % bentonite placée au bas de la couche imperméable serait une méthode prometteuse pour limiter l'infiltration d'eau et l'apport en oxygène aux résidus miniers.

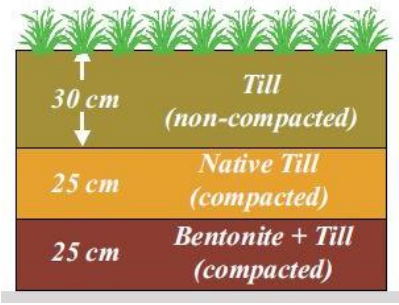


Figure 2.15: Configuration du recouvrement till-bentonite (tiré de Ayres et al., 2003)

2.6.3 Premier Gold Project, BC

Au site Premier Gold Project de Boliden Limited, trois cellules de terrain ont été construites en 2002 et suivies sur trois ans afin de tester différentes méthodes de restauration du parc à résidu. Les scénarios de restauration comparés sont deux couvertures avec effets de barrière capillaire donc les couches de rétention d'eau sont constituées respectivement de 0,6 m de sable et gravier avec 6 % de bentonite sodique ou de 0,8m de till ainsi qu'une barrière étanche faite de géocomposite bentonitique (Renken, 2006). Parmi les trois options, c'est la couverture composée du mélange sable-bentonite qui a le mieux performé, même si le degré de saturation de la couche de rétention d'eau était toujours sous la valeur cible de 85 % après la période d'étude (Renken, 2006). Les degrés de saturation mesurés se situent entre 48 et 97 % et il est anticipé que la barrière se saturera avec le temps dû au bilan d'eau annuel positif du site minier (Renken, 2006). Des D_e entre $4{,}6\times10^{-9}$ m^2/s à $1{,}0\times10^{-8}$ m^2/s mesurés au laboratoire sont rapportés entre 80 et 85 % de saturation (Renken, 2006). De plus, les succions matricielles mesurées dans le mélange sable-bentonite (4 - 80 kPa) ont été inférieures à la pression d'entrée d'air (110 kPa) du matériau pour toute la durée du suivi. La conductivité hydraulique saturée calculée sur la base des données d'infiltration est de 10^{-8}cm/s et est deux ordres de grandeur inférieure au critère de conception (Renken, 2006).

2.6.4 Whistle Mine, BC

Trois cellules expérimentales de terrain ont été construites afin d'évaluer la performance de recouvrements imperméable pour la restauration des haldes à stériles du site de Whistle Mine, Colombie-Britannique. Les recouvrements testés comprennent une couche de protection non compactée de 0,9 m de sable graveleux qui recouvre (1) une couche de 0,46 m de mélange sable-

bentonite à 8 % bentonite, (2) une couche de silt sableux avec 5 % d'argiles et (3) un géocomposite bentonitique de 0,008 m d'épaisseur (Adu-Wusu, 2005; Adu-Wusu et Yanful, 2006, 2007; Song et Yanful, 2008). Les cellules de terrain ont été instrumentées et l'évolution des succions, de la température, des teneurs en eau volumique, de la percolation d'eau et des concentrations d'oxygène dans les matériaux de recouvrement et dans les stériles a été suivie sur une période de 4 ans, entre octobre 2000 et août 2004. Plus de détails sur l'instrumentation des recouvrements sont présentés dans Adu-Wusu et Yanful (2006). Les résultats du suivi montrent que l'infiltration d'eau au travers du recouvrement de sable-bentonite atteint 24 % des précipitations totales (Adu-Wusu et Yanful, 2007). Cette valeur est intermédiaire par rapport à l'infiltration obtenue pour les deux autres recouvrements (de l'ordre de 7 % pour le géocomposite bentonitique et de 60 % pour le recouvrement de silt). Le recouvrement produit une bonne qualité d'eau de percolation avec un pH supérieur à 7 et des concentrations en ions métalliques réduits (Adu-Wusu, 2005). La bonne qualité de l'eau lixiviée est attribuée à la dissolution des aluminosilicates de la bentonite, mais il est anticipé que cet effet sera atténué à plus long terme (Adu-Wusu et Yanful, 2006). En tenant compte de la configuration des cellules d'essais qui permet l'infiltration d'oxygène par une face exposée, c'est le recouvrement composé du mélange sable-bentonite qui est le plus performant à limiter la diffusion de l'oxygène aux stériles sous-jacents (Adu-Wusu et Yanful, 2006). Des résultats de modélisations numériques présentés par Song et Yanful (2008) montrent que ce recouvrement permettrait de réduire à 0,003 g/m^2/jour (0,34 mol O_2/an) les flux d'oxygène si ce scénario était appliqué à l'échelle de la zone complète à restaurer. Cependant, pour la cellule de terrain, la couche de sable bentonite n'a atteint qu'un degré de saturation de 65 % après 3 ans de suivi. De plus, Adu-Wusu et Yanful (2006) rapportent que la courbe de rétention d'eau du sable-bentonite mesurée en laboratoire ne représente pas adéquatement les conditions de terrain. Ceci est attribué à un mélange inadéquat résultant à la ségrégation de la bentonite tel que rapporté par Adu-Wusu et Yanful (2007). Le mauvais mélange de la bentonite et du sable de la barrière a produit des chemins d'écoulement préférentiels qui sont la cause de la mauvaise performance du recouvrement (Adu-Wusu et Yanful, 2007).

2.7 Besoins en recherche

Le survol des méthodes de restauration présentement utilisé en climat nordique présenté au Chapitre 1 indique qu'il est nécessaire de développer des méthodes de restauration de parc à

résidus miniers plus robustes à long terme, particulièrement dans un contexte de changement climatique. De plus, la revue de littérature permet de mettre en évidence un manque quant aux connaissances liées à l'utilisation des mélanges gravier-bentonite dans les recouvrements miniers et à leur comportement sous l'influence des cycles de gel et de dégel. Les mélanges gravier-bentonite sont particulièrement intéressants à étudier dans le contexte où souvent, les seuls matériaux granulaires disponibles en conditions nordiques doivent être produits sur le site à l'aide de carrières.

Ainsi, il est possible d'identifier des besoins en recherche concernant l'utilisation des mélanges sol-bentonite dans la construction de recouvrements miniers en climat nordique :

- développer des méthodes de restauration de parc à résidu situé en climat nordique performantes et durables dans un contexte de changement climatique qui contrôle à la fois la température des résidus et les flux d'oxygène (ex. recouvrement de type CEBC);
- évaluer au laboratoire le comportement hydrogéologique et thermique des mélanges gravier-bentonite;
- déterminer l'influence des cycles de gel et de dégel sur les propriétés hydrogéologiques des mélanges gravier-bentonite;
- développer les connaissances sur la diffusion des gaz dans les matériaux de type gravier-bentonite;
- évaluer l'influence des cycles de gel et de dégel sur la diffusion des gaz dans les milieux poreux;
- déterminer l'influence des cycles de gel-dégel sur la performance des recouvrements miniers constitués de mélanges gravier-bentonite à contrôler la migration de l'oxygène.

Ce mémoire vise à combler partiellement certains de ces besoins en recherche.

CHAPITRE 3 ARTICLE 1: LABORATORY EVALUATION OF CRUSHED ROCK-BENTONITE HYDRO-GEOTECHNICAL PROPERTIES

Ce chapitre présente une version à jour d'un article présenté par Boulanger-Martel, V., Bussière, B. et Côté, J., à la 67e Conférence canadienne de la géotechnique tenue à Régina du 28 septembre au 1er octobre 2014. Il vise à répondre à l'objectif spécifique 1 du mémoire : caractériser les propriétés hydrogéotechniques des matériaux à l'étude. Cette version comprend quelques résultats supplémentaires de caractérisation qui n'ont pu être incorporés au moment où l'article a été publié.

Abstract

This study focusses on laboratory evaluation of hydrogeological and thermal properties of three crushed rock-bentonite mixtures (5.0, 6.5 and 8.0% bentonite) for a potential use as a moisture-retaining layer in a cover with capillary barrier effects (CCBE) to control acid mine drainage (AMD). Measured saturated hydraulic conductivities range from 3.5^{E}-7 cm/s to 4.8^{E}-8 cm/s and can increase up to three orders of magnitude the initial value after five freeze-thaw cycles. The water retention curves illustrated air-entry values between 8.0 kPa and 20.0 kPa and a desaturation curve tending towards the behaviour of bentonite alone for high suction. The thermal conductivity increases with water content and is greater at frozen state than unfrozen state. Test results show that crushed rock-bentonite mixtures are interesting construction materials for moisture-retaining layer but more work needs to be done to assess their capacity to act as an efficient oxygen barrier.

Résumé

Cette étude se penche sur l'évaluation des propriétés hydrogéologiques et thermiques de trois mélanges granulats-bentonite (5.0, 6.5 et 8.0 % bentonite) pour une utilisation potentielle comme couche de rétention d'eau d'un recouvrement avec effets de barrière capillaire (CEBC) pour contrôler la production de drainage minier acide (DMA). Des valeurs de conductivité hydraulique saturée entre 3.5^{E}-7 cm/s et 4.8^{E}-8 cm/s sont mesurées et peuvent augmenter jusqu'à trois ordres de grandeur la valeur initiale après trois cycles de gel-dégel. Les courbes de rétention d'eau ont

illustré des pressions d'entrée d'air entre 8.0 kPa et 20.0 kPa et une courbe de désaturation qui, pour les succions élevées, tend vers le comportement de la bentonite seule. La conductivité thermique augmente avec la teneur en eau et est supérieure à l'état gelé que non-gelé. Les résultats montrent que les mélanges granulats-bentonite peuvent s'avérer d'intéressants matériaux de construction pour une couche de rétention d'eau de CEBC. Cependant plus de travail doit être fait afin d'évaluer leur capacité d'agir à titre de barrière à l'oxygène efficace.

3.1 Introduction

Acid mine drainage (AMD) is a well-known environmental problem related to the oxidation of sulfide minerals in mine tailings when exposed to air and water (Aubertin et al., 2002). AMD generation is also encountered in Nordic regions and only few reclamation scenarios have been studied. So far, the main reclamation strategy for tailings storage facilities located in continuous permafrost regions has been their encapsulation under an insulation cover (MEND, 2004a). In temperate climate, covers with capillary barrier effects (CCBE) are a practical option to limit AMD generation (e.g. Bussière et al., 2006; Dagenais et al., 2006). The use of such covers combined with an insulation objective can be viable in Nordic conditions. Cover's insulation properties would reduce the period of time where tailings temperatures are over the freezing point and capillary barrier effects would control the oxygen fluxes when tailings are unfrozen. Therefore, sulfide oxidation can be controlled all year long. This reclamation scenario could be a more robust cover option in the climate changes context.

Soil-bentonite mixtures have been used for many years as impervious materials in engineering construction. The use of those mixtures is common in structures such as dams, cover for landfills, impervious liners or buffers for underground isolation of nuclear wastes. Bentonite is usually mixed with sand (Chapuis, 1990b, 2002b; Kenney et al., 1992; Guo et al., 2010) or with crushed rock (Börgesson et al., 2003; Engelhardt et Finsterle, 2003; Mata et al., 2005; Villar, 2006) to improve hydraulic and thermal properties of the mixture. Soil-bentonite mixtures offer an interesting alternative when natural fine-grained soils are not available close to the construction site.

The use of such improved materials as a moisture-retaining layer (MRL) in a cover with capillary barrier effects (CCBE) in Nordic conditions seems to be a good alternative. However, it is

essential to proceed to a detailed characterization (hydraulic and thermal properties) before designing a CCBE cover with that modified material. This paper presents the main results of a hydraulic and thermal characterization of three crushed-rock bentonite mixtures at 5.0%, 6.5%, and 8.0% bentonite content by weight. More specifically, saturated hydraulic conductivities, water retention curves, saturated hydraulic conductivities after freeze-thaw cycles and thermal conductivity test results are presented and discussed.

3.2 Materials and methods

3.2.1 Materials

Rock-bentonite mixtures are made of crushed rock (0-20 mm) and a commercially available bentonite powder from PDSCo Grout[1]. The crushed rock material was produced at the Raglan Mine and is currently used as partial insulation cover material (Coulombe, 2012). More details on the Tested mixture's bentonite contents are of 5.0, 6.5 and 8.0% by weight. The liquid used for wetting, hydration, saturation and permeation of samples is tap water from the city of Rouyn-Noranda (Quebec, Canada).

3.2.2 Basic properties

Prior to hydraulic and thermal testing, the basic properties of the materials were determined. The specific surface (S.S.) of bentonite was obtained by the BET method. The specific gravity (G_s) was measured with a helium pycnometer (Micromeritics AccuPyc 1330) (ASTM, 2006b). The grain size distribution of the crushed rock was determined using ASTM (2007c) standard D422 for particles size larger than 425µm and laser diffraction (Mastersizer S from Malvern Instruments) was used for finer grain sizes. Grain size distribution of bentonite was obtained only by laser diffraction (with a Microtrac S3500) in isopropanol to prevent the swelling of bentonite during the analysis. The grain size distributions of the three mixtures are obtained by combining the crushed rock's and the bentonite's grain size distributions. Basic physical properties of materials are presented in Table 3.1[2].

[1] Se référer à l'annexe D pour plus d'information sur la minéralogie et la composition chimique de la bentonite

[2] Plus de détails sont présentés à l'annexe A.

The free swell void ratios of bentonite (e_f) in distilled water and tap water are both of 11.32 and were determined as described by Kenney et al. (1992) and Tripathi (2013). Modified Proctor compaction curves were also obtained for rock-bentonite mixtures at 5.0, 6.5 and 8.0% following the method C of ASTM (2012b) standard D1557. To assure quality control on bentonite content, the dry preparation method was used. A curing time of 48h was given to each test specimen to allow the hydration and swelling of bentonite. Table 3.2 presents the optimum water contents, dry densities and porosities of the three mixtures.

Table 3.1: Basic physical properties of the crushed rock and the bentonite.

Parameter	Crushed rock*	Bentonite
Specific gravity	3,039	2,593
D_{10}** (µm)	375	54
D_{50}** (µm)	7050	267.47
D_{90}** (µm)	17200	494.60
Cu (-)	24.00	6.02
S.S. (m^2/g)	-	18.6500

* More details on the properties of the crushed rock can be found in Coulombe (2012)
** D_X : w/w % of particles having a diameter lower than D_X value

Table 3.2: Water content, dry density and porosity of mixtures at modified Proctor optimum.

Bentonite content (%)	ω_{opt} (%)	$\rho_{d\text{-}opt}$ (g/cm^3)	n (-)
5.0%	5.1	2.490	0.175
6.5%	5.5	2.482	0.175
8.0%	6.2	2.476	0.176

3.2.3 Rock-bentonite sample preparation

Crushed rock was obtained from stock pile sampling. Representative smaller size samples were created at the laboratory from oven dried and homogenized (by manual mixing) material. Bentonite was oven dried at 60ºC for at least 48 hours before the sample preparation and it was cooled down in an air-tight bag to keep it away from ambient air moisture. All mixtures were prepared by hand mixing to the desired weight percentage of dry bentonite and dry aggregate. Tap water was then added to the target water content and mixing was continued until the mix was homogeneous and no excess water was left. A curing time of 48 hours was allowed for bentonite hydration before sample moulding. For every tests conducted, a molding dry density over 90% of

the modified Proctor optimum was targeted. This value represents approximately a porosity of 0.25 for the 5.0, 6.5 and 8.0% bentonite mixtures.

3.2.4 Saturated hydraulic conductivity

Constant head and constant flow rate saturated hydraulic conductivity tests were conducted in flexible wall permeameter as detailed in method A and D of ASTM (2010) standard D5084. Previously cured samples (4kg) were compacted in a mold with the necessary energy to reach the target dry density at an initial water content of 10.0%. The used mold has an internal diameter of 100 mm and 201 mm in height. Saturation of specimens was done by a back pressure of 150 kPa for a duration of 48 hours and was verified by a β-value greater than 0.95 (Black et Lee, 1973). The specimens were then consolidated at an effective stress 25 kPa. This value represents the vertical weight of earth below a 1 m thick protective layer. For hydraulic conductivity tests, base pressure was set at 150 kPa and the maximum pressure differential was of 15 kPa for hydraulic conductivity tests. Cell pressure was 175 kPa. The hydraulic gradients were between 3.06 and 7.95. A long term (1000 h) initial permeability test conducted on an 8.0% bentonite mixture showed that the maximum time to reach minimum and steady saturated hydraulic conductivity values was 80 hours. Then, further permeability tests were conducted for a period of about 100h and equilibrium was reached between 40h and 80h.

3.2.5 Water retention curve

The drying water retention curves were obtained for the three rock-bentonite mixtures by performing tests with (1) a pressure plate apparatus with a high air entry value cellulosic membrane and (2) vapor desiccators with saturated salt solutions. A total of 24 samples were cured and compacted in plastic molds with perforated bottoms. For each test, one sample of the 5.0% and the 8.0% bentonite mixtures were used. The 6.5% bentonite mixture was done in duplicate. The molds have an average height of 45.69 mm and a diameter of 102.00 mm (Figure 3.1A). This mould size was selected to fit the maximum size that the pressure plate apparatus allows. The initial water content of samples was 10% in order to reach a degree of saturation close to 90% when compacted at the target dry density. Once molded, samples were soaked from the bottom to the top and immersed in water for 30 days in an air-tight container with air-vacuum. Before testing, the degree of saturation was calculated from the mass and volume

relations of each specimen as suggested in Chapuis et al. (1989). All tested specimen had a degree of saturation greater than 98.3%.

For the pressure plate test, samples were placed face down to keep the hydraulic bound between the samples and the saturated cellulosic membrane (Figure 3.1B). Pressure was applied on samples until mass equilibrium was reached over a period of 24 hours. The equilibrium mass were recorded and volume variations were followed by manual measurements. The four samples were tested using 9 pressure increments between 10 and 2000 kPa. The average time to reach mass equilibrium was 14 days.

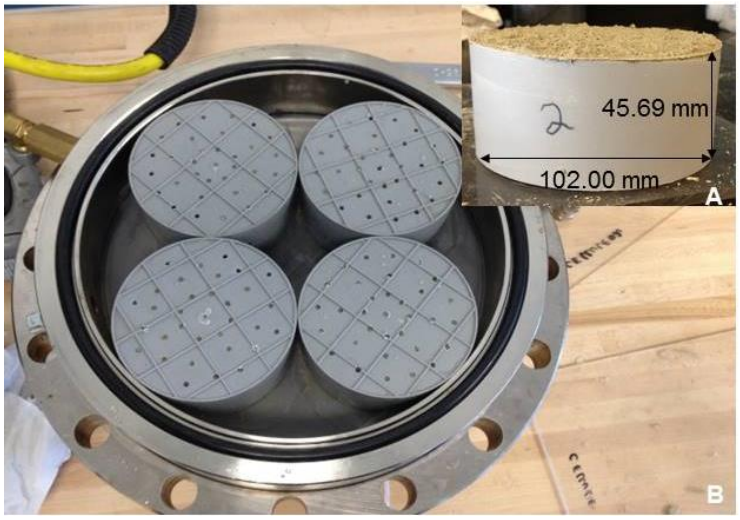


Figure 3.1: Molded rock-bentonite mixture (A) and pressure plate apparatus sample set-up (B).

As suggested by Fredlund et al. (2012), the vapour pressure equilibrium technique was used to measure the relationship between the volumetric water content versus suction in the high suction range. Five different vapour equilibrium tests were performed at 20 °C on 20 rock-bentonite samples. The salts used in saturated brines and their corresponding suction are presented in Table 3.3.

3.2.6 Freeze-thaw cycles hydraulic conductivity tests

Hydraulic conductivity tests were performed on the 6.5% bentonite mixture after 1, 3, 5 and 10 freeze-thaw cycles. Closed system freeze-thaw cycles were simulated because little or no water is accessible at the base of a moisture retention layer in conventional CCBE. The initial hydraulic conductivity was first measured as described in section 2.4. Then, samples were taken out of the

triaxial cell and placed with the flexible membrane in an insulated setup made to insure uniaxial vertical heat transfers (Figure 3.2). Lateral insulation was achieved by 12 cm of polystyrene foam and fiberglass insulation material. For freezing, the setup was moved to a conventional freezer set at -20 °C for a period of 48 hours. Then, the setup was thawed at room temperature for another 48 hours. Temperatures at the base of the samples were monitored by a thermistor throughout the freezing and thawing process. Evaporation was prevented by covering samples with a plastic wrap.

Table 3.3: Saturated salt solutions and corresponding suction (Delage et Cui, 2000; Cui et al., 2008; ASTM, 2012a).

Salt solution	Suction (MPa)
K_2SO_4	3.5
NaCl	38.8
$Mg_2(NO3)_2$	82.0
$MgCl_2$	152.5
KOH	3250.0

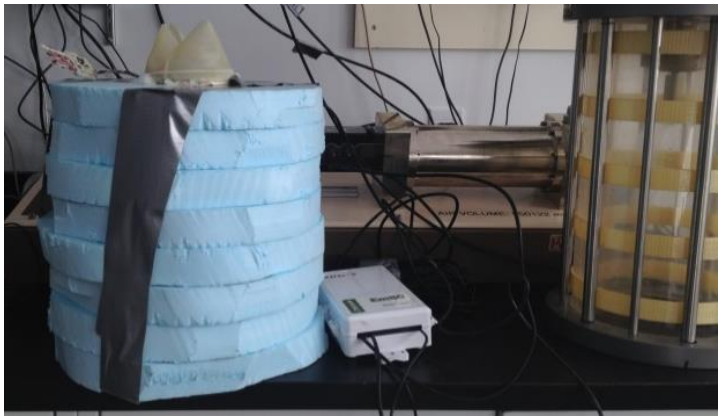


Figure 3.2: Experimental setup for 1D freeze-thaw cycles.

3.2.7 Thermal conductivity

The thermal conductivity tests were conducted on the 5.0%, 6.5% and the 8.0% bentonite with heat flux meters. Samples were placed at target dry density and degree of saturation in a PVC mold of 102.2 mm in diameter and 80.4 mm in height. Molds were insulated with polystyrene rings. Two heat exchange systems placed at the base and top of the samples allow inducing a

constant heat flow through the sample. Heat flux meters equipped with thermocouples measure and record heat flux and temperature at the top and base of sample. More details on this method can be found in Côté et Konrad (2005b). The targeted degrees of saturation were 90, 75, 60 and 30%. Additional tests at 80 and 85% were conducted on the 5.0% bentonite mixture to verify possible drainage. Tests were performed at a mean temperature of 4 °C for the unfrozen state and -4 °C for the frozen state. Validation points were obtained at -8ºC and at a degree of saturation of 90 and 30% to investigate the possible presence of unfrozen water content. Due to the difficulty of sample moulding and preparation, a different sample was used for each degree of saturation, but kept for all tests temperatures.

3.3 Results

3.3.1 Permeability tests results

Measured saturated hydraulic conductivities range from 3.5^{E}-7 cm/s to 4.8^{E}-8 cm/s for 5.0 and 8.0% bentonite mixtures respectively (Table 3.4). Similar results were found by Renken (2006) for 6.0 and 8.0% bentonite sand and gravel mixtures. The saturated hydraulic conductivity of a given soil-bentonite mixture is influenced by its bentonite content. Moreover, numerous studies have shown that, for saturated soil-bentonite mixtures, an important factor controlling seepage in soil-bentonite mixtures is the relation between the initial base material porosity (or its void ratio) and the pore volume occupied by hydrated bentonite (Chapuis, 1990b; Kenney et al., 1992; Studds et al., 1998; Tripathi, 2013). Therefore, the void ratio of bentonite (e_b) in the crushed rock- bentonite mixes is calculated with equation 3.1 as described in Kenney et al. (1992);

$$e_b = G_b \left[\left(1 + \frac{1}{r}\right) \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dm}}\right) - \frac{1}{r G_{cr}} \right] - 1 \qquad [3.1]$$

Where G_b and G_{cr} are respectively the specific gravity of bentonite and the crushed rock, ρ_{dm} is the dry density of the mixture, ρ_w is the density of water and r is the ratio of dry masses of bentonite and crushed-rock. Calculated bentonite void ratios are inferior to the free swell of bentonite (e_f) for all the tested mixes. Hence, crushed rock matrix's voids are theoretically completely filled by swelled bentonite. In our tests, seepage is mainly controlled by bentonite

properties and a strong correlation exists between the saturated hydraulic conductivity values and the bentonite void ratio (Figure 3.3)[3].

Table 3.4: Saturated hydraulic conductivity values of crushed rock-bentonite mixtures.

Bentonite content (%)	k_{sat}(cm/s)	n (-)	e_b
5.0	3.5^{E}-7	0.24	5.35
6.5	2.6^{E}-7	0.24	4.26
6.5	1.9^{E}-7	0.24	4.19
6.5	2.2^{E}-7	0.24	4.10
8.0	4.8^{E}-8	0.23	3.14

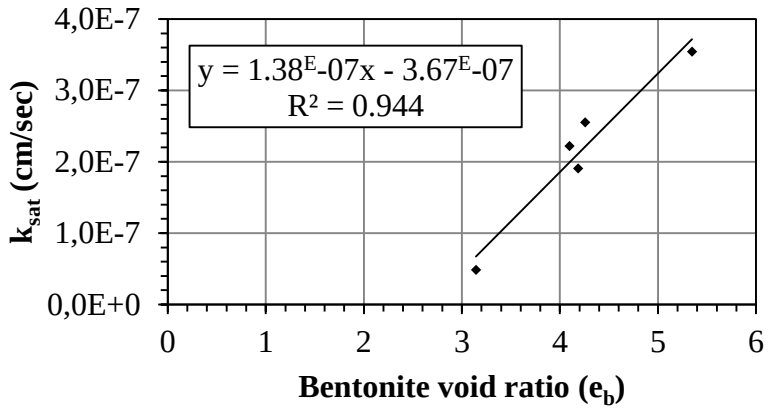


Figure 3.3: Saturated hydraulic conductivity (cm/s) of crushed rock-bentonite mixtures as a function of the bentonite void ratio (e_b) within the mix.

3.3.2 Water retention curve

Water retention curves are presented in Figure 3.4[3]. The key parameter to obtain from the water retention curve is the air-entry value (AEV), which represents the matric suction (ψ) at which the largest pores in the material start to drain (Aubertin et al., 1998). As suggested by Aubertin et al. (1998), AEV values are established as being the suction corresponding to a degree of saturation of 90%. Due to the equipment and the pressure transducer used, no point could be obtained for a pressure lower than 10 kPa. Therefore, the desaturation behaviours of the crushed rock-bentonite mixtures are unclear for low suction values and for volumetric water content higher than 0.20.

[3] Plus de détails peuvent être retrouvés à l'annexe B

Based on visual observations and ongoing laboratory work, it is believed that the three crushed rock-bentonite mixtures keep a degree of saturation close to 100% and start to drain rapidly around a suction of 10 kPa. Hence, AEV values can be estimated between 10.0 kPa and 20.0 kPa for the 6.5% and the 8.0% bentonite mixtures. The AEV of the 5.0% bentonite mixture is about 8.0 kPa. These results show that AEV increases slightly with bentonite content. The 6.5 and 8.0% bentonite blends have a similar behaviour over the whole suction range. However, the 5.0% mixture has less water retention capacities, especially in the mid suction range (20 kPa to 100 kPa). High suction values seem to reach those of bentonite alone. Similar behaviour was observed by Johannesson et al. (1999) for a 30% bentonite crushed rock-bentonite mixture.

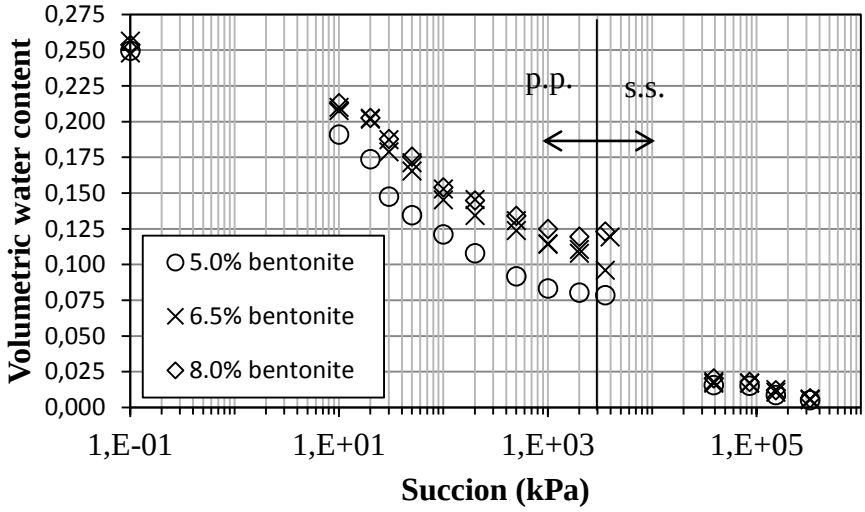


Figure 3.4: Water retention curves of rock-bentonite mixtures at 5.0, 6.5 and 8.0% bentonite obtained with a pressure plate apparatus (p.p) and with vapour desiccators and saturated salt solutions (s.s).

3.3.3 Freeze-thaw permeability tests results

Saturated hydraulic conductivity changes of a 6.5% bentonite mixture due to freeze-thaw cycles are presented in Figure 3.5. The saturated hydraulic conductivity values are normalised as a function of the initial value (without freeze-thaw cycle). Results show that the saturated hydraulic conductivities of a 6.5% rock-bentonite mixture is increasing after only one freeze and thaw cycle but more significantly after three and five cycles to reach 735 times its initial value. A test conducted after 10 cycles confirm that the changes related to freeze-thaw cycles occur within the

3 to 5 first cycles. Therefore, the behaviour of such material is different to those usually reported for sand-bentonite where insignificant saturated hydraulic conductivity change is observed after freeze-thaw cycles (Wong et Haug, 1991; Kraus et al., 1997).

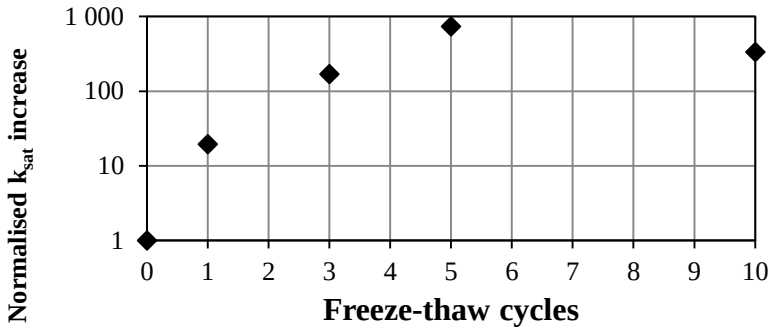


Figure 3.5: Increase in hydraulic conductivity due to cyclic freeze and thaw of a 6.5% bentonite mixture.

3.3.4 Thermal conductivity tests results

Porosities and degrees of saturation of samples used for the thermal conductivity tests are shown in Table 3.5. Samples tested were at porosities between 0.23 and 0.26 and at degrees of saturation between 30 and 94%. As anticipated, results presented in Figure 3.6[4] shows that the thermal conductivity increases with the water content (or saturation). Thermal conductivities at saturation ranging from 1.90 and 2.25 W/mK were measured. Also, for a given degree of saturation and bentonite content, thermal conductivities are higher at the frozen state than the unfrozen state. There is no significant difference between the values measured at -4 and -8 °C. This indicates that most of the pore water is frozen before the -4 °C temperature. The difference between thermal conductivity values at unfrozen and frozen states is greater at high saturation level (0,40 – 0.50 W/mk) and tends to decrease with the degree of saturation. At a given degree of saturation, the thermal conductivity is higher at 5.0% bentonite than at 6.5 and 8.0% bentonite. The general trend is that the thermal conductivity is higher at lower bentonite content. More scattered values around 90% of degree of saturation are mainly due to the variability of samples in term of porosity and structure.

[4] Plus de détails sont présentés à l'annexe C

Table 3.5: Thermal conductivity test sample conditions.

5.0% bentonite		6.5% bentonite		8.0% bentonite	
n (-)	Sr (-)	n (-)	Sr (-)	n (-)	Sr (%)
0.24	0.94	0.24	0.94	0.23	0.91
0.23	0.87	0.25	0.88	0.23	0.85
0.23	0.83	0.25	0.73	0.25	0.66
0.23	0.82	0.24	0.61	0.26	0.30
0.24	0.76	0.25	0.32	-	-
0.24	0.65	-	-	-	-
0.24	0.38	-	-	-	-

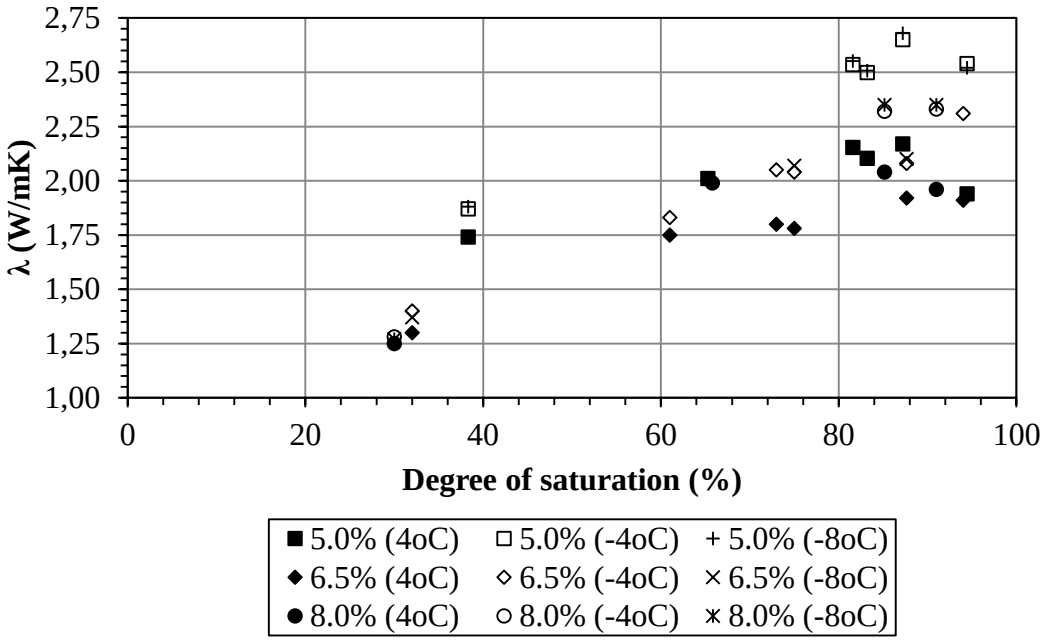


Figure 3.6: Thermal conductivity of tested rock-bentonite mixtures at different degrees of saturation and at frozen and unfrozen states.

3.4 Discussion

The main purpose of this section is to discuss the suitability of such modified materials as moisture-retaining layer of a CCBE with thermal insulation properties.

CCBE are created when a material with high water retention properties (high AEV) is placed on top of a capillary break layer made of coarser materials (low AEV). The contrast in hydraulic

properties of the two materials in term of water retention allows the MRL to maintain a high degree of saturation because of capillary barrier effects. The purpose of maintaining the MRL at a high saturation level (> 85%) is to create an oxygen barrier so that oxygen fluxes reaching the tailings are significantly reduced (e.g. Yanful, 1993; Bussière, 1999; Aachib et al., 2004). The air entry values (between 8.0 and 10.0 – 20.0 kPa) obtained for the tested mixtures would provide sufficient hydraulic properties contrasts to induce capillary barrier effects if placed on top of a very low AEV material such as coarse sand or gravel. For instance, the crushed rock alone (without bentonite) has an AEV of 0.5 kPa Coulombe (2012) and a residual suction value of 7 kPa. At the corresponding residual suction value of the crushed rock, degrees of saturation of the three mixtures of this study are higher than 85%. Therefore, the crushed rock and crushed rock bentonite mixtures could be suitable as capillary break layer and moisture retaining layer materials. From the water retention curves results, it is anticipated that the 6.5% and the 8.0% bentonite mixtures would give a better performance.

The saturated hydraulic conductivities measured for 5.0, 6.5 and 8.0% bentonite (10^{-7} to 10^{-8} cm/s) mixtures are low enough to reduce significantly water seepage through the cover. Usual design criterion for CCBE cover is in the 10^{-5}-10^{-6} cm/s (Aubertin et al., 1995; Aubertin et al., 1997; Bussière et al., 2007) range. However, the saturated hydraulic conductivity of the mixtures is affected by cyclic freezing-thawing.

Thermal conductivity values are slightly lower than those presented by Coulombe (2012) for the crushed rock alone. But, since much higher degrees of saturation are anticipated within a MRL than it would normally appear in a conventional insulation cover (made of the same thickness of crushed rock alone), a higher overall cover thermal conductivity is expected for the CCBE cover. Also, higher degrees of saturation would also delay heat transfers during freezing and thawing due to the release of latent heat in the phase change process.

3.5 Conclusion

The current study has presented saturated and unsaturated properties of crushed rock-bentonite mixtures at frozen and unfrozen states. Values of saturated hydraulic conductivities between 3.5E-7 cm/s to 4.8E-8 cm/s for 5.0 and 8.0% bentonite mixtures respectively were measured. Results have shown that the saturated hydraulic conductivity is linked to the void ratio of

bentonite within the mix. The obtained water retention curve illustrated AEV between 8.0 and 20.0 kPa. Curves also showed a slow desaturation for higher suction values trending towards the behaviour of bentonite alone. Permeability tests conducted on a 6.5% bentonite mixture after 5 freeze-thaw cycles showed an increase up to 735 times its initial value. The maximum increase in terms of saturated hydraulic conductivity is expected to be within the 3 to 5 first freeze-thaw cycles and then be stable in the long term. The thermal conductivity of 5.0, 6.5 and 8.0% bentonite mixtures are highly dependent on the saturation level and increase with water content. The thermal conductivity is greater at frozen state than unfrozen state and at lower bentonite content. Finally, test results show that the crushed rock bentonite mixtures are interesting construction materials for a moisture retaining layer in a CCBE with insulation properties. More work is however necessary to assess their capacity to act as an oxygen barrier and to limit water infiltration in the long term.

Acknowledgements

This study was funded by the Industrial NSERC Polytechnique – UQAT Chair - Environment and Mine Wastes Management and by the Research Institute on Mines and the Environment (RIME UQAT-Polytechnique: www.irme.ca). The authors would like to acknowledge the IIS NSERC-FRQNT Program for its financial support.

References

Aachib, M., Mbonimpa, M., Aubertin, M. (2004) Measurement and prediction of the oxygen diffusion coefficient in unsaturated media, with applications to soil covers. *Water, Air, and Soil Pollution* 156, 163-193.

ASTM, (2012a) Standard Procatice for Maintaining Constant Relative Humidity by Means of Aqueous Solutions (E104-02). ASTM International, West Conshohocken, PA.

ASTM, (2012b) Standard Test Methods for Laboratory Compaction Characteristics of Soil Using Modified Effort (56,000 ft-lbf/ft3 (2,700 kN-m/m3)) (D1557). ASTM International, West Conshohocken, PA.

ASTM, (2010) Standard Test Methods for Measurment of Hydraulic Conductivity of Saturated Porous Materials Using a Flexible Wall Permeameter (D5084). ASTM International, West Conshohocken, Pa.

ASTM, (2007) Standard Test Method for Particle-Size Analysis of Soils (D422). ASTM International, West Conshohocken, PA

ASTM, (2006) Standard Test Method for Specific Gravity of Soil Solids by Gas Pycnometer (D5550). ASTM International, West Conshohocken, PA.

.Aubertin, M., Bussière, B., Bernier, L., (2002) Environment and Management of Mine Wastes [CD-ROM]. Presses internationales Polytechnique, Montreal, Canada

Aubertin, M., Ricard, J.-F., Chapuis, R.P. (1998) A predictive model for the water retention curve: application to tailings from hard-rock mines. *Canadian Geotechnical Journal* 35, 55-69.

Aubertin, M., Aachib, M., Monzon, M., Joanes, A., Bussiere, B., Chapuis, R., (1997) Etude de laboratoire sur l'efficacite des barrieres de recouvrement construites a partir de residus miniers, *MEND Report* 2.22.2b. CANMET, Ottawa.

Aubertin, M., Chapuis, R., Aachib, M., Bussière, B., Ricard, J., Tremblay, L. (1995) Évaluation en laboratoire de barrières sèches construites à partir de résidus miniers. *MEND Report* 2.22.2a, CANMET, Ottawa.

Black, D.K., Lee, K.L. (1973) Saturating laboratory samples by back pressure. *Journal of Soil Mechanics & Foundations* Div 99(sm1).

Börgesson, L., Johannesson, L.-E., Gunnarsson, D. (2003) Influence of soil structure heterogeneities on the behaviour of backfill materials based on mixtures of bentonite and crushed rock. *Applied Clay Science* 23, 121-131.

Bussière, B., Maqsoud, A., Aubertin, M., Martschuk, J., McMullen, J., Julien, M.R. (2007a) Performance of the oxygen limiting cover at the LTA site, Malartic, Quebec. *CIM Bulletin* 99.

Bussière, B., Aubertin, M., Mbonimpa, M., Molson, J.W., Chapuis, R.P. (2007b) Field experimental cells to evaluate the hydrogeological behaviour of oxygen barriers made of silty materials. *Canadian Geotechnical Journal* 44, 245-265.

Bussière, B., (1999) Étude du comportement hydrique de couvertures avec effets de barrières capillaires inclinées à l'aide de modélisations physiques et numériques, *P.hD thesis*, Département des génies civil, géologique et des mines. École polytechnique de Montréal.

Chapuis, R.P. (2002) The 2000 R.M. Hardy Lecture: Full-scale hydraulic performance of soil–bentonite and compacted clay liners. *Canadian Geotechnical Journal* 39, 417-439.

Chapuis, R.P. (1990) Sand-bentonite liners: predicting permeability from laboratory tests. *Canadian Geotechnical Journal* 27, 47-57.

Chapuis, R.P., Baass, K., Davenne, L. (1989) Granular soils in rigid-wall permeameters: method for determining the degree of saturation. *Canadian Geotechnical Journal* 26, 71-79.

Côté, J., Konrad, J.-M. (2005) Thermal conductivity of base-course materials. *Canadian Geotechnical Journal* 42, 61-78.

Coulombe, V., (2012) Performance de recouvrements isolants partiels pour contrôler l'oxydation de résidus miniers sulfureux. *Master thesis*, Département des génies civil, géologique et des mines. École polytechnique de Montréal.

Cui, Y.J., Tang, A.M., Loiseau, C., Delage, P. (2008) Determining the unsaturated hydraulic conductivity of a compacted sand–bentonite mixture under constant-volume and free-swell conditions. *Physics and Chemistry of the Earth*, Parts A/B/C 33, S462-S471.

Dagenais, A., Aubertin, M., Bussière, B., Cyr, J. (2006) Performance of the Lorraine mine site cover to limit oxygen migration. *Transactions-Society for Mining Metallurgy and Exploraion Incorporated* 318, 190.

Delage, P., Cui, Y.J., (2000) L'eau dans les sols non saturés, *Éditions Techniques de l'ingénieur*, traité construction, Paris, 2.

Engelhardt, I., Finsterle, S. (2003) Thermal-hydraulic experiments with bentonite/crushed rock mixtures and estimation of effective parameters by inverse modeling. *Applied Clay Science* 23, 111-120.

Fredlund, D.G., Rahardjo, H., M.D., F. (2012) Unsaturated soil mechanics in engineering practice. John Wiley & Sons.

Guo, R., Dixon, D., Chandler, N. (2010) Use of numerical simulations to assess hydraulic and mechanical measurements of bentonite–sand buffer in an in-floor borehole. *Engineering geology* 114, 433-443.

Johannesson, L.E., Borgesson, L., Sanden, T., (1999) Backfill materials based on crushed rock (Part 2). Geotechnical properties determined in laboratory. . *SKB Internal Report* IPR-99-23, Stockholm.

Kenney, T., Veen, W.V., Swallow, M., Sungaila, M. (1992) Hydraulic conductivity of compacted bentonite-sand mixtures. *Canadian Geotechnical Journal* 29, 364-374.

Kraus, J.F., Benson, C.H., Erickson, A.E., Chamberlain, E.J. (1997) Freeze-thaw cycling and hydraulic conductivity of bentonitic barriers. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 123, 229-238.

Mata, C., Guimarães, L.d.N., Ledesma, A., Gens, A., Olivella, S. (2005) A hydro-geochemical analysis of the saturation process with salt water of a bentonite crushed granite rock mixture in an engineered nuclear barrier. *Engineering geology* 81, 227-245.

MEND, (2004) Covers For Reactive Tailings Located in Permafrost Regions Review, *Report* 1.61.4, p. 111.

Renken, K., (2006) Pilot study of soil-based covers for acid rock drainage mitigation. *Ph. D Thesis*, University of Western Ontario.

Studds, P.G., Stewart, D.I., Cousens, T.W. (1998) The effects of salt solutions on the properties of bentonite-sand mixtures. *Clay Minerals* 33, 651-660.

Tripathi, K.K. (2013) Hydraulic Conductivity Prediction of Saturated Sand-Bentonite Mixtures. *Geotechnical and Geological Engineering* 31, 581-591.

Villar, M.V. (2006) Infiltration tests on a granite/bentonite mixture: Influence of water salinity. *Applied Clay Science* 31, 96-109.

Wong, L.C., Haug, M.D. (1991) Cyclical closed-system freeze-thaw permeability testing of soil liner and cover materials. *Canadian Geotechnical Journal* 28, 784-793.

Yanful, E.K. (1993) Oxygen diffusion through soil covers on sulphidic mine tailings. *Journal of Geotechnical Engineering* 119, 1207-1228.

CHAPITRE 4 ARTICLE 2: INFLUENCE OF FREEZE AND THAW CYCLES ON THE PERFORMANCE OF COVERS WITH CAPILLARY BARRIER EFFECTS MADE OF CRUSHED ROCK-BENTONITE MIXTURES TO CONTROL OXYGEN MIGRATION

Ce chapitre présente une version soumise par Boulanger-Martel, V., Bussière, B., Côté, J. et Mbonimpa, M., à la *Revue canadienne de la géotechnique*. Cet article vise à présenter les résultats des essais en colonnes réalisés pour répondre aux objectifs spécifiques OS2 et OS3 du projet de maîtrise. Soit de présenter la méthode de laboratoire développée et d'évaluer la performance des CEBC testées. Un rappel des principales propriétés des matériaux déterminés lors des travaux de caractérisation (Chapitre 3) est aussi présenté en début de chapitre.

Abstract

In Nordic regions, acid mine drainage can be produced from the oxidation of sulfide minerals contained in mine tailings when exposed to air and water. Safe storage of those reactive materials requires their confinement under engineered soil covers to control material temperature, gas migration and/or water infiltration. In temperate climate, covers with capillary barrier effects (CCBE) are successfully used to control oxygen flux from reaching covered reactive tailings while insulation covers, which aim at maintaining the reactive materials frozen, are the more attractive option for Nordic conditions. This article suggests the use of CCBE to control simultaneously oxygen migration and mine waste temperature. However, in Nordic conditions, fine-grained materials such as those needed for the CCBE moisture-retaining layer, are not always available and soil-bentonite mixtures could be used instead. This research studied laboratory instrumented columns to evaluate the effects of freeze/thaw cycles on the performance of three CCBE made of crushed-rock bentonite mixtures. An oxygen diffusion test was developed directly in the columns to allow the determination of the effective diffusion coefficient of oxygen (D_e) and its sensitivity to freeze/thaw cycles. The results outline that a good initial performance can be observed for the initially saturated CCBE (fluxes < 1 mol O_2/m^2/year). However, the oxygen fluxes gradually reached values greater than 50 mol O_2/m^2/year after 3 freeze/thaw cycles. These results suggest that the oxygen limiting ability of the tested CCBE are limited and significantly affected by freeze/thaw cycles.

4.1 Introduction

Nowadays, acid mine drainage (AMD) is one of the most important environmental challenge that faces the mining industry. This well-known environmental problem is related to the oxidation of sulfide minerals contained in mine wastes when they are exposed to air and water (e.g. Aubertin et al., 2002). Over the past decades, many engineered cover designs have been successfully developed for controlling water infiltration, oxygen migration and/or mine waste temperature (e.g. Aubertin et al., 1995; Koerner and Daniel, 1997; MEND, 2001, 2004a, 2004b). In temperate climate, oxygen barriers are one of the most efficient methods to control AMD generation (Collin and Rasmuson, 1988; Nicholson et al., 1989). Among those barriers, covers with capillary barrier effects (CCBE) were proven to be a practical option to limit the oxygen flux reaching the reactive mine tailings (Dagenais, 2005; Bussière et al., 2003, 2006, 2007). The oxygen barrier in CCBEs is created when a high air entry value (AEV) material (moisture-retaining layer) is overlaying a lower AEV material (capillary break layer). Indeed, capillary barrier effects appear between the two materials due to the contrast in hydrogeological properties and promote a high degree of saturation of the moisture-retaining layer (e.g. Nicholson et al., 1989; Aubertin et al., 1997, 1999; Bussière et al., 2003, 2006). A degree of saturation of the moisture-retaining layer higher than 85-90% was reported to significantly reduce the oxygen flux reaching the base of the cover and to control AMD generation from sulphidic tailings (e.g. Yanful, 1993; Aubertin et al., 1999).

In Nordic regions, AMD generation is generally limited by the presence of permafrost and low temperatures, which reduce contaminant migration (by limiting water transport due to freezing) through the environment and slow down the geochemical and biochemical reaction kinetics of sulfide minerals (MEND, 1996a, 1996b, 2009, 2010, 2012; Elberling et al., 2000; Elberling, 2005). However, AMD can be encountered in Nordic mine sites (e.g. Elberling, 1998; Godwaldt, 2001), but occurs mainly in the permafrost active zone (MEND, 1996a). So far, only few reclamation cover options have been studied for AMD mine tailings storage facilities located in such region. The main reclamation strategy has been to encapsulate the reactive tailings to permafrost under an insulation cover (MEND, 2004a; Coulombe et al., 2012). The use of a CCBE combined with an insulation objective can be a viable reclamation option for the reclamation of tailings storage facilities located in Nordic conditions. This original reclamation approach would aim at reducing the period of time when the tailings are above the freezing

temperature and at controlling the oxygen fluxes when the tailings are in the unfrozen state. The CCBE could also be a more robust cover option in the climate change context since sulfide oxidation could be controlled all year long by either controlling the mine waste temperature and/or oxygen flux. The efficiency of this attractive approach has yet to be clearly demonstrated in a controlled laboratory environment.

Soil-bentonite mixtures have been used for many years as impervious materials in engineered structures such as dam cores, cover for landfills or impervious liners. Those mixtures offer a good alternative when natural fine-grained soils are not available close to a construction site, like it is the case of many Nordic regions. A previous laboratory study conducted by the authors suggested that crushed-rock bentonite mixtures (CRBM) could offer a good alternative to fined-grained soils as moisture-retaining layer material in a CCBE. However, their capacity to act as an efficient oxygen barrier in the long term still has to be assessed (Boulanger-Martel et al., 2014).

The present article focuses on the evaluation of the performance of three CCBE concepts made of 5.0, 6.5 and 8.0% bentonite CRBMs exposed to cold climatic conditions through laboratory column experiments. The main material properties and column design are first presented. The experimental protocol is then detailed and the column test results are presented with a focus on diffusion tests as well as on the volumetric water content profiles measured during the various testing phases. Finally, the results are interpreted and discussed to highlight the influence of freeze/thaw cycles on the performance of such CCBE configurations to control oxygen migration. This study was inspired from a real case, the Raglan Mine (a Glencore property) located in Northern Quebec, which evaluates, among other options, the option of using a CRBM CCBE for the reclamation of their potentially acid generating mine tailings storage facility.

4.2 Oxygen diffusion in soil covers

The main mechanism responsible for oxygen transport in fine-grained (or small pore size) unsaturated materials such as those used as moisture-retaining layer in CCBEs is molecular diffusion (Collin, 1987; Collin and Rasmuson, 1988). When such material is below a degree of water saturation of 85-90%, oxygen diffusion mainly takes place through the air filled porosity as represented by the volumetric air content (θ_a). In that case, O_2 diffusion is controlled by the concentration of oxygen in air (C_a). However, at higher degrees of water saturation, the air phase

becomes discontinuous (Corey, 1957) and oxygen transport is controlled by diffusion in the water filled voids, represented by the volumetric water content (θ_w). In this case, oxygen diffusion is limited by the concentration of oxygen in water (C_w), which is approximately 30 times lower than C_a (Mbonimpa et al., 2003).

For non-reactive unsaturated cover materials, the 1D oxygen diffusion can be described by Fick's first and second laws (Glauz and Rolston, 1989; Hillel, 1998):

$$F(z,t) = -D_e \frac{\partial C(z,t)}{\partial z} \quad [4.1]$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\theta_{eq} C) = \frac{\partial}{\partial z}\left(D_e \frac{\partial C}{\partial z}\right) \quad [4.2]$$

where F(z,t) is the diffusive flux of oxygen, D_e is the effective oxygen diffusion coefficient, C(z,t) is the interstitial oxygen concentration at time t and depth z. The equivalent porosity (θ_{eq}) is a parameter that was introduced to properly take into account the oxygen transport that occur in both, the air and water phases (Aubertin et al., 1999, 2000) and is defined as:

$$\theta_{eq} = \theta_a + H\theta_w \quad [4.3]$$

where H is the dimensionless Henry's equilibrium constant (~0.03 at 20°C). The equations above show that the oxygen flux through a soil cover is strictly related to the D_e of the cover materials and the oxygen concentration gradient. Because the assessment of the performance of an oxygen barrier is usually done by evaluating the O_2 flux reaching the reactive tailings (e.g. Mbonimpa et al., 2003; Bussière et al., 2004, 2007), reliable D_e values are necessary for cover performance evaluation and optimum design.

Laboratory work conducted on various types of soils demonstrated that D_e can be estimated using semi-empirical models (Millington and Shearer, 1971; Collin, 1987; Aachib et al., 2004). Based on simple geotechnical parameters such as the porosity and the volumetric water and air contents, D_e can be estimated by the following equation (Aachib et al., 2004):

$$D_e = \frac{1}{n^2}\left(D_a^0 \theta_a^{p_a} + H D_w^0 \theta_w^{p_w}\right) \quad [4.4]$$

where D_a^0 (1.8×10^{-5} m^2/s) and D_w^0 (2.5×10^{-9} m^2/s) are the free oxygen diffusion coefficients in air and in water. p_a and p_w are parameters related to the tortuosity of the air and water phases and can be empirically related to the air and water contents by the following polynomial expressions:

$$p_a = 1.201\theta_a^3 - 1.515\theta_a^2 + 0.987\theta_a + 3.119 \quad [4.5]$$

$$p_w = 1.201\theta_w^3 - 1.515\theta_w^2 + 0.987\theta_w + 3.119 \quad [4.6]$$

In the laboratory, the D_e value of inert cover materials is often determined at small scale using oxygen diffusion cells (e.g. Shackelford, 1991; Aachib et al., 2004), but this testing method is limited to relatively fine-grained materials and is not designed to evaluate the effects of freeze/thaw cycles on D_e. This limitation led the authors to develop the column experiment approach, described in this paper, to determine D_e of moisture-retaining layers made of crushed-rock bentonite mixtures, and the sensitivity of this parameter to freeze/thaw cycles.

4.3 Materials and methods

4.3.1 Main physical and geotechnical properties

The granular materials used in the column tests are crushed rock (0 – 20 mm) and three crushed rock-bentonite mixtures. The crushed rock was obtained from a stock pile at the Raglan Mine and its natural water content was 4.39% on average. The three different CRBM were made in the laboratory by hand mixing a commercially available PDSCo Grout bentonite powder and crushed rock at 5.0, 6.5 and 8.0% bentonite content by dry weight. The liquid used for wetting, hydration and permeation throughout the experimental process was tap water from the city of Rouyn-Noranda (Quebec, Canada). The material main physical and geotechnical properties were determined prior to column testing and are summarized in Table 4.1. The grain size distribution of the crushed rock was determined using ASTM (2007) standard D422 for particles size larger than 425µm, and a laser diffraction analyser was used for finer grain sizes. Grain size distribution of bentonite was obtained by laser diffraction in isopropanol to prevent the swelling of bentonite during the analysis. The grain size distributions of the three mixtures were obtained by combining the crushed rock and the bentonite grain size distributions. The specific gravity (G_s) was measured with a helium pycnometer.

Geotechnical properties of the crushed rock alone were provided by Coulombe (2012). An average saturated hydraulic conductivity (k_{sat}) of 2.6×10^{-1} cm/s was measured for this material. The water retention curve shows an air entry value (AEV) of 0.5 kPa and a residual suction of 7.0 kPa for this material. The saturated hydraulic conductivities of crushed rock-bentonite mixtures

were determined using a flexible wall permeameter following method A and D of ASTM (2010) standard D5084 for constant head and constant flow rate saturated hydraulic conductivity tests. Flexible instead of rigid wall permeameters are preferable because a short time to achieve full hydration and consolidation of the bentonite is expected (3-7 days compared to 1-4 weeks) (Chapuis, 1990). A long term (1000h) initial permeability test conducted on a 8.0% bentonite mixture showed that the maximum time to reach minimum and steady saturated hydraulic conductivity values was approximately 80 hours. Hence, permeability tests were conducted for a period of approximately 100 h under low hydraulic gradients (i <8). Measured k_{sat} values ranged from 3.5×10^{-7} cm/s for the 5.0% CRBM to 4.8×10^{-8} cm/s for the 8.0% CRBM, and are a function of the bentonite void ratio within the mix (Boulanger-Martel et al., 2014).

The water retention curves were obtained by performing drainage tests with a pressure plate apparatus equipped with a high air entry value cellulosic membrane and vapor desiccators with saturated salt solutions. A total of 9 pressure increments between 10 and 2000 kPa were achieved with the pressure plate apparatus, while five different vapour equilibrium tests were performed for suctions ranging from 3.5 MPa to 3250 MPa. Saturated salt solutions and their corresponding suctions can be found in the literature (e.g. Delage and Cui, 2000; Cui et al., 2008; ASTM, 2012;). The obtained water retention curves showed AEV between 8.0 and 20.0 kPa. Those curves also showed a low rate of desaturation for high suction values trending towards the behaviour of bentonite alone. The 6.5% and 8.0% bentonite mixtures have a similar behaviour, while the 5.0% mixture has a lower water retention capacity. Hydraulic tests (permeability and suction tests) performed on the three CRBM were conducted on samples moulded at a target porosity of 0.25. More details on the testing procedures and on various (physical, hydrogeological, geotechnical, mineralogical and chemical) properties can be found in Coulombe (2012) for the crushed rock and in Boulanger-Martel et al. (2014) and Boulanger-Martel (2015)[5] for the crushed rock-bentonite mixtures.

Based on the AEV of the tested mixtures, CRBM could provide sufficient hydraulic properties contrasts to induce capillary barrier effects if placed on top of a very low AEV material such as the crushed rock. When the crushed rock reaches its residual suction value, the AEV of the three tested CRBM are not yet reached. Therefore, degrees of saturation higher than 85 – 90% are

[5] Voir les annexes A, B, C et D

expected in a moisture-retaining layer made of a CRBM overlaying a crushed rock capillary break layer.

Table 4.1: Main physical and geotechnical properties of tested materials.

Parameter	Crushed rock	Bentonite	5.0 % CRBM	6.5 % CRBM	8.0 % CRBM
d_{10}* (mm)	0.38	0.05	0.20	0.18	0.16
d_{50}* (mm)	7.05	0.27	6.527	6.368	6.203
d_{90}* (mm)	17.20	0.50	16.98	16.92	16.86
d_{100*} (mm)	20.00	1.00	20.00	20.00	20.00
C_U (-)	24.00	6.02	42.73	47.67	52.73
G_s (-)	3.04	2.59	3.02	3.01	3.00
k_{sat} (cm/s)	2.6×10^{-1}**	-	3.5×10^{-7}	2.2×10^{-7}	4.8×10^{-8}
ψ_a (kPa)	0.5**	-	8	10 - 20	10 - 20
ψ_r (kPa)	7**	-	15 000	15 000	15 000
θ_r (m^3/m^3)	0.02**	-	0.02	0.02	0.02

*d_x : diameter corresponding to x w/w % passing on the cumulative grain-size distribution curve

**: data from Coulombe (2012)

- : not tested

4.3.2 Column design

4.3.2.1 Materials preparation

Column instrumentation and configuration are shown in Figure 4.1. Three columns were designed to allow the set-up of three different 2.0 m thick CCBE configurations. The tested CCBEs consisted of a 0.4 m capillary break layer, a 0.6 m moisture-retaining layer, and a 1.0 m thick crushed rock protective layer. Both the capillary break layers and the protective layers were made of crushed rock alone while the moisture-retaining layers were made of CRBMs at bentonite contents of 5.0, 6.5 and 8.0% for columns 1, 2 and 3, respectively. A porosity of 0.25 was targeted for all the cover layers, which represents approximatively a dry density of 90% of the modified Proctor optimum for the three CRBMs (Boulanger-Martel et al., 2014). Granular

materials were put in place in compacted layers of 7 kg of dry material (corresponding to a 5 cm lift thickness) at the required energy to reach the desired dry density.

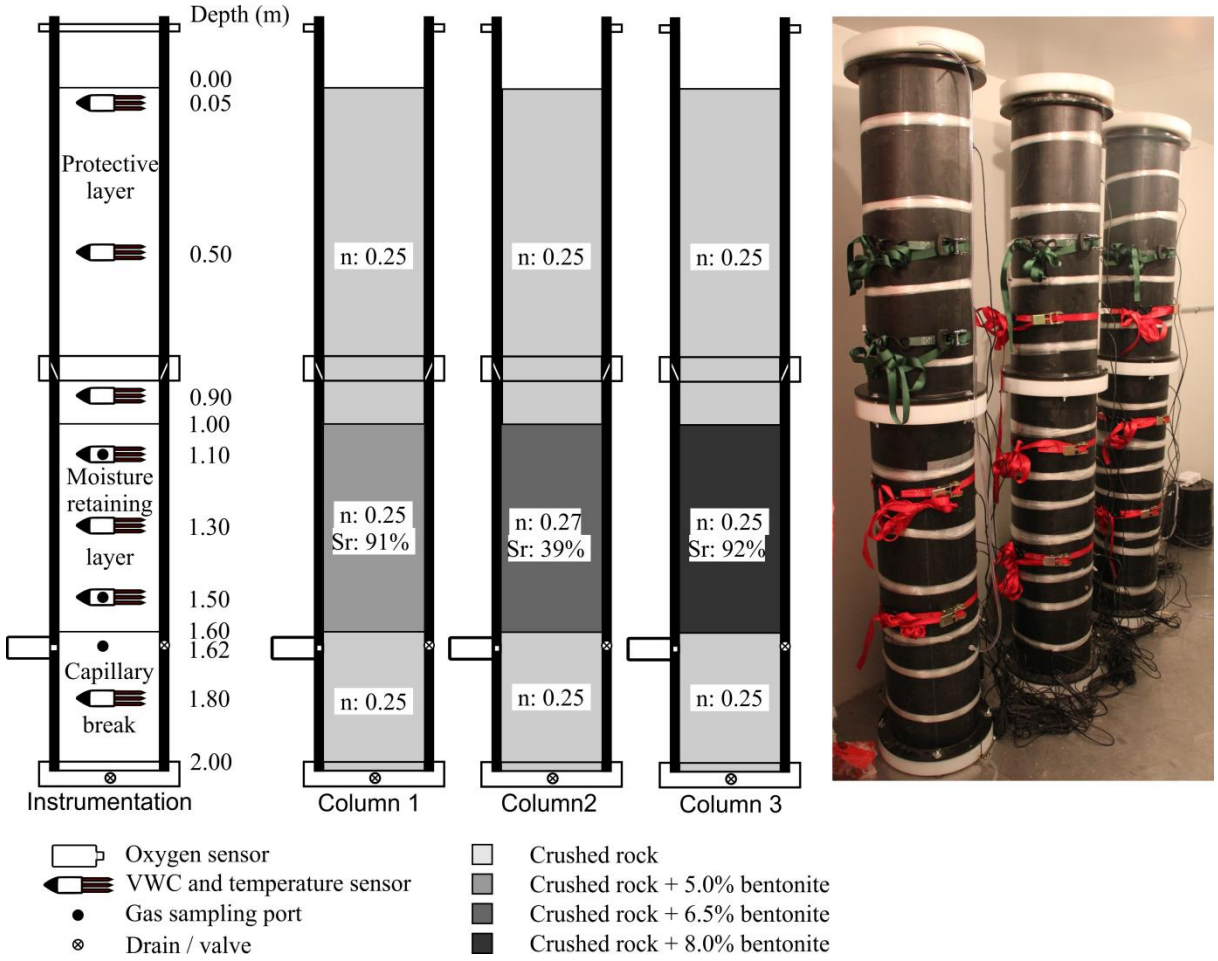


Figure 4.1: Instrumentation, stratigraphic configurations and laboratory setup of the three experimental columns.

In order to keep a good control on the CRBM bentonite content, the CRBMs were created at the laboratory from oven dried and homogenized materials. All mixtures were prepared in small batches by hand mixing the desired weight percentage of dry bentonite and dry aggregate. Then, tap water was added to reach the target water content and mixing was continued until the mix was homogeneous and no excess water was left. The 5.0 and 8.0% CRBMs moisture-retaining layers were compacted at a water content of 10.0%, while the 6.5% bentonite CRBM moisture-retaining layer was compacted at a water content of 5.0%. The corresponding initial moisture-retaining layers degrees of saturation were of 91.0, 38.7 and 91.5% for columns 1, 2 and 3, respectively. The initial water content of column 2 CRBM corresponds to the weighted average between the

natural water content of the crushed rock (4.4%) and the bentonite (8.1%). This initial water content was intended to simulate the construction of the moisture-retaining layer without any addition of water to the materials available; this method was used previously at the Raglan Mine to produce a CRBM. The crushed rock protective and capillary break layers were homogenised and moulded at their natural water contents. The main objectives of the column test investigation are (1) to evaluate the influence of the bentonite content on the performance of such CCBE configurations with and without freeze-thaw cycles, and (2) to determine the effect of the initial degree of saturation of CRBMs on CCBE performance.

4.3.3 Oxygen diffusion test

In this study, the evaluation of the tested CCBE performance is mainly based on the results of oxygen diffusion tests conducted in the experimental columns. The column oxygen diffusion test set-up and procedure were inspired by the single reservoir with constant source concentration method (Shackelford, 1991). The experimental approach of the oxygen diffusion test was to induce an oxygen concentration gradient between the protective layer and the capillary break layer to force oxygen diffusion through the moisture-retaining layer. To do so, a nitrogen tank was connected to the base drain and the purge valve was opened. Then, a low nitrogen flow was induced through the capillary break layer until most of the interstitial O_2 was purged. The completion of the purge was confirmed by stabilized (near zero) signal readings on the Apogee SO-110 oxygen sensor. A 30 minutes average purge time was observed. Then, the base drain and the purge valve were closed. From that moment, oxygen migration from the protective layer to the capillary break layer was strictly controlled by molecular diffusion. At the beginning of the test, the initial gaseous oxygen concentration profile of the moisture-retaining layer was sampled through the vials located at the 1.10 m and 1.50 m depths. The initial O_2 concentrations sampled at the 1.50 m depth also confirmed the nitrogen purge had no effect on O_2 concentrations at the base of the moisture retaining layers. Interstitial gas samples were analyzed to obtain oxygen concentration using an Agilent Technologies Micro GC gaseous phase chromatograph. The evolution of the gaseous O_2 concentration in the capillary break layer was measured by the Apogee SO-110 sensor and recorded with a data logger during the testing period. In order to allow a reliable interpretation of the Apogee sensor signal, a calibration equation was obtained from measured oxygen concentrations (using the chromatograph) in the capillary break layer as a

function of the sensor signal (see Boulanger-Martel, 2015 for details)[6]. These results were further interpreted to obtain a bulk oxygen diffusion coefficient (D_e) of the moisture-retaining layer using POLLUTE v6 numerical model (Rowe et al., 1994); the modelling aspect will be discussed with more details in Section 4.5.

4.3.4 Experimental approach

Prior to column testing, a 84 days pre-testing phase was allowed for bentonite hydration, saturation and thermal conditioning. In order to favour a high initial degree of saturation for columns 1 and 3 crushed rock bentonite mixtures, a water head of 1.75 m was gradually applied through the base drain and kept for 52 days. Then, the columns were drained for a period of 21 days and the temperature of the controlled atmosphere room was set to 5 °C for thermal conditioning of the materials. Column 2 was built simultaneously with the two other columns. Since the objective of column 2 was to assess its performance starting from the natural water content, no water head was applied to the base drain. Column 2 was kept air tight until the beginning of the first diffusion test to protect the CRBM from evaporation.

The general experimental approach consisted of a sequence of oxygen diffusion and infiltration tests conducted on each column as described in Table 4.2. A first oxygen diffusion test was performed to obtain an initial D_e value. Following this diffusion test, an infiltration test was conducted to simulate water infiltration and to assess the ability of the CRBM as moisture-retaining layer to recharge after drainage. Infiltration tests were done by adding two 5 cm water layers (10 cm of water in total) to the top of each column and by following the water mass exiting the base drain over time. The first addition of water was done at the beginning of the test and the second 24 hours later. Then, another oxygen diffusion test was conducted to allow quantifying the change in term of oxygen diffusion behaviour attributed to the water recharge of the CRBM layer. Both oxygen diffusion and infiltration tests were conducted at an ambient temperature of 5°C. This temperature represents a realistic estimation of a maximum moisture-retaining layer average temperature for a CCBE of similar configuration located in Quebec's North. After the diffusion/infiltration/diffusion cycle, freezing conditions were applied to the column by setting the controlled atmosphere room to a temperature of -13 °C for 72 hours. This temperature

[6] Voir l'annexe E

represents a typical average minimum temperature for such CCBE moisture retaining-layer that would be located in Northern Quebec (Jean-François St-Laurent, personal communication, 2013). Then, the room temperature was set back to 5 °C for a thawing period of 72 hours before another freeze/thaw cycle or diffusion test was initiated (diffusion tests were performed after 1, 3 and 5 freeze-thaw cycles). Diffusion tests were only conducted at the unfrozen state so that the worst case scenario in terms of oxygen diffusion (maximum D_e value) was evaluated. Unfrozen volumetric water contents and temperatures were also monitored throughout the experimental process. In order to obtain reliable volumetric water content values, the sensor raw signals were interpreted using a specific volumetric content calibration equation (see Boulanger-Martel, 2015 for details)[7]. The equilibrium of the system (stability of θ_w) during a given diffusion test was verified and the average measured θ_w values were used for data interpretation.

At the end of the testing program, the three columns were dismantled to obtain measured values of porosity and volumetric water content at different depths for each column. 11 days after the last diffusion test, the columns were frozen at -13 °C in the controlled atmosphere room and cut into 10 cm thick slabs with a diamond blade saw. The slabs were oven dried for a period of 7 days and the gravimetric water content of each slab was calculated. The porosity and volumetric water content were then estimated based on the mass and volume measurements. The volumetric water contents measured at dismantling were compared to the final sensor readings to validate the calibration that was used for data interpretation. Initial calculated porosities were also verified with the dismantling measured values.

4.4 Column testing results

The present section aims at presenting the main experimental results for the 3 tested columns. The measured volumetric water content profiles and their corresponding oxygen diffusion tests conducted at the initial conditions and after 1, 3 and 5 freeze/thaw cycles are first presented. The column dismantling results are then shown.

[7] Voir l'annexe E

Table 4.2: Detailed experimental stages with their corresponding durations and characteristic testing temperatures.

Testing conditions	Stages*	Duration (days)	$T_{average}$ (°C)	$T_{freezing}$ (°C)	$T_{thawing}$ (°C)
Pre-testing phase	H	11	-	-	-
	H+S	52	-	-	-
	TCD	21	5.0	-	-
Initial conditions	DT_1	13.9	5.2	-	-
	IT_1	19.9	5.1	-	-
	DT_2	10.1	5.1	-	-
1st freeze / thaw cycle		6.0	-	-13.2	5.0
1	DT_3	10.1	5.1	-	-
	IT_2	10.0	5.1	-	-
	DT_4	9.0	5.0	-	-
2nd freeze / thaw cycle		6.0	-	-11.6	5.0
3rd freeze / thaw cycle		6.0	-	-11.5	5.0
3	DT_5	10.8	5.0	-	-
	IT_3	10.0	5.2	-	-
	DT_6	10.3	4.3	-	-
4th freeze / thaw cycle		6.0	-	-12.7	5.0
5th freeze / thaw cycle		6.0	-	-12.7	5.0
5	DT_7	7.0	5.0	-	-
	IT_4	10.0	5.1	-	-
	DT_8	10.0	5.4	-	-
6	DIS	11.0	5.0	-	-
		>3.0	-	-13.0	-

*: H (hydration), S (saturation), TCD (thermal conditioning and drainage), DT_i (diffusion $test_i$), IT (infiltration $test_i$), DIS (Dismantling)
-: not applicable

4.4.1 Volumetric water content profiles and evolution

A summary of the different θ_w profiles measured during oxygen diffusion tests conducted before (BI) and after (AI) infiltration at various testing conditions for column 1 (5.0% bentonite), column 2 (6.5% bentonite) and column 3 (8.0% bentonite) is presented in Figure 4.2. The θ_w values shown in Figure 4.2 represent the average volumetric water contents measured during the various oxygen diffusion tests. Variations of θ_w below 0.02 m^3/m^3 were typically observed during the diffusion tests performed. Those profiles were based on completely thawed θ_w values and are used to evaluate the unfrozen hydrogeological behaviour of the tested CCBEs. The ability of their moisture-retaining layers to keep a high degree of saturation through time and freeze/thaw cycles

is also assessed. Note that the moisture-retaining layers are positioned between the dashed lines plotted in Figure 4.2.

The θ_w measured in the protective layers of all columns were typically close to residual values for the whole testing period. The degrees of saturation of those layers were usually below 8%. However, a relatively high θ_w value (0.32) was recorded at the base of the protective layer during the first infiltration test in column 1 (a value slightly higher than the porosity that can be attributed to local porosity variations and sensor accuracy). This value was due to a temporary accumulation of water at the interface between the moisture-retaining layer and the protective layer; that phenomenon appeared only during the first infiltration test. The θ_w measured in the capillary break layers were slightly higher than the measured values in the protective layers and were between 0.02 to 0.04 for columns 1 and 2 and between 0.04 to 0.06 for column 3. Assuming the porosities presented in Figure 4.1, the degrees of saturation measured in the capillary break layers for columns 1 and 2 were in the 6–14% range. A maximum degree of saturation of 24% was monitored in column 3 at the initial conditions, but was mostly in the 15–17% range after the first freeze/thaw cycle.

The θ_w profiles presented in Figure 4.2 for columns 1 and 3 demonstrate that the contrast in hydraulic properties at the beginning of the test between the crushed rock and the CRBMs was sufficient enough to induce capillary barrier effects. Similar hydrogeological behaviours were observed for columns 1 and 3 although column 3 had a slightly better water retention capacity. Before the first freeze/thaw cycle, the average θ_w measured by the two sensors located at the bottom of the moisture-retaining layers for columns 1 and 3 were between 0.22 and 0.25. Considering the average porosities presented in Figure 4.1, this part of the moisture-retaining layers was near saturation for both columns. The θ_w measured for the initial conditions at the top of the moisture-retaining layers, before and after infiltration, were of 0.06 and 0.29 for column 1 and of 0.23 and 0.21 for column 3 respectively. Here again, the measured θ_w value slightly higher than the average porosity is attributed to sensor accuracy and porosity variation in the column. For the initial conditions, degrees of saturation greater than 85% were observed at all times in column 3 moisture-retaining layer while such saturation conditions were observed only after the infiltration test for column 2. For the other testing conditions, the infiltration tests produced only limited CRBM recharge for those two columns. With freeze/thaw cycles, θ_w measured in the top portion of the two moisture-retaining layers dropped to the residual value for column 1 and to

values between 0.08 and 0.13 for column 3. In the same way, the sensors located in the middle of the moisture-retaining layers also showed a rapid desaturation to values ranging from 0.11 to 0.13 and from 0.13 to 0.18 for columns 1 and 3 respectively. At the base of the moisture-retaining layers, the measured θ_w presented a more gradual and slighter desaturation tending toward values of 0.16 and 0.19 for the two columns. Hence, the 8.0% bentonite CRBM CCBE was more able to withstand freeze/thaw cycles than the 5.0% bentonite CRBM CCBE by keeping a minimum degree of saturation of 82% (compared to 63%) for that part of the moisture-retaining layer.

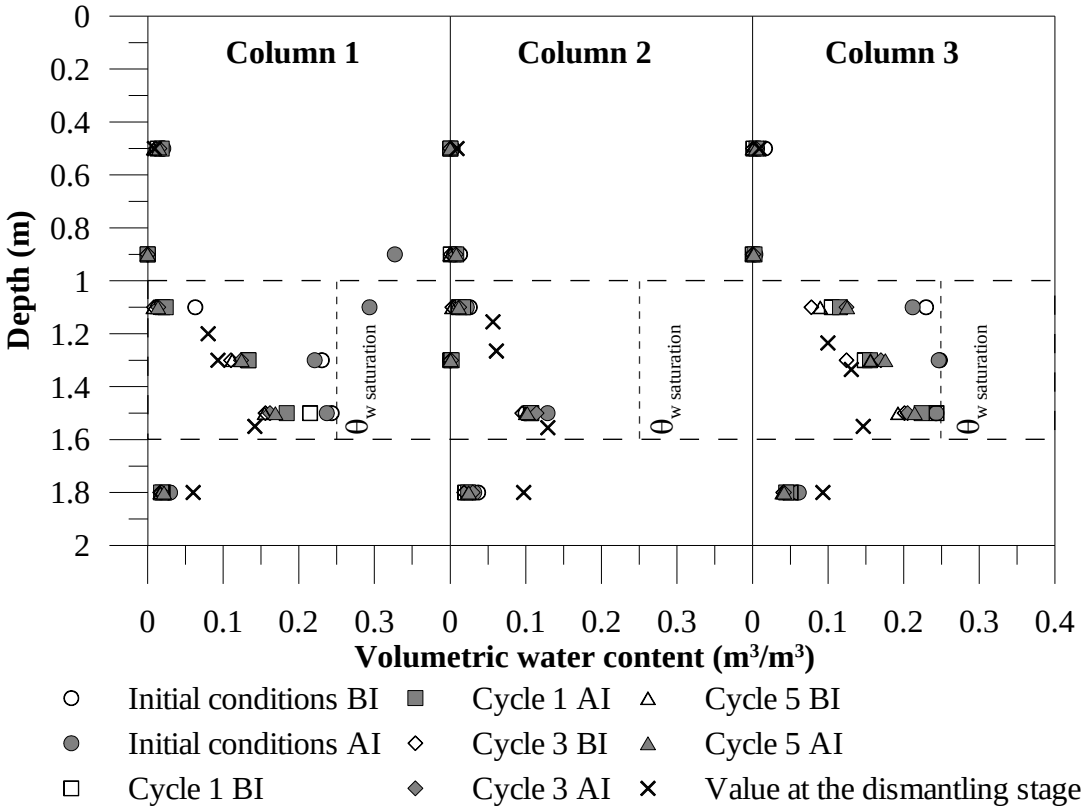


Figure 4.2: Average volumetric water contents measured during the various oxygen diffusion tests and at the dismantling stage for column 1, column 2 and column 3.

Column 2 had a different hydrogeological behaviour; it is important to recall that this column was prepared with CRBM at its natural water content. Figure 4.2 shows that no significant variations in terms of θ_w were observed for the moisture-retaining layer. The θ_w values were between 0.10 and 0.13 at the base (depth of 1.5 m). These measured θ_w correspond to degrees of saturation between 38 and 52%. As for the other columns, residual water contents were observed in the middle and at the top of the moisture-retaining layer. Independently on the number of

freeze/thaw cycles, infiltration had very little effect on the θ_w measured in the moisture-retaining layer of this column. Based on the obtained θ_w profiles, it can be concluded that the saturation and hydration of the 6.5% CRBM put in place at its natural water content were very limited and could not ensure the nearly full saturation of the moisture-retaining layer needed to have an efficient CCBE.

4.4.2 Oxygen diffusion tests

The results of column oxygen diffusion tests conducted in the experimental columns 1, 2 and 3 are presented in Figure 4.3 in terms of change in the interstitial O_2 concentration (%) with time measured in the top of the capillary break layer. Oxygen diffusion tests of approximately 10 days were conducted before (BI) and after (AI) the infiltration tests, for the initial conditions and after 1, 3 and 5 freeze/thaw cycles. The results obtained for columns 1 and 3 demonstrate similar trends. A slight increase in diffused interstitial oxygen concentration is measured after 10 days for the diffusion tests performed at the initial conditions. The final oxygen concentrations measured after 10 days increases with freeze/thaw cycles.

For column 1, an increase in interstitial oxygen concentration in the capillary break layer of 4.4% over the testing period was observed at the initial conditions before infiltration and dropped below the sensor sensibility after infiltration. For column 3, slight increase in oxygen concentration (< 1.0%) in the capillary break layer was observed after 10 days for those conditions. These results are in agreement with the θ_w observed near the top of the moisture-retaining layers and near the base of the protective layers (see Figure 4.2). The nearly saturated moisture-retaining layers fulfilled their purposes and only insignificant quantities of oxygen (close to zero) diffused through those layers. After the first freeze/thaw cycle, column 1 moisture-retaining layer kept fairly good oxygen barrier capacities before and after the infiltration test, and limited oxygen ingress below 4.4% in the capillary break layer over the testing period (10 days). The tests conducted on column 3 for these conditions showed a decrease in the oxygen barrier ability of the moisture-retaining layer compared to the initial conditions (oxygen concentrations in the capillary break layer increased to 6.7 and 9.7% before and after infiltration). Final interstitial oxygen concentrations in the capillary break layer between 16 and 20.9% were measured for column 1 and 3 during the diffusion tests (10 days) conducted after 3 and 5 freeze/thaw cycles. Slight improvements of the oxygen diffusion controlling capacities were

observed after the infiltration tests compared to the results obtained before infiltration due to the slightly higher θ_w in the moisture-retaining layers.

Results obtained for column 2 show that all diffusion tests tended to reach a final interstitial oxygen concentration in the capillary break layer close to the atmospheric O_2 concentration after 10 days. Hence, the infiltration of water did not allow a recharge of the moisture-retaining layer that would help to control oxygen diffusion. The scattered fitting of curves was mainly attributed to the variations of the initial oxygen concentration (between 0.75 and 2.07%) in the capillary break layer.

4.4.3 Column dismantling results

The average dismantling porosities obtained for the moisture-retaining layers were of 0.24, 0.25 and 0.24 for the first, second and third column respectively (refer to Figure 4.4). A more compact zone is observed in column 1 at the depth of 1.20 m. Porosities measured in the protective and in the capillary break layers were of 0.25 and 0.26 in average for the three columns. Considering the accuracy of the method used to estimate the porosity (estimated at ± 0.02), these measurements confirm that the porosity of the materials tested did not change significantly during the column tests. Since no significate increase in total porosity was observed, the changes in the hydrogeological properties and the capacity to control oxygen migration of the tested CCBE can mainly be attributed to micropore structure changes that increased the interconnectivity of the CRBMs pore system.

The final dismantling θ_w are presented in Figure 4.2 and are compared to the monitored θ_w values. At dismantling, residual θ_w values were observed in the protective layer while higher values (0.06 – 0.10) were observed in the capillary break layer. Values between 0.06 and 0.15 were obtained for the moisture-retaining layer. From the comparison of the θ_w monitored during the last diffusion test (cycle 5 after infiltration) with the dismantling θ_w, it is reasonable to conclude that the sensors gave reliable measurements during the test.

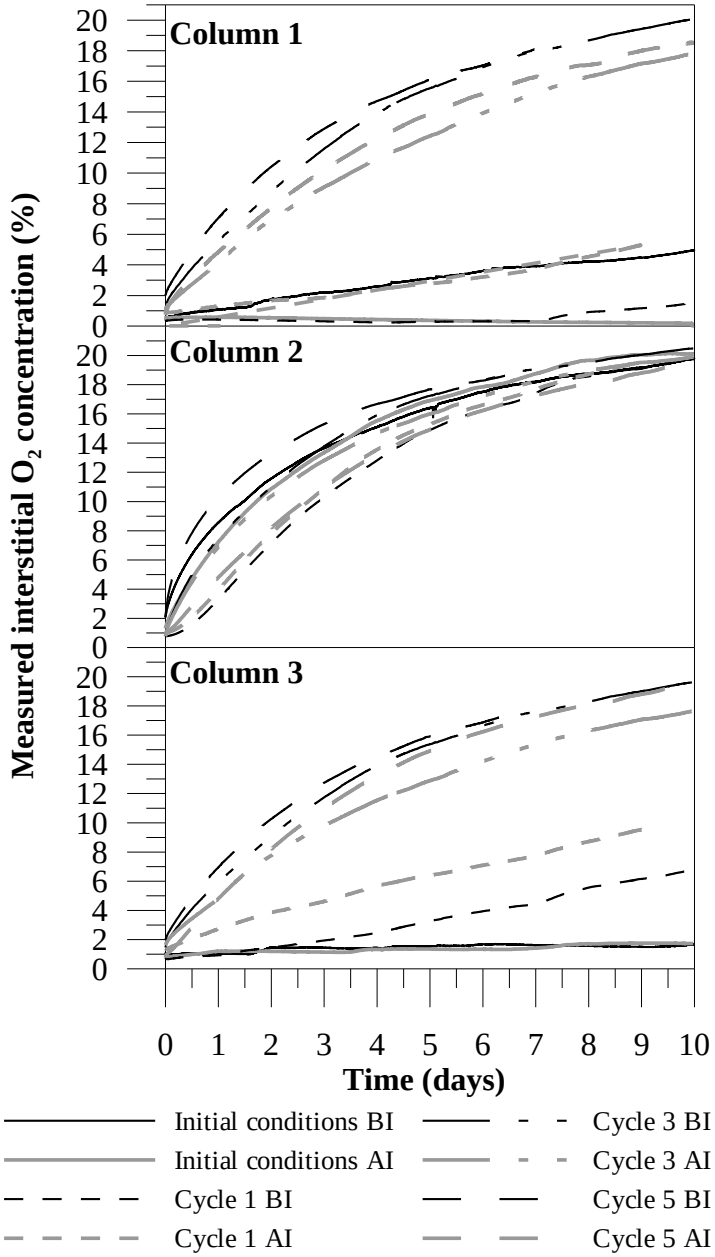


Figure 4.3: Evolution of the interstitial O_2 concentration (%) with time measured in the top of the capillary break layer during the oxygen diffusion tests conducted at various testing conditions for experimental columns 1, 2 and 3.

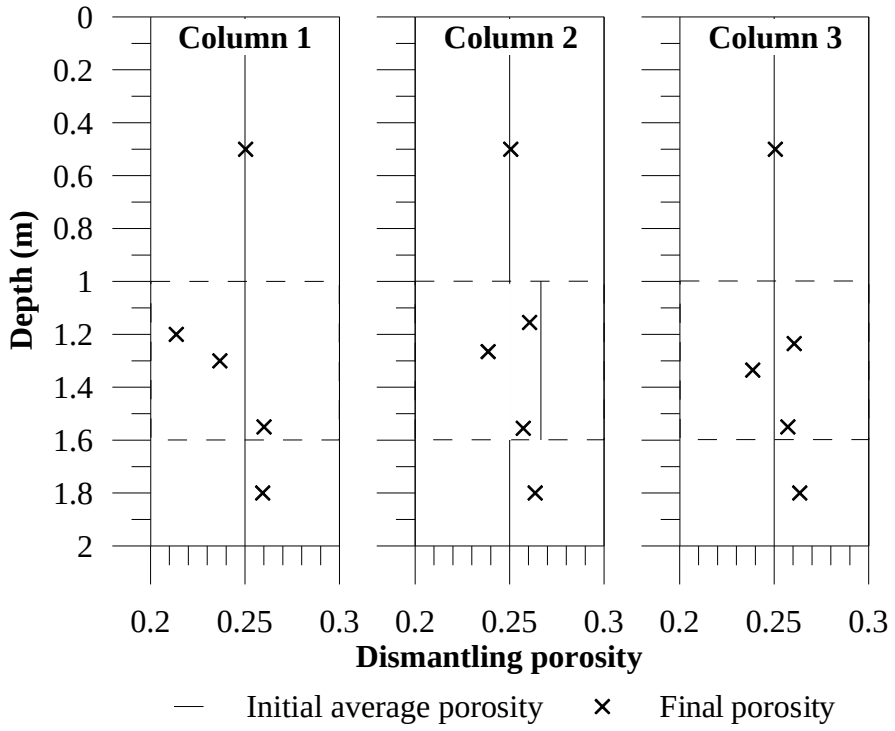


Figure 4.4: Initial average porosity and final dismantling porosity for columns 1, 2 and 3.

4.5 Discussion

The obtained θ_w profiles showed that high initial degrees of saturation (> 85%) were obtained in the moisture-retaining layers of columns 1 and 3 suggesting good initial cover performances. This performance was also confirmed by a slow increase in diffused oxygen concentration in the capillary break layer during oxygen diffusion tests. However, the θ_w measurements and diffusion tests results obtained after freeze/thaw cycles 1, 3 and 5 suggested a significant influence of freeze/thaw cycles on the performance of the tested CCBEs. Hence, the results obtained in the previous sections were further interpreted for performance assessment. This assessment includes the determination of D_e for the layered systems and oxygen fluxes calculations.

4.5.1 Effective oxygen diffusion coefficient determination

4.5.1.1 Numerical interpretation of oxygen diffusion tests

The one-dimensional interpretation of the oxygen diffusion tests was done using the POLLUTEv6 numerical model (Rowe et al., 1994). This computer program was initially developed for modelling solute transport in saturated media but can also be used for gas diffusion

modelling in unsaturated materials if certain parameters are adjusted to allow solving Fick's first and second laws (Rowe and Booker, 1985). More specifically, in the case of unsaturated non-reactive materials, oxygen diffusion can be modelled if parameters such as the porosity ($n = \theta_{eq}$), Darcy's velocity ($v = 0$) and the coefficient of hydrodynamic dispersion ($D^* = D_e\theta_{eq}^{-1}$) are adjusted. This software has often been used to evaluate the oxygen diffusion coefficient and oxygen flux through various soil cover systems (e.g. Yanful, 1993; Aubertin et al., 1995, 2000; Mbonimpa et al., 2003, 2011; Aachib et al., 2004).

For this study, a general conceptual model consisting of a 5-layer system where the moisture-retaining layer is separated in 3 distinctive sub-layers (each 20 cm thick) was used to represent the various column saturation conditions (refer to Figure 4.2). A boundary condition (BC) of constant atmospheric O_2 concentration (20.9%) was set at the top of the column and a boundary condition of zero flux was imposed at the bottom. The sampled initial oxygen concentration profiles confirmed that an initial oxygen concentration of 20.9% could be used for the protective layer and for the three moisture-retaining layer sub-layers in all the numerical analysis. The initial oxygen concentration in the capillary break layer was set equal to the measured value at the beginning of each test (between 0.4% and 2.1% after the nitrogen purge). For a given test interpretation, a model layer θ_{eq} was calculated based on the average measured θ_w and θ_a (see equation 4.3) during the testing phase with a Henry's constant value of 0.04 (calculated value at 5°C). The D* parameters were determined using POLLUTE or calculated from estimated values of the D_e parameter by the Aachib et al. (2004) semi-empirical model (see equation 4.4). The conceptual model and the various modelling parameters are schematized and described in Figure 4.5.

For the protective and the capillary break layers, the calculated θ_{eq} (sensor at the 0.5 m depth for the protective layer) and the estimated D* values (using equation 4.4) were used as model parameters. Note that estimated D* values are indicated as $E_{eqn4.4}$ in Figure 4.5. Then, the obtained θ_w profiles for the moisture-retaining layers highlighted three typical saturation conditions: (1) the whole moisture-retaining layer is uniformly and highly saturated, (2) the bottom 40 cm of the moisture-retaining layer is significantly more saturated than the top 20 cm and (3) the base 20 cm of the moisture-retaining layer is significantly more saturated than the top 40 cm. For saturation condition 1, a single average mean θ_{eq} was used as input for three moisture-retaining layer sub-layers and a single moisture-retaining layer D* value was obtained with

POLLUTE. For saturation condition 2, the moisture-retaining layer top 20 cm modelling parameters were set equal to the calculated θ_{eq} and the estimated D* (equation 4.4). For the bottom 40 cm, the average θ_{eq} (center and base of moisture-retaining layer) was used to fit a D* with POLLUTE. For saturation condition 3, the calculated θ_{eq} for each part, top, middle and base of the moisture-retaining layer were used to calculate the analogous D* for the two top sub-layers (equation 4.4) and to determine the base D* with POLLUTE.

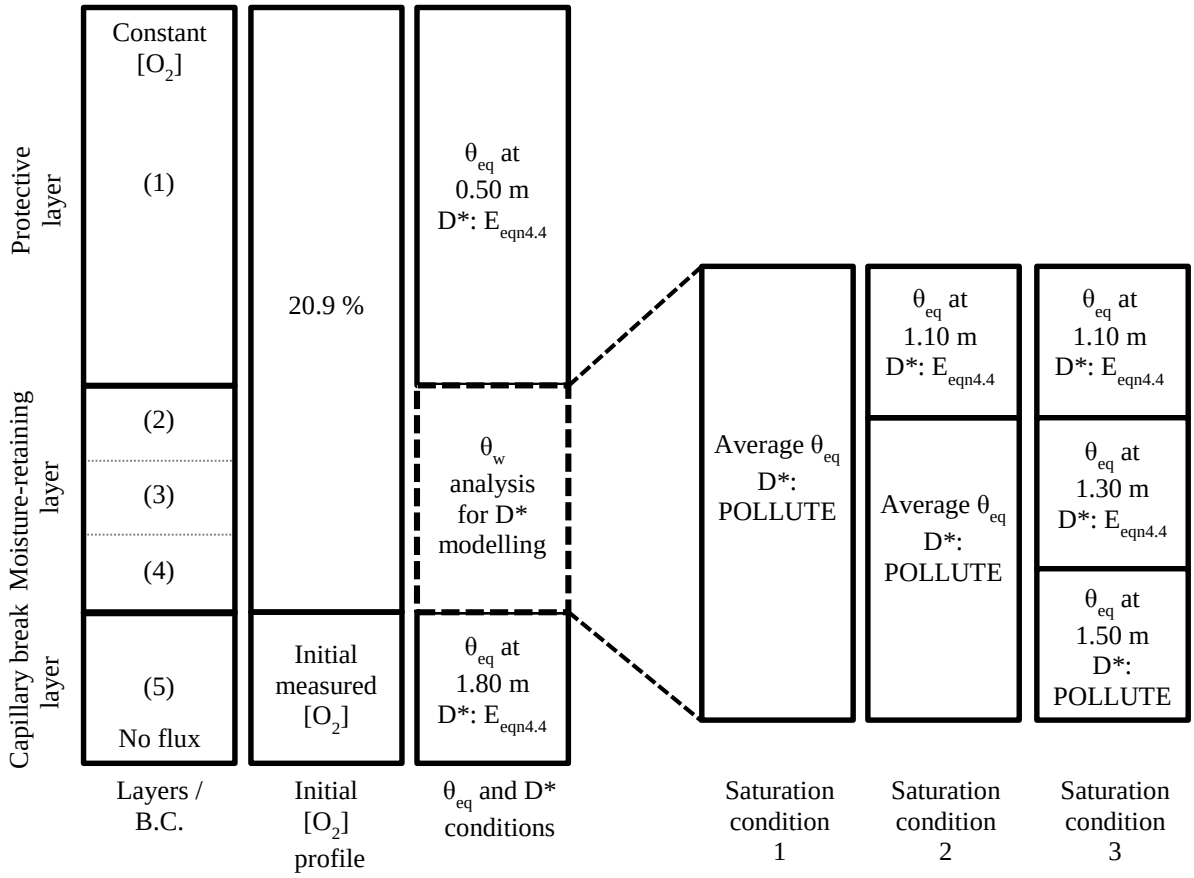


Figure 4.5: One-dimensional column oxygen diffusion test conceptual model and POLLUTE modelling parameters.

In all cases, the POLLUTE modeled D* was determined by solving iteratively and by comparing the experimental and modelled oxygen concentrations with time. D* modeled by POLLUTE were also compared with their corresponding estimated values (using equation 4.4) and showed a good agreement (see Boulanger-Martel, 2015 for details)[8]. The final selection of D* was based

[8] Voir l'annexe F.

on the best-fit curves which showed coefficient of determination between 0.782 and 0.999. Lower values of R^2 were obtained for oxygen diffusion tests were little oxygen diffused over the test duration compared to tests where higher oxygen concentrations were measured. The D* values obtained with POLLUTE were finally converted to their analogous D_e. More details on the interpretation method can be found in Boulanger-Martel et al., (2015).

4.5.1.2 D_e modelling inputs and results

The θ_w values monitored in the protective (0.0 m to 1.0 m) and the capillary break (1.6 m to 2.0 m) layers stayed close to residual values and showed only very small variations throughout testing conditions. Therefore, high and almost constant estimated D_e values were obtained (~ 2.5×10^{-6} m^2/s). Those two relatively dry layers have an insignificant impact on oxygen diffusion through the moisture-retaining layer and could have been neglected in the numerical calculations as suggested by Mbonimpa et al. (2002, 2003). The estimated and modelled D_e of the moisture-retaining layers are presented in Tables 4.3, 4.4 and 4.5 as a function of depth and the different testing saturations conditions for columns 1, 2 and 3 respectively. Depending on the moisture-retaining layer saturation conditions (1, 2 or 3), the D_e was estimated or modelled with POLLUTE. In Tables 4.3, 4.4 and 4.5, the POLLUTE-modelled D_e are the framed values. When the whole moisture-retaining layer had controlled oxygen diffusion (saturation conditions 1), D_e values in the range of 10^{-11} m^2/s to 10^{-9} m^2/s were computed. For the cases where the bottom 40 cm of the moisture-retaining layer had controlled oxygen diffusion (saturation conditions 2), D_e values between 10^{-7} m^2/s to 10^{-8} m^2/s were obtained. Typical D_e were in the 10^{-8} m^2/s range when only the bottom 20 cm was more saturated (saturation conditions 3). In any case, it is the more saturated portion of the moisture-retaining layer that controlled oxygen diffusion. Because the contrast in terms of D_e between the oxygen controlling and the more unsaturated part of the moisture-retaining layer was usually greater than one order of magnitude, the de-saturated top portion had a lower impact on the CCBE capability to limit oxygen transport.

Table 4.3: Applied saturation conditions and column 1 moisture-retaining layer estimated and modelled D_e (framed values).

Depth (m)	Initial conditions		Cycle 1		Cycle 3		Cycle 5	
	BI	AI	BI	AI	BI	AI	BI	AI
	D_e (m^2/s)							
1.0 - 1.2	1.1×10^{-6}	3.0×10^{-11}	2.3×10^{-6}	2.1×10^{-6}	2.6×10^{-6}	2.4×10^{-6}	2.7×10^{-6}	2.4×10^{-6}
1.2 - 1.4	1.1×10^{-8}		3.1×10^{-7}	3.1×10^{-7}	5.2×10^{-7}	3.9×10^{-7}	5.1×10^{-7}	3.8×10^{-7}
1.4 - 1.6			1.6×10^{-9}	6.6×10^{-9}	1.2×10^{-7}	5.8×10^{-8}	9.3×10^{-8}	6.4×10^{-8}

Table 4.4: Applied saturation conditions and column 2 moisture-retaining layer estimated and modelled D_e (framed values).

Depth (m)	Initial conditions		Cycle 1		Cycle 3		Cycle 5	
	BI	AI	BI	AI	BI	AI	BI	AI
	D_e (m^2/s)							
1.0 - 1.2	2.1×10^{-6}	2.3×10^{-6}	2.6×10^{-6}	2.4×10^{-6}	2.9×10^{-6}	2.6×10^{-6}	2.9×10^{-6}	2.6×10^{-6}
1.2 - 1.4	3.7×10^{-6}	3.7×10^{-6}	3.7×10^{-6}	3.6×10^{-6}	3.1×10^{-6}	3.7×10^{-6}	3.7×10^{-6}	3.7×10^{-6}
1.4 - 1.6	8.3×10^{-8}	9.2×10^{-8}	7.5×10^{-8}	7.5×10^{-8}	1.2×10^{-7}	8.0×10^{-8}	1.0×10^{-7}	7.2×10^{-8}

Table 4.5: Applied saturation conditions and column 3 moisture-retaining layer estimated and modelled D_e (framed values).

Depth (m)	Initial conditions		Cycle 1		Cycle 3		Cycle 5	
	BI	AI	BI	AI	BI	AI	BI	AI
	D_e (m^2/s)							
1.0 - 1.2	1.1×10^{-9}	2.0×10^{-9}	5.3×10^{-7}	4.1×10^{-7}	9.0×10^{-7}	3.3×10^{-7}	7.2×10^{-7}	3.3×10^{-7}
1.2 - 1.4			1.9×10^{-7}	1.6×10^{-7}	3.7×10^{-7}	9.1×10^{-8}	1.4×10^{-7}	9.6×10^{-8}
1.4 - 1.6			7.1×10^{-9}	1.4×10^{-8}	7.3×10^{-8}			

4.5.1.3 Calculation of the average effective oxygen diffusion coefficients

POLLUTE-modelled D_e were obtained for layers of different thickness (0.2 m, 0.4 m and 0.6 m). In order to allow a better comparison of the moisture-retaining layers D_e, an harmonic average effective oxygen diffusion coefficient ($\overline{D_e}$) was calculated for the second and third moisture-retaining layer saturation conditions using the following expression (Aubertin et al., 2000; Mbonimpa et al., 2002):

$$\overline{D_e} = \frac{\sum_{j=1}^{m} L_i}{\sum_{j=1}^{m} \frac{L_i}{D_{e,i}}} \quad [4.7]$$

where *m* is the number of layers, L_j and $D_{e,\,j}$ are the thickness and the effective diffusion coefficient of layer *j*, respectively. For the calculation of a given $\overline{D_e}$, the POLLUTE-modelled D_e value was used for the base layer of the moisture-retaining layer while the estimated D_e value(s) was used for the top layer(s) of the moisture-retaining layer. The calculated results are presented in Figure 4.6. Considering that D_e design criterion is typically in the order of 1.0×10^{-8} m^2/s (Bussière, 1999) for similar CCBE configurations, results obtained showed a good initial performance for the 8.0% CRBM CCBE before and after infiltration with $\overline{D_e}$ in the 10^{-9} m^2/s range. The 5.0% CRBM CCBE observed an initial $\overline{D_e}$ of 1.6×10^{-8} m^2/s which was lowered below criterion (3.8×10^{-11} m^2/s) after the infiltration test. After one freeze/thaw cycle, the $\overline{D_e}$ measured for those two columns increased to values greater than 1.0×10^{-8} m^2/s and infiltration failed to recharge the moisture-retaining layer. For the tests conducted after 3 and 5 freeze/thaw cycles, the obtained $\overline{D_e}$ were fairly stable around a value of approximatively 2.0×10^{-7} m^2/s. For the 6.5% CRBM CCBE, which was put in place at its natural water content, the $\overline{D_e}$ were constant at approximately 2.5×10^{-7} m^2/s throughout the experimental process. Infiltrations tests did not allow the recharge of the moisture-retaining layer for this column and consequently had little impact on D_e values.

The results obtained for columns 1 and 3 demonstrate that there is a strong effect of freeze/thaw cycles on the $\overline{D_e}$ parameter where an increase of two to three orders of magnitude is observed during the three first cycles. The increase in $\overline{D_e}$ is mainly attributed to the desaturation of the CRBM moisture-retaining layers. The overall performance of the 8.0% CRBM CCBE is greater than the performance observed for the 5.0% CRBM CCBE. Results from column 2 also show that the initial water content has a significant impact on the capacity of the CCBE to control oxygen migration. Even if infiltration water was added on top of the column, no significant volumetric water content increase was observed in the moisture-retaining layer, for the duration of the experiment.

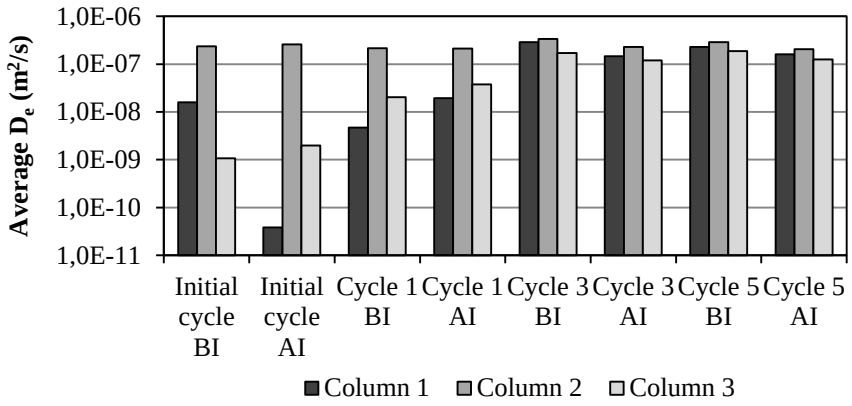


Figure 4.6: Average effective oxygen diffusion coefficients calculated for the moisture-retaining layer of column 1, 2 and 3 at the various testing conditions before (BI) and after (AI) infiltration.

4.5.2 Steady-state oxygen flux through cover

One of the most efficient ways to assess the performance of a CCBE to limit oxygen diffusion is by calculating oxygen fluxes passing through the cover and reaching reactive tailings. Effective CCBEs targeted O_2 flux less than 2 mol O_2/m^2/year (e.g. Bussière, 1999; Dagenais, 2005; Nastev and Aubertin, 2000). Since the degree of saturation measured in the moisture-retaining layers is constant during the various oxygen diffusion tests conducted, θ_{eq} and D_e can be taken as independent of time and depth. Assuming a rapid and complete consumption of O_2 by the reactive tailings ($C_{z=L}=0$), equation 4.1 can be solved to estimate the oxygen flux ($F_{s,L}$) at the base of the moisture-retaining layer for steady state conditions (t>0) (e.g. Mbonimpa et al., 2003):

$$F_{s,L} = \frac{C_0 D_e}{L} \qquad [4.8]$$

For each column and oxygen diffusion test, two oxygen fluxes were calculated: (1) using a moisture-retaining layer thickness (L) of 0.60 m and the corresponding calculated $\overline{D_e}$ and (2) using the oxygen limiting thickness of the moisture-retaining layer (0,20 m to 0,60 m depending on the saturation conditions) and the POLLUTE-modelled D_e; a value of 9.151 mol/m^3 (at 5°C) O_2 concentration at the top of the moisture-retaining layer was used for all the calculations. The flux calculation results are presented in Figures 4.7 and 4.8 for the two methods. Both calculation methods give similar fluxes for a given testing stage and column. Based on a performance criterion of 2 mol O_2/m^2/year, column 3 showed an effective initial performance with calculated

O_2 flux less than 1 mol O_2/m^2/year. Column 1 had an initial flux of approximately 8 mol O_2/m^2/year but dropped to 0.01 mol O_2/m^2/year after the infiltration test. After one freeze/thaw cycle, the calculated O_2 flux reached 9 mol O_2/m^2/year and 18 mol O_2/m^2/year for columns 1 and 3 respectively. Beyond that point, fluxes reached values between 71 mol O_2/m^2/year and 138 mol O_2/m^2/year for column 1 and between 57 mol O_2/m^2/year and 90 mol O_2/m^2/year for column 3. High O_2 fluxes (>100 mol O_2/m^2/year) were observed for all the testing conditions for column 2. The obtained results are in good agreement with the behaviour observed from the $\overline{D_e}$ analysis where the column 1 and 3 showed a good initial performance but were affected by freeze/thaw cycles.

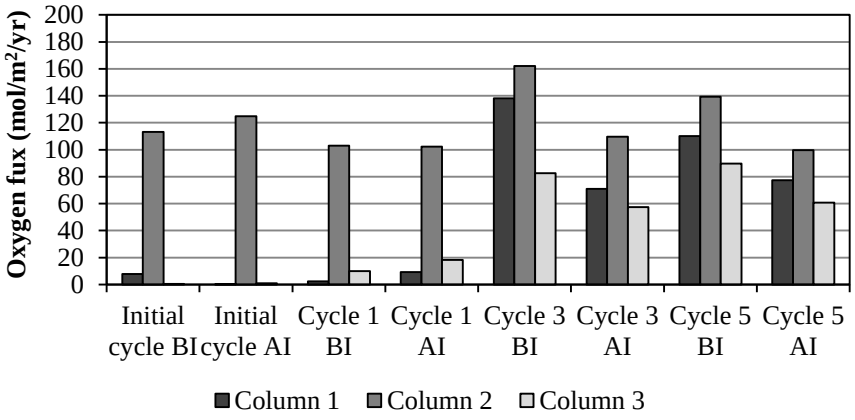


Figure 4.7: Stationary oxygen flux at the base of the tested CCBE based on calculations using a moisture-retaining layer thickness of 0.60 m and the corresponding calculated $\overline{D_e}$.

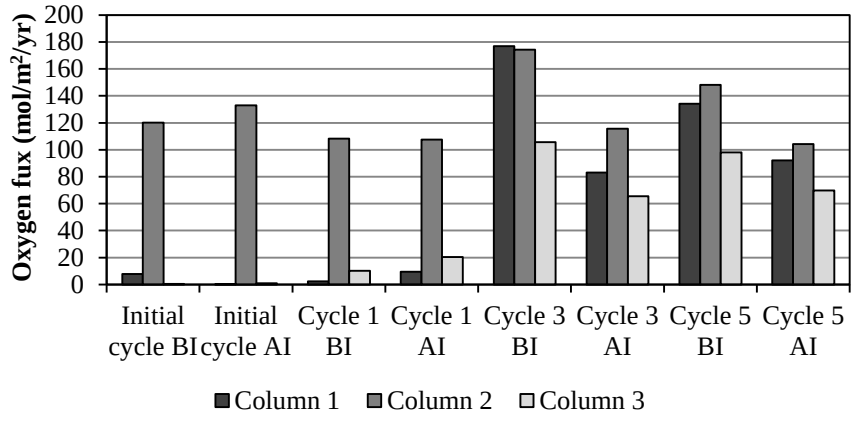


Figure 4.8: Stationary oxygen flux at the base of the tested CCBE based on calculations using the oxygen limiting thickness of the moisture-retaining layer and the POLLUTE modelled D_e.

4.5.3 Freeze/thaw influence on CRBM

Based on the test results obtained for the two initially saturated CRBM CCBEs (columns 1 and 3), it is obvious that the tested CRBMs are significantly affected by freeze/thaw cycles. The tested columns reproduce well the bottom hydrogeological boundary conditions encountered in conventional CCBEs where no water can be transmitted upward from the water table to the moisture-retaining layer (due to the capillary break layer). However, due to the column large height to width ratio, three dimensional instead of one-dimensional freezing was simulated and greater rates of cooling compared to field conditions were applied. To validate the experimental column results, closed system uniaxial vertical freeze/thaw cycles permeability tests were performed on a 6.5% bentonite CRBM. Due to the difficulty of sample manipulation, freeze/thaw permeability tests were conducted on a different sample for each selected number of freeze/thaw cycles. For a given sample, the initial hydraulic conductivity was first measured in the triaxial cell. After measurement, the sample was taken out of the triaxial cell along with its flexible membrane and setup in a polystyrene / fiberglass insulated mould (to allow uniaxial vertical heat transfers). Then, the sample was frozen/thawed to the desired number of cycles and the final hydraulic conductivity was measured in the triaxial cell. More details on the procedure can be found in Boulanger-Martel et al. (2014). The results presented in Figure 4.9 indicate that a 20-fold increase of the initial saturated hydraulic conductivity (initial k_{sat} of 2×10^{-7} cm/s) occurs after the first freeze/thaw cycle and k_{sat} reaches a maximum increase around 3 to 5 cycles (169 to 735 times the initial k_{sat}). Based on the test performed after 10 cycles it is anticipated that CRBM properties stabilize in the long term. Since similar conclusions can be made from the column test results, it is possible to conclude that the proposed testing procedure offers an acceptable estimation of the influence of the freeze/thaw cycles on the performance of such CCBE for a design purpose.

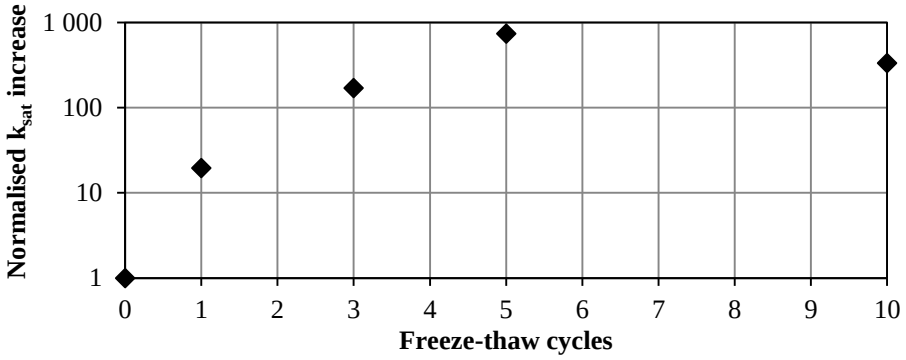


Figure 4.9: Increase in hydraulic conductivity of a 6.5% bentonite CRBM due to cyclic freezing and thawing.

4.6 Conclusion

This article presented the results of a laboratory investigation on the performance of three CCBE made of CRBM at 5.0, 6.5 and 8.0% bentonite to control oxygen migration, when exposed to freeze-thaw cycles. The initial moisture-retaining layer saturation conditions were close to saturation for the 5.0 and 8.0% CRBM CCBE and at natural water content for the 6.5% bentonite CRBM CCBE. This difference in saturation conditions allowed evaluating the performance of ideal (saturated) and unsaturated (as would normally occur in the field) CCBE. The experimentation consisted of a sequence of oxygen diffusion and infiltration tests conducted at the initial conditions and after 1, 3 and 5 freeze/thaw cycles. The measured θ_w profiles indicated that at the initial conditions, the capillary barrier effects allowed fairly high degrees of saturation of the moisture-retaining layers for the 5.0 and 8.0% bentonite CRBM CCBE. However, these high degrees of saturation could not be maintained after applying freeze/thaw cycles. The θ_w profiles monitored for the 6.5% bentonite column show that the CRBM moisture-retaining layer failed to recharge following infiltration of water and degrees of saturation remained below 52%. Oxygen diffusion tests performed on the experimental columns at various conditions allowed to estimate D_e for all the moisture-retaining layers and saturation conditions encountered. Based on the obtained D_e, steady-state oxygen fluxes $F_{s,L}$ through the cover were calculated. The results for D_e and $F_{s,L}$ were consistent and showed a good initial cover performance for the 5.0% (only after infiltration) and 8.0% bentonite CRBM CCBE. D_e values below 1×10^{-8} m^2/s and oxygen fluxes under 1 mol O_2/m^2/year were observed for these conditions. However, the capacity of the tested

covers to act as oxygen barriers is strongly reduced by freeze/thaw cycles, as oxygen fluxes greater than 71 mol O_2/m^2/year and 57 mol O_2/m^2/year were observed beyond the third freeze/thaw cycle for columns 1 and 3 respectively. The main hypothesis to explain this behaviour is related to the change of the internal pore structure and the increase of pore interconnectivity with freeze-thaw cycles; k_{sat} values increased by nearly three order of magnitude after 5 cycles. The overall performance of the 8.0% bentonite CRBM CCBE is slightly higher than the 5.0 % bentonite CRBM CCBE. In the case of the 6.5% CRBM CCBE placed at its natural water content, results indicate that poor cover performances are expected from the initial conditions and that no significant recharge is observed during the testing period.

This study was inspired on a case study, the Raglan Mine, where the potential use of a CRBM CCBE is under study. For the present laboratory column experiments the materials used in the construction of Raglan Mine's CRBM CCBE were taken without any parameter/properties modifications. Therefore, the tested CCBE materials could be optimized in terms of gravel grain size distribution and type of bentonite to reach acceptable oxygen barrier performances. Finally, the obtained results suggest that the laboratory approach used in this study is suitable for performance evaluation of such CCBE configurations and for assessment of the effects of freeze/thaw cycles on water and gas transport in these layered systems. The proposed approach is not site dependent and could be adapted to other CCBE configurations for performance evaluation.

Acknowledgements

This study was funded by the Industrial NSERC–UQAT Chair on Mine Site Reclamation and by the Research Institute on Mines and the Environment (RIME UQAT-Polytechnique: www.irme.ca). The authors would like to acknowledge the IIS NSERC-FRQNT Program and Raglan Mine (a Glencore Company) for its scholarship grant to the first author. The Raglan Mine environment department staff is thanked for their support as well as the URSTM personnel for the help provided during laboratory work.

References

Aachib, M., Mbonimpa, M. and Aubertin, M. (2004) Measurement and prediction of the oxygen diffusion coefficient in unsaturated media, with applications to soil covers. Water, air, and soil pollution 156, 163-193.

ASTM (2006) Standard Test Method for Permeability of Granular Soils (Constant Head) (D2434). ASTM, West Conshohocken, Pa., ASTM Annual CDs of Standards, Vol. 04.08.

ASTM (2007) Standard Test Method for Particle-Size Analysis of Soils (D422). ASTM International, West Conshohocken, PA.

ASTM (2010) Standard Test Methods for Measurment of Hydraulic Conductivity of Saturated Porous Materials Using a Flexible Wall Permeameter (D5084). West Conshohocken, Pa., ASTM International.

ASTM (2012) Standard Practice for Maintaining Constant Relative Humidity by Means of Aqueous Solutions (E104-02). ASTM International, West Conshohocken, PA.

Aubertin, M., Aachib, M. and Authier, K. (2000) Evaluation of diffusive gas flux through covers with a GCL. Geotextiles and Geomembranes 18, 215-233.

Aubertin, M., Aachib, M., Monzon, M., Joanes, A., Bussiere, B. and Chapuis, R. (1997) Etude de laboratoire sur l'efficacite des barrieres de recouvrement construites a partir de residus miniers MEND Project CDT 1899. 3.

Aubertin, M., Bussière, B. and Bernier, L. (2002) Environment and Management of Mine Wastes. Presses internationales Polytechnique, Montreal, Canada.

Aubertin, M., Bussiere, B., Monzon, M., Joanes, A., Gagnon, D., Barbera, J., Aachib, M., Bedard, C., Chapuis, R. and Bernier, L. (1999) Etude sur les barrieres seches construites a partir des residus miniers. Phase II: essais en place, Ecole Polytechnique de Montreal.

Aubertin, M., Chapuis, R., Aachib, M., Bussière, B., Ricard, J. and Tremblay, L. (1995) Évaluation en laboratoire de barrières sèches construites à partir de résidus miniers. Rapport MEND/NEDEM 2.

Boulanger-Martel, V. (2015) Performance d'une couverture avec effets de barrière capillaire faite de mélanges gravier-bentonite pour contrôler la migration d'oxygène en conditions

nordiques, Département des génis civil, géologique et des mines. École Polytechnique Montréal.

Boulanger-Martel, V., Bussière, B., Côté, J. and Mbonimpa, M. (2015) Laboratory Column Experiment to Evaluate Oxygen Diffusion through Covers with Capillary Barrier Effects subjected to Freeze/Thaw Cycles, Accepted proceedings paper, 16th ASCE Cold Region Engineering Conference , Salt-Lake City, Utah, USA, July 19-22.

Boulanger-Martel, V., Bussière, B. and Côté, J. (2014) Laboratory Evaluation of Crushed Rock-bentonite Hydro-geotechnical Properties, 67th Canadian Geotechnical Conference, Regina, Saskatchewan, Canada.

Bussière, B. (1999) Étude du comportement hydrique de couvertures avec effets de barrières capillaires inclinées à l'aide de modélisations physiques et numériques, Département des génies civil, géologique et des mines. École polytechnique de Montréal, p. 393.

Bussière, B., Aubertin, M. and Chapuis, R.P. (2003) The behavior of inclined covers used as oxygen barriers. Canadian Geotechnical Journal 40, 512-535.

Bussière, B., Aubertin, M., Mbonimpa, M., Molson, J.W. and Chapuis, R.P. (2007) Field experimental cells to evaluate the hydrogeological behaviour of oxygen barriers made of silty materials. Canadian Geotechnical Journal 44, 245-265.

Bussière, B., Benzaazoua, M., Aubertin, M. and Mbonimpa, M. (2004) A laboratory study of covers made of low-sulphide tailings to prevent acid mine drainage. Environmental Geology 45, 609-622.

Bussière, B., Maqsoud, A., Aubertin, M., Martschuk, J., McMullen, J. and Julien, M.R. (2006) Performance of the oxygen limiting cover at the LTA site, Malartic, Quebec. CIM Bulletin 99.

Chapuis, R.P. (1990) Sand-bentonite liners: predicting permeability from laboratory tests. Canadian Geotechnical Journal 27, 47-57.

Collin, M. (1987) Mathematical modeling of water and oxygen transport in layered soil covers for deposits of pyritic mine tailings. Licentiate Treatise, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden.

Collin, M. and Rasmuson, A. (1988) A comparison of gas diffusivity models for unsaturated porous media. Soil Science Society of America Journal 52, 1559-1565.

Corey, A.T. (1957) Measurement of water and air permeability in unsaturated soil. Soil Science Society of America Journal 21, 7-10.

Coulombe, V. (2012) Performance de recouvrements isolants partiels pour contrôler l'oxydation de résidus miniers sulfureux. École Polytechnique de Montréal.

Coulombe, V., Bussière, B., Côté, J. and Garneau, P. (2012) Performance of insulation covers to control acid mine drainage in cold environment, 15 th International Conference on Cold Regions Engineering, Quebec, Canada, p. 11p.

Cui, Y.J., Tang, A.M., Loiseau, C. and Delage, P. (2008) Determining the unsaturated hydraulic conductivity of a compacted sand–bentonite mixture under constant-volume and free-swell conditions. Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C 33, S462-S471.

Dagenais, A.-M. (2005) Techniques de contrôle du DMA basées sur les effets capillaires. Ph. D. thesis, Department of Civil, Geological, and Mining Engineering, École Polytechnique de Montréal, Montreal, Que.

Delage, P. and Cui, Y.J. (2000) L'eau dans les sols non saturés, Technique de l'ingénieur, traité construction, p. 20.

Elberling, B. (1998) Processes controlling oxygen uptake rates in frozen mine tailings in the Arctic, Ice in surface waters. A.A. Balkea, Rotterdam, Holland, pp. 183-188.

Elberling, B. (2005) Temperature and oxygen control on pyrite oxidation in frozen mine tailings. Cold Regions Science and Technology 41, 121-133.

Elberling, B., Schippers, A. and Sand, W. (2000) Bacterial and chemical oxidation of pyritic mine tailings at low temperatures. Journal of Contaminant Hydrology 41, 225-238.

Glauz, R. and Rolston, D. (1989) Optimal design of two-chamber, gas diffusion cells. Soil Science Society of America Journal 53, 1619-1624.

Godwaldt, R. (2001) Acid Mine Drainage at Sub-Zero Temperatures, Department of Civil and Environmental Engineering. University of Alberta, p. 240.

Hillel, D. (1998) Environmental soil physics: Fundamentals, applications, and environmental considerations. Academic press.

Koerner, R.M. and Daniel, D.E. (1997) Final Covers for Solid Waste Landfils and Abandoned Dumps. American Society of Civil Engineers.

Mbonimpa, M., Aubertin, M., Aachib, M. and Bussière, B. (2002) Oxygen diffusion and consumption in unsaturated cover material, p. 55.

Mbonimpa, M., Aubertin, M., Aachib, M. and Bussière, B. (2003) Diffusion and consumption of oxygen in unsaturated cover materials. Canadian Geotechnical Journal 40, 916-932.

Mbonimpa, M., Aubertin, M. and Bussière, B. (2011) Oxygen consumption test to evaluate the diffusive flux into reactive tailings: interpretation and numerical assessment. Canadian Geotechnical Journal 48, 878-890.

MEND (1996a) Acid Mine Drainage in Permafrost Regions: Issues, Control Strategies and Research Requirements. , Project 1.61. 2. . Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

MEND (1996b) Column Leaching Characteristics of Cullaton Lake B and Shear (S)-Zone Tailings, Phase 2: Cold Temperature Leaching Final Report. , Project 1.61. 3. Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

MEND (2001) Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Manual, Vol4: Prevention and ControlPrevention and control. Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada, p. 477.

MEND (2004a) Covers For Reactive Tailings Located in Permafrost Regions Review, Report 1.61.4. Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada, p. 111.

MEND (2004b) Design, Construction and Performance Monitoring of Cover Systems for Waste Rock and Tailings, Report 2.21.4. Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada, p. 86.

MEND (2009) Mine Waste Covers in Cold Regions, Report 1.61.5a. Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

MEND (2010) Cold Regions Cover Research-Phase 2, Report 1.61.5b. Mine Environment Neutral Drainage (MEND), Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

MEND (2012) Cold Regions Cover System Design Technical Guidance Document, Report 1.61.5c. Mine Environment Neutral Drainage (MEND), Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

Millington, R. and Shearer, R. (1971) Diffusion in aggregated porous media. Soil Science 111, 372-378.

Nastev, M. and Aubertin, M. (2000) Hydrogeological modelling for the reclamation work at the Lorraine mine site Québec, 53rd Canadian Geotechnical Conference and 1st joint IAHCNC and CGS Groundwater Specialty Conference.(Montreal, Quebec), pp. 311-318.

Nicholson, R.V., Gillham, R.W., Cherry, J.A. and Reardon, E.J. (1989) Reduction of acid generation in mine tailings through the use of moisture-retaining cover layers as oxygen barriers. Canadian Geotechnical Journal 26, 1-8.

Rowe, R., Booker, J. and Fraser, M. (1994) POLLUTEv6 and POLLUTE-GUI user's guide. GAEA Environmental Engineering Ltd., London, 305p.

Shackelford, C.D. (1991) Laboratory diffusion testing for waste disposal—a review. Journal of Contaminant Hydrology 7, 177-217.

Yanful, E.K. (1993) Oxygen diffusion through soil covers on sulphidic mine tailings. Journal of Geotechnical Engineering 119, 1207-1228.

CHAPITRE 5 DISCUSSION GÉNÉRALE

Le présent projet a été inspiré du cas réel de Mine Raglan (une propriété de Glencore) qui évalue entre autres options la possibilité de restaurer leur parc à résidus miniers à l'aide d'une CEBC qui viserait à la fois d'agir comme barrière à l'oxygène et comme recouvrement isolant. L'objectif principal de l'aspect isolant du recouvrement est de limiter la période de l'année où les résidus sont dégelés tandis que les effets de barrière capillaire contrôleraient les flux d'oxygène durant la période de réactivité (période où les résidus sont dégelés). Comme il n'y pas de matériaux à granulométrie fine pour être utilisées comme couche de rétention d'eau dans une CEBC à proximité du site minier, la Mine Raglan a souhaité tester l'option de produire ce matériau à l'aide d'un gravier provenant d'une carrière mélangée à de la bentonite.

Cette recherche a donc été entreprise afin d'évaluer en laboratoire la performance d'un recouvrement de type CEBC isolant fait de mélange gravier-bentonite pour contrôler la migration de l'oxygène. Les résultats de caractérisation, présentés au Chapitre 3, démontrent que les mélanges gravier-bentonite (à 5,0, 6,5 et 8,0 % bentonite) testés pourraient s'avérer d'intéressants matériaux de construction pour une couche de rétention d'eau de CEBC en raison de leurs propriétés hydrogéologiques favorables. Cependant, plus de travaux ont été jugés nécessaires pour déterminer la capacité de ces CEBC à limiter les flux d'oxygène et pour évaluer l'influence des cycles de gel et de dégel sur la diffusion des gaz dans de tels matériaux.

Pour ce faire, une méthode de laboratoire et d'interprétation numérique basée sur des essais en colonnes instrumentées a été développée. La méthode développée a permis l'évaluation de la performance des CEBC en conditions initialement saturées et non saturées. L'approche de mise en place des matériaux et de saturation des colonnes expérimentales présentée au Chapitre 4 implique le compactage des mélanges gravier-bentonite à une teneur en eau élevée (10 %) et une période de saturation/hydratation de plus de 50 jours. Il est important de mentionner que cette approche a été élaborée à partir de l'expérience acquise dans la construction d'une colonne (appelée colonne test) visant à déterminer les méthodes optimales de mise en place et de saturation. Cependant, les démarches et conclusions de cette première étape des essais de laboratoire n'ont pas été abordées dans les chapitres précédents. Lors du processus expérimental, cette colonne test a été soumise aux mêmes essais (diffusion, infiltration) et conditions de gel-dégel que les colonnes 1, 2 et 3.

De plus, une synthèse des teneurs en eau volumique moyennes mesurées dans les différentes couches des colonnes 1, 2 et 3 durant les essais de diffusion d'oxygène est présentée au Chapitre 4. Ces profils ont été présentés puisque les valeurs de θ_w et la température se sont avérées relativement stables durant les différentes périodes d'essai. Toutefois, dans la séquence d'essai, des variations de température et de teneur en eau (θ_u) sont observées lors des phases de gel-dégel et une analyse de l'évolution de ces paramètres dans le temps lors du gel et du dégel n'a pas été présentée dans les chapitres précédents.

Par conséquent, ce chapitre vise à compléter l'information présentée précédemment dans le mémoire. Plus spécifiquement, les développements méthodologiques obtenus par le montage de la colonne test relativement au compactage et à la saturation sont d'abord exposés. Ensuite, le comportement et la performance observés lors du processus expérimental pour cette colonne sont discutés. Aussi, l'évolution des températures et des θ_w lors des cinq phases de gel-dégel est présentée pour les trois colonnes expérimentales (colonnes 1, 2 et 3). Finalement, basés sur les compléments présentés, les perspectives d'avenir quant à l'utilisation des CEBC isolantes faites de mélanges gravier-bentonite pour la restauration de parc à résidus minier en climat nordique sont présentées.

5.1 Colonne test et développement méthodologique

Une colonne test composée d'un mélange gravier-bentonite à 6,5 % bentonite a été construite en premier lieu pour développer la méthodologie de mise en place et de saturation des colonnes expérimentales. Le but de cette colonne était de simuler la construction de la couche de rétention d'eau sans ajout d'eau aux matériaux disponibles (mise en place à la teneur en eau naturelle de 5 %) puisque cette méthode a été utilisée dans le passé pour la construction d'une cellule expérimentale au site de la Mine Raglan. Une saturation par le bas de la couche de rétention d'eau a été prévue pour évaluer les performances d'une CEBC optimale (qui aurait atteint une teneur en eau volumique stabilisée près de la saturation). La construction de cette colonne a permis d'identifier quelques aspects méthodologiques clés concernant la méthode de mise en place des matériaux pour les colonnes subséquentes soit l'épaisseur de compactage et la méthode de saturation.

5.1.1 Épaisseur de compactage

Pour la construction de la CEBC dans la colonne test, les matériaux à teneur en eau naturelle ont été compactés par couches successives de 14 kg (équivalent matériaux secs), ce qui correspond à une épaisseur de compactage de 10 cm. Le marteau Proctor modifié utilisé pour le compactage des matériaux n'a pas permis d'atteindre la porosité ciblée de 0,25 pour ce mélange à 6,5 % bentonite, peu importe l'effort de compactage appliqué. Ainsi, des porosités moyennes de 0,28, 0,31 et 0,26 ont été atteintes pour la couche de protection, la couche de rétention d'eau et le bris capillaire respectivement. Pour la couche de rétention d'eau, la masse volumique sèche en place correspond à environ 83 % de l'optimum Proctor modifié. À partir de ces données, une épaisseur de compactage de 5 cm a été optimisée afin d'atteindre la porosité cible de 0.25 (90 % de l'optimum Proctor modifié) pour les colonnes expérimentales subséquentes. Étant donné que la capacité de la bentonite à occuper les pores du matériau de base est fonction de la porosité (ou indice des vides) du matériau de base et de la capacité de gonflement de la bentonite (Kenney et al., 1992; voir Chapitre 2 pour les détails), il est anticipé que les valeurs élevées de porosité obtenues pour la colonne test aient un effet significatif sur les propriétés hydrogéologiques de la CEBC.

5.1.2 Méthode de saturation

Un autre paramètre important à considérer lors du montage des colonnes expérimentales est la méthode de saturation. Une première approche a été testée sur la colonne test où la saturation complète de la couche de rétention d'eau était assurée par un apport d'eau graduel de la base de la colonne jusqu'à ce qu'un niveau piézométrique plus élevé que l'interface couche de protection – couche de rétention d'eau ait été atteint. Une charge d'eau de 1,75 m a été appliquée par le drain à la base de la colonne et a été maintenue pour une période de plus de 30 jours. Par la suite, la colonne a été drainée jusqu'à l'équilibre du profil des teneurs en eau volumiques. Des mesures de θ_w inférieures à 0,05 m^3/m^3 ont été mesurées dans toutes les couches de la CEBC après drainage. Ceci signifie que la méthode de saturation et d'hydratation ne permet pas une recharge adéquate de la couche de rétention d'eau et qu'une autre approche doit être utilisée pour les autres colonnes expérimentales en conditions initiales saturées. La méthodologie sélectionnée est semblable à celle suivie pour le moulage des échantillons pour les essais de perméabilité et de

drainage où les mélanges gravier-bentonite sont densifiés à une teneur en eau permettant d'atteindre une saturation initiale élevée (> 90 % pour les colonnes 1 et 3).

5.1.3 Performance de la colonne test

Les profils des teneurs en eau volumique moyennes mesurées aux conditions d'essai de la colonne test avant (BI) et après (AI) infiltration sont présentés à la Figure 5.1. Ici, il est à noter que lors de la phase de développement de la méthodologie (avant le début du protocole expérimental détaillé au Chapitre 4), la colonne test a été soumise à un cycle de gel-dégel. Par souci de comparaison avec les résultats obtenus pour les autres colonnes, les notations de la légende de la Figure 5.1 correspondent aux étapes d'essai suivies par les colonnes 1, 2 et 3. Dans l'interprétation des résultats, il faut toutefois considérer que la colonne test a subi un cycle de gel-dégel supplémentaire. À titre indicatif, les θ_w mesurées après la phase de drainage (sans cycle de gel-dégel) sont présentées. Les résultats montrent un comportement similaire à la colonne 2 (résultats présentés au Chapitre 4). Les valeurs de θ_w se situent près des valeurs résiduelles pour toutes les couches et toutes les conditions d'essai. Les profils de θ_w obtenus démontrent aussi qu'il n'y a aucun bénéfice marqué (pour les matériaux testés dans cette étude) à saturer une colonne mise en place à teneur en eau naturelle, et ce, même après plus de 30 jours de temps d'hydratation. De plus, les essais d'infiltration ne permettent pas la recharge de cette couche de rétention d'eau et aucun effet marqué des cycles de gel-dégel n'est observé. De telles conditions de saturation ne permettent pas d'assurer les fonctions de barrière à l'oxygène de la CEBC.

Les résultats obtenus pour les essais de diffusion de l'oxygène réalisés sur la colonne test aux conditions d'essai des colonnes 1, 2 et 3 avant (BI) et après (AI) infiltration sont présentés à la Figure 5.2. Pour cette colonne, un comportement similaire à la colonne 2 est observé. Cependant, pour un temps d'essai donné, les concentrations en oxygène interstitiel mesurées dans le bris capillaire de la colonne test sont légèrement supérieures à celles mesurées pour la colonne 2. Des concentrations finales en oxygène interstitiel avoisinant la concentration d'O_2 atmosphérique sont mesurées dans le bris capillaire après 10 jours d'essai. Les principales différences entre les courbes comparées à la figure 5.2 sont attribuées aux variations en termes de concentration initiale en oxygène dans le bris capillaire. Étant donné l'absence de mesure de θ_w à la profondeur de 1,30 m et les faibles variations de θ_w observées avec les cycles de gel-dégel dans les différentes couches de la colonne test, l'interprétation des résultats des essais de diffusion s'est

limitée à une estimation du D_e (avec l'équation 4.4) moyen pour les trois couches de la CEBC. Des D_e de l'ordre de $3{,}2\times10^{-6}$ m^2/s et de $1{,}9\times10^{-6}$ m^2/s sont calculés pour le bris capillaire et la couche de protection respectivement. Pour la couche de rétention d'eau, un D_e moyen de $3{,}5\times10^{-6}$ m^2/s est estimé. La valeur du D_e moyen estimé pour la couche de rétention d'eau est supérieure à ceux calculés pour la colonne 2 de près de 1 ordre de grandeur.

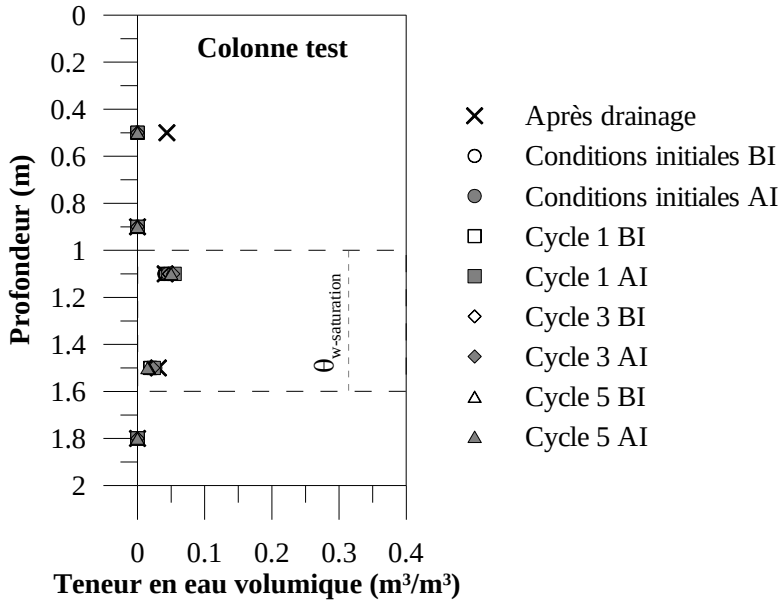


Figure 5.1: Évolution des teneurs en eau volumiques mesurées dans la colonne test après drainage et aux conditions expérimentales des colonnes 1, 2 et 3 avant (BI) et après (AI) infiltration (les sondes à 1,30 m sont dysfonctionnelles).

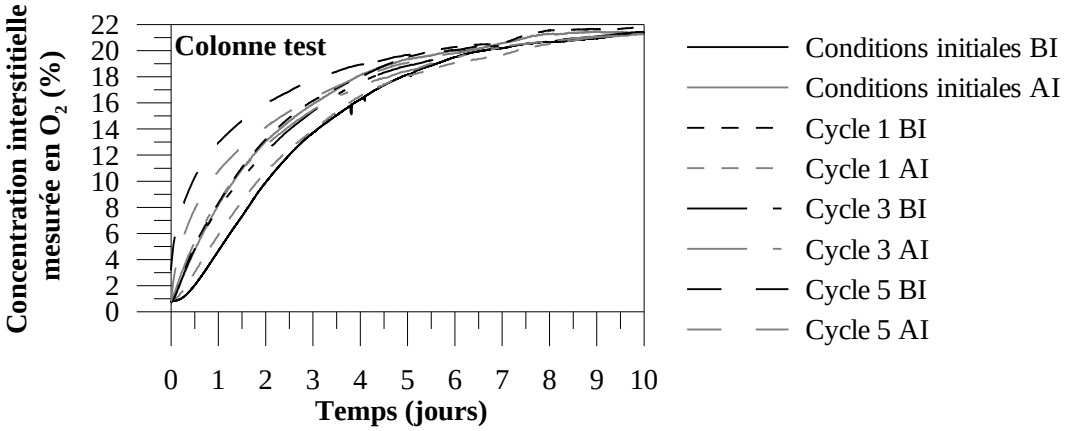


Figure 5.2: Valeurs de la concentration interstitielle mesurée en O_2 en fonction du temps lors des essais de diffusion d'oxygène obtenus pour la colonne test après drainage et aux conditions expérimentales des colonnes 1, 2 et 3 avant (BI) et après (AI) infiltration.

5.2 Profils de gel-dégel

Les évolutions des températures et des teneurs en eau volumique correspondantes mesurées dans les différentes couches des colonnes 1 (5.0 % bentonite), 2 (6.5 % bentonite) et 3 (8.0 % bentonite) en fonction du temps durant les cinq phases de gel et de dégel sont présentées aux Figures 5.3 à 5.5. Les θ_w mesurées au temps 0 jour des cycles 1, 2 et 4 correspondent aux θ_w mesurés à la fin des essais de diffusion conduits après infiltration aux conditions initiales, au cycle 1 et au cycle 3 respectivement. Les θ_w mesurées au temps 6 jours pour les cycles 1, 3 et 5 correspondent plutôt aux valeurs de θ_w obtenues au début des essais de diffusion réalisés à ces cycles avant infiltration. De manière générale, les θ_w semblables sont mesurées avant et tout juste après une période de gel. Avec le changement de la température de consigne de la chambre tempérée (gel ou dégel), l'évolution des teneurs en eau non gelée mesurées montre un gel et un dégel relativement rapide de l'eau interstitielle dès que la température mesurée dans les matériaux devient près de 0ºC. Avec le changement de phase vient un dégagement de la chaleur latente qui est plus important pour les mélanges gravier-bentonite des couches de rétention d'eau que pour le gravier des couches de protection et bris capillaires. Le dégagement de la chaleur latente retarde le gel de manière plus importante dans les couches de rétention d'eau puisqu'une quantité plus importante d'eau est contenue dans ces couches. Cet effet est plus marqué au dégel que lors du gel.

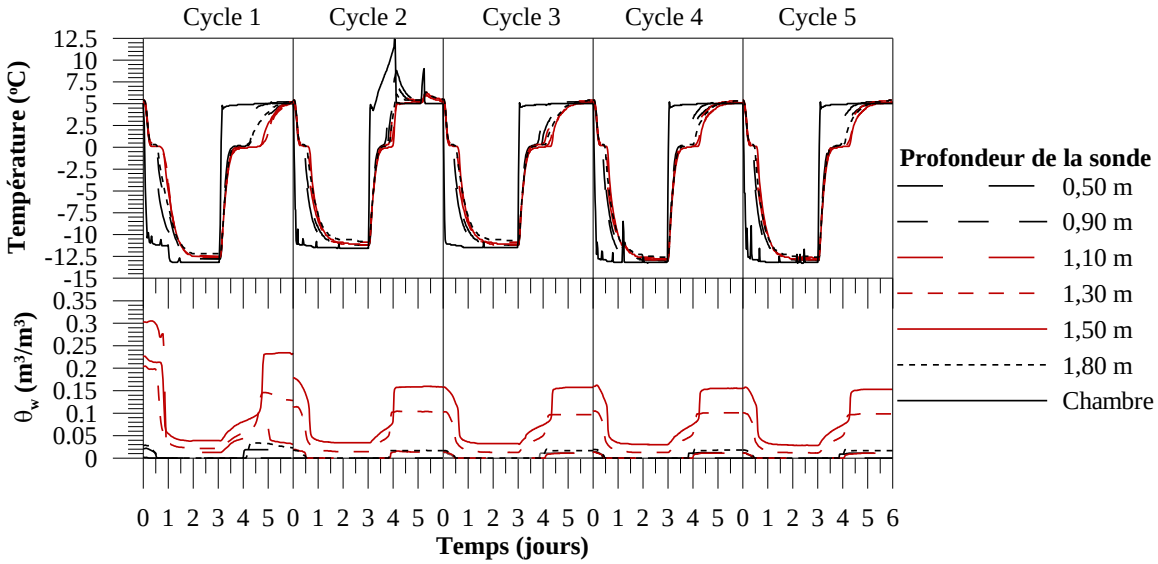


Figure 5.3: Évolution des températures et des teneurs en eau volumiques mesurées lors des phases de gel-dégelpour les différentes sondes de la colonne 1.

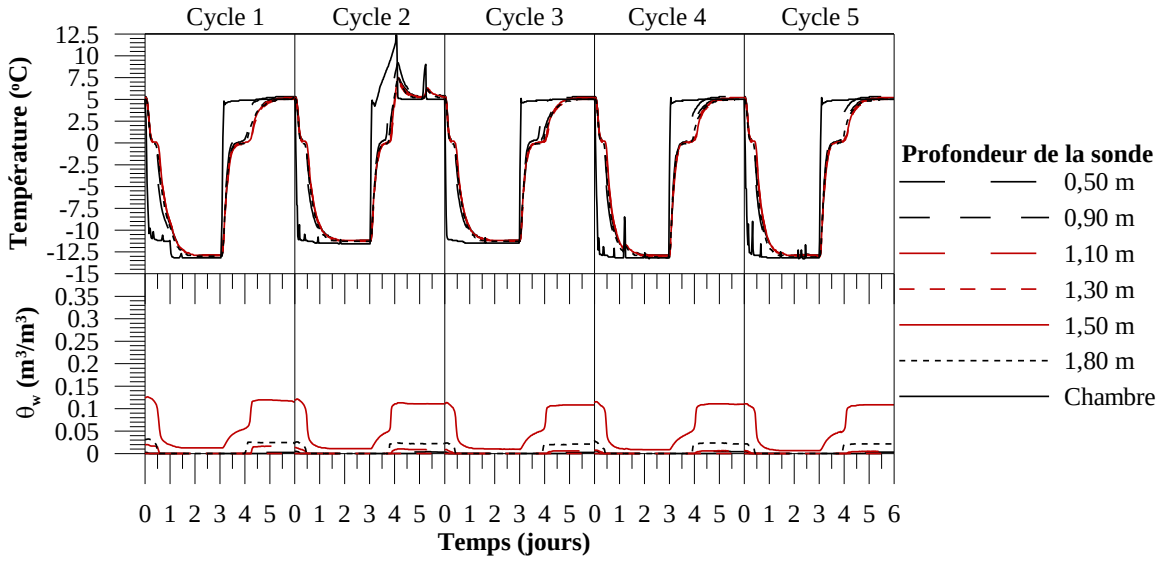


Figure 5.4: Évolution des températures et des teneurs en eau volumiques mesurées lors des phases de gel-dégel pour les différentes sondes de la colonne 2.

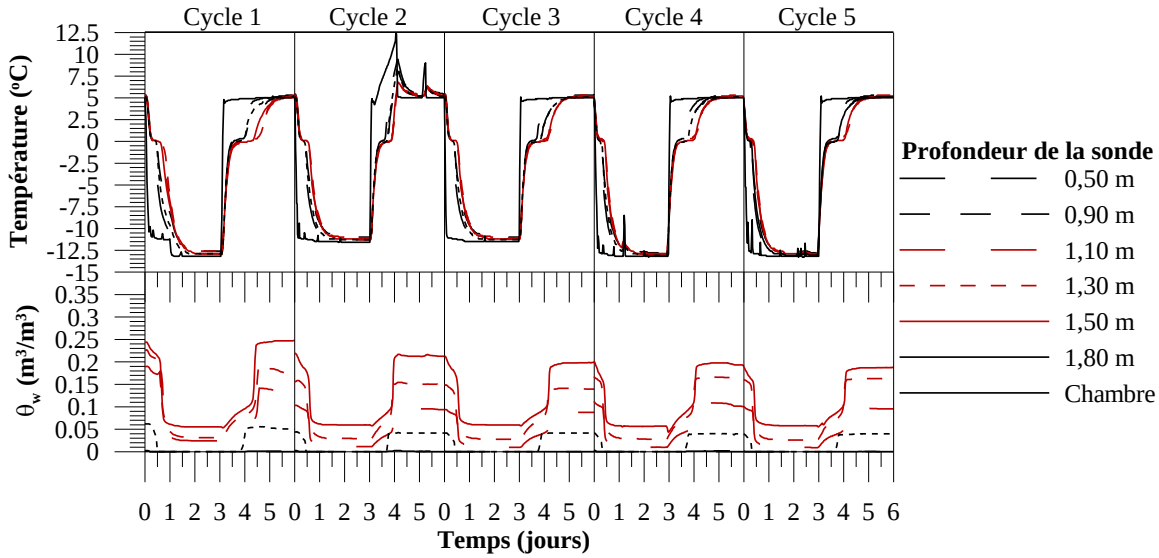


Figure 5.5: Évolution des températures et des teneurs en eau volumiques mesurées lors des phases de gel-dégel pour les différentes sondes de la colonne 3.

Pour les matériaux des couches de protection et des bris capillaires, aucune teneur en eau volumique non gelée ($\theta_u \cong 0$) n'est observée une fois que la température minimale des matériaux est atteinte. Toutefois, des teneurs en eau non gelée peuvent être observées pour les couches de rétention d'eau des colonnes 1, 2 et 3. Une valeur de θ_u à l'équilibre d'environ 0,05 peut être observée au bas de la couche de rétention d'eau des colonnes 1 et 3 pour tous les cycles

de gel-dégel. Des valeurs de θ_u près de 0,02 sont caractéristiques de valeurs mesurées au centre de ces deux couches de rétention d'eau tandis que des valeurs inférieures à 0,02 sont plutôt observées pour le haut. Pour la colonne 2, des valeurs de θ_u (0,02) à l'équilibre inférieures aux colonnes 1 et 3 sont mesurées à la base de la couche de rétention d'eau. Pour cette colonne, les valeurs de θ_u sont près de zéro au centre et près du dessus de la couche de rétention d'eau.

À partir des relations θ_u – température d'un sol (aussi appelé courbe de gel), il est possible d'estimer la courbe caractéristique de gel qui relie la succion (ψ) à θ_u où la succion du sol peut être calculée à partir de la température à l'aide de l'équation de Clausius-Clapeyron suivante (Koopmans and Miller, 1966; Spaans and Baker, 1996) :

$$\psi = \rho_w L_f ln\left(\frac{T}{273.15}\right) \quad [5.1]$$

où L_f est la chaleur latente de fusion et T la température (K). Puisque les phénomènes contrôlant les cycles de mouillage – séchage et de gel-dégel sont semblables, la courbe caractéristique de gel peut être considérée analogue à la courbe de rétention d'eau (Black and Tice, 1989; Harlan, 1973; Koopmans and Miller, 1966; Spaans and Baker, 1996). Ainsi, il est possible de comparer les valeurs à l'équilibre de θ_u obtenues lors de la phase de gel des essais en colonnes aux valeurs de θ_w des courbes de rétention d'eau des mélanges gravier-bentonite. Basées sur les températures minimales (-11à -13 °C) mesurées dans les matériaux des couches de rétention d'eau des CEBC testées, des succions calculées (à l'aide de l'équation 5.1) de l'ordre de 13,7 MPa à 16,2 MPa sont obtenues. Les courbes de rétention d'eau indiquent des valeurs de θ_w autour de 0,03 à 0,05 pour cette plage de succions. En comparant les valeurs de θ_u mesurées à l'équilibre dans les couches de rétention d'eau (0,00 à 0,06) et les valeurs de θ_w (0,03 – 0,05) aux succions correspondantes sur les courbes de rétention d'eau, il est possible d'observer une bonne concordance des résultats.

5.3 Perspectives d'avenir

Les résultats obtenus au cours de ce projet de recherche ont permis de développer une méthode efficace d'évaluation au laboratoire de la performance des CEBC à limiter la migration de l'oxygène en climat nordique. Cependant, à long terme, les performances des CEBC testées ont diminué en raison des cycles de gel-dégel. Par conséquent, des pistes d'optimisation de la performance de ce type de CEBC sont discutées et présentées dans la présente section.

5.3.1 Distribution granulométrique du concassé utilisé

Dans le cadre de cette étude, il a été décidé de se coller à un cas existant (celui de la Mine Raglan) et de travailler avec les matériaux sélectionnés par la mine. Le matériel de base employé pour la confection des mélanges gravier-bentonite est donc un concassé 0 à 20 mm produits en vrac à la Mine Raglan. Ce matériau est normalement utilisé pour le recouvrement partiel du parc à résidu (Coulombe, 2012) et dans la construction/réfection des routes du site minier. Le fuseau granulométrique de ce matériau concassé n'a donc pas été optimisé pour une utilisation dans des mélanges avec de la bentonite.

De manière générale, pour les mélanges sol-bentonite, un matériau de type sable ou gravier avec une proportion plus importante de particules fines a une conductivité hydraulique plus faible pour des teneurs en bentonite semblables qu'un matériau contenant moins de fines (e.g. Chapuis, 2002; Sivapullaiah et al., 2000; Wong and Haug, 1991). De plus, un matériau de base avec une granulométrie plus étalée requiert une plus faible proportion de bentonite que les matériaux uniformes pour atteindre une même conductivité hydraulique saturée (Koerner and Daniel, 1997). Par conséquent, une optimisation de la granulométrie du concassé de base en (1) produisant une granulométrie plus étalée et en (2) augmentant la proportion de fines du matériau pourrait probablement permettre d'améliorer significativement les performances des CEBC testées. Ces ajustements permettraient de réduire la porosité du milieu et ainsi d'obtenir une meilleure capacité de rétention d'eau et une plus faible conductivité hydraulique pour une même teneur en bentonite.

5.3.2 Type et teneur en bentonite

Tout comme pour le matériel de base, le choix de la bentonite employée dans les mélanges gravier-bentonite des CEBC a été limité au type de bentonite (PDSCo grout) utilisée dans la construction des cellules expérimentales de terrain à Raglan. Contrairement à ce qui a été observé pour les mélanges gravier-bentonite testés ici, plusieurs études ont rapporté des effets négligeables des cycles de gel-dégel sur la conductivité hydraulique saturée des mélanges sol-bentonite faits de bentonite sodique (e.g. Wong et Haug, 1991; Kraus et al., 1997; Chamberlain et al. 1997; voir également le Chapitre 2). Il serait donc possible que le choix de la bentonite utilisée n'ait pas été optimal pour les mélanges gravier-bentonite des couches de rétention d'eau des

CEBC étudiées. Une analyse DRX conduite sur lame orientée de bentonite nature, glycérolé et chauffée (voir diffractogramme à la Figure 5.6) a montré que la phase minérale gonflante est la beidellite ($(Na,Ca_{0,5})_{0,3}Al_2((Si,Al)_4O_{10})OH_2 \cdot H_2O$). Dans la littérature, l'utilisation de bentonites constituées à majorité de montmorillonite sodique est favorisée puisque des performances hydrogéologiques supérieures aux bentonites calciques sont habituellement observées (e.g. Alther, 1987; Ebina et al., 2004; Haug and Boldt-Leppin, 1994; Lee and Shackelford, 2005). On peut donc penser que des résultats plus probants pour le contrôle de la migration d'oxygène à l'aide d'une CEBC pourraient être obtenus avec l'utilisation d'autres types de bentonite.

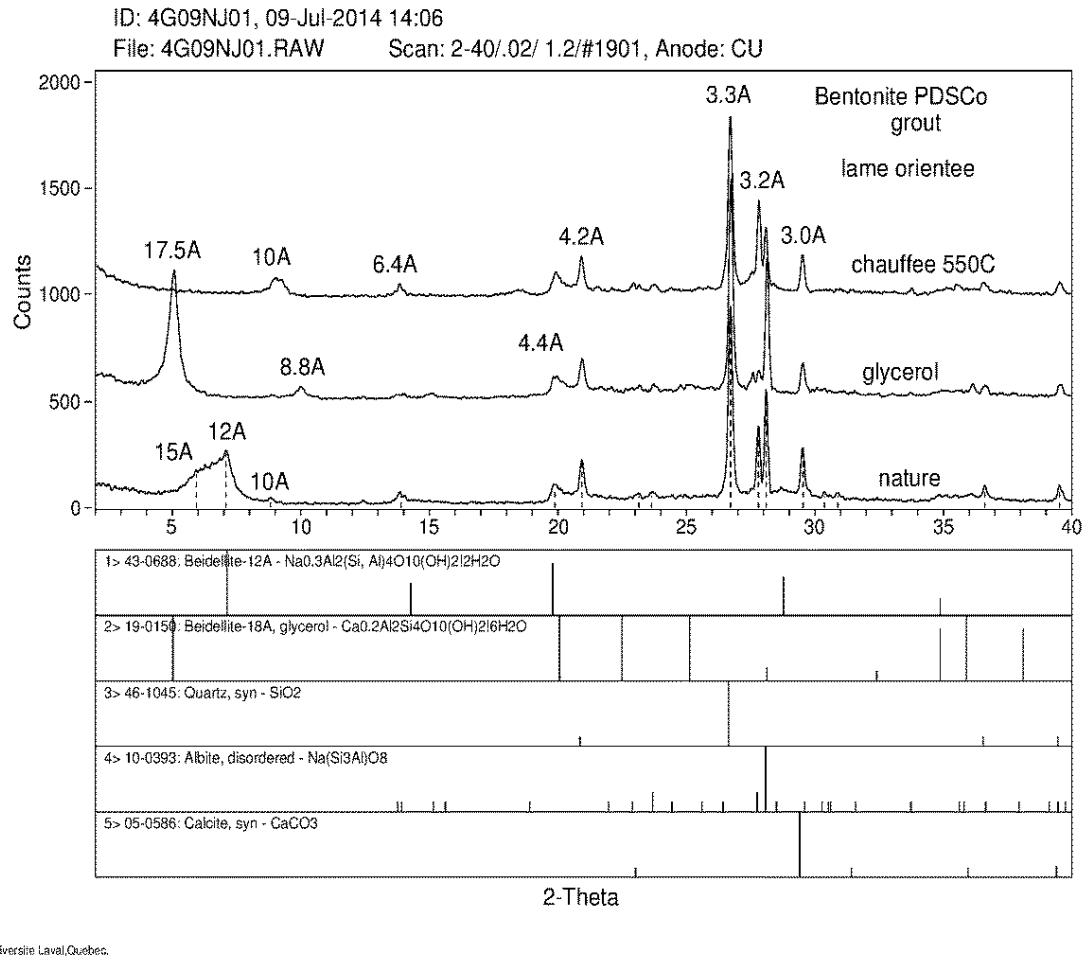


Figure 5.6: Diffractogramme DRX de la bentonite PDSCo Grout

Une autre piste d'amélioration des performances des CEBC testées pourrait être l'optimisation de la teneur en bentonite des mélanges afin d'obtenir la résistance aux cycles de gel-dégel désiré. De

meilleures performances pourraient être obtenues avec des teneurs en bentonite plus élevées. Cependant, ceci implique des coûts importants reliés au prix de la bentonite et aux frais de transport considérables dus à l'isolement des régions nordiques.

5.3.3 Mise en place et performances initiales

Selon les résultats des essais en colonnes présentés au Chapitre 4, le degré de saturation initial de la couche de rétention d'eau est un facteur déterminant quant à la performance à court terme des CEBC constitués des mélanges gravier-bentonite. Dans la pratique, il serait difficile de mettre en place une couche de rétention d'eau de gravier-bentonite à une teneur en eau semblable à celle utilisée pour les colonnes 1 et 3 (10 %). Un degré de compactage cible de 95 % de l'optimum Proctor (standard ou modifié) à une teneur en eau dans la plage optimum – optimum +2% est souvent utilisé pour la mise en place de telles barrières imperméables (e.g. Alston et al., 1997; Chapuis et al., 1992). Pour un tel critère, une teneur en eau de mise en place entre 5,1 et 7,1 %, entre 5,5 et 7,5 % et entre 6,2 et 8,2 % devrait être ciblée pour les mélanges à 5,0, 6,5, et 8,0 % bentonite respectivement. Pour une compaction à 90 % de l'optimum Proctor modifié (correspondance réaliste à 95 % du Proctor standard), des degrés de saturation des couches de rétention d'eau entre 45 et 70 % seraient obtenus pour les trois mélanges à l'optimum et à l'optimum + 2 %. Dans un cas où une masse volumique sèche à 95% de l'optimum Proctor modifié serait ciblée, des degrés de saturations correspondants entre 55% et 90% seraient plutôt observés. Considérant les limitations de construction, il serait donc préférable de spécifier un degré de compaction plus élevé (95 %) pour une teneur en eau à 2 % du côté humide de l'optimum dans le but d'obtenir une performance initiale optimale. Ensuite, en fonction de l'équipement disponible, une épaisseur de compactage permettant d'atteindre la masse volumique sèche cible serait déterminée.

CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

6.1 Conclusions

La restauration des parcs à résidus miniers est un défi environnemental de taille, particulièrement pour les sites miniers générateurs de DMA situés en climat nordique. Inspirée d'un cas réel (Mine Raglan), le présent projet de maîtrise se penche sur une évaluation en laboratoire de la performance à limiter la migration de l'oxygène de trois configurations de CEBC isolantes fait de mélanges gravier-bentonite. Cette méthode de restauration pourrait s'avérer efficace pour les sites miniers situés en conditions nordiques puisque les propriétés isolantes du recouvrement permettraient de limiter la période de l'année où les résidus sont dégelés tandis que les effets de barrière capillaire permettraient le contrôle des flux d'oxygène durant la période de dégel où les rejets pourraient générer du DMA.

Dans un premier temps, une caractérisation détaillée des principales propriétés physiques, hydrogéotechniques et thermiques a été réalisée. Ensuite, un protocole d'essai en colonne a été élaboré afin d'évaluer le coefficient de diffusion de l'oxygène des CEBC et l'influence des cycles de gel-dégel sur ce paramètre. Les résultats obtenus ont été interprétés et les principales conclusions pouvant être tirées de cette étude sont présentées dans ce qui suit.

Les travaux de caractérisation ont permis la détermination des propriétés saturées et non saturées des trois mélanges gravier-bentonite à 5,0, 6,5 et 8,0 % bentonite à l'état gelé et non gelé. Des valeurs de conductivité hydraulique saturée entre $3{,}5\times10^{-7}$ cm/s et $4{,}8\times10^{-8}$ cm/s ont été mesurées pour les trois mélanges. Les valeurs de conductivité hydrauliques se sont avérées reliées à l'indice des vides de la bentonite dans les mélanges. Les courbes de rétention d'eau obtenues ont montré des valeurs d'entrée d'air entre 8 et 20 kPa et des succions résiduelles de l'ordre de 15 000 kPa. Une désaturation lente est observée pour les hautes valeurs de succion des trois courbes de rétention d'eau obtenues; à ces valeurs élevées de succion, la courbe de rétention d'eau des trois mélanges tend à rejoindre celle de la bentonite seule. La conductivité thermique des mélanges gravier-bentonite testés se situe entre 1,25 W/mK et 2,17 W/mK à l'état non gelé et entre 1,27 W/mK et 2,68 W/mK à l'état gelé pour des degrés de saturation entre 30% et 94%. La conductivité thermique des mélanges est plus élevée à l'état gelé qu'à l'état non gelé et à plus faibles teneurs en bentonite. Les résultats de cette étude de caractérisation montrent que les

mélanges gravier-bentonite pourraient avoir les propriétés hydrogéologiques requises pour être utilisées comme couche de rétention d'eau d'une CEBC. Toutefois, plus de travaux étaient considérés nécessaires afin de déterminer la capacité des CEBC à limiter les flux d'oxygène et d'évaluer l'influence des cycles de gel et de dégel sur la capacité à contrôler la diffusion des gaz dans ces matériaux.

C'est pourquoi des essais en colonnes instrumentées ont été mis en place afin d'étudier les performances à contrôler la migration de l'oxygène de trois configurations de CEBC faites de mélanges gravier-bentonite à 5,0, 6,5 et 8,0 % bentonite. Pour développer la méthode, une colonne test a été d'abord construite afin d'identifier les façons de faire (p. ex. épaisseur de compactage, façon de mélanger la bentonite et le gravier, etc.) permettant d'étudier de façon optimale les CEBC constituées de mélanges gravier-bentonite. Trois autres colonnes ont ensuite été préparées en utilisant les connaissances obtenues avec la colonne test. Les degrés de saturation initiaux supérieurs à 90 % pour les colonnes à 5,0 et 8,0 % bentonite ont permis d'évaluer la performance de CEBC en conditions où la couche de rétention d'eau est presque saturée dès le départ. Une colonne (CEBC à 6,5 % bentonite) a été mise en place à teneur en eau naturelle afin d'évaluer la performance d'une CEBC lorsque le mélange gravier-bentonite était préparé comme il l'a été sur le terrain à la Mine Raglan. Les essais en colonnes développés ont permis de réaliser des essais de diffusion de l'oxygène et d'évaluer l'influence de l'infiltration d'eau et des cycles de gel-dégel sur la diffusion. Des essais de diffusion et d'infiltration ont été réalisés en conditions initiales et après 1, 3 et 5 cycles de gel-dégel.

Les profils de teneur en eau volumique et les résultats d'essais de diffusion d'oxygène (interprétés à l'aide du code numérique POLLUTE) montrent que les CEBC à 5,0 et 8,0 % bentonite sont performantes aux conditions initiales. Cependant, une diminution des performances est observée avec les cycles de gel-dégel. De façon plus spécifique, les résultats ont montré que, pour les CEBC à 5,0 et 8,0 % bentonite, les valeurs de D_e étaient inférieurs à 1×10^{-8} m^2/s et les flux d'oxygène à l'état stationnaire inférieurs à 1 mol $O_2/m^2/an$. Des valeurs de flux supérieures à 50 mol $O_2/m^2/an$ ont cependant été observées pour ces deux colonnes à partir du troisième cycle de gel-dégel indiquant que les mélanges gravier-bentonite des couches de rétention d'eau sont sensibles aux cycles de gel-dégel. Cette perte de performance est en accord avec les résultats des essais de perméabilité qui ont montré un impact significatif des cycles de gel-dégel sur la valeur de k_{sat}. La CEBC à 6,5 % bentonite montre quant à elle des degrés de

saturation inférieurs à 52 % pour toutes les conditions. Les flux d'oxygène à l'état stationnaire calculés pour la CEBC à 6,5 % bentonite (> 100 mol $O_2/m^2/an$) démontrent une performance limitée pour ces conditions de mise en place initiales. Les résultats montrent également que les cycles de mouillage appliqués ne permettent pas la recharge de la couche de rétention d'eau. En plus des résultats quantifiant la performance des CEBC testée, les résultats des essais de laboratoire démontrent que l'approche suivie dans cette étude est valable pour l'évaluation de la performance des CEBC testées et pourrait être appliquée à d'autres configurations de CEBC exposées à des conditions froides.

Les évolutions des températures et des θ_u mesurées lors des phases de gel pour les colonnes 1, 2 et 3 ont aussi été présentées. Les θ_u mesurées aux températures minimales (-11 à -13 °C) de gel à l'équilibre varient entre 0,00 et 0,06 dans les couches de rétention d'eau. Des succions de l'ordre de 13,7 MPa à 16,2 MPa sont calculées à partir de l'équation de Clausius-Clapeyron pour ces températures. Pour ces succions sur les courbes de rétention d'eau, les valeurs de θ_w (0,03 et 0,05) sont semblables aux θ_u observées; ceci indique que les valeurs de θ_u mesurées à l'équilibre aux températures minimales durant les phases de gel sont logiques.

Finalement, cette étude de laboratoire s'est limitée aux matériaux utilisés dans le cadre des essais de terrain réalisés à la Mine Raglan. Le gravier produit sur le site et la bentonite utilisée dans le mélange gravier-bentonite des cellules de terrain ont été utilisés sans modifications de leurs propriétés. Ainsi, pour obtenir des performances de barrière à l'oxygène supérieures, la distribution granulométrique du gravier pourrait être optimisée et un type différent de bentonite (davantage sodique) pourrait être employé.

6.2 Recommandations

Ce projet de maîtrise a permis de développer une méthode de laboratoire efficace pour déterminer l'influence des cycles de gel-dégel sur la performance des CEBC à limiter la migration de l'oxygène. Cette méthode pourrait s'appliquer à d'autres configurations de CEBC pour une conception d'application en climat nordique. Les résultats obtenus ont démontré des performances limitées des CEBC testées après quelques cycles de gel-dégel. Cependant, les résultats obtenus ne peuvent pas nécessairement être généralisés pour toutes les conditions puisqu'ils ont été obtenus pour des conditions spécifiques à un cas, soit celui de la Mine Raglan.

C’est pourquoi on suggère dans ce qui suit des recommandations afin de pousser encore plus loin les travaux réalisés dans le cadre de ce mémoire :

- poursuivre le développement des connaissances sur les propriétés hydrogéotechniques des mélanges gravier-bentonite et leur sensibilité aux cycles de gel-dégel en faisant varier les propriétés granulométriques des graviers et le type et la proportion de bentonite;
- étudier davantage l’influence des cycles de gel-dégel sur la diffusion de l’oxygène dans les matériaux non saturés partiellement ou totalement gelés;
- modifier la méthode de laboratoire proposée afin d’obtenir un suivi de la concentration d’oxygène à plusieurs niveaux de la couche de rétention d’eau pour permettre la modélisation du D_e pour toute la couche de rétention d’eau s’il y a désaturation du système;
- modifier l’essai en colonne pour simuler davantage les conditions de terrain (gel unidimensionnel plutôt que tridimensionnel);
- comparer les résultats de laboratoire obtenus avec ceux de terrain;
- effectuer des essais in situ (ex. perméabilité à l’aire, essais d’infiltration) suite à une exhumation de la cellule expérimentale avec CEBC constituée de gravier-bentonite au site de Mine Raglan.

En terminant, la présente étude visait à évaluer la performance de CEBC constituées de mélanges gravier-bentonite pour contrôler la diffusion d’oxygène. Il serait intéressant d’étudier également d’autres matériaux à granulométrie fine comme couche de rétention d’eau tels que les résidus désulfurés ou encore les géocomposites bentonitiques. Ces matériaux reconnus comme étant peu sensibles aux cycles de gel-dégel pourraient s’avérer une alternative intéressante.

LISTE DE RÉFÉRENCES

Aachib, M., (1997) Étude en laboratoire de la performance des barrières de recouvrement constituées de rejets miniers pour limiter le DMA, Département de génie minéral. École polytechnique de Montréal.

Aachib, M., Mbonimpa, M., Aubertin, M. (2004) Measurement and prediction of the oxygen diffusion coefficient in unsaturated media, with applications to soil covers. Water, Air, and Soil Pollution 156, 163-193.

Abraitis, P., Pattrick, R., Kelsall, G., Vaughan, D. (2004) Acid leaching and dissolution of major sulphide ore minerals: processes and galvanic effects in complex systems. Mineralogical Magazine 68, 343-351.

Adu-Wusu, C., (2005) Performance evaluation of engineered soil cover systems, Department of civil and environmental engineering. University of Western Ontario, p. 283.

Adu-Wusu, C., Yanful, E.K. (2006) Performance of engineered test covers on acid-generating waste rock at Whistle mine, Ontario. Canadian Geotechnical Journal 43, 1-18.

Adu-Wusu, C., Yanful, E.K. (2007) Post-closure investigation of engineered test covers on acid-generating waste rock at Whistle Mine, Ontario. Canadian Geotechnical Journal 44, 496-506.

Agus, S., Schanz, T., (2006) Drying, Wetting, and Suction Characteristic Curves of a Bentonite-Sand Mixture. ASCE.

Agus, S.S., Schanz, T., (2005) Swelling pressure and total suction of compacted Bentonitesand

mixtures, International Conference on Problematic Soils, Cyprus, pp. 61-70.

Ahonen, L., Tuovinen, O.H. (1992) Bacterial oxidation of sulfide minerals in column leaching experiments at suboptimal temperatures. Applied and environmental microbiology 58, 600-606.

Akcanca, F., Aytekin, M. (2011) Effect of wetting–drying cycles on swelling behavior of lime stabilized sand–bentonite mixtures. Environmental Earth Sciences 66, 67-74.

Akindunni, F.F., Gillham, R., Nicholson, R. (1991) Numerical simulations to investigate moisture-retention characteristics in the design of oxygen-limiting covers for reactive mine tailings. Canadian Geotechnical Journal 28, 446-451.

Allison, J.D., Brown, D.S., Kevin, J. (1991) MINTEQA2/PRODEFA2, a geochemical assessment model for environmental systems: Version 3.0 user's manual. Environmental Research Laboratory, Office of Research and Development, US Environmental Protection Agency Athens, GA.

Alonso, E.E., Springman, S.M., Ng, C.W.W. (2008) Monitoring Large-Scale Tests for Nuclear Waste Disposal. Geotechnical and Geological Engineering 26, 817-826.

Alston, C., Daniel, D.E., Devroy, D.J. (1997) Design and construction of sand-bentonite liner for effluent treatment lagoon, Marathon, Ontario. Canadian Geotechnical Journal 34, 841-852.

Alther, G. (1987) The qualifications of bentonite as a soil sealant. Engineering geology 23, 177-191.

Andersland, O.B., Ladanyi, B. (2004) Frozen ground engineering. John Wiley & Sons.

Arifin, Y.F., (2008) Thermo-hydro-mechanical Behavior of Compacted Bentonite Sand Mixtures: An Experimental Study. Verlag der Bauhaus-Univ.

Arifin, Y.F., Agus, S., Schanz, T., (2006) Temperature Effects on Suction Characteristic Curve of Bentonite-Sand Mixtures. ASCE.

ASTM, (2006a) Standard Test Method for Permeability of Granular Soils (Constant Head) (D2434). ASTM, West Conshohocken, Pa., ASTM Annual CDs of Standards, Vol. 04.08.

ASTM, (2006b) Standard Test Method for Specific Gravity of Soil Solids by Gas Pycnometer (D5550). ASTM International, West Conshohocken, PA.

ASTM, (2007a) Standard Test Method for Capillary-Moisture Relationships for Coarse and Medium Textured Soils by Porous-Plate Apparatus. ASTM, West Conshohocken, Pa., ASTM Annual CDs of Standards, Vol. 04.08.

ASTM, (2007b) Standard Test Method for Capillary-Moisture Relationships for Fine-Textured Soils by Pressure-Membrane Apparatus. ASTM, West Conshohocken, Pa., ASTM Annual CDs of Standards, Vol. 04.08.

ASTM, (2007c) Standard Test Method for Particle-Size Analysis of Soils (D422). ASTM International, West Conshohocken, PA.

ASTM (2008a) Standard Test Method for Determination of Thermal Conductivity of Soil and Soft Rock by Thermal Needle Probe Procedure.

ASTM, (2008b) Standard Test Methods for Determination of the Soil Water Characteristic Curve for Desorption Using a Hanging Column, Pressure Extractor, Chilled Mirror Hygrometer, and/or Centrifuge. ASTM, West Conshohocken, Pa., ASTM Annual CDs of Standards, Vol. 04.08.

ASTM, (2008c) Standard Test Methods fos One-Dimensional Swell or Settlement Potential of Cohesive Soils. ASTM, West Conshohocken, Pa., ASTM Annual CDs of Standards, Vol. 04.08.

ASTM, (2010) Standard Test Methods for Measurment of Hydraulic Conductivity of Saturated Porous Materials Using a Flexible Wall Permeameter (D5084). West Conshohocken, Pa., ASTM International.

ASTM, (2011a) Standard Test Method for Swell Index of Clay Mineral Component of Geosynthetic Clay Liners. ASTM, West Conshohocken, Pa., ASTM Annual CDs of Standards, Vol. 04.08.

ASTM, (2011b) Test Method for One-Dimensional Consolidation Properties of Soils. ASTM, West Conshohocken, Pa., ASTM Annual CDs of Standards, Vol. 04.08.

ASTM, (2012a) Standard Practice for Maintaining Constant Relative Humidity by Means of Aqueous Solutions (E104-02). ASTM International, West Conshohocken, PA.

ASTM, (2012b) Standard Test Methods for Laboratory Compaction Characteristics of Soil Using Modified Effort (56,000 ft-lbf/ft^3 (2,700 kN-m/m^3)) (D1557). ASTM International, West Conshohocken, PA.

Aubertin, M., Aachib, M., Authier, K. (2000) Evaluation of diffusive gas flux through covers with a GCL. Geotextiles and Geomembranes 18, 215-233.

Aubertin, M., Aachib, M., Monzon, M., Joanes, A., Bussiere, B., Chapuis, R., (1997) Etude de laboratoire sur l'efficacite des barrieres de recouvrement construites a partir de residus miniers MEND Project CDT 1899. 3.

Aubertin, M., Bussière, B., Bernier, L., (2002) Environment and Management of Mine Wastes. Presses internationales Polytechnique, Montreal, Canada.

Aubertin, M., Bussiere, B., Monzon, M., Joanes, A., Gagnon, D., Barbera, J., Aachib, M., Bedard, C., Chapuis, R., Bernier, L., (1999) Etude sur les barrieres seches construites a partir des residus miniers. Phase II: essais en place, Ecole Polytechnique de Montreal.

Aubertin, M., Chapuis, R., Aachib, M., Bussière, B., Ricard, J., Tremblay, L. (1995) Évaluation en laboratoire de barrières sèches construites à partir de résidus miniers. Rapport MEND/NEDEM 2.

Aubertin, M., Chapuis, R., Bussière, B., Aachib, M., (1993) Propriétés des résidus miniers utilisés comme matériau de recouvrement pour limiter le drainage minier acide (DMA), Geoconfine 93. Symposium international, pp. 299-308.

Aubertin, M., Cifuentes, E., Martin, V., Apithy, S., Bussière, B., Molson, J., Chapuis, R., Maqsoud, A., (2006) An investigation of factors that influence the water diversion capacity of inclined covers with capillary barrier effects. ASCE.

Aubertin, M., Mbonimpa, M., Bussière, B., Chapuis, R. (2003) A model to predict the water retention curve from basic geotechnical properties. Canadian Geotechnical Journal 40, 1104-1122.

Aubertin, M., Ricard, J.-F., Chapuis, R.P. (1998) A predictive model for the water retention curve: application to tailings from hard-rock mines. Canadian Geotechnical Journal 35, 55-69.

Ayres, B., Dirom, G., Christensen, D., Januszewski, S., O'Kane, M., (2003) Performance of cover system field trials for waste rock at Myra Falls Operations, 6th International Conference on Acid Rock Drainage, Cairns, Australia, pp. 14-17.

Baldovin, G., Allaria, N., Baldovin, E., (1991) The core of Castagnara dam on Metramo River, Proceedings of the 17th International Conference on Large Dams, Wien, pp. 119-120.

Barbour, S.L. (1990) Reduction of acid generation in mine tailings through the use of moisture-retaining cover layers as oxygen barriers: Discussion. Canadian Geotechnical Journal 27, 398-401.

Belzile, N., Chen, Y.-W., Cai, M.-F., Li, Y. (2004) A review on pyrrhotite oxidation. Journal of Geochemical Exploration 84, 65-76.

Benson, C., Abichou, T., Olson, M., Bosscher, P. (1995) Winter effects on hydraulic conductivity of compacted clay. Journal of Geotechnical Engineering 121, 69-79.

Black, D.K., Lee, K.L. (1973) Saturating laboratory samples by back pressure. Journal of Soil Mechanics & Foundations Div 99.

Blatz, J.A., Cui, Y.-J., Oldecop, L. (2008) Vapour Equilibrium and Osmotic Technique for Suction Control. Geotechnical and Geological Engineering 26, 661-673.

Blowes, D.W., Jambor, J.L. (1990) The pore-water geochemistry and the mineralogy of the vadose zone of sulfide tailings, Waite Amulet, Quebec, Canada. Applied Geochemistry 5, 327-346.

Börgesson, L., Fredrikson, A., Johannesson, L.-E. (1994) Heat conductivity of buffer materials. Svensk kärnbränslehantering AB.

Börgesson, L., Johannesson, L.-E., Gunnarsson, D. (2003) Influence of soil structure heterogeneities on the behaviour of backfill materials based on mixtures of bentonite and crushed rock. Applied Clay Science 23, 121-131.

Bossé, B., (2014) Évaluation du comportement hydrogéologique d'un recouvrement alternatif constitué de rejets calcaires phosphatés en climat semi-aride à aride., Sciences de l'environnement. Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, Rouyn-Noranda, p. 331.

Boulanger-Martel, V., Bussière, B., Côté, J., (2014) Laboratory Evaluation of Crushed Rock-bentonite Hydro-geotechnical Properties, 67th Canadian Geotechnical Conference, Regina, Saskatchewan, Canada.

Bowders, J., McClelland, S. (1994) The effects of freeze/thaw cycles on the permeability of three compacted soils. ASTM SPECIAL TECHNICAL PUBLICATION 1142, 461-461.

Brooks, R.H., Corey, A.T. (1964) Hydraulic properties of porous media. Hydrology Papers, Colorado State University.

Bruckler, L., Ball, B., Renault, P. (1989) Laboratory estimation of gas diffusion coefficient and effective porosity in soils. Soil science 147, 1-10.

Bulut, R., Leong, E.C. (2008) Indirect Measurement of Suction. Geotechnical and Geological Engineering 26, 633-644.

Bussière, B., (1999) Étude du comportement hydrique de couvertures avec effets de barrières capillaires inclinées à l'aide de modélisations physiques et numériques, Département des génies civil, géologique et des mines. École polytechnique de Montréal, p. 393.

Bussière, B. (2007) Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches. Canadian Geotechnical Journal 44, 1019-1052.

Bussière, B., Aubertin, M., (1999) Clean tailings as cover material for preventing acid mine drainage: an in situ experiment, Proceedings of Sudbury, pp. 19-28.

Bussière, B., Aubertin, M., Chapuis, R.P. (2003) The behavior of inclined covers used as oxygen barriers. Canadian Geotechnical Journal 40, 512-535.

Bussière, B., Aubertin, M., Mbonimpa, M., Molson, J.W., Chapuis, R.P. (2007) Field experimental cells to evaluate the hydrogeological behaviour of oxygen barriers made of silty materials. Canadian Geotechnical Journal 44, 245-265.

Bussière, B., Benzaazoua, M., Aubertin, M., Mbonimpa, M. (2004) A laboratory study of covers made of low-sulphide tailings to prevent acid mine drainage. Environmental Geology 45, 609-622.

Bussière, B., Hayley, D.W. (2010) Effects of Climate Change on Mine Waste Disposal in the Arctic. Geo-Strata, 42-46.

Bussière, B., Maqsoud, A., Aubertin, M., Martschuk, J., McMullen, J., Julien, M.R. (2006) Performance of the oxygen limiting cover at the LTA site, Malartic, Quebec. CIM Bulletin 99.

Cara, S., Carcangiu, G., Padalino, G., Palomba, M., Tamanini, M. (2000) The bentonites in pelotherapy: thermal properties of clay pastes from Sardinia (Italy). Applied Clay Science 16, 125-132.

Chalermyanont, T., Arrykul, S. (2005) Compacted sandbentonite mixtures for hydraulic containment liners. Songklanakarin Journal of Science and Technology 27, 313-323.

Chamberlain, E.J., Erickson, A., Benson, C., (1995) Effects of frost action on compacted clay barriers, Geoenvironment 2000@ sCharacterization, Containment, Remediation, and Performance in Environmental Geotechnics. ASCE, pp. 702-717.

Chamberlain, E.J., Erickson, A.E., Benson, C.H., (1997) Frost resistance of cover and liner materials for landfills and hazardous waste sites. DTIC Document.

Chamberlain, E.J., Gow, A.J. (1979) Effect of freezing and thawing on the permeability and structure of soils. Engineering geology 13, 73-92.

Chapuis, R.P., (1981) Permeability testing of soil-bentonite mixtures, Proceedings of the 10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Rotterdam: Balkema Publishers, pp. 744-745.

Chapuis, R.P. (1990a) Sand-bentonite liners: field control methods. Canadian Geotechnical Journal 27, 216-223.

Chapuis, R.P. (1990b) Sand-bentonite liners: predicting permeability from laboratory tests. Canadian Geotechnical Journal 27, 47-57.

Chapuis, R.P. (2002a) The 2000 R.M. Hardy Lecture: Full-scale hydraulic performance of soil–bentonite and compacted clay liners. Canadian Geotechnical Journal 39, 417-439.

Chapuis, R.P. (2002b) The 2000 R.M. Hardy Lecture: Full-scale hydraulic performance of soil–bentonite and compacted clay liners. Canadian Geotechnical Journal 39, 417-439.

Chapuis, R.P. (2012) Predicting the saturated hydraulic conductivity of soils: a review. Bulletin of Engineering Geology and the Environment 71, 401-434.

Chapuis, R.P., Baass, K., Davenne, L. (1989) Granular soils in rigid-wall permeameters: method for determining the degree of saturation. Canadian Geotechnical Journal 26, 71-79.

Chapuis, R.P., Lavoie, J., Girard, D. (1992) Design, construction, performance, and repair of the soil-bentonite liners of two lagoons. Canadian Geotechnical Journal 29, 638-649.

Cho, W.-J., Lee, J.-O., Kwon, S. (2011) An empirical model for the thermal conductivity of compacted bentonite and a bentonite–sand mixture. Heat and Mass Transfer 47, 1385-1393.

Collin, M. (1987) Mathematical modeling of water and oxygen transport in layered soil covers for deposits of pyritic mine tailings. Licentiate Treatise, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden.

Collin, M., Rasmuson, A. (1988) A comparison of gas diffusivity models for unsaturated porous media. Soil Science Society of America Journal 52, 1559-1565.

Corey, A.T. (1957) Measurement of water and air permeability in unsaturated soil. Soil Science Society of America Journal 21, 7-10.

Côté, J., (2013) Conductivité thermique de matériaux de recouvrement MG-20/bentonite et de résidus miniers avec eau interstitielle saline, Rapport d'expertise. Université Laval, p. 32.

Côté, J., Grosjean, V., Konrad, J.-M. (2013) Thermal conductivity of bitumen concrete. Canadian Journal of Civil Engineering 40, 9.

Côté, J., Konrad, J.-M. (2005a) A generalized thermal conductivity model for soils and construction materials. Canadian Geotechnical Journal 42, 443-458.

Côté, J., Konrad, J.-M. (2005b) Thermal conductivity of base-course materials. Canadian Geotechnical Journal 42, 61-78.

Côté, J., Konrad, J.-M. (2006) Estimating the thermal conductivity function of granular materials and subgrade soils. Transportation Research Record 1967, 9.

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, 796-804.

Coulombe, V., (2012) Performance de recouvrements isolants partiels pour contrôler l'oxydation de résidus miniers sulfureux. École Polytechnique de Montréal.

Coulombe, V., Bussière, B., Côté, J., Garneau, P., (2012) Performance of insulation covers to control acid mine drainage in cold environment, 15 th International Conference on Cold Regions Engineering, Quebec, Canada, p. 11p.

Cui, Y., Yahia-Aissa, M., Delage, P. (2002) A model for the volume change behavior of heavily compacted swelling clays. Engineering geology 64, 233-250.

Cui, Y.J., Tang, A.M., Loiseau, C., Delage, P. (2008) Determining the unsaturated hydraulic conductivity of a compacted sand–bentonite mixture under constant-volume and free-swell conditions. Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C 33, S462-S471.

D'Appolonia, D.J. (1980) Soil-Bentonite slurry trench cutoffs. Journal of Geotechnical Engineering Division ASCE 106, 399-417.

Daemen, J., Ran, C. (1996) Bentonite as a waste isolation pilot plant shaft sealing material. Sandia National Laboratories, Albuquerque, Contractor Report SAND96–1968.

Dafalla, M.A. (2012) The Influence of Placement Conditions on the Swelling of Variable Clays. Geotechnical and Geological Engineering 30, 1311-1321.

Dagenais, A.-M., (2005) Techniques de contrôle du DMA basées sur les effets capillaires. Ph. D. thesis, Department of Civil, Geological, and Mining Engineering, École Polytechnique de Montréal, Montreal, Que.

Dagenais, A.-M., Mbonimpa, M., Bussiere, B., Aubertin, M. (2012) A Modified Oxygen Consumption Test to Evaluate Gas Flux through Oxygen Barrier Cover Systems. ASTM geotechnical testing journal 35, 150-158.

Dagenais, A., Aubertin, M., Bussière, B., Cyr, J. (2006) Performance of the Lorraine mine site cover to limit oxygen migration. TRANSACTIONS-SOCIETY FOR MINING METALLURGY AND EXPLORATION INCORPORATED 318, 190.

Darcy, H. (1856) Les fontaines publiques de la ville de Dijon: exposition et application. Victor Dalmont.

de Vries, D. (1963) Thermal properties of soils. Physics of plant environment 1, 57-109.

Delage, P., Cui, Y.J., (2000) L'eau dans les sols non saturés, Technique de l'ingénieur, traité construction, p. 20.

Demers, I., (2008) Performance d'une barrière à l'oxygène constituée de résidus miniers faiblement sulfureux pour contrôler la production de drainage minier acide. Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue.

Durner, W. (1994) Hydraulic conductivity estimation for soils with heterogeneous pore structure. Water Resources Research 30, 211-223.

EBA Engineering Consultants, (1978) Performance assessment of test liners for petroleum product storage in northern Canada. Fisheries and Environment Canada,.

Ebina, T., Minja, R.J.A., Nagase, T., Onodera, Y., Chatterjee, A. (2004) Correlation of hydraulic conductivity of clay–sand compacted specimens with clay properties. Applied Clay Science 26, 3-12.

Edil, T.B., Erickson, A.E. (1985) Procedure and equipment factors affecting permeability testing of a bentonite-sand liner material. hydraulic barriers in soil and rock. Edited by AI Johnson, RK Frobel, NJ Cavalli and CB Petterson. ASTM special technical publication, 155-170.

Eigenbrod, K. (2003) Self-healing in fractured fine-grained soils. Canadian Geotechnical Journal 40, 435-449.

Elberling, B., (1998) Processes controlling oxygen uptake rates in frozen mine tailings in the Arctic, Ice in surface waters. A.A. Balkea, Rotterdam, Holland, pp. 183-188.

Elberling, B. (2001) Environmental controls of the seasonal variation in oxygen uptake in sulfidic tailings deposited in a permafrost-affected area. Water Resources Research 37, 99-107.

Elberling, B. (2005) Temperature and oxygen control on pyrite oxidation in frozen mine tailings. Cold Regions Science and Technology 41, 121-133.

Elberling, B., Balić-Žunić, T., Edsberg, A. (2003) Spatial variations and controls of acid mine drainage generation. Environmental Geology 43, 806-813.

Elberling, B., Damgaard, L.R. (2001) Microscale measurements of oxygen diffusion and consumption in subaqueous sulfide tailings. Geochimica et Cosmochimica Acta 65, 1897-1905.

Elberling, B., Nicholson, R., Reardon, E., Tibble, R. (1994) Evaluation of sulphide oxidation rates: a laboratory study comparing oxygen fluxes and rates of oxidation product release. Canadian Geotechnical Journal 31, 375-383.

Elberling, B., Nicholson, R.V. (1996) Field determination of sulphide oxidation rates in mine tailings. Water Resources Research 32, 1773-1784.

Elberling, B., Schippers, A., Sand, W. (2000) Bacterial and chemical oxidation of pyritic mine tailings at low temperatures. Journal of contaminant hydrology 41, 225-238.

Elberling, B., Søndergaard, J., Jensen, L.A., Schmidt, L.B., Hansen, B.U., Asmund, G., Balic-Zunic, T., Hollesen, J., Hanson, S., Jansson, P.-E. (2007) Arctic vegetation damage by winter-generated coal mining pollution released upon thawing. Environmental science & technology 41, 2407-2413.

Engelhardt, I., Finsterle, S. (2003) Thermal-hydraulic experiments with bentonite/crushed rock mixtures and estimation of effective parameters by inverse modeling. Applied Clay Science 23, 111-120.

Éthier, M.-P., (2011) Évaluation du comportement géochimique en conditions normale et froides de différents stériles présents sur le site de la mine Raglan. École Polytechnique de Montréal.

Éthier, M.-P., (2013) Principales approches de restauration des sites d'entreposage de rejets miniers en milieu nordique, in: environmentale, S. (Ed.), Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, p. 50.

Éthier, M.-P., Bussière, B., Aubertin, M., Demers, I., Maqsoud, A., Dionne, J., Roy, M., (2014) Results from a field investigation of the elevated water table technique combined with a monolayer cover on reactive tailings 67th Canadian Geotechnical Conference, Regina, Saskatchewan, Canada.

Evangelou, V., Zhang, Y. (1995) A review: pyrite oxidation mechanisms and acid mine drainage prevention. Critical Reviews in Environmental Science and Technology 25, 141-199.

Fall, M., Célestin, J.C., Han, F.S. (2009) Suitability of bentonite-paste tailings mixtures as engineering barrier material for mine waste containment facilities. Minerals Engineering 22, 840-848.

Farouki, O.T., (1981) Thermal properties of soils. DTIC Document.

Fayer, M., Rockhold, M., Campbell, M. (1992) Hydrologic modeling of protective barriers: Comparison of field data and simulation results. Soil Science Society of America Journal 56, 690-700.

Fernuik, N., Haug, M. (1990) Evaluation of in situ permeability testing methods. Journal of Geotechnical Engineering 116, 297-311.

Fetter, C.W., Fetter Jr, C. (1999) Contaminant hydrogeology. Prentice hall New Jersey.

Fredlund, D., Xing, A., Huang, S. (1994) Predicting the permeability function for unsaturated soils using the soil-water characteristic curve. Canadian Geotechnical Journal 31, 533-546.

Fredlund, D.G., Rahardjo, H., M.D., F. (2012) Unsaturated soil mechanics in engineering practice. John Wiley & Sons.

Fredlund, D.G., Xing, A. (1994) Equations for the soil-water characteristic curve. Canadian Geotechnical Journal 31, 521-532.

GEO-SLOPE, (2012) Vadose/W, International Ltd.

Glauz, R., Rolston, D. (1989) Optimal design of two-chamber, gas diffusion cells. Soil Science Society of America Journal 53, 1619-1624.

Gleason, M.H., Daniel, D.E., Eykholt, G.R. (1997) Calcium and sodium bentonite for hydraulic containment applications. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering 123, 438-445.

Godwaldt, R., (2001) Acid Mine Drainage at Sub-Zero Temperatures, Department of Civil and Environmental Engineering. University of Alberta, p. 240.

Gökalp, Z., Başaran, M., Uzun, O. (2011) Compaction and swelling characteristics of sand-bentonite and pumice-bentonite mixtures. Clay Minerals 46, 449-459.

Gosselin, M., (2007) Étude de l'influence des caractéristiques hydrogéochimiques des résidus miniers réactifs sur la diffusion et la consommation de l'oxygène, Département des génies civil, géologique et des mines. École polytechnique de Montréal.

Gosselin, M., Aubertin, M., Mbonimpa, M., (2007) Évaluation de l'effet du degré de saturation sur la diffusion et la consommation d'oxygène dans des résidus miniers sulfureux, Proceedings of the 8th Joint IAH-CNC and CGS Groundwater Specialty Conference and 90th Canadian Geotechnical Conference, Ottawa, Ont, pp. 21-24.

Gray, M., Cheung, S., Dixon, D. (1984) The influence of sand content on swelling pressures and structure developed in statically compacted Na-bentonite. Whiteshell Nuclear Research Establishment.

Grim, R. (1959) Physico-chemical properties of soils, clay minerals. Journal of Soil Mechanics and Foundations, Div., ASCE, Proc 85, 1-17.

Guo, R., Dixon, D., Chandler, N. (2010) Use of numerical simulations to assess hydraulic and mechanical measurements of bentonite–sand buffer in an in-floor borehole. Engineering geology 114, 433-443.

Haug, M.D., Boldt-Leppin, B. (1994) Influence of polymers on the hydraulic conductivity of marginal quality bentonite-sand mixtures. ASTM SPECIAL TECHNICAL PUBLICATION 1142, 407-407.

Haug, M.D., Wong, L.C. (1992) Impact of molding water content on hydraulic conductivity of compacted sand-bentonite. Canadian Geotechnical Journal 29, 253-262.

Haug, M.D., Wong, L.C., (1993) Freeze–thaw effects on the hydraulic conductivity of an unconfined soil–bentonite cover material., Proceedings of the 47th Canadian Geotechnical Conference, Saskatoon, pp. 193–201.

Heineck, K.S., Lemos, R.G., Flores, J.A.A., Consoli, N.C. (2010) Influence of Particle Morphology on the Hydraulic Behavior of Coal Ash and Sand. Geotechnical and Geological Engineering 28, 325-335.

Hers, I., Zapf-Gilje, R., Li, L., Atwater, J. (2000) Measurement of in situ gas-phase diffusion coefficients. Environmental Technology 21, 631-640.

Holtz, R.D., Kovacs, W.D. (1991) Introduction à la géotechnique. [Montréal]: Éditions de l'École polytechnique de Montréal.

Imaizumi, S., Shinozaki, Y., Kudo, K., Yoshinao, T., (2009a) Model Tests On Deformation Behavior of Bentonite Mixed Soil Layer Subjected to A Local Subsidence In Landfill, Advances in Environmental Geotechnics. Springer, pp. 615-619.

Imaizumi, S., Wataru, M., Takahashi, N., Doi, Y. (2009b) Estimation of critical ratio of bentonite addition to tuff sand. Journal of Material Cycles and Waste Management 11, 299-304.

Jellick, G., Schnabel, R. (1986) Evaluation of a field method for determining the gas diffusion coefficient in soils. Soil Science Society of America Journal 50, 18-23.

Johannesson, L.E., Borgesson, L., Sanden, T., (1999) Backfill materials based on crushed rock (Part 2). Geotechnical properties determined in laboratory. . SKB, Stockholm.

Johansen, O., (1975) Thermal conductivity of soils. University of Trondheim, Trodheim, Norway.

Joshi, B., Barbour, S., Krause, A., Wilson, G. (1993) A finite element model for the coupled flow of heat and moisture in soils under atmospheric forcing. Finite elements in analysis and design 15, 57-68.

Kane, D.L., Hinkel, K.M., Goering, D.J., Hinzman, L.D., Outcalt, S.I. (2001) Non-conductive heat transfer associated with frozen soils. Global and Planetary Change 29, 275-292.

Kanno, T., Wakamatsu, H. (1992) Water uptake and swelling properties of unsaturated bentonite buffer materials. Canadian Geotechnical Journal 29, 1102-1107.

Kashir, M., Yanful, E.K. (2001) Hydraulic conductivity of bentonite permeated with acid mine drainage. Canadian Geotechnical Journal 38, 1034-1048.

Kay, B., Goit, J. (1975) Temperature-dependent specific heats of dry soil materials. Canadian Geotechnical Journal 12, 209-212.

Keith, C., Vaughan, D., Cotter-Howells, J., Campbell, L., Valsami-Jones, E., Batchelder, M. (2000) Mechanisms and rates of sulphide oxidation in relation to the problems of acid rock (mine) drainage. Environmental mineralogy: microbial interactions, anthropogenic influences, contaminated land and waste management, 117-139.

Kenney, T., Veen, W.V., Swallow, M., Sungaila, M. (1992) Hydraulic conductivity of compacted bentonite-sand mixtures. Canadian Geotechnical Journal 29, 364-374.

Kersten, M.S., (1949) Laboratory research for the determination of the thermal properties of soils, Research Laboratory Investigations, Engineering Experiment Station. University of Minnesota, Minneapolis, Minn.

Khire, M.V., Benson, C.H., Bosscher, P.J. (1997) Water balance modeling of earthen final covers. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering 123, 744-754.

Kim, W.-H., Daniel, D.E. (1992) Effects of freezing on hydraulic conductivity of compacted clay. Journal of Geotechnical Engineering 118, 1083-1097.

Knutsson, S. (1983) On the thermal conductivity and thermal diffusivity of highly compacted bentonite. SKB Report, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co., SKB, 83-72.

Koerner, R.M., Daniel, D.E., (1997) Final Covers for Solid Waste Landfils and Abandoned Dumps. American Society of Civil Engineers.

Komine, H. (2004a) Simplified evaluation for swelling characteristics of bentonites. Engineering geology 71, 265-279.

Komine, H. (2004b) Simplified evaluation on hydraulic conductivities of sand–bentonite mixture backfill. Applied Clay Science 26, 13-19.

Komine, H. (2008) Theoretical equations on hydraulic conductivities of bentonite-based buffer and backfill for underground disposal of radioactive wastes. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering 134, 497-508.

Komine, H. (2010) Predicting hydraulic conductivity of sand–bentonite mixture backfill before and after swelling deformation for underground disposal of radioactive wastes. Engineering geology 114, 123-134.

Komine, H., Ogata, N. (1994) Experimental study on swelling characteristics of compacted bentonite. Canadian Geotechnical Journal 31, 478-490.

Komine, H., Ogata, N. (1999) Experimental study on swelling characteristics of sand-bentonite mixture for nuclear waste disposal. Soils and Foundations 39, 83-97.

Konrad, J.-M. (1989) Effect of freeze-thaw cycles on the freezing characteristics of a clayey silt at various overconsolidation ratios. Canadian Geotechnical Journal 26, 217-226.

Kraus, J.F., Benson, C.H., Erickson, A.E., Chamberlain, E.J. (1997) Freeze-thaw cycling and hydraulic conductivity of bentonitic barriers. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering 123, 229-238.

Kwong, Y.-T.J. (1993) Prediction and prevention of acid rock drainage from a geological and mineralogical perspective. MEND.

Kyhn, C., Elberling, B. (2001) Frozen cover actions limiting AMD from mine waste deposited on land in Arctic Canada. Cold Regions Science and Technology 32, 133-142.

Laird, D.A. (2006) Influence of layer charge on swelling of smectites. Applied Clay Science 34, 74-87.

Langdahl, B.R., Ingvorsen, K. (1997) Temperature characteristics of bacterial iron solubilisation and 14C assimilation in naturally exposed sulfide ore material at Citronen Fjord, North Greenland (83 N). FEMS microbiology ecology 23, 275-283.

Lee, J.-M., Shackelford, C.D. (2005) Impact of bentonite quality on hydraulic conductivity of geosynthetic clay liners. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering 131, 64-77.

Lefebvre, R., (1994) Caractérisation et modélisation numérique du drainage minier acide dans les haldes de stériles, Département de géologie et de génie géologique. Université Laval, p. 375.

Linell, K.A., Kaplar, C.W. (1959) The factor of soil and material type in frost action. Highway Research Board Bulletin.

Marinho, F.A.M., Take, W.A., Tarantino, A. (2008) Measurement of Matric Suction Using Tensiometric and Axis Translation Techniques. Geotechnical and Geological Engineering 26, 615-631.

Masrouri, F., Bicalho, K.V., Kawai, K. (2008) Laboratory Hydraulic Testing in Unsaturated Soils. Geotechnical and Geological Engineering 26, 691-704.

Mata, C., Guimarães, L.d.N., Ledesma, A., Gens, A., Olivella, S. (2005) A hydro-geochemical analysis of the saturation process with salt water of a bentonite crushed granite rock mixture in an engineered nuclear barrier. Engineering geology 81, 227-245.

Mata, C., Ledesma, A. (2003) Permeability of a bentonite–crushed granite rock mixture using different experimental techniques. Geotechnique 53, 747-758.

Mbonimpa, M., Aubertin, M. (2003) Mouvement des gaz en milieux poreux partiellement saturés. École polytechnique.

Mbonimpa, M., Aubertin, M., Aachib, M., Bussière, B. (2003) Diffusion and consumption of oxygen in unsaturated cover materials. Canadian Geotechnical Journal 40, 916-932.

Mbonimpa, M., Aubertin, M., Bussière, B. (2011) Oxygen consumption test to evaluate the diffusive flux into reactive tailings: interpretation and numerical assessment. Canadian Geotechnical Journal 48, 878-890.

Mbonimpa, M., Aubertin, M., Chapuis, R., Bussière, B. (2002) Practical pedotransfer functions for estimating the saturated hydraulic conductivity. Geotechnical & Geological Engineering 20, 235-259.

Mbonimpa, M., Cissokho, F., Bussière, B., Maqsoud, A., Aubertin, M., (2008) A numerical study of oxygen flux through inclined covers with capillary barrier effects, Proceedings of 61th Can. Geotechn. Conf. and 9th Joint CGS/IAH–CNC Groundwater Conference, pp. 21-24.

Meldrum, J., Jamieson, H., Dyke, L. (2001) Oxidation of mine tailings from Rankin Inlet, Nunavut, at subzero temperatures. Canadian Geotechnical Journal 38, 957-966.

Meldrum, J.L., (1998) Determination of the Sulfide Oxydation Potential of Mine Tailings fron Rankin Inlet, Nunavut, at Sub-zero Temperatures, Department of Geological Sciences. Queen's University, Kingston, Ontario, Canada.

MEND, (1996a) Acid Mine Drainage in Permafrost Regions: Issues, Control Strategies and Research Requirements. , Project 1.61. 2. . Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

MEND, (1996b) Column Leaching Characteristics of Cullaton Lake B and Shear (S)-Zone Tailings, Phase 2: Cold Temperature Leaching Final Report. , Project 1.61. 3. Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

MEND, (2001) Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Manual, Vol4: Prevention and ControlPrevention and control. Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

MEND, (2004a) Covers For Reactive Tailings Located in Permafrost Regions Review, Report 1.61.4. Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

MEND, (2004b) Design, Construction and Performance Monitoring of Cover Systems for Waste Rock and Tailings, Report 2.21.4. Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

MEND, (2009) Mine Waste Covers in Cold Regions, Report 1.61.5a. Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

MEND, (2010) Cold Regions Cover Research-Phase 2, Report 1.61.5b. Mine Environment Neutral Drainage (MEND), Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

MEND, (2012) Cold Regions Cover System Design Technical Guidance Document, Report 1.61.5c. Mine Environment Neutral Drainage (MEND), Canada Center for Mineral and Energy Technology, Canada.

Metreveli, G., Frimmel, F.H., (2007) Influence of Na-bentonite colloids on the transport of heavy metals in porous media, Colloidal Transport in Porous Media. Springer, pp. 29-53.

Millington, R., Shearer, R. (1971) Diffusion in aggregated porous media. Soil science 111, 372-378.

Mishra, A.K., Ohtsubo, M., Li, L.Y., Higashi, T. (2011) Controlling factors of the swelling of various bentonites and their correlations with the hydraulic conductivity of soil-bentonite mixtures. Applied Clay Science 52, 78-84.

Mishra, A.K., Ohtsubo, M., Li, L.Y., Higashi, T., Park, J. (2008) Effect of salt of various concentrations on liquid limit, and hydraulic conductivity of different soil-bentonite mixtures. Environmental Geology 57, 1145-1153.

Mitchell, J.K. (1993) Fundamentals of soil behavior. John Wiley & Sons Inc.

Mollins, L., Stewart, D., Cousens, T. (1996) Predicting the properties of bentonite-sand mixtures. Clay Minerals 31, 243-252.

Molson, J., Aubertin, M., Bussière, B., Benzaazoua, M. (2008) Geochemical transport modelling of drainage from experimental mine tailings cells covered by capillary barriers. Applied Geochemistry 23, 1-24.

Morel-Seytoux, H. (1992) The capillary barrier effect at the interface of two soil layers with some contrast in properties. HYDROWAR Report 92.4. Hydrology Days Publications 57, 94027-93926.

Mualem, Y. (1976) A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media. Water Resources Research 12, 513-522.

Musy, A., Soutter, M. (1991) Physique du sol. PPUR presses polytechniques.

Newman, G., (1995) Heat and mass transfer in unsaturated soils during freezing, civil Engineering. University of Saskatchewan.

Nicholson, R.V., (1984) Pyrite oxidation in carbonate-buffered systems: experimental kinetics and control by oxygen diffusion in a porous medium. University of Waterloo

Nicholson, R.V., Gillham, R.W., Cherry, J.A., Reardon, E.J. (1989) Reduction of acid generation in mine tailings through the use of moisture-retaining cover layers as oxygen barriers. Canadian Geotechnical Journal 26, 1-8.

Nicholson, R.V., Gillham, R.W., Reardon, E.J. (1988) Pyrite oxidation in carbonate-buffered solution: 1. Experimental kinetics. Geochimica et Cosmochimica Acta 52, 1077-1085.

Nicholson, R.V., Scharer, J.M., (1994) Laboratory studies of pyrrhotite oxidation kinetics, ACS Symposium Series. Washington, DC: American Chemical Society,[1974]-, pp. 14-30.

Nordstrom, D.K. (2000) Advances in the hydrogeochemistry and microbiology of acid mine waters. International Geology Review 42, 499-515.

O'Kane, M., Bews, B., Newman, G., Wilson, G.W., (1995) Final Report for Phase I of a cover research program at Westmin Resources Ltd., Myra Falls Operation - Progress Report No. 2. Department of Civil Engineering, University of Saskatchewan, Unsaturated Soils Research Group.

O'Kane, M., Januszewski, S., Dirom, G.C. (2001) Waste rock cover system field trials at the Myra Falls Operations: a summary of three years of performance monitoring.

O'Kane, M., Mchaina, D.M., Stoicescu, J., Januszewski, S., Haug, M.D., Bews, B.E. (1997) Managing for closure at the Myra Falls Operation: the design of a soil cover system for long term ecological and physical stability.

O'kane, M., Wilson, G., Barbour, S. (1998) Instrumentation and monitoring of an engineered soil cover system for mine waste rock. Canadian Geotechnical Journal 35, 828-846.

O'Kane, M., Stoicescu, J., Januszewski, S., Mchaina, D.M., Haug, M.D., (1998) Design of Field Test Plots for a Sloped Waste Rock Surface at Westmin Resources Ltd., Myra Falls Operations., 15th National Meeting of the American Society for Surface Mining and Reclamation,, St. Louis, MO.

O'Kane, M., Wilson, G.W., Haug, M.D., (1996) Final Report for Phase II of a Cover Research Program at Westmin Resources Ltd., Myra Falls Operation. Department of Civil Engineering, University of Saskatchewan, Unsaturated Soils Research Group.

Olson, R., Daniel, D. (1981) Measurement of the hydraulic conductivity of fine-grained soils. Permeability and groundwater contaminant transport, ASTM STP 746, 18-64.

Onofrei, C., Gray, M. (1996) Modelling hygro-thermo-mechanical behaviour of engineered clay barriers—validation phase. Engineering geology 41, 301-318.

Ören, A.H., Kaya, A., Kayalar, A.Ş. (2011) Hydraulic conductivity of zeolite–bentonite mixtures in comparison with sand–bentonite mixtures. Canadian Geotechnical Journal 48, 1343-1353.

Othman, M.A., Benson, C.H., Chamberlain, E.J., Zimmie, T.F. (1993) Laboratory testing to evaluate changes in hydraulic conductivity of compacted clays caused by freeze-thaw: state-of-the-art. ASTM 1142, 227-254.

Othmer, H., Diekkruger, B., Kutilek, M. (1991) Bimodal porosity and unsaturated hydraulic conductivity. Soil science 152, 139-150.

Ouangrawa, M., Molson, J., Aubertin, M., Bussière, B., Zagury, G. (2009) Reactive transport modelling of mine tailings columns with capillarity-induced high water saturation for preventing sulfide oxidation. Applied Geochemistry 24, 1312-1323.

Ouangrawa, M., Molson, J., Aubertin, M., Zagury, G., Bussière, B., (2006) The effect of water table elevation on acid mine drainage from reactive tailings: A laboratory and numerical modeling study, 7th International Conference on Acid Rock Drainage.(St. Louis, Missouri). This conference.

Ould-Lahoucine, C., Sakashita, H., Kumada, T. (2002) Measurement of thermal conductivity of buffer materials and evaluation of existing correlations predicting it. Nuclear Engineering and Design 216, 1-11.

Priyanto, D.G., Man, A.G., Blatz, J.A., Dixon, D.A. (2011) Hydro-mechanical constitutive model for unsaturated compacted bentonite–sand mixture (BSM): Laboratory tests, parameter calibrations, modifications, and applications. Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C 36, 1770-1782.

Pusch, R. (2008) Geological storage of highly radioactive waste: current concepts and plans for radioactive waste disposal. Springer.

Pusch, R., Karlnland, O., Hokmark, H., (1990) GMM-a general microstructural model for qualitative and quantitative studies of smectite clays. SKB, Stockholm Sweden.

Pusch, R., Yong, R. (2003) Water saturation and retention of hydrophilic clay buffer—microstructural aspects. Applied Clay Science 23, 61-68.

Radhakrishna, H., Crawford, A., Kjartanson, B., Lau, K. (1992) Numerical modelling of heat and moisture transport through bentonite-sand buffer. Canadian Geotechnical Journal 29, 1044-1059.

Rasmuson, A., Eriksson, J.-C., (1986) Capillary barriers in covers for mine tailing dumps. Naturvårdsverket.

Reible, D., Shair, F. (1982) A technique for the measurement of gaseous diffusion in porous media. Journal of Soil Science 33, 165-174.

Renken, K., (2006) Pilot study of soil-based covers for acid rock drainage mitigation. University of Western Ontario (Canada).

Richards, L.A. (1931) Capillary conduction of liquids through porous mediums. Journal of Applied Physics 1, 318-333.

Rimstidt, J.D., Vaughan, D.J. (2003) Pyrite oxidation: a state-of-the-art assessment of the reaction mechanism. Geochimica et Cosmochimica Acta 67, 873-880.

Ritcey, G.M. (1989) Tailings management: problems and solutions in the mining industry.

Rolston, D., Louie, D., Glauz, R., Grundmann, G. (1991) Evaluation of an in situ method for measurement of gas diffusivity in surface soils. Soil Science Society of America Journal 55, 1536-1542.

Romero, E., (1999) Characterisation and thermo-hydro-mechanical behaviour of unsaturated Boom clay: an experimental study. Universitat Politècnica de Catalunya.

Rowe, R., Booker, J., Fraser, M. (1994) POLLUTEv6 and POLLUTE-GUI user's guide. GAEA Environmental Engineering Ltd., London, 305p.

Rowe, R.K., Caers, C.J., Barone, F. (1988) Laboratory determination of diffusion and distribution coefficients of contaminants using undisturbed clayey soil. Canadian Geotechnical Journal 25, 108-118.

Sallam, A., Jury, W., Letey, J. (1984) Measurement of gas diffusion coefficient under relatively low air-filled porosity. Soil Science Society of America Journal 48, 3-6.

Sällfors, G., Öberg-Högsta, A.-L. (2002) Determination of hydraulic conductivity of sand-bentonite mixtures for engineering purposes. Geotechnical & Geological Engineering 20, 65-80.

Santucci de Magistris, F., Silvestri, F., Vinale, F. (1998) Physical and mechanical properties of a compacted silty sand with low bentonite fraction. Canadian Geotechnical Journal 35, 909-925.

Schanz, T., Nguyen-Tuan, L., Datcheva, M. (2013) A Column Experiment to Study the Thermo-Hydro-Mechanical Behaviour of Expansive Soils. Rock Mechanics and Rock Engineering.

Shackelford, C.D. (1991) Laboratory diffusion testing for waste disposal—a review. Journal of contaminant hydrology 7, 177-217.

Shelp, M.L., Yanful, E.K. (2000) Oxygen diffusion coefficient of soils at high degrees of saturation. ASTM geotechnical testing journal 23, 36-44.

Sherlock, E., Lawrence, R., Poulin, R. (1995) On the neutralization of acid rock drainage by carbonate and silicate minerals. Environmental Geology 25, 43-54.

Siemens, G.A., (2006) Influence of boundary conditions on the hydraulic-mechanical behaviour of an unsaturated swelling soil.

Singer, P.C., Stumm, W. (1970) Acidic mine drainage: the rate-determining step. Science 167, 1121-1123.

Sivapullaiah, P., Sridharan, A., Stalin, V. (2000) Hydraulic conductivity of bentonite-sand mixtures. Canadian Geotechnical Journal 37, 406-413.

Song, Q., Yanful, E.K. (2008) Monitoring and Modeling of Sand-Bentonite Cover for ARD Mitigation. Water, Air, and Soil Pollution 190, 65-85.

Sridharan, A., Sreepada Rao, A., Sivapullaiah, P. (1986) Swelling pressure of clays. ASTM geotechnical testing journal 9, 24-33.

SRK, (2006) Update on Cold Temperature Effects on Geochemical Weathering.

Stewart, D.I., Studds, P.G., Cousens, T.W. (2003) The factors controlling the engineering properties of bentonite-enhanced sand. Applied Clay Science 23, 97-110.

Stoicescu, J., Haug, M., Fredlund, D., (1996) The soil-water characteristics and pore size distribution of a sand bentonite mixture, Proceedings of the 49th Canadian Geotechnicai Conference. Newfoundland:[sn], pp. 721-728.

Stoicescu, J., Haug, M., Fredlund, D., (1998) The soilwater characteristics of sand–bentonite mixtures used for liners and covers, Proceedings of the 2nd International Conference on Unsaturated Soils (UNSAT'98), Beijing, China, pp. 27-30.

Studds, P.G., Stewart, D.I., Cousens, T.W. (1998) The effects of salt solutions on the properties of bentonite-sand mixtures. Clay Minerals 33, 651-660.

Tang, A.-M., Cui, Y.-J. (2005) Controlling suction by the vapour equilibrium technique at different temperatures and its application in determining the water retention properties of MX80 clay. Canadian Geotechnical Journal 42, 287-296.

Tay, Y., Stewart, D., Cousens, T. (2001) Shrinkage and desiccation cracking in bentonite–sand landfill liners. Engineering geology 60, 263-274.

Tessier, D., Dardaine, M., Beaumont, A., Jaunet, A. (1998) Swelling pressure and microstructure of an activated swelling clay with temperature. Clay Minerals 33, 255-267.

Tremblay, L., (1995) Étude du transport de l'oxygène dans des matériaux poreux partiellement saturés. École polytechnique.

Tripathi, K.K., (2006) Geotechnical behaviour of sand-bentonite liners, Department of Civil Engineering. Indian Institute of Technology Bombay (India).

Tripathi, K.K. (2013) Hydraulic Conductivity Prediction of Saturated Sand-Bentonite Mixtures. Geotechnical and Geological Engineering 31, 581-591.

Tripathi, K.K., Viswanadham, B.V.S. (2012) Evaluation of the Permeability Behaviour of Sand-Bentonite Mixtures Through Laboratory Tests. Indian Geotechnical Journal.

Van Genuchten, M.T. (1980) A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. Soil Science Society of America Journal 44, 892-898.

Van Roover, M., Winterkorn, H.F. (1957) Theoretical and practical aspects of thermal conductivity of soils and similar base-course systems. Highway Research Board Bulletin 167, 143-205.

Vanapalli, S.K., Nicotera, M.V., Sharma, R.S. (2008) Axis Translation and Negative Water Column Techniques for Suction Control. Geotechnical and Geological Engineering 26, 645-660.

Villar, M., García-Siñeriz, J., Bárcena, I., Lloret, A. (2005) State of the bentonite barrier after five years operation of an in situ test simulating a high level radioactive waste repository. Engineering geology 80, 175-198.

Villar, M.V. (2006) Infiltration tests on a granite/bentonite mixture: Influence of water salinity. Applied Clay Science 31, 96-109.

Villar, M.V., Lloret, A. (2004) Influence of temperature on the hydro-mechanical behaviour of a compacted bentonite. Applied Clay Science 26, 337-350.

Villar, M.V., Lloret, A. (2008) Influence of dry density and water content on the swelling of a compacted bentonite. Applied Clay Science 39, 38-49.

Vu, H., Misfeldt, G., Laniece, V., Sone, J., (2014) Soil-bentonite liner for the JEB Tailings Management Facility Optimisation - Part 1: design, Canadian Geotechnical Conference, Regina, Saskatchewan, Canada.

Weeks, O.L., Mansell, R.S., McCallister, S.W. (1992) Evaluation of soil top-cover systems to minimize infiltration into a sanitary landfill: A case study. Environmental Geology and Water Sciences 20, 139-151.

Wong, L.C., Haug, M.D. (1991) Cyclical closed-system freeze-thaw permeability testing of soil liner and cover materials. Canadian Geotechnical Journal 28, 784-793.

Yanful, E.K. (1993a) Oxygen diffusion through soil covers on sulphidic mine tailings. Journal of Geotechnical Engineering 119, 1207-1228.

Yanful, E.K., Bell, A.V., Woyshner, M.R. (1993b) Design of a composite soil cover for an experimental waste rock pile near Newcastle, New Brunswick, Canada. Canadian Geotechnical Journal 30, 578-587.

Yanful, E.K., Riley, M.D., Woyshner, M.R., Duncan, J. (1993c) Construction and monitoring of a composite soil cover on an experimental waste-rock pile near Newcastle, New Brunswick, Canada. Canadian Geotechnical Journal 30, 588-599.

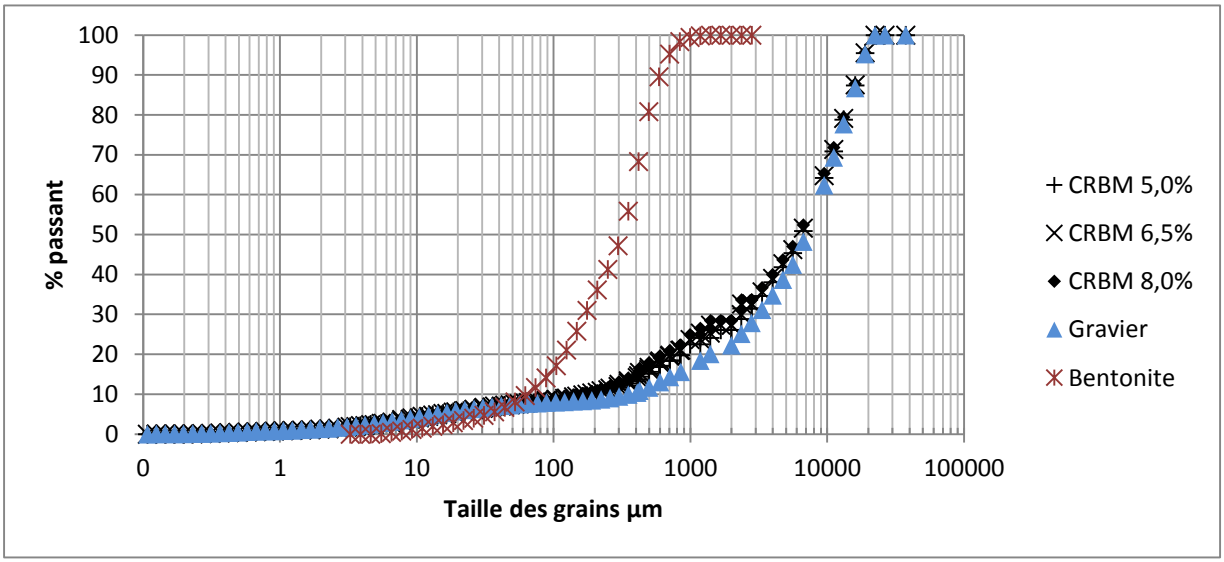
Yanful, E.K., Morteza Mousavi, S., Yang, M. (2003) Modeling and measurement of evaporation in moisture-retaining soil covers. Advances in Environmental Research 7, 783-801.

Yang, N., Barbour, S. (1992) The impact of soil structure and confining stress on the hydraulic conductivity of clays in brine environments. Canadian Geotechnical Journal 29, 730-739.

Zhang, R., Van Genuchten, M.T. (1994) New models for unsaturated soil hydraulic properties. Soil science 158, 77-85.

Zhu, C.-M., Ye, W.-M., Chen, Y.-G., Chen, B., Cui, Y.-J. (2013) Influence of salt solutions on the swelling pressure and hydraulic conductivity of compacted GMZ01 bentonite. Engineering geology 166, 74-80.

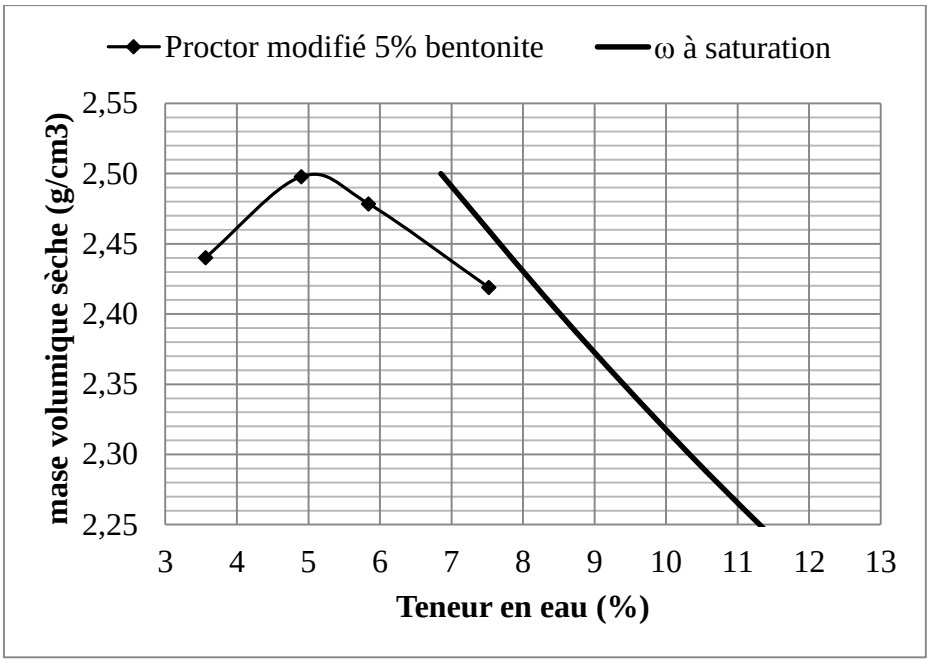
ANNEXE A – PROPRIÉTÉS GÉOTECHNIQUES DE BASE



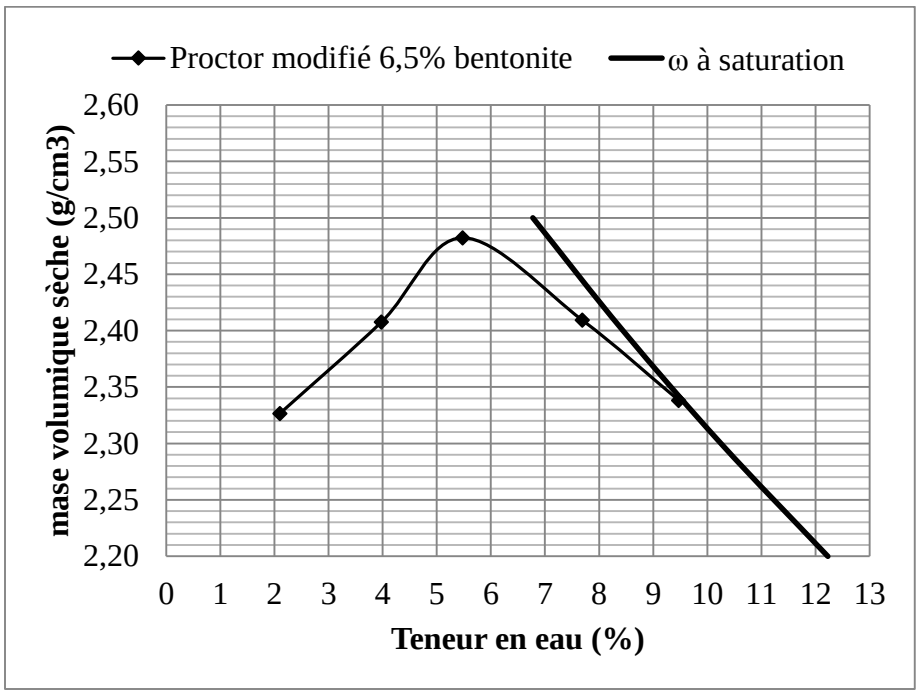
Courbes granulométriques des mélanges gravier-bentonite, du gravier et de la bentonite.

Feuille de calcul essai Proctor Modifié.

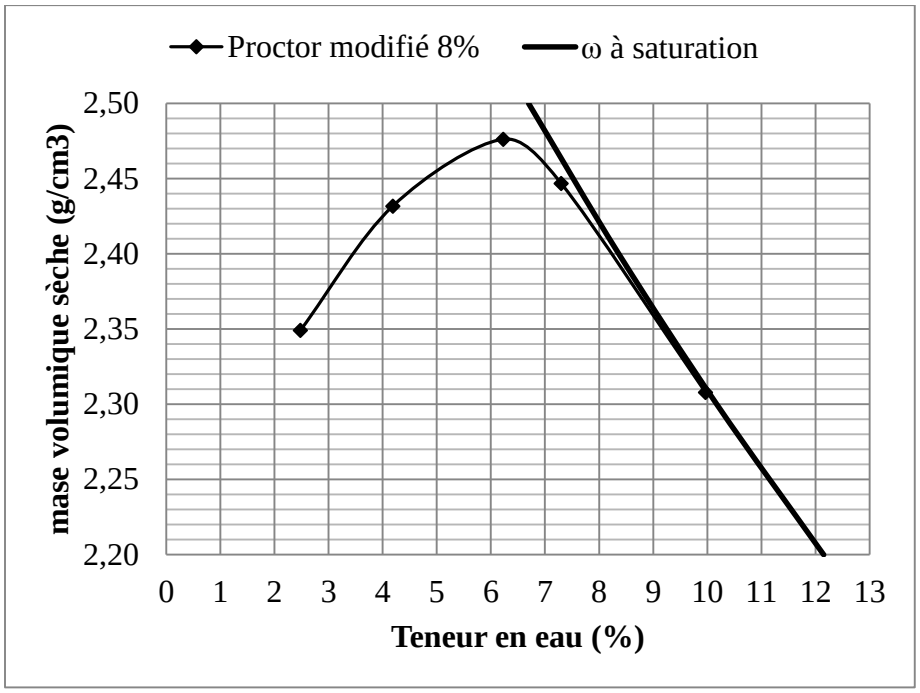
Teneur en bentonite (%)	G_s (-)	ω (-)	ρ_h (g/cm^3)	ρ_d (g/cm^3)	n (-)	Sr (%)
5,0	3,017	0,036	2,527	2,440	0,191	45,46
		0,049	2,620	2,498	0,172	71,11
		0,058	2,623	2,479	0,178	81,13
		0,075	2,601	2,419	0,198	91,81
6,5	3,010	0,021	2,375	2,326	0,227	21,52
		0,040	2,503	2,408	0,200	47,83
		0,055	2,618	2,482	0,175	77,59
		0,077	2,595	2,409	0,200	92,83
		0,095	2,560	2,338	0,223	99,22
8,0	3,003	0,025	2,407	2,349	0,218	26,72
		0,042	2,534	2,432	0,190	53,50
		0,062	2,630	2,476	0,176	87,84
		0,073	2,625	2,447	0,185	96,40
		0,100	2,538	2,308	0,232	99,39



Courbe Proctor Modifié MGB 5,0% bentonite.



Courbe Proctor Modifié MGB 6,5% bentonite.



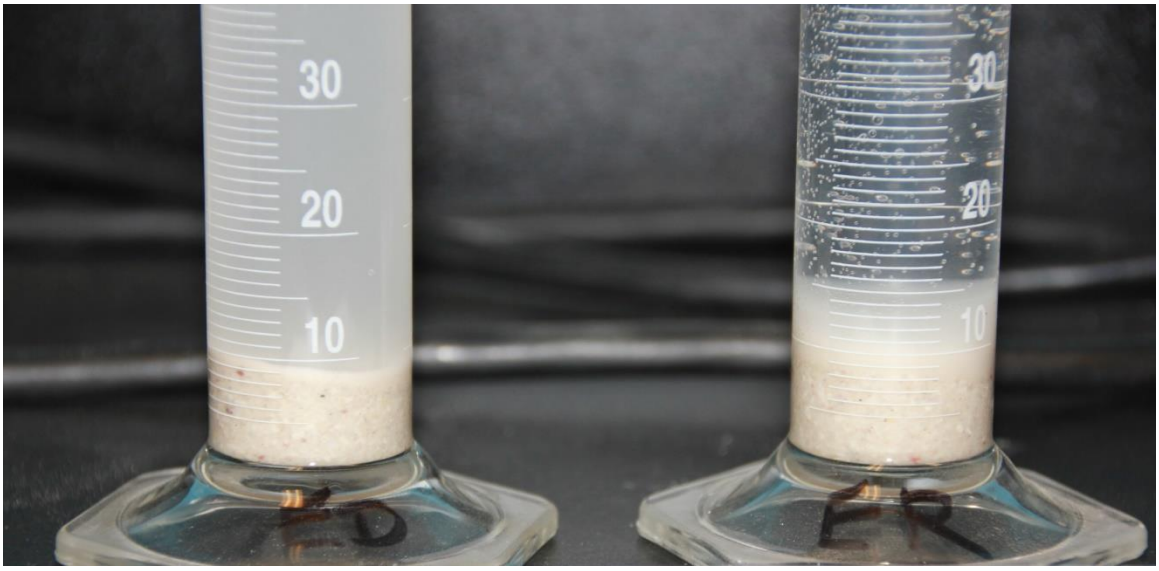
Courbe Proctor Modifié MGB 8,0% bentonite.

URSTM
Unité de recherche et de service en technologie minérale
de l'Abitibi-Témiscamingue
445, boul. de l'Université
Rouyn-Noranda (Québec) J9X 5E4
Tél.: (819) 762-0971 poste 2558 • Fax (819) 797-6672

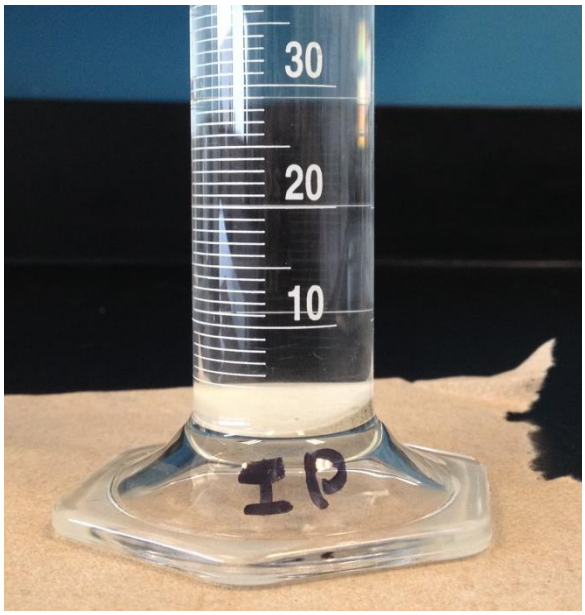
Détermination de la surface spécifique BET

Préparation: Vincent Boulanger Martel
Analyse: Janie Guimond Rousson
Date d'analyse: 14 mars 2014
Projet: PI-Vincent Boulanger Martel

	Paramètre	**S.S BET**
	Méthode	PE2 AM-05
	Unités	m^2/g
Bentonite 1	**U27694**	18,6500



Volumes finaux de l'essai de gonflement libre de la bentonite dans l'eau déionisée (ED) et l'eau du robinet (ER).

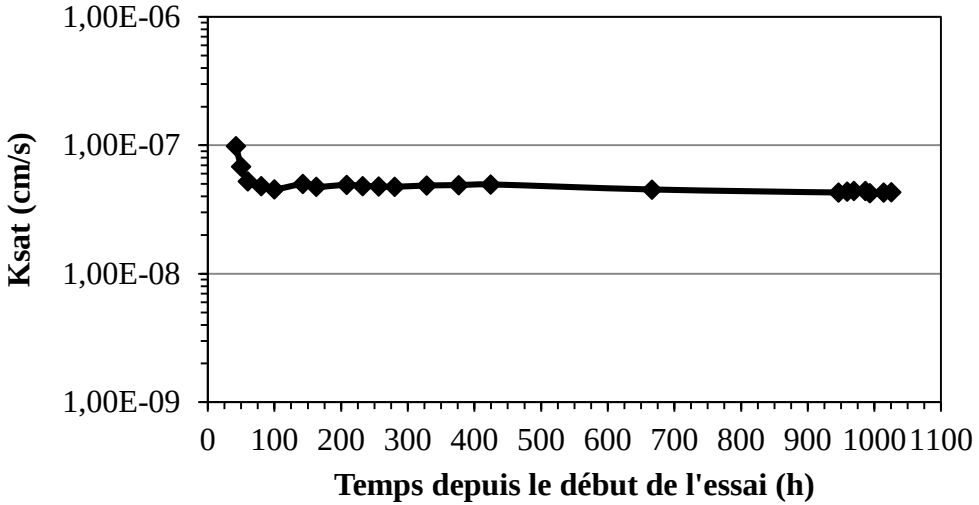


Volume final de l'essai de gonflement libre de la bentonite dans l'isopropanol (IP).

ANNEXE B – RÉSULTATS DES ESSAIS DE CARACTÉRISATION HYDROGÉOLOGIQUE

Principales caractéristiques des échantillons utilisés pour les essais de perméabilité.

% bentonite	D (mm)	L (mm)	ρ_d (g/cm^3)	$n_{fin\ essai}$ (-)	k_{sat}	Cycles de gel-dégel	$K_{sat\ gel\text{-}dégel}$
5,0	100,2	201,0	2,31	0,23	$3{,}54\times10^{-7}$	-	-
8,0	99,7	197,5	2,29	0,23	$4{,}84\times10^{-8}$	-	-
6,5	100,9	200,0	2,28	0,24	$1{,}91\times10^{-7}$	1	$3{,}72\times10^{-6}$
6,5	100,2	197,0	2,29	0,24	$2{,}22\times10^{-7}$	3	$3{,}76\times10^{-5}$
6,5	100,2	199,0	2,28	0,24	$2{,}55\times10^{-7}$	5	$1{,}63\times10^{-4}$
6,5	100,9	202,0	2,27	0,25	$1{,}68\times10^{-7}$	10	$6{,}46\times10^{-5}$



Évolution de la conductivité hydraulique à long terme d'un mélange gravier-bentonite à 8,0% bentonite.

Caractéristiques des moules utilisés pour la courbe de rétention d'eau.

# Moule	% bentonite	D_{moyen} (mm)	H1 (mm)	H2 (mm)	H3 (mm)	H4 (mm)	$H_{moyenne}$ (mm)	Aire (cm^2)	Volume (cm^3)	Masse (g)
1	6,5	102,00	46,00	46,00	45,00	46,00	45,75	81,71	373,84	37,07
2	6,5	102,00	46,00	46,00	46,00	45,50	45,88	81,71	374,86	36,85
3	6,5	102,00	45,00	45,50	46,00	45,00	45,38	81,71	370,77	37,51
4	6,5	102,00	46,00	46,00	46,00	46,00	46,00	81,71	375,88	37,17
5	6,5	102,00	45,00	45,50	46,00	45,50	45,50	81,71	371,79	36,56
6	6,5	102,00	45,50	45,00	46,00	45,50	45,50	81,71	371,79	37,22
7	8,0	102,00	47,00	46,00	45,50	46,50	46,25	81,71	377,92	37,53
8	8,0	102,00	46,00	46,00	46,00	46,50	46,13	81,71	376,90	36,96
9	8,0	102,00	46,00	46,00	44,00	45,00	45,25	81,71	369,75	36,53
10	8,0	102,00	45,00	45,00	45,00	46,00	45,25	81,71	369,75	37,21
11	8,0	102,00	46,00	45,50	46,00	45,50	45,75	81,71	373,84	37,02
12	8,0	102,00	45,50	45,00	45,50	46,00	45,50	81,71	371,79	36,68
13	5,0	102,00	45,50	45,50	45,50	46,00	45,63	81,71	372,81	36,49
14	5,0	102,00	45,50	45,50	46,00	46,00	45,75	81,71	373,84	36,84
15	5,0	102,00	45,00	46,00	45,50	45,50	45,50	81,71	371,79	37,29
16	5,0	102,00	46,00	46,00	45,50	45,50	45,75	81,71	373,84	36,92
17	5,0	102,00	46,00	45,00	46,00	46,00	45,75	81,71	373,84	36,48
18	5,0	102,00	47,00	46,50	46,50	46,50	46,63	81,71	380,99	37,65
19	6,5	102,00	45,50	46,00	45,00	45,50	45,50	81,71	371,79	36,61
20	6,5	102,00	46,00	45,50	45,50	45,00	45,50	81,71	371,79	36,58
21	6,5	102,00	45,00	45,50	45,00	45,50	45,25	81,71	369,75	36,26
22	6,5	102,00	45,50	45,50	46,50	45,50	45,75	81,71	373,84	36,46
23	6,5	102,00	46,00	46,00	45,50	45,50	45,75	81,71	373,84	37,10
24	6,5	102,00	46,00	45,50	45,50	46,00	45,75	81,71	373,84	37,04

Conditions de mise en place des échantillons utilisés pour la courbe de rétention d'eau.

# Moule	ω global (-)	Masse totale humide (g)	Masse sol humide (g) (g)	ρ_h à ω10% (kg/m^3)	Masse sèche estimée (g)	ρ_d estimé (kg/m^3)	n estimé (-)	Niveau de saturation (%)	Optimum proctor (%)
1	0,10	959,20	922,13	2,47	838,30	2,24	0,255	87,94	90,35
2	0,10	989,20	952,35	2,54	865,77	2,31	0,233	99,26	93,05
3	0,10	957,10	919,59	2,48	835,99	2,25	0,251	89,86	90,84
4	0,10	955,20	918,03	2,44	834,57	2,22	0,262	84,63	89,46
5	0,10	983,70	947,14	2,55	861,04	2,32	0,231	100,43	93,31
6	0,10	958,50	921,28	2,48	837,53	2,25	0,252	89,53	90,76
7	0,10	987,90	950,37	2,51	863,97	2,29	0,239	95,76	92,33
8	0,10	969,70	932,74	2,47	847,95	2,25	0,251	89,70	90,86
9	0,10	928,20	891,67	2,41	810,61	2,19	0,270	81,21	88,54
10	0,10	948,30	911,09	2,46	828,26	2,24	0,254	88,17	90,47
11	0,10	955,80	918,78	2,46	835,25	2,23	0,256	87,28	90,24
12	0,10	978,00	941,32	2,53	855,75	2,30	0,234	98,55	92,96
13	0,10	973,40	936,91	2,51	851,74	2,28	0,243	94,11	91,75
14	0,10	985,30	948,46	2,54	862,24	2,31	0,236	97,93	92,63
15	0,10	962,50	925,21	2,49	841,10	2,26	0,250	90,43	90,85
16	0,10	977,40	940,48	2,52	854,98	2,29	0,242	94,53	91,85
17	0,10	963,10	926,62	2,48	842,38	2,25	0,253	89,02	90,50
18	0,10	975,80	938,15	2,46	852,86	2,24	0,258	86,76	89,90
19	0,10	954,30	917,69	2,47	834,26	2,24	0,255	88,16	90,41
20	0,10	970,50	933,92	2,51	849,02	2,28	0,241	94,62	92,01
21	0,10	956,80	920,54	2,49	836,85	2,26	0,248	91,23	91,19
22	0,10	957,10	920,64	2,46	836,95	2,24	0,256	87,38	90,20
23	0,10	957,10	920,00	2,46	836,36	2,24	0,257	87,14	90,14
24	0,10	970,30	933,26	2,50	848,42	2,27	0,246	92,25	91,44

Conditions à saturation des échantillons utilisés pour la courbe de rétention d'eau.

# Moule	Masse totale (g)	Masse sol hydratée (g)	ρ_h à saturation (kg/m^3)	n initial estimée (%)	Sr initial estimé (%)
1	971,00	933,93	2,50	0,26	100,31
2	999,30	962,45	2,57	0,23	110,84
3	969,00	931,49	2,51	0,25	102,65
4	974,70	937,53	2,49	0,26	104,41
5	994,90	958,34	2,58	0,23	113,49
6	978,00	940,78	2,53	0,25	110,38
7	998,30	960,77	2,54	0,24	107,29
8	982,70	945,74	2,51	0,25	103,45
9	940,80	904,27	2,45	0,27	93,83
10	962,30	925,09	2,50	0,25	103,07
11	968,80	931,78	2,49	0,26	100,87
12	987,70	951,02	2,56	0,23	109,73
13	980,20	943,71	2,53	0,24	101,63
14	991,90	955,06	2,55	0,24	105,43
15	973,70	936,41	2,52	0,25	102,48
16	985,50	948,58	2,54	0,24	103,48
17	971,90	935,42	2,50	0,25	98,32
18	987,90	950,25	2,49	0,26	99,07
19	966,40	929,79	2,50	0,25	100,95
20	980,00	943,42	2,54	0,24	105,21
21	968,60	932,34	2,52	0,25	104,10
22	969,90	933,44	2,50	0,26	100,74
23	968,00	930,90	2,49	0,26	98,50
24	983,20	946,16	2,53	0,25	106,28

Résultats des essais de drainage en plaque pression pour la détermination de la courbe de rétention d'eau des trois mélanges gravier-bentonite pour les succions inférieures à 50 kPa.

Succion (kPa)	# Moule	% bentonite	Volume échantillon (cm3)	Masse échantillon à l'équilibre (g)	n (-)	Perte de masse vs sat (g)	Teneur en eau volumique (-)	Sr (%)
0	3	6,5	370,77	931,49	0,25	0,00	0,26	102,3
0	11	8,0	373,84	931,78	0,26	0,00	0,25	99,0
0	15	5,0	371,79	936,41	0,25	0,00	0,25	101,4
0	23	6,5	373,84	930,90	0,26	0,00	0,25	97,2
10	3	6,5	369,21	913,13	0,25	18,36	0,21	84,0
10	11	8,0	364,23	914,46	0,24	17,32	0,21	90,0
10	15	5,0	371,01	914,42	0,24	21,99	0,19	78,0
10	23	6,5	366,07	915,05	0,24	15,85	0,21	87,7
20	3	6,5	369,21	910,93	0,25	20,56	0,20	81,6
20	11	8,0	364,23	910,76	0,24	21,02	0,20	85,7
20	15	5,0	371,01	908,02	0,24	28,39	0,17	71,0
20	23	6,5	366,07	912,25	0,24	18,65	0,20	84,6
30	3	6,5	369,21	902,53	0,25	28,96	0,18	72,4
30	11	8,0	364,23	905,36	0,24	26,42	0,19	79,4
30	15	5,0	371,01	898,32	0,24	38,09	0,15	60,3
30	23	6,5	366,07	906,75	0,24	24,15	0,19	78,3
50	3	6,5	369,21	897,53	0,25	33,96	0,17	66,9
50	11	8,0	364,23	900,86	0,24	30,92	0,18	74,2
50	15	5,0	371,01	893,52	0,24	42,89	0,13	55,0
50	23	6,5	366,07	900,85	0,24	30,05	0,17	71,5

Résultats des essais de drainage en plaque pression pour la détermination de la courbe de rétention d'eau des trois mélanges gravier-bentonite pour les succions supérieures à 50 kPa.

Succion (kPa)	# Moule 0	% bentonite 0	Volume échantillon (cm3)	Masse échantillon à l'équilibre (g)	n (-)	Perte de masse vs sat (g)	Teneur en eau volumique (-)	Sr (%)
100	3	6,5	369,21	890,13	0,25	41,36	0,15	58,8
100	11	8,0	364,23	893,06	0,24	38,72	0,15	65,1
100	15	5,0	371,01	888,52	0,24	47,89	0,12	49,5
100	23	6,5	366,07	894,15	0,24	36,75	0,15	63,9
200	3	6,5	369,21	886,03	0,25	45,46	0,13	54,3
200	11	8,0	364,23	889,66	0,24	42,12	0,14	61,2
200	15	5,0	371,01	883,62	0,24	52,79	0,11	44,1
200	23	6,5	366,07	891,45	0,24	39,45	0,15	60,8
500	3	6,5	369,21	882,13	0,25	49,36	0,12	50,0
500	11	8,0	364,23	885,76	0,24	46,02	0,13	56,7
500	15	5,0	371,01	877,62	0,24	58,79	0,09	37,5
500	23	6,5	366,07	886,05	0,24	44,85	0,13	54,6
1000	3	6,5	369,21	878,63	0,25	52,86	0,11	46,2
1000	11	8,0	364,23	882,46	0,24	49,32	0,13	52,8
1000	15	5,0	371,01	874,52	0,24	61,89	0,08	34,1
1000	23	6,5	366,07	880,15	0,24	50,75	0,11	47,9
2000	3	6,5	369,21	877,33	0,25	54,16	0,11	44,8
2000	11	8,0	364,23	880,46	0,24	51,32	0,12	50,5
2000	15	5,0	371,01	873,42	0,24	62,99	0,08	32,9
2000	23	6,5	366,07	877,65	0,24	53,25	0,11	45,1

Résultats des essais de détermination de la courbe de rétention d'eau en dessiccateur avec la solution saline saturée en K_2SO_4.

# Moule	Masse totale sèche (g)	ω (%)	Volume final (cm3)	n final (%)	TEV final (-)	Sr final (%)
5	867,34	4,10	370,86	0,22	0,10	43,04
12	866,42	5,32	374,56	0,23	0,12	53,58
16	861,58	3,34	366,78	0,22	0,08	35,47
22	836,54	0,75	365,15	0,24	0,02	7,22

Résultats des essais de détermination de la courbe de rétention d'eau en dessiccateur avec la solution saline saturée en NaCl.

# Moule	Masse totale sèche (g)	ω (%)	Volume final (cm3)	n final (%)	TEV final (-)	Sr final (%)
2	891,81	0,77	376,19	0,21	0,02	8,56
7	887,19	0,85	372,96	0,21	0,02	9,78
14	883,11	0,66	371,54	0,21	0,02	7,42
24	873,62	0,73	373,94	0,22	0,02	7,57

Résultats des essais de détermination de la courbe de rétention d'eau en dessiccateur avec la solution saline saturée en $Mg(NO_3)_2$.

# Moule	Masse totale sèche (g)	ω (%)	Volume final (cm3)	n final (%)	TEV final (-)	Sr final (%)
4	840,93	0,75	368,24	0,24	0,02	7,09
10	833,99	0,79	368,79	0,25	0,02	7,25
13	850,31	0,66	367,86	0,23	0,02	6,51
21	834,94	5,23	365,89	0,24	0,12	49,38

Résultats des essais de détermination de la courbe de rétention d'eau en dessiccateur avec la solution saline saturée en $MgCl_2$.

# Moule	Masse totale sèche (g)	ω (%)	Volume final (cm3)	n final (%)	TEV final (-)	Sr final (%)
6	849,98	0,47	369,10	0,23	0,01	4,61
9	810,32	0,54	359,33	0,25	0,01	4,86
18	857,65	0,39	381,20	0,25	0,01	3,45
19	833,99	0,55	365,22	0,24	0,01	5,22

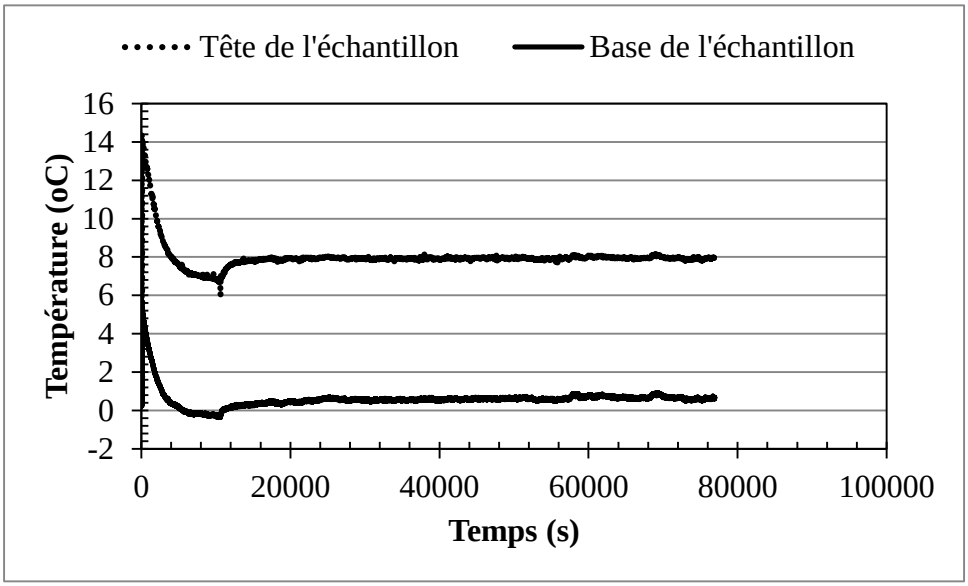
Résultats des essais de détermination de la courbe de rétention d'eau en dessiccateur avec la solution saline saturée en KOH.

# Moule	Masse totale sèche	ω	Volume final	n final	TEV final	Sr final
	(g)	(%)	(cm3)	(%)	(-)	(%)
1	839,73	0,24	366,09	0,24	0,01	2,30
8	853,56	0,28	364,38	0,22	0,01	2,99
17	847,07	0,22	368,65	0,24	0,01	2,16
20	846,81	0,25	351,72	0,20	0,01	2,98

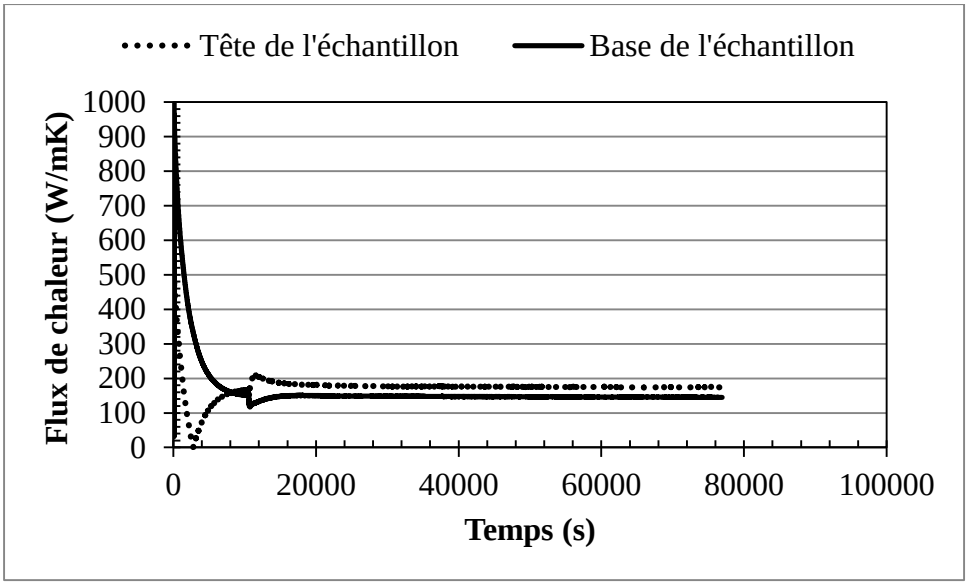
ANNEXE C – RÉSULTATS DES ESSAIS DE CARACTÉRISATION THERMIQUE

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr38%(4ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,242	Sr : 0,383
λ_{moyen} : 1,74 W/mK	σ: 0,33 %



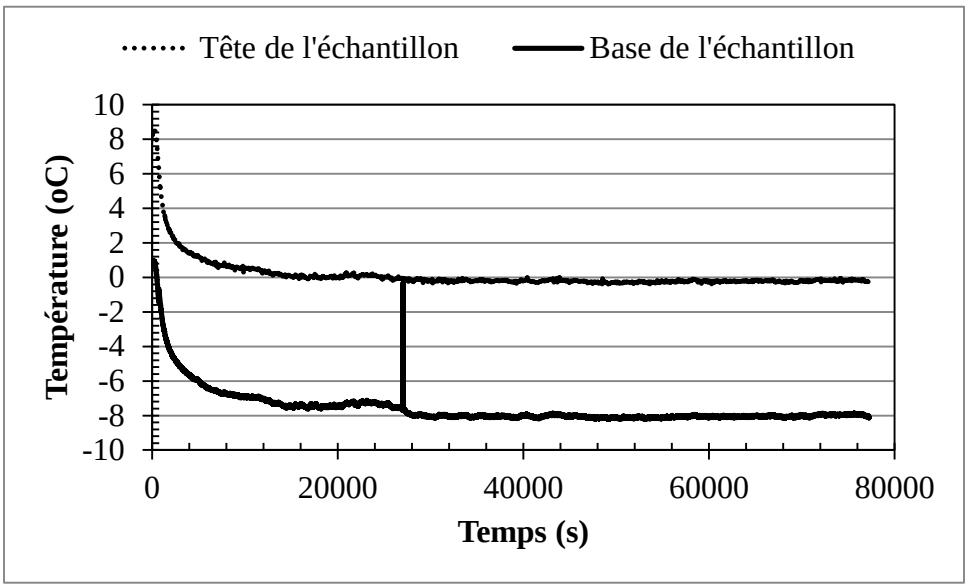
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr38%(4ºC).



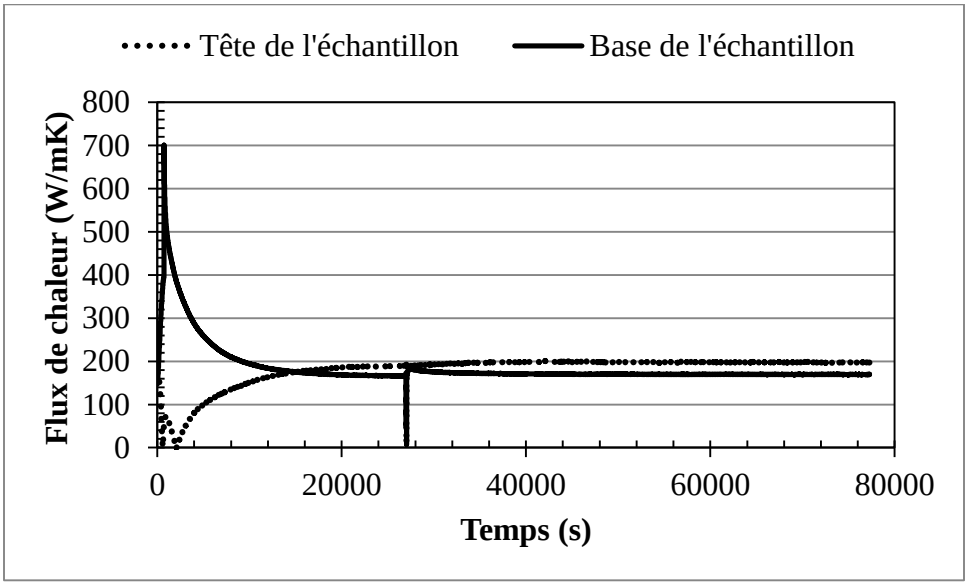
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr38%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr38%(-4ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,242	Sr : 0,383
λ_{moyen} : 1,87 W/mK	σ: 0,35 %



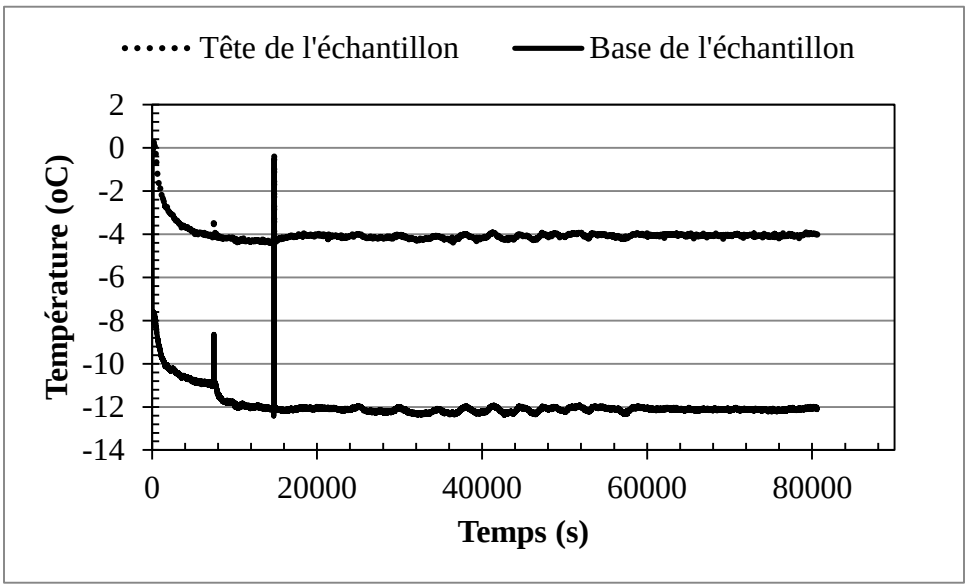
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr38%(-4ºC).



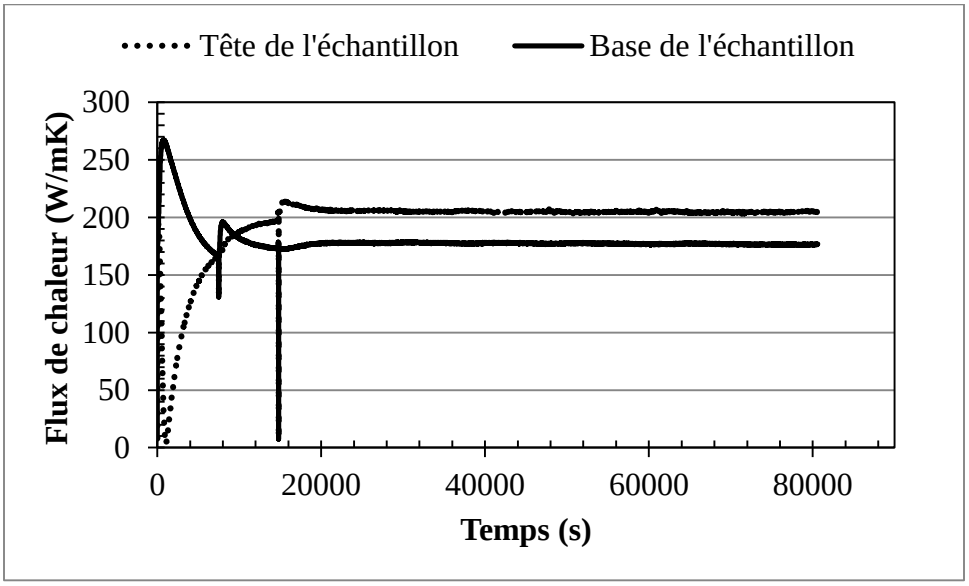
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr38%(-4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr38%(-8ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,242	Sr : 0,383
λ_{moyen} : 1,88 W/mK	σ: 0,23 %



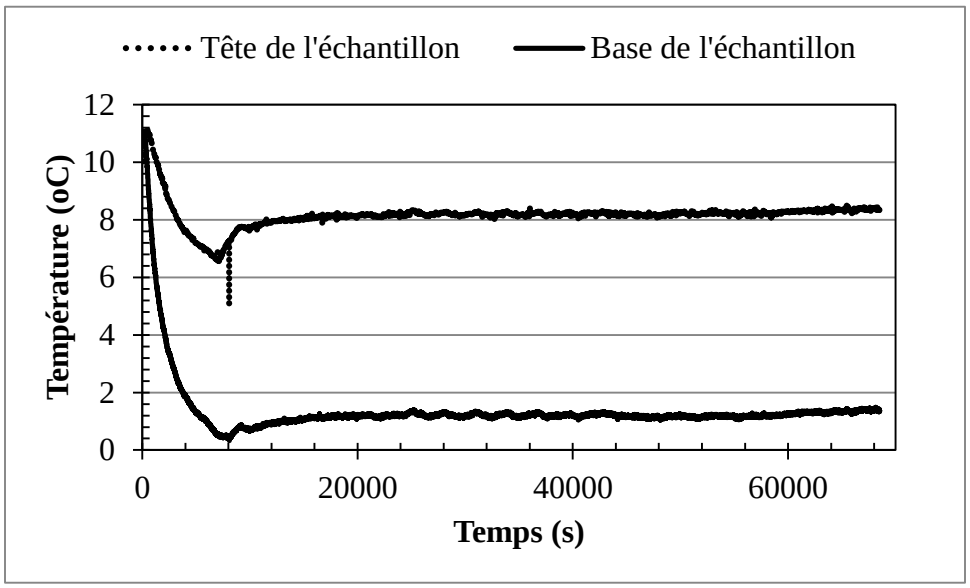
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr38%(-8ºC).



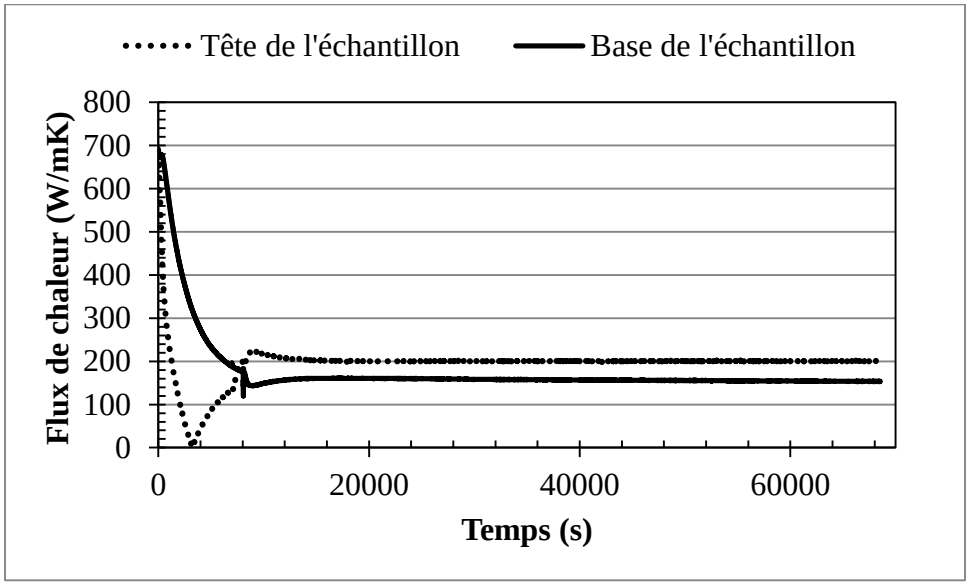
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr38%(-8ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr65%(4ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,243	Sr : 0,653
λ_{moyen} : 1,74 W/mK	σ: 0,42 %



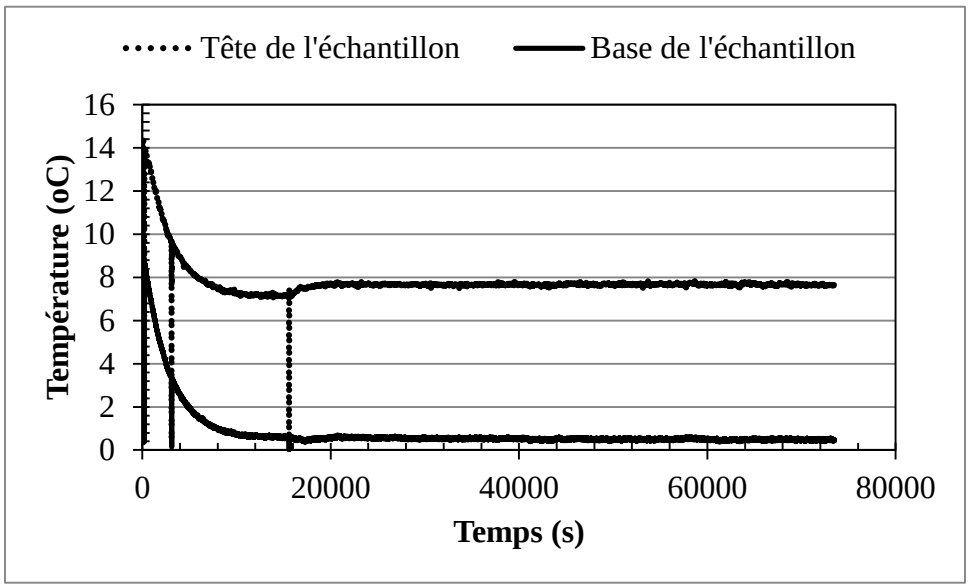
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr65%(4ºC).



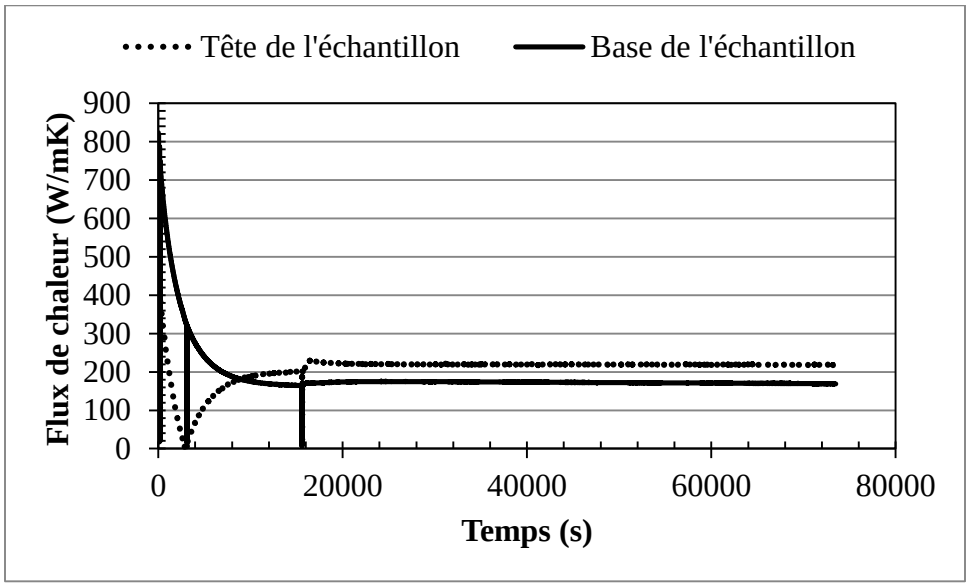
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr65%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr87%(4ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,232	Sr : 0,872
λ_{moyen} : 2,17 W/mK	σ: 0,37 %



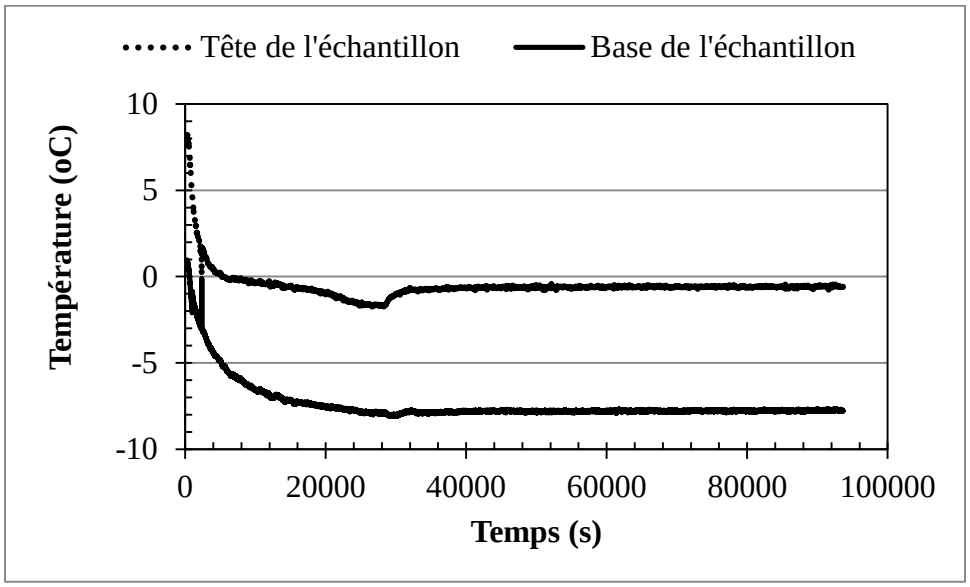
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr87%(4ºC).



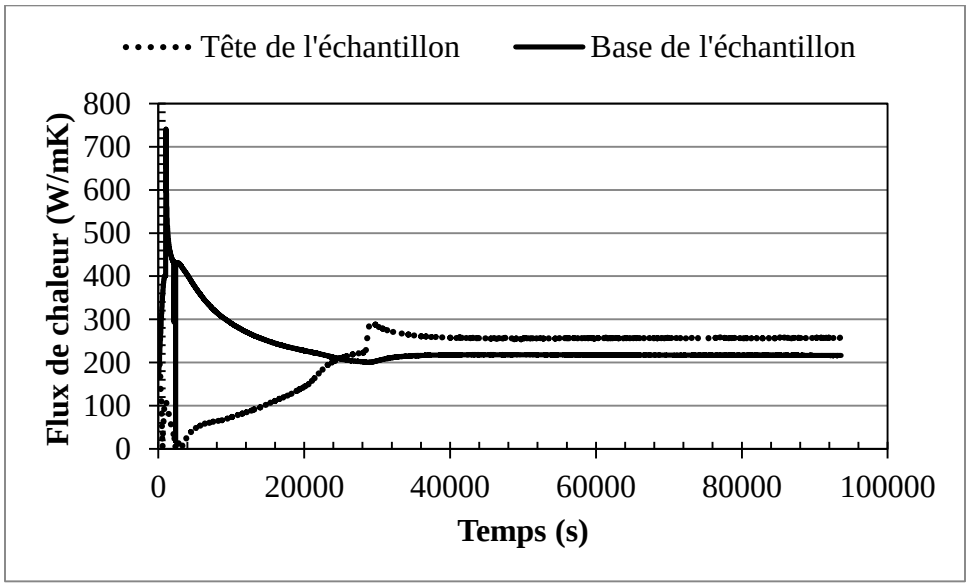
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr87%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr87(-4ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,232	Sr : 0,872
λ_{moyen} : 2,65 W/mK	σ: 0,27 %



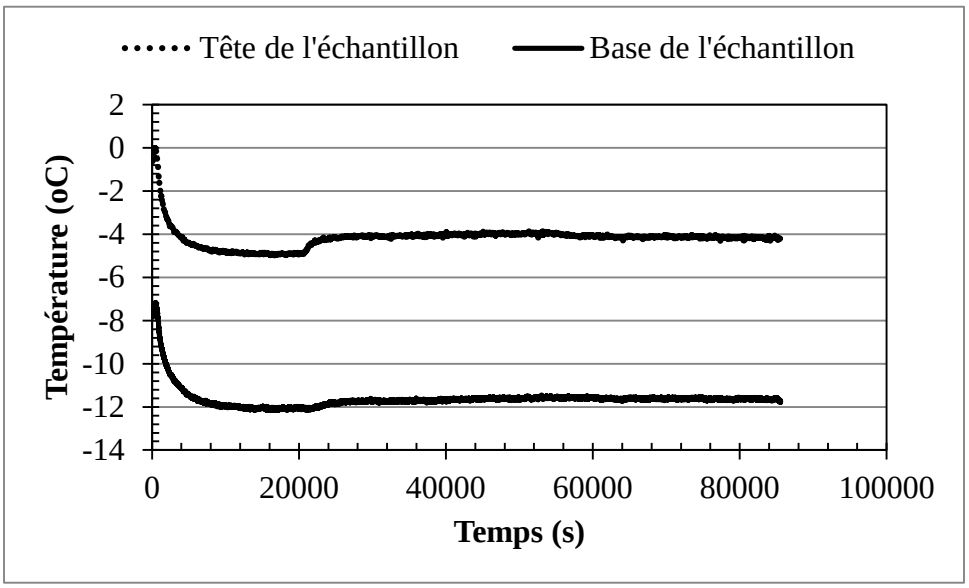
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr87%(-4ºC).



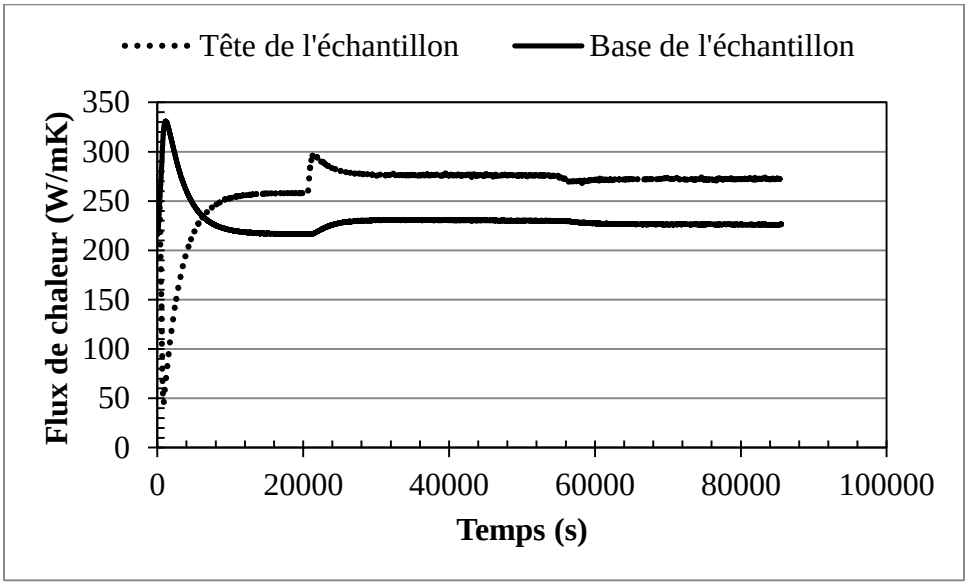
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr87%(-4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr87%(-8ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0.232	Sr : 0,872
λ_{moyen} : 2,68 W/mK	σ: 0,43 %



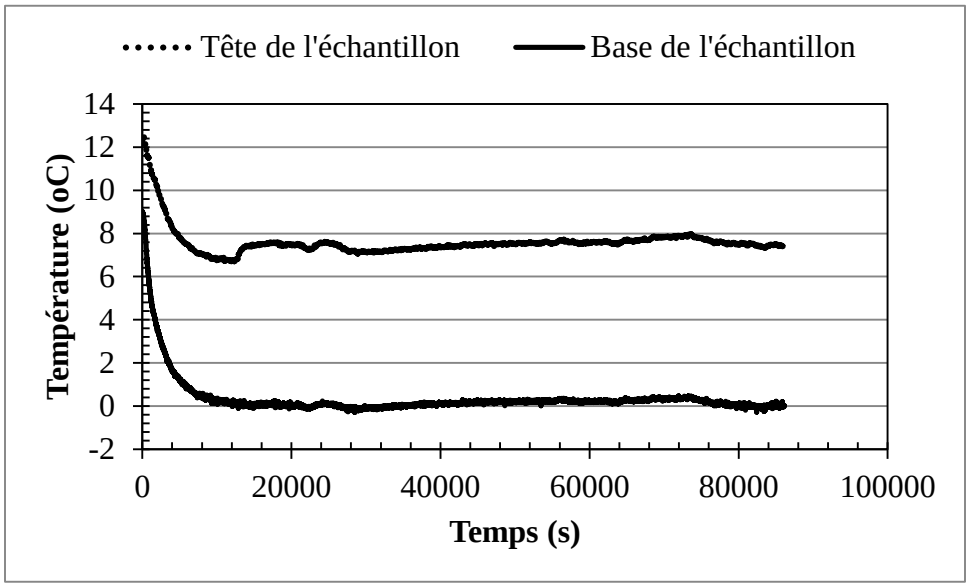
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr87%(-8ºC).



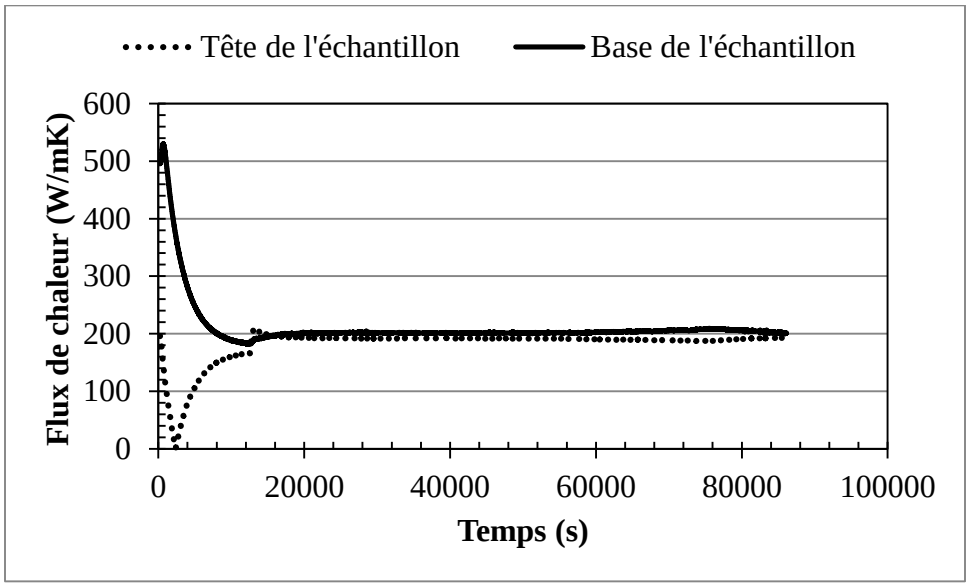
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr87%(-8ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr83%(4ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,234	Sr : 0.830
λ_{moyen} : 2,10 W/mK	σ: 0,40 %



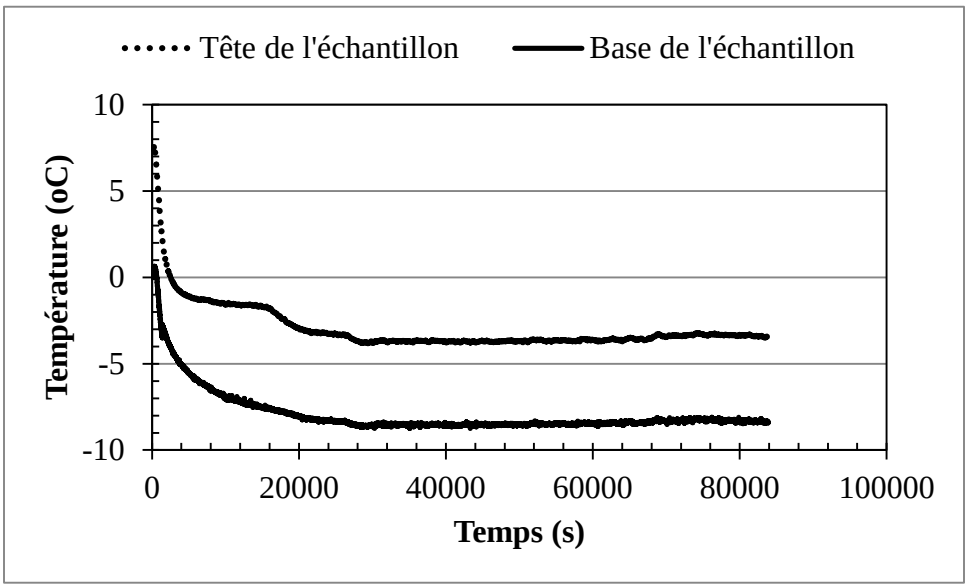
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr83%(4ºC).



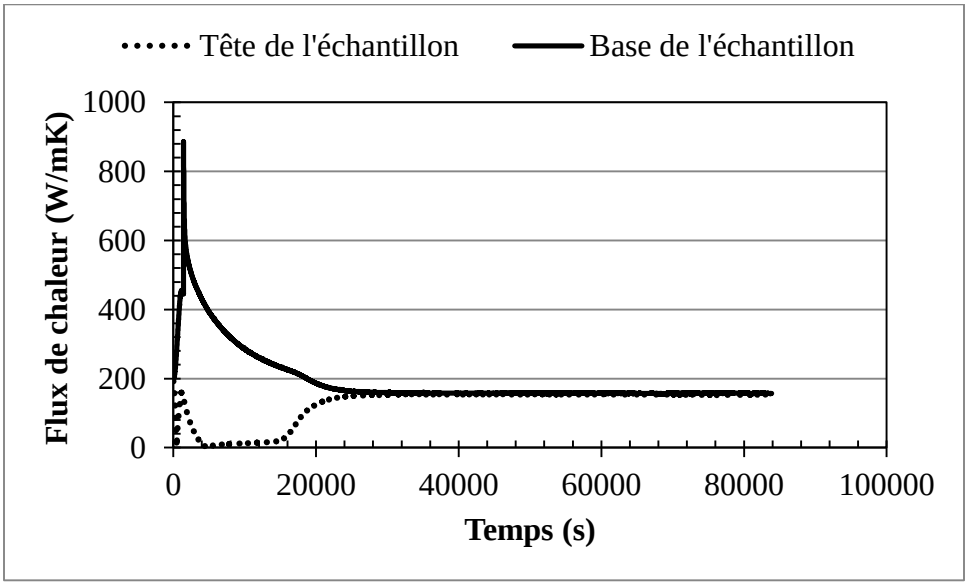
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr83%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr83%(-4ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,234	Sr : 0.830
λ_{moyen} : 2,50 W/mK	σ: 0,35 %



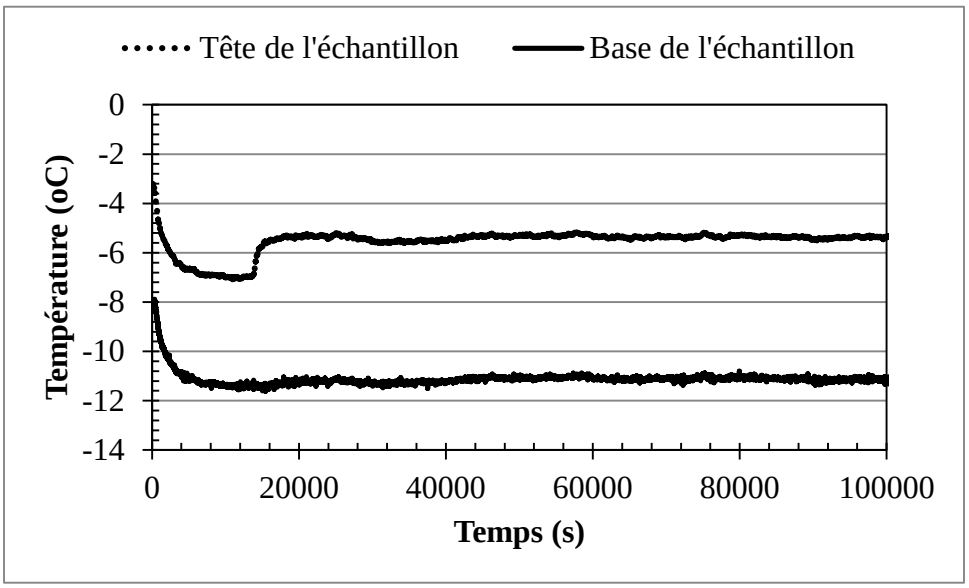
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr83%(-4ºC).



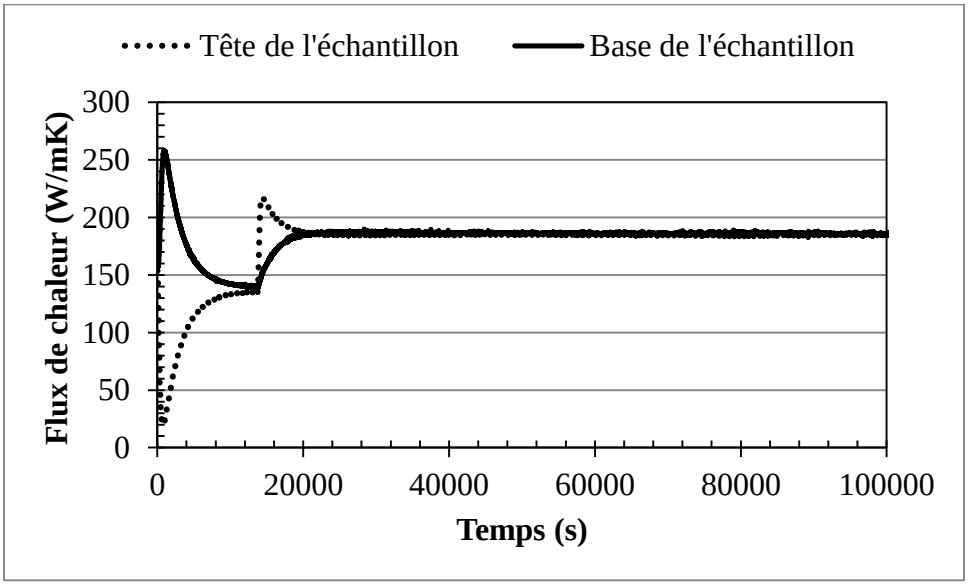
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr83%(-4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr83%(-8ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,234	Sr : 0.830
λ_{moyen} : 2,51 W/mK	σ: 0,44 %



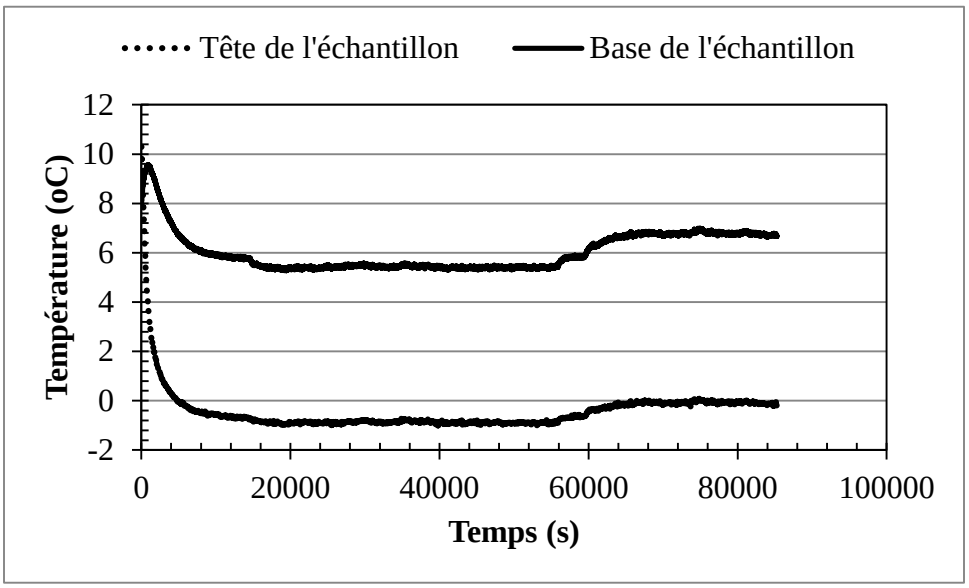
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr83%(-8ºC).



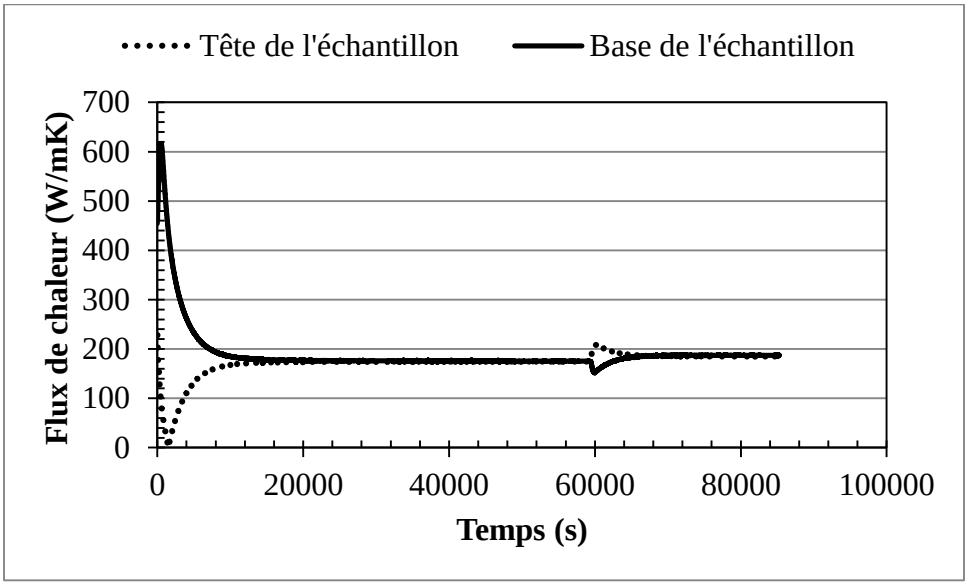
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr83%(-8ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr82%(4ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,229	Sr : 0,816
λ_{moyen} : 2,15 W/mK	σ: 0,22 %



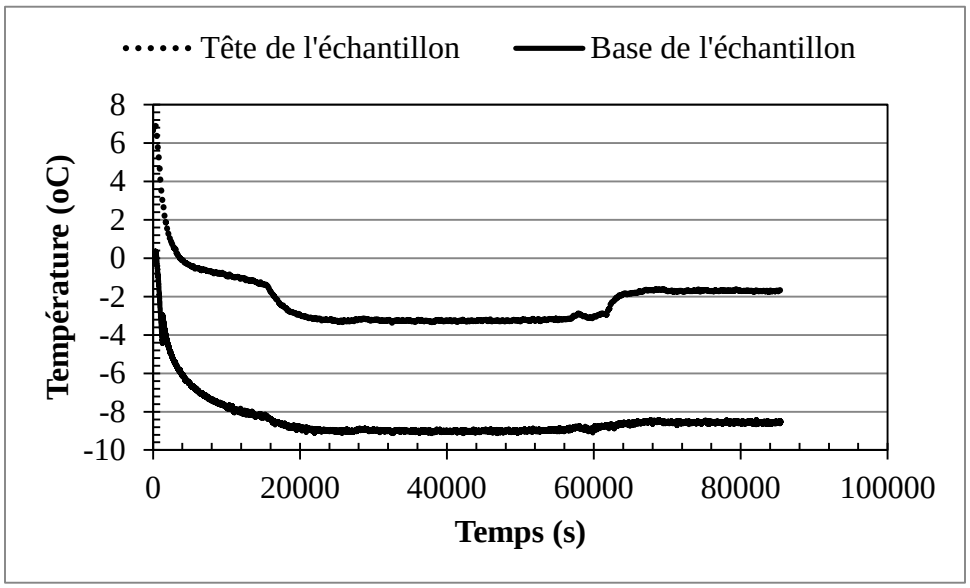
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr82(4ºC).



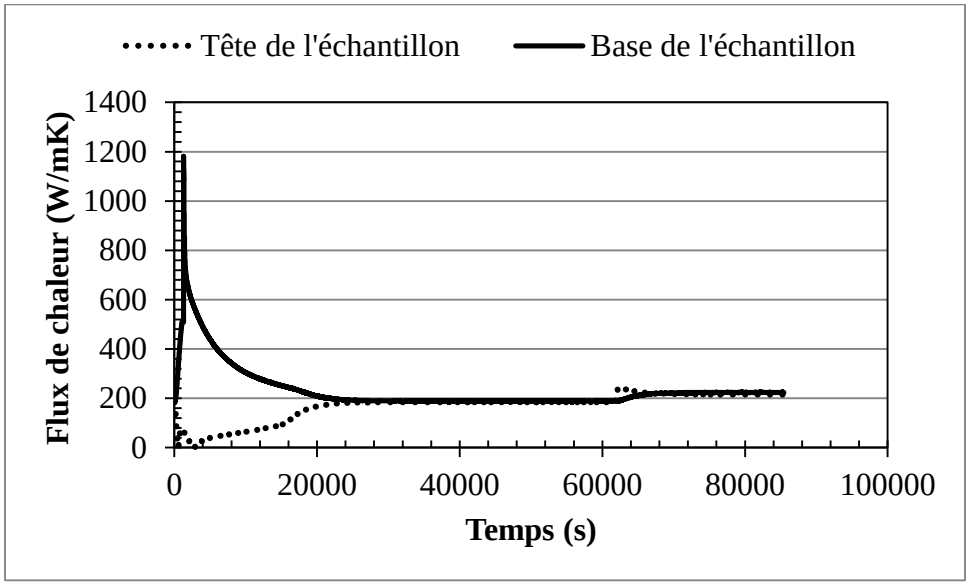
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr82%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr82%(-4ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,229	Sr : 0,816
λ_{moyen} : 2,54 W/mK	σ: 0,26 %



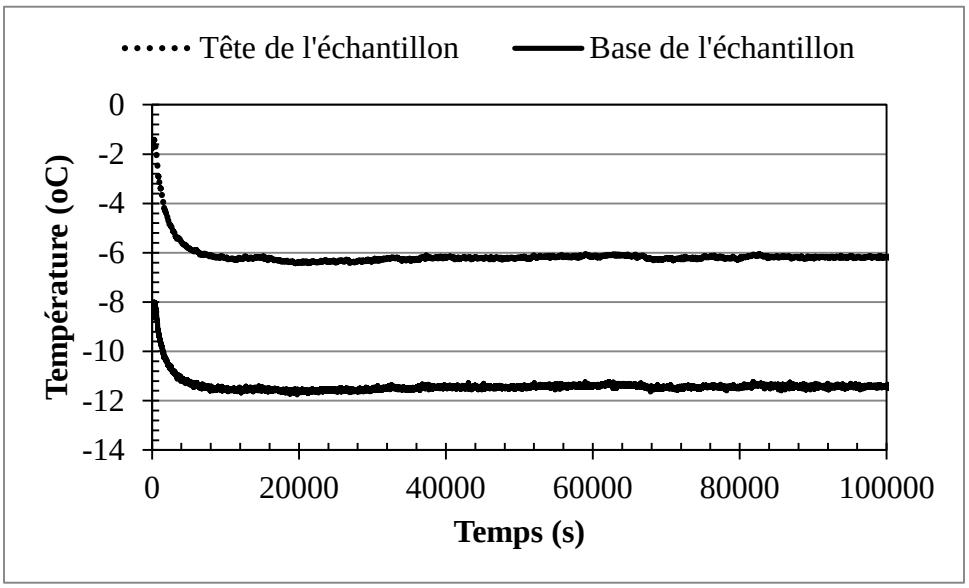
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr82%(-4ºC).



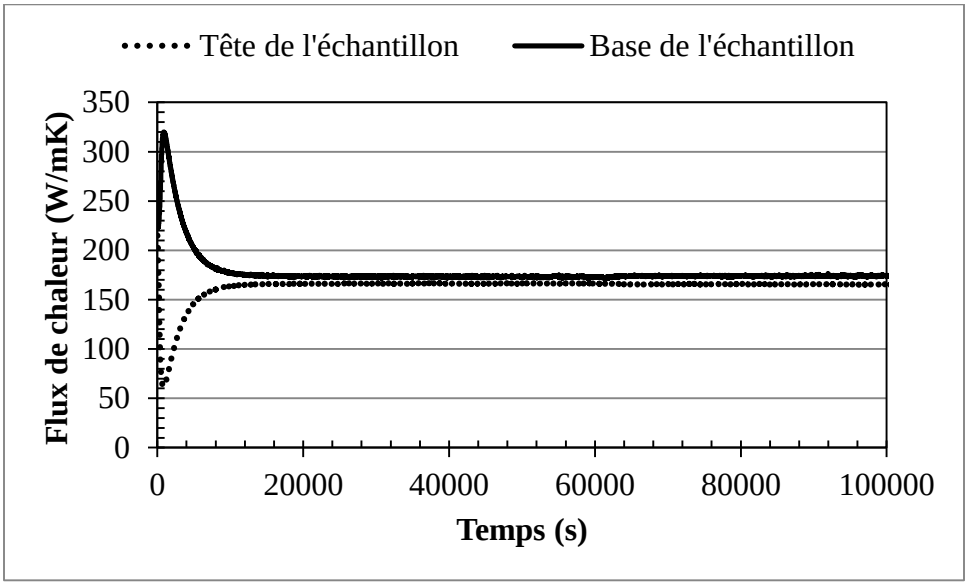
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr82%(-4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr82%(-8ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,229	Sr : 0,816
λ_{moyen} : 2,55 W/mK	σ: 0,37 %



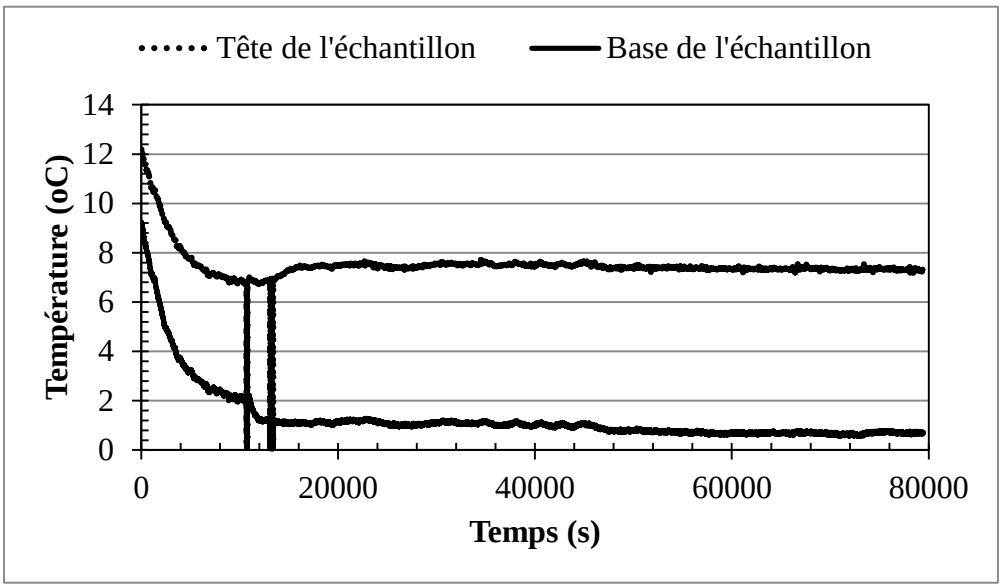
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr82%(-8ºC).



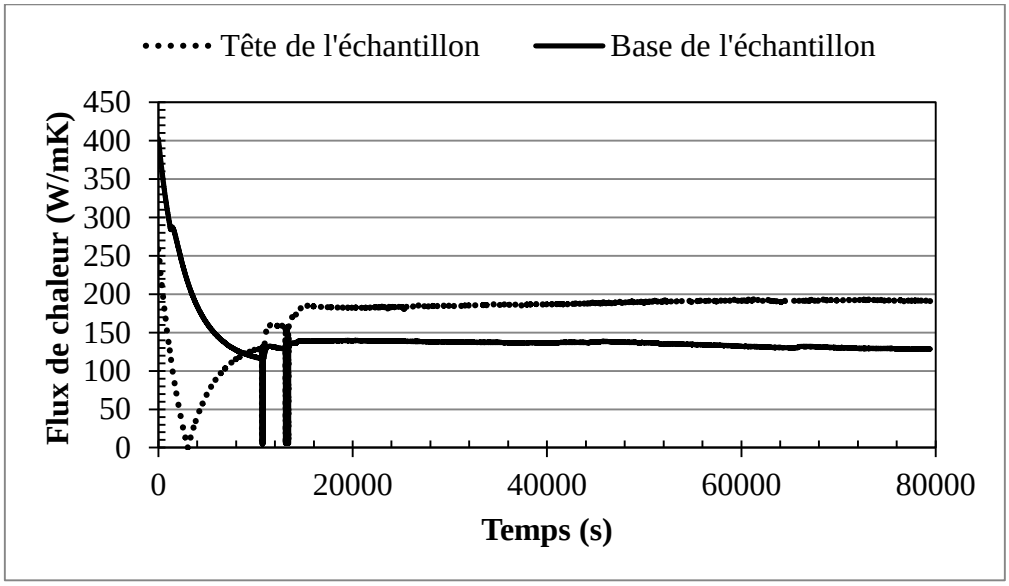
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr82%(-8ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr95%(4ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,242	Sr : 0,945
λ_{moyen} : 1,94 W/mK	σ: 0,32 %



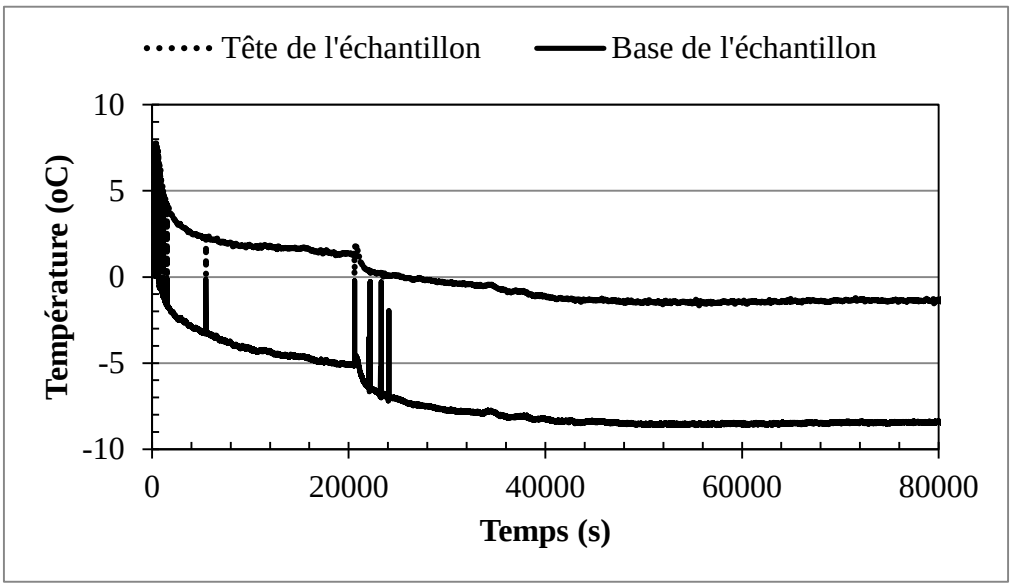
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr95%(4ºC).



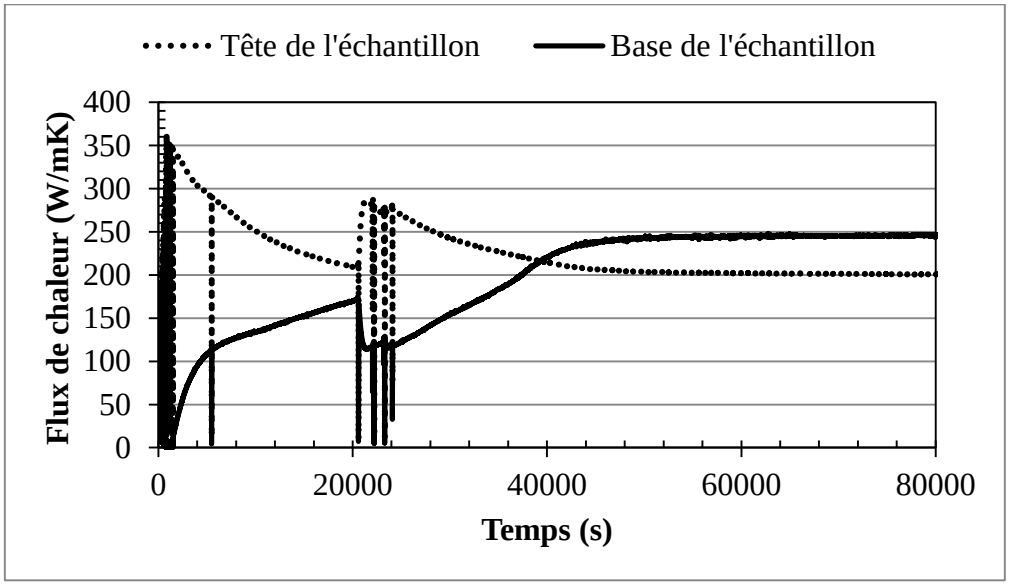
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr95%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr95%(-4ºC).

MG20 + 5,0% bentonite	
n : 0,242	Sr : 0,945
λ_{moyen} : 2,54 W/mK	σ: 0,33 %



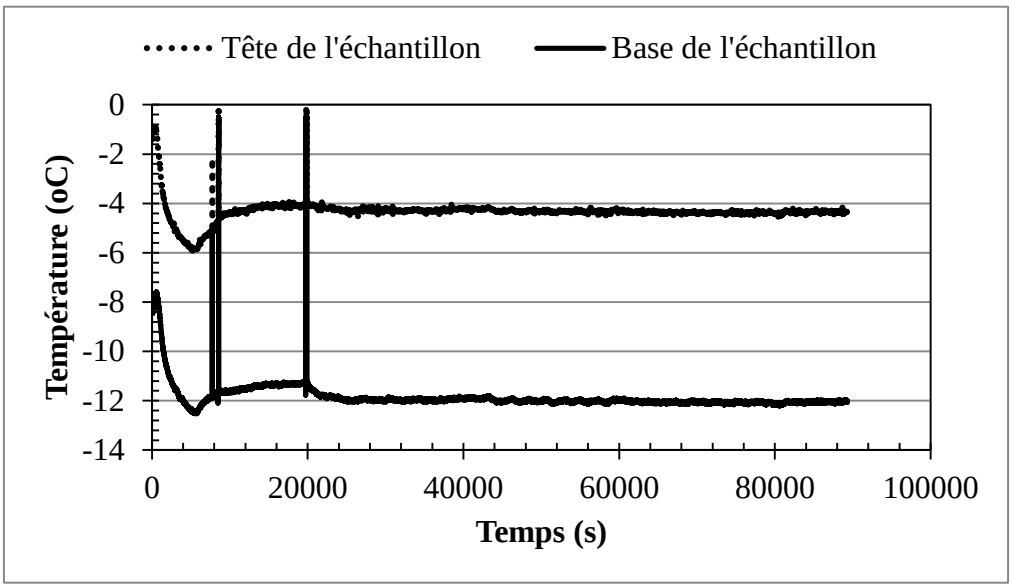
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr95%(-4ºC).



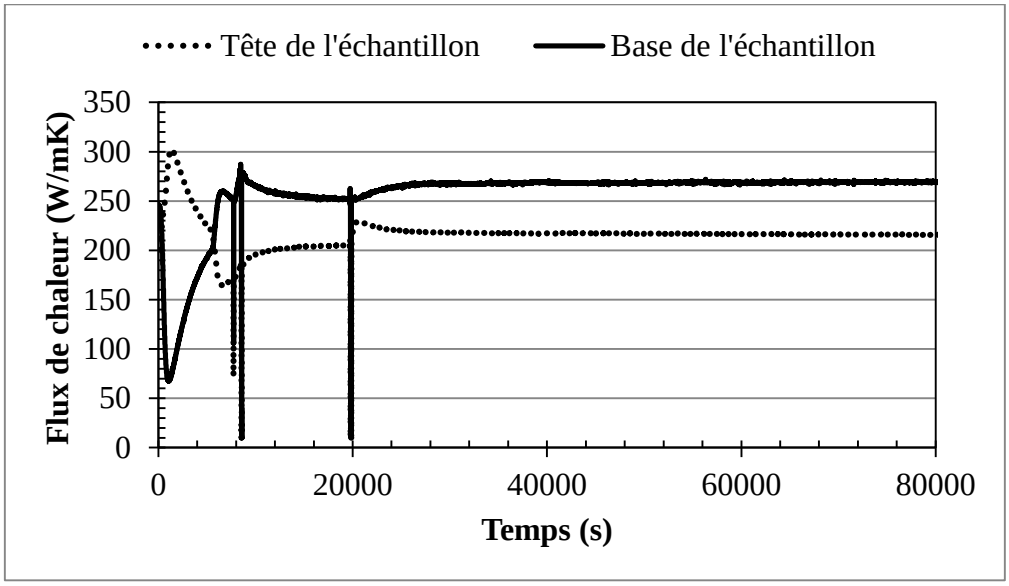
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr95%(-4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr95%(-8ºC).

MG20 + 5,0 % bentonite	
n : 0,242	Sr : 0,945
λ_{moyen} : 2,52 W/mK	σ: 0,40 %



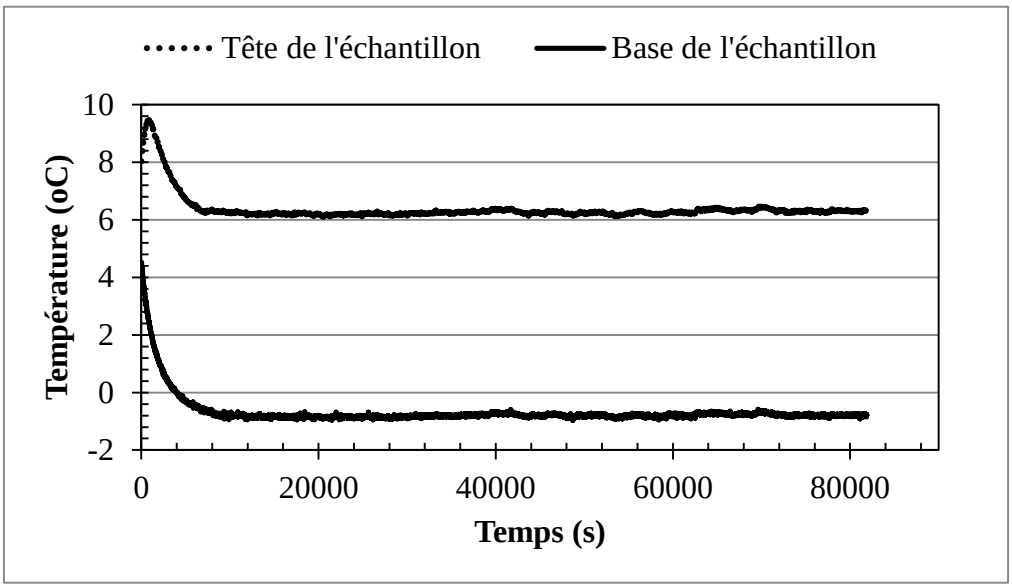
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr95%(-8ºC).



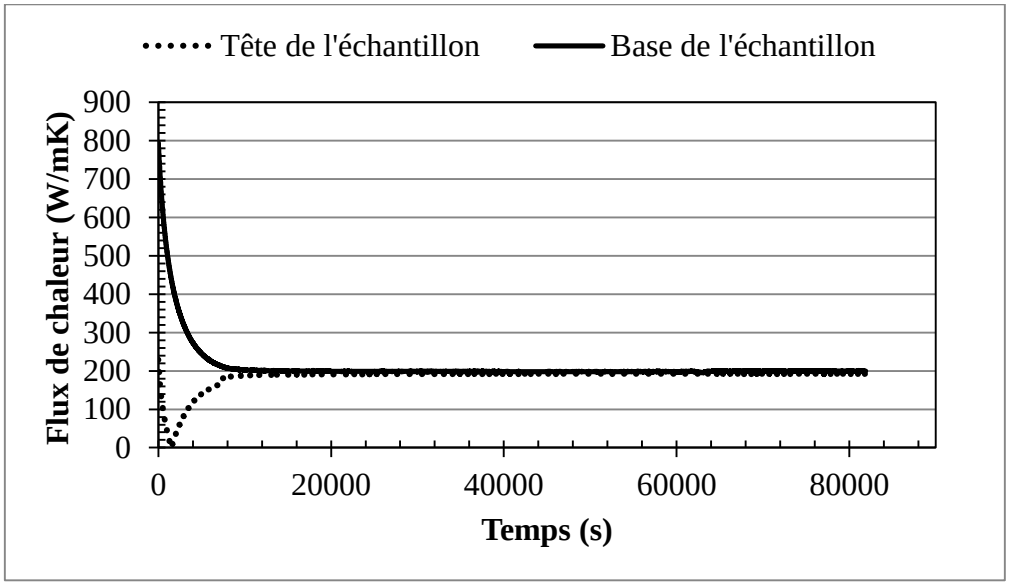
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr95%(-8ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr76%(4ºC).

MG20 + 5,0 % bentonite	
n : 0,242	Sr : 0,762
λ_{moyen} : 2,235 W/mK	σ: 0,15 %



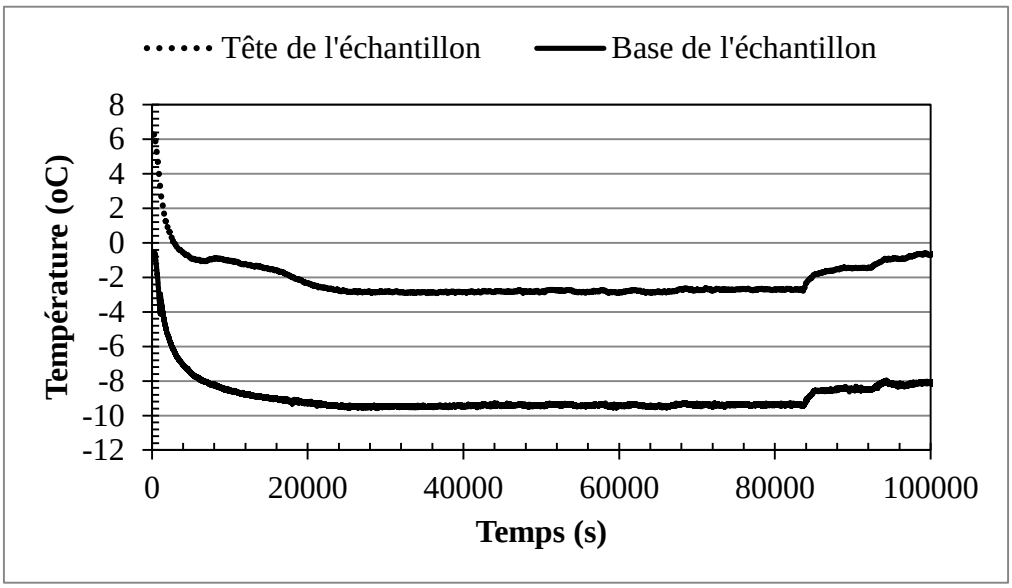
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr76%(4ºC).



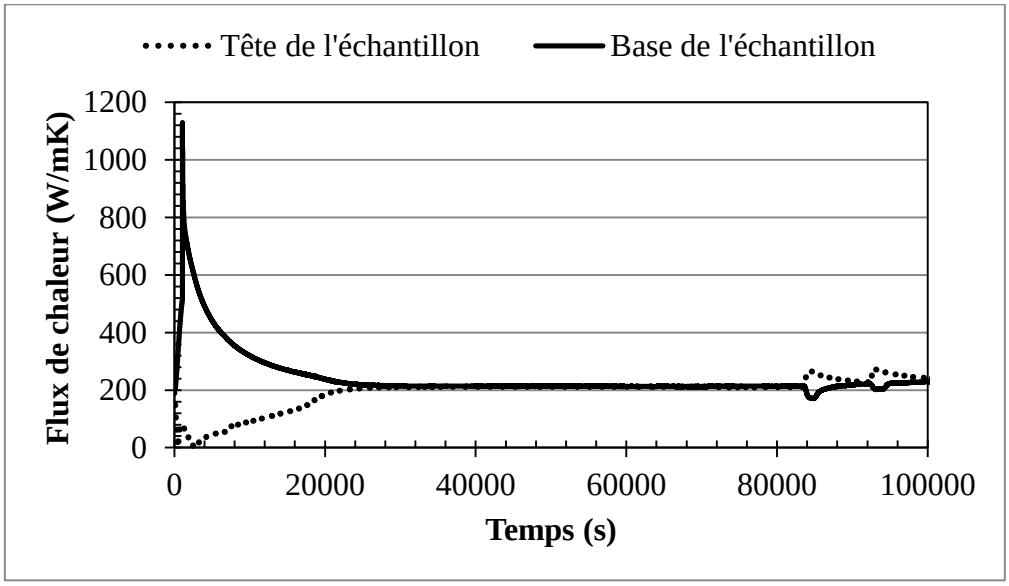
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr76%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr76%(-4ºC).

MG20 + 5,0 % bentonite	
n : 0,242	Sr : 0,762
λ_{moyen} : 2,45 W/mK	σ: 0,65 %



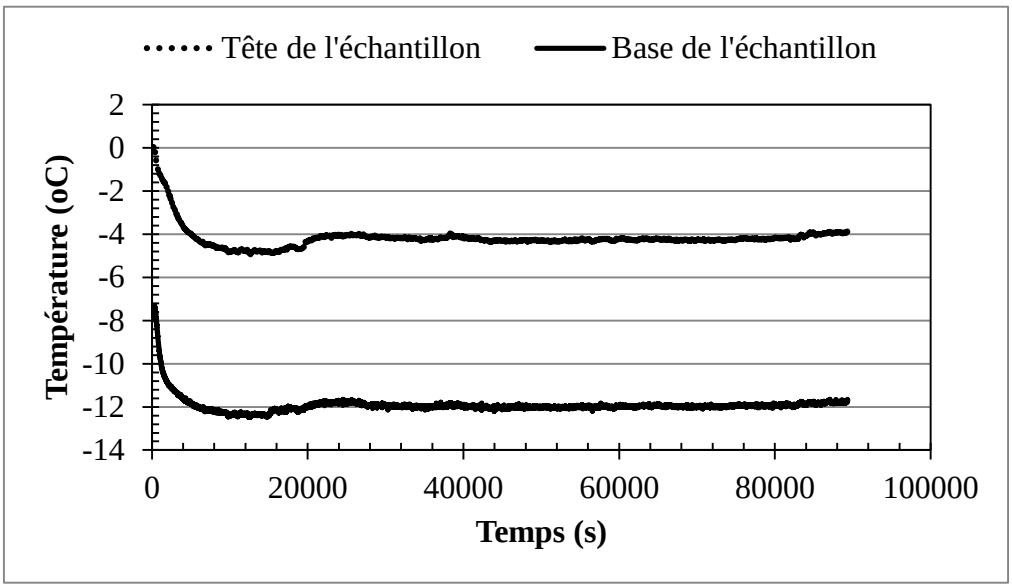
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr76%(-4ºC).



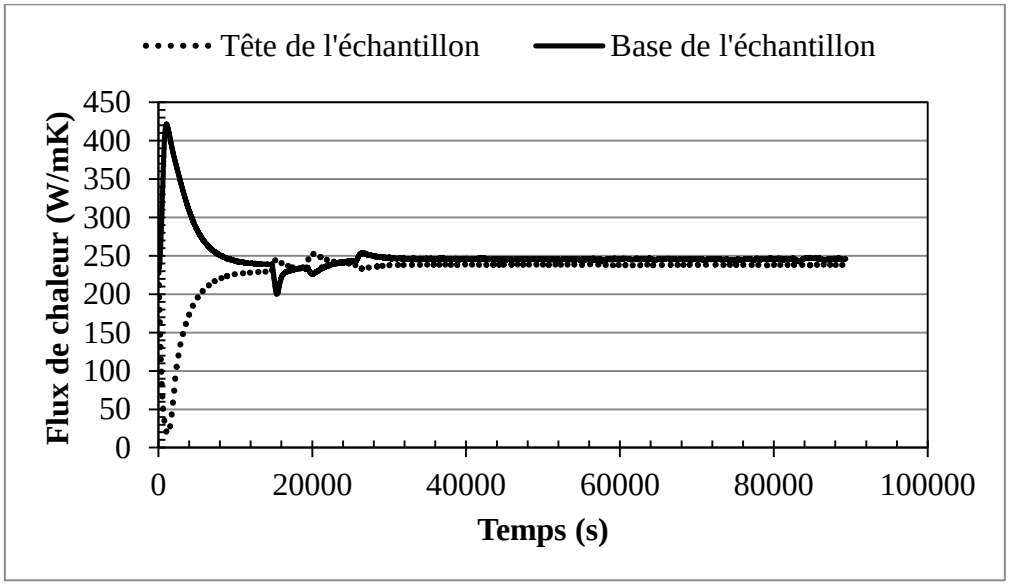
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr76%(-4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 5,0% bentonite à Sr76%(-8ºC).

MG20 + 5,0 % bentonite	
n : 0,242	Sr : 0,762
λ_{moyen} : 2,51 W/mK	σ: 0,63 %



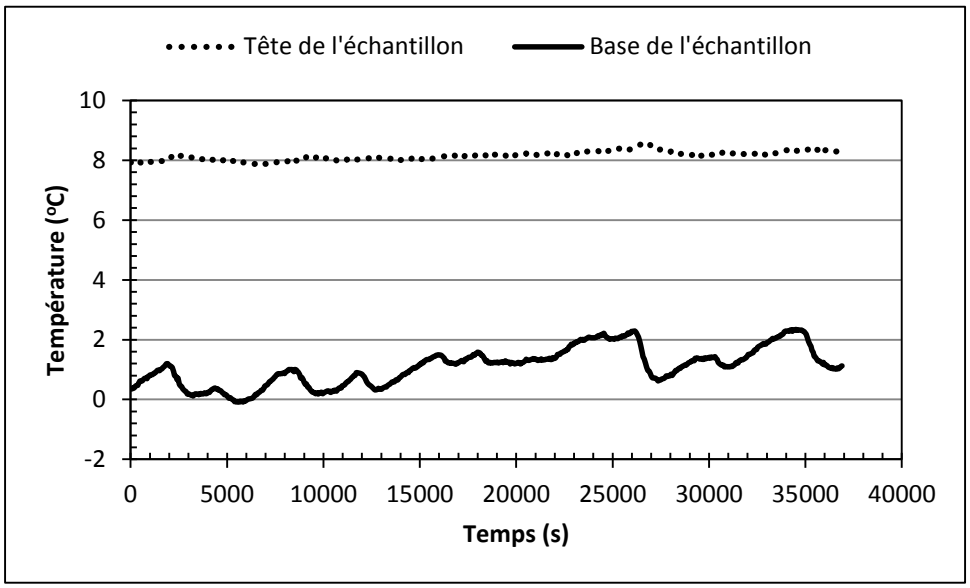
Suivi des températures – essai mélange 5,0% bentonite à Sr76%(-8ºC).



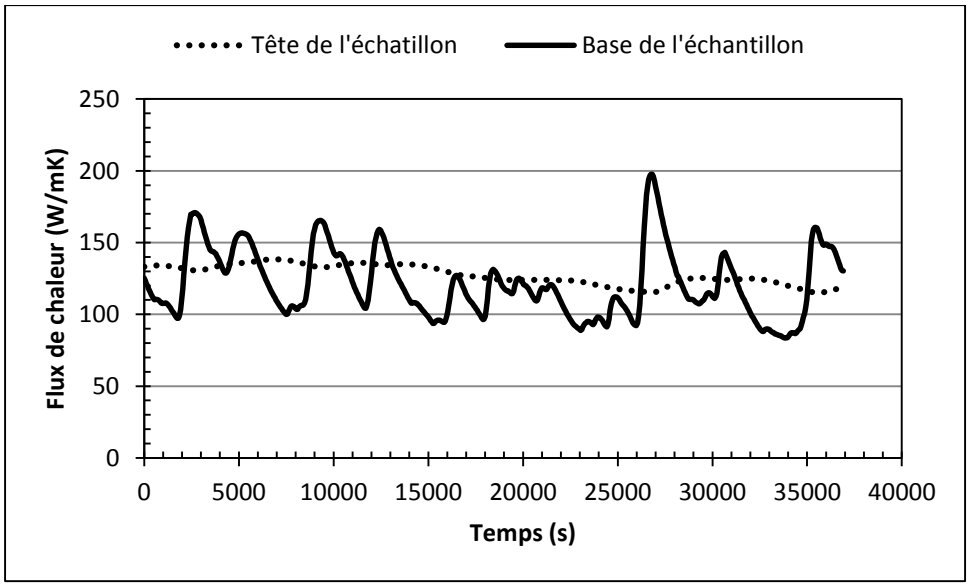
Flux de chaleur - essai du mélange 5,0% bentonite à Sr76%(-8ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 6,5% bentonite à Sr32%(4ºC).

MG20 + 6,5 % bentonite	
n : 0,253	Sr : 0,320
λ_{moyen} : 1,30 W/mK	σ: 5,45 %



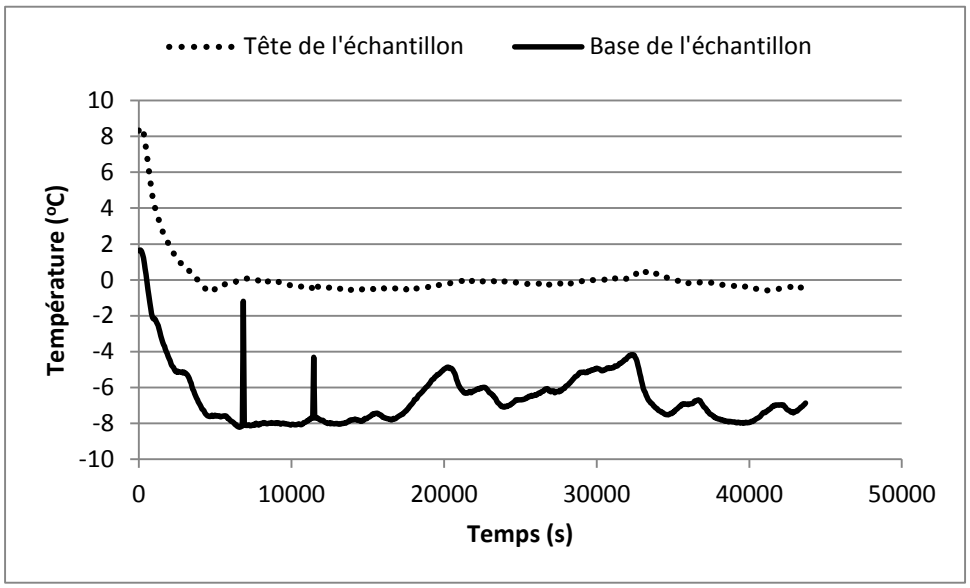
Suivi des températures – essai mélange 6,5% bentonite à Sr32%(4ºC).



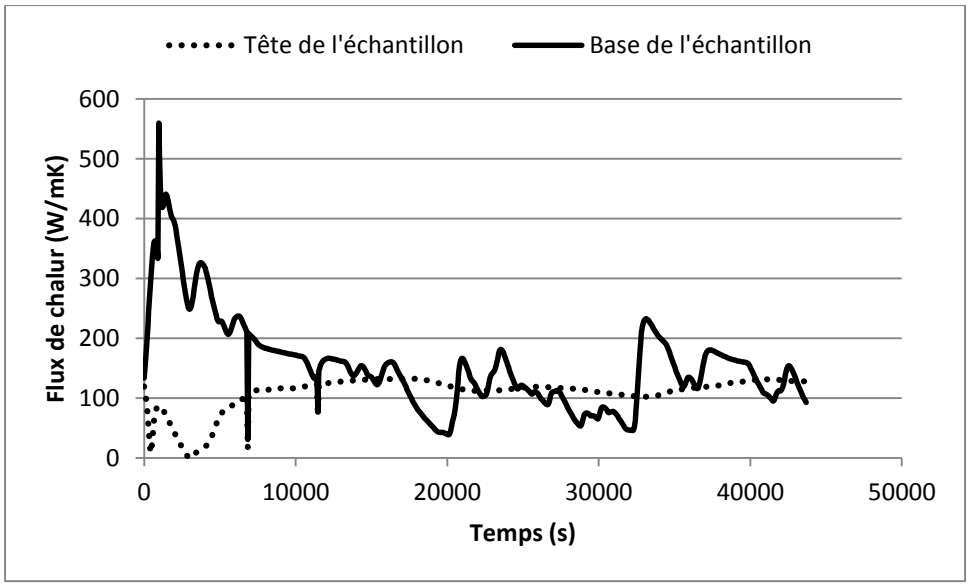
Flux de chaleur - essai du mélange 6,5% bentonite à Sr32%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 6,5% bentonite à Sr32%(-4°C).

MG20 + 6,5 % bentonite	
n : 0,253	Sr : 0,320
λ_{moyen} : 1,40 W/mK	σ: 9,66 %



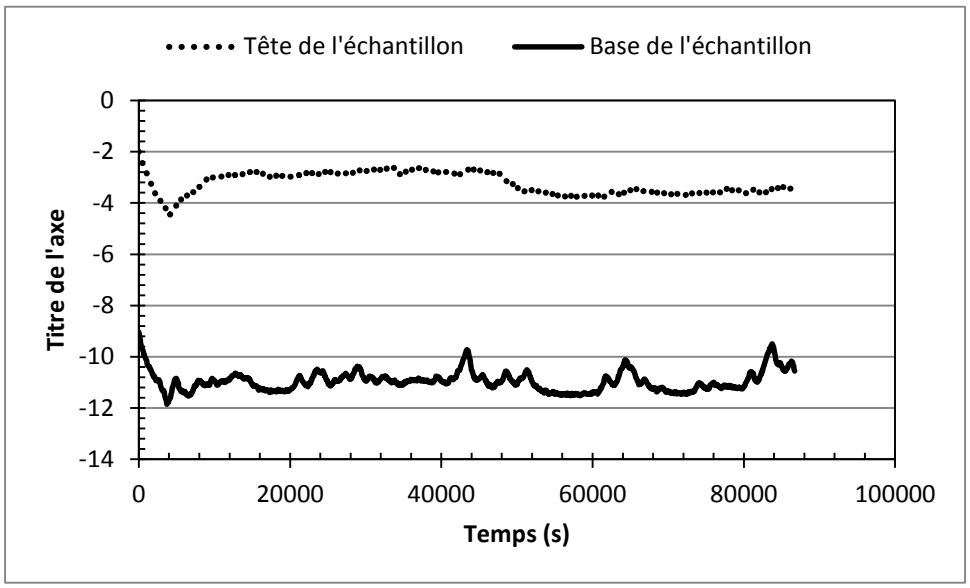
Suivi des températures – essai mélange 6,5% bentonite à Sr32%(-4°C).



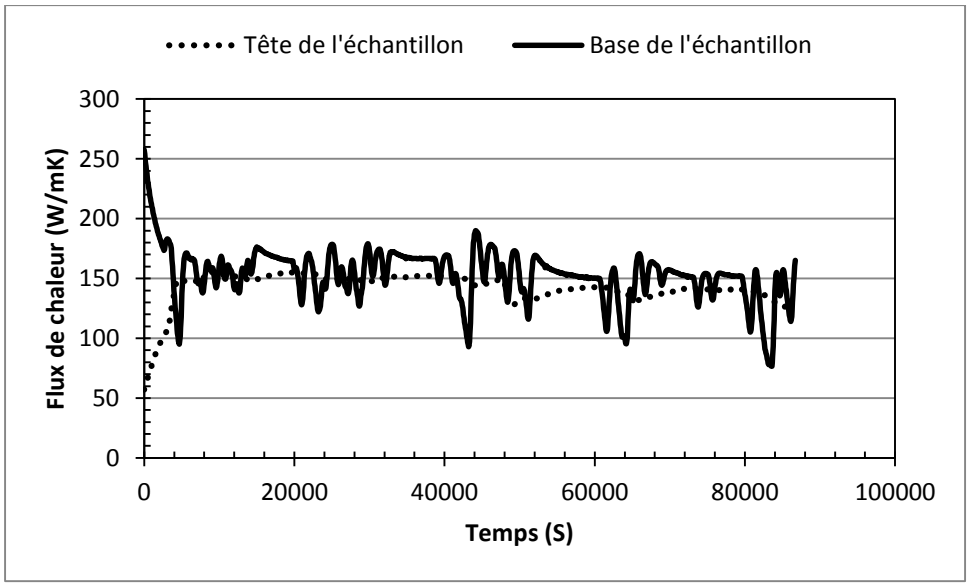
Flux de chaleur - essai du mélange 6,5% bentonite à Sr32%(-4°C).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 6,5% bentonite à Sr32%(-8ºC).

MG20 + 6,5 % bentonite	
n : 0,253	Sr : 0,320
λ_{moyen} : 1,30 W/mK	σ: 3,13 %



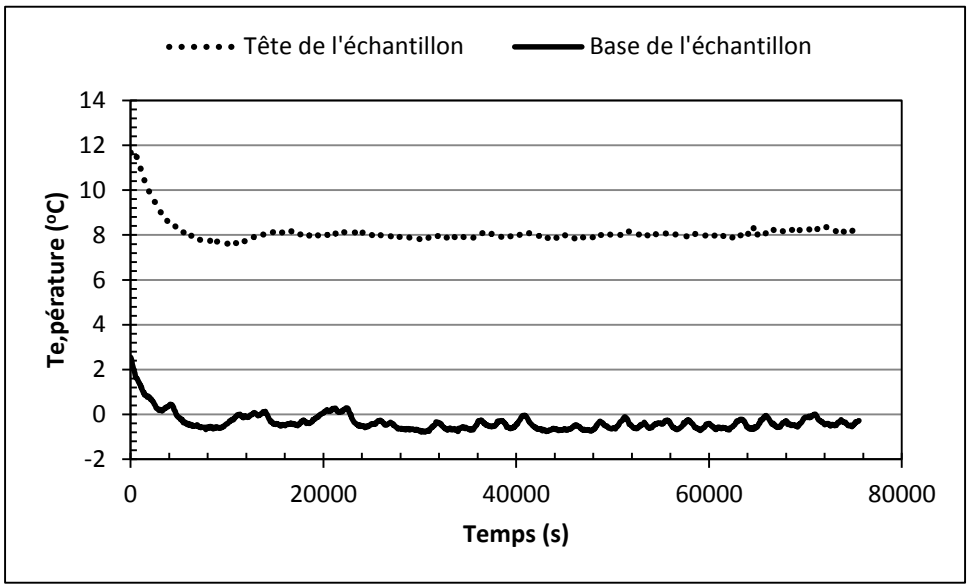
Suivi des températures – essai mélange 6,5% bentonite à Sr32%(-8ºC).



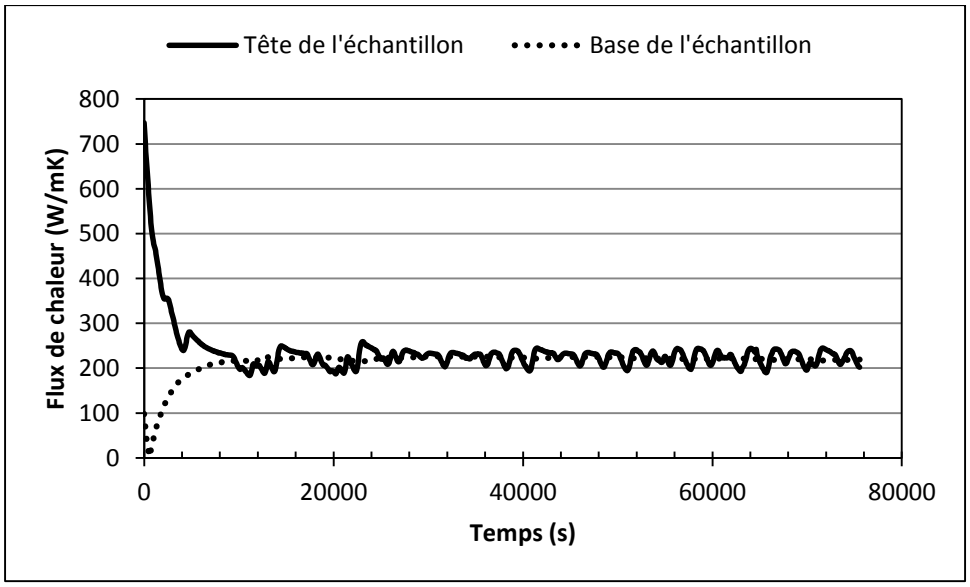
Flux de chaleur - essai du mélange 6,5% bentonite à Sr32%(-8ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 6,5% bentonite à Sr88%(4ºC).

MG20 + 6,5 % bentonite	
n : 0,250	Sr : 0,880
λ_{moyen} : 1,92 W/mK	σ: 2,14 %



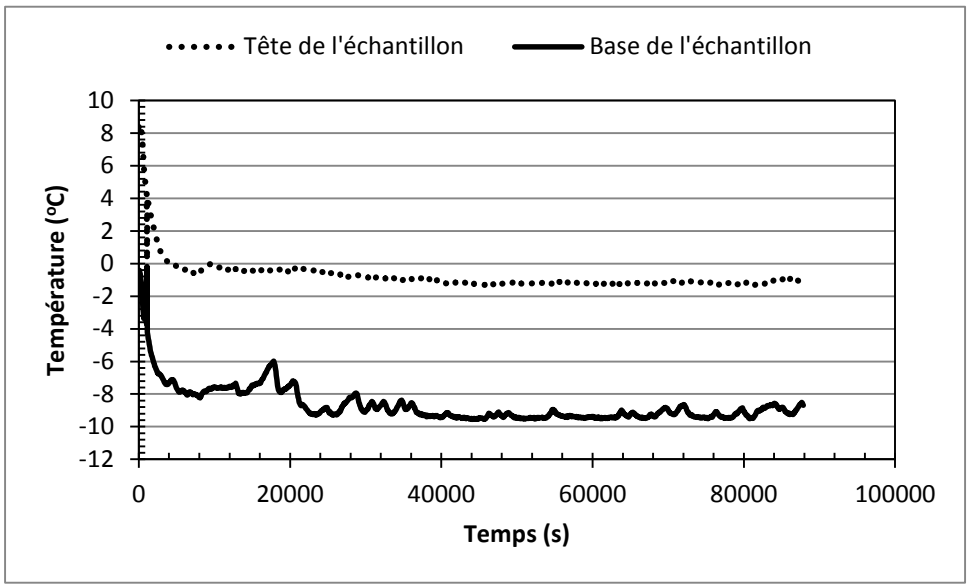
Suivi des températures – essai mélange 6,5% bentonite à Sr88%(4ºC).



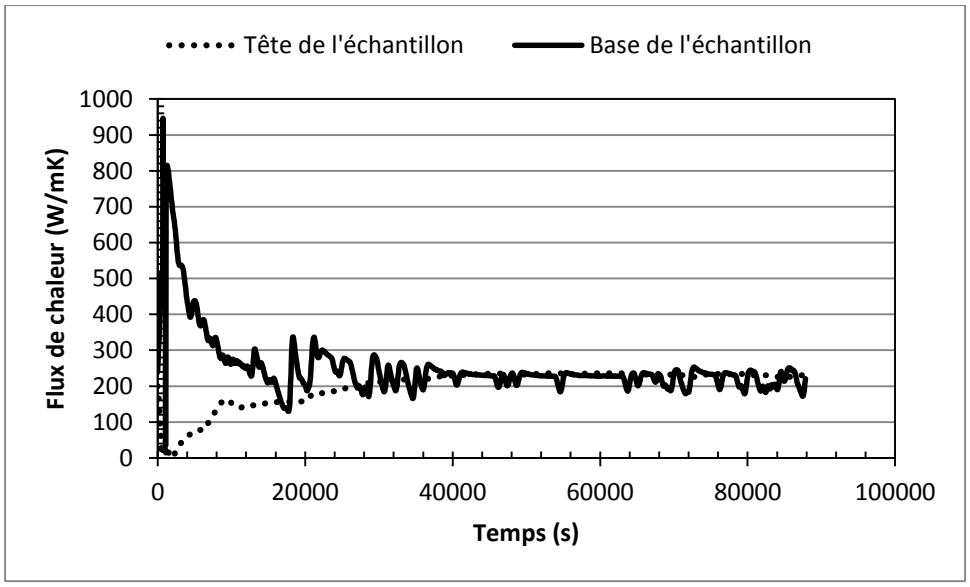
Flux de chaleur - essai du mélange 6,5% bentonite à Sr88%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 6,5% bentonite à Sr88%(-4°C).

MG20 + 6,5 % bentonite	
n : 0,250	Sr : 0,880
λ_{moyen} : 2,08 W/mK	σ: 2,06 %



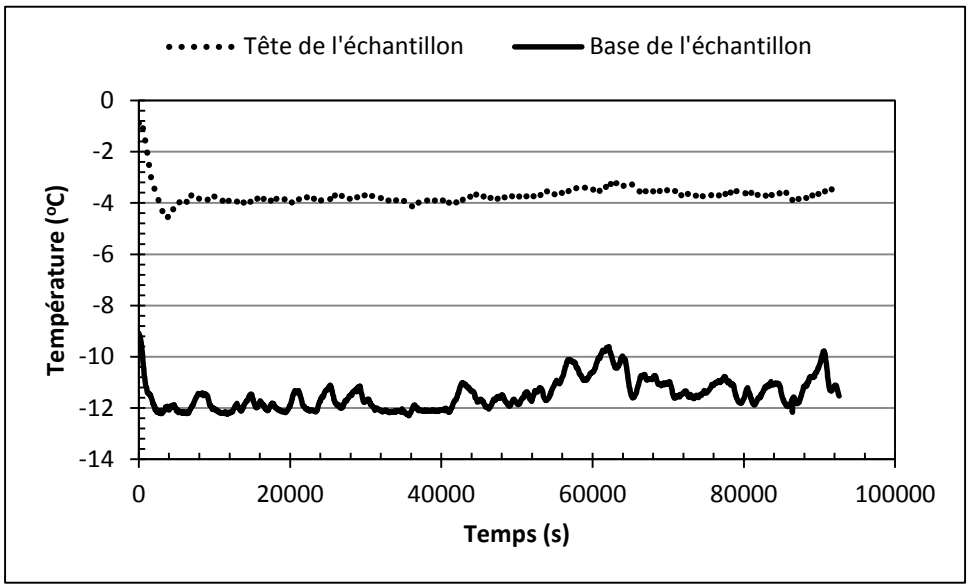
Suivi des températures – essai mélange 6,5% bentonite à Sr88%(-4°C).



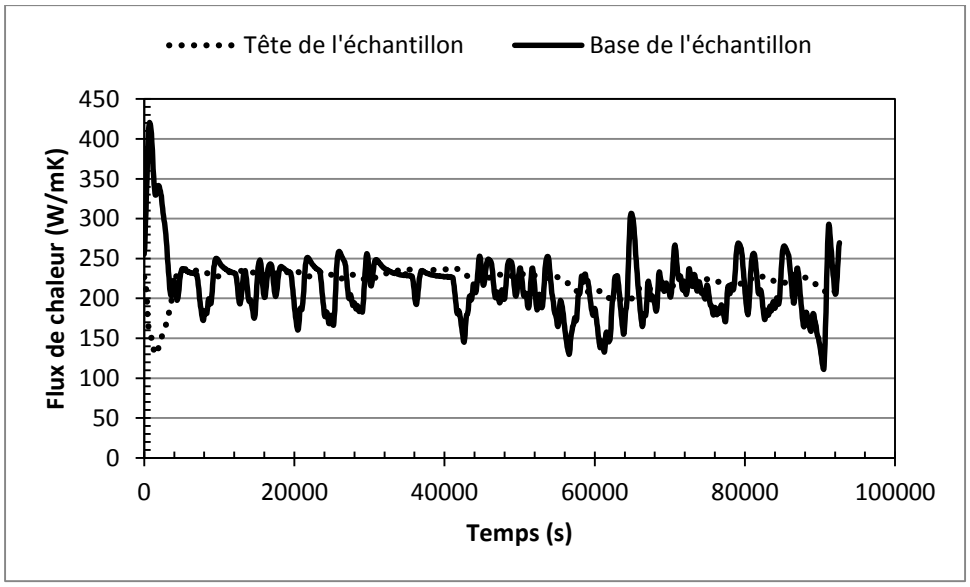
Flux de chaleur - essai du mélange 6,5% bentonite à Sr88%(-4°C).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 6,5% bentonite à Sr88%(-8ºC).

MG20 + 6,5 % bentonite	
n : 0,250	Sr : 0,880
λ_{moyen} : 2,10 W/mK	σ: 5,50 %



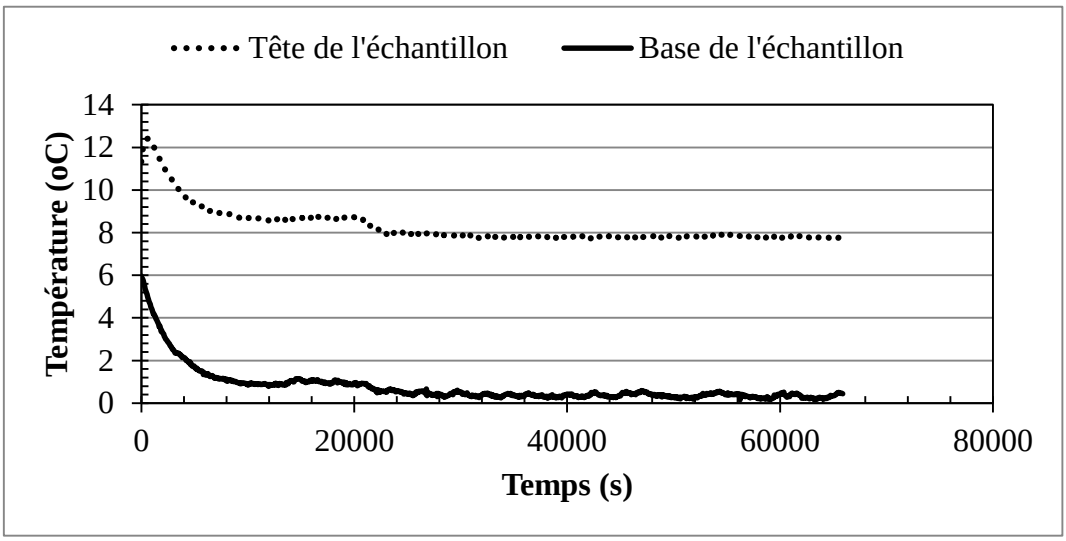
Suivi des températures – essai mélange 6,5% bentonite à Sr88%(-8ºC).



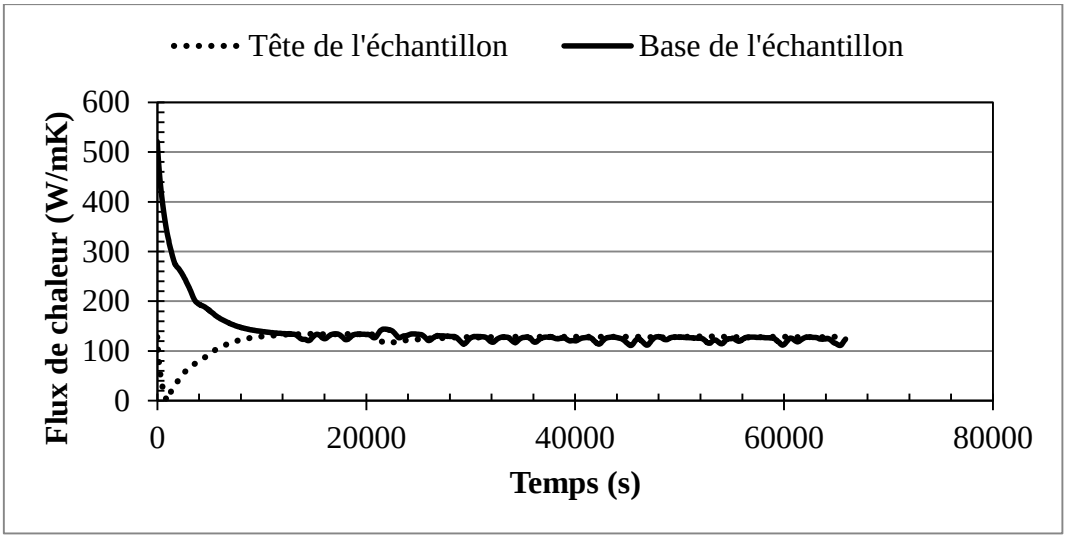
Flux de chaleur - essai du mélange 6,5% bentonite à Sr88%(-8ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 8,0% bentonite à Sr30%(4ºC).

MG20 + 8,0% bentonite	
n : 0,260	Sr : 0,300
λ_{moyen} : 1,25 W/mK	σ: 1,15 %



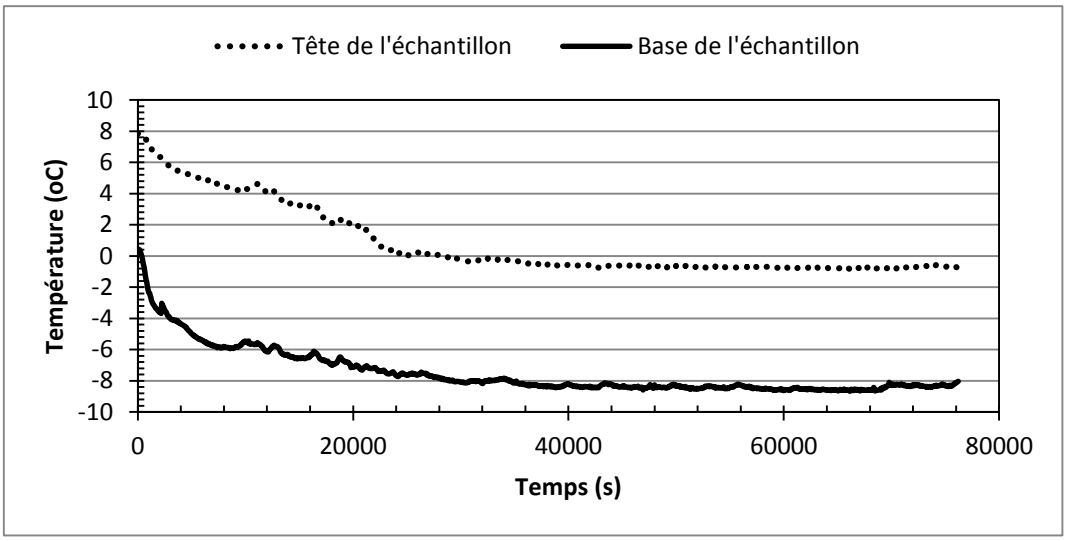
Suivi des températures – essai mélange 8,0% bentonite à Sr30%(4ºC).



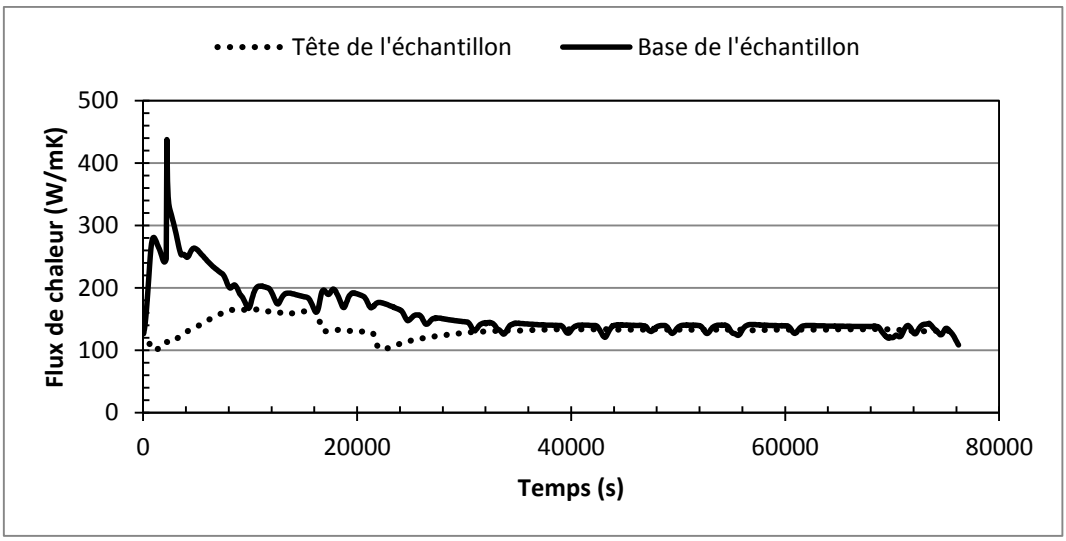
Flux de chaleur - essai du mélange 8,0% bentonite à Sr88%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 8,0% bentonite à Sr30%(-4ºC).

MG20 + 8,0% bentonite	
n : 0,260	Sr : 0,300
λ_{moyen} : 1,28 W/mK	σ: 1,46 %



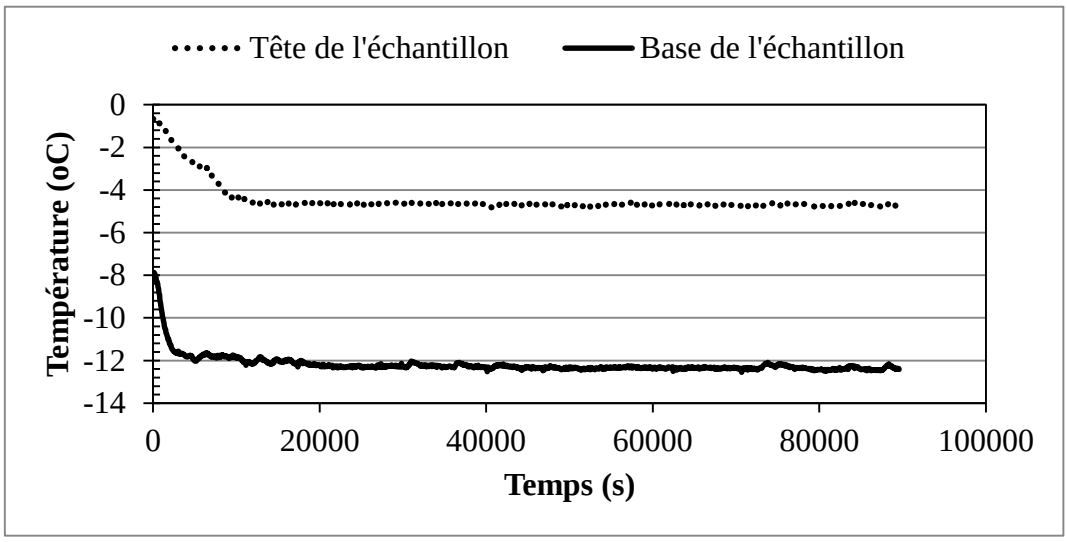
Suivi des températures – essai mélange 8,0% bentonite à Sr30%(-4ºC).



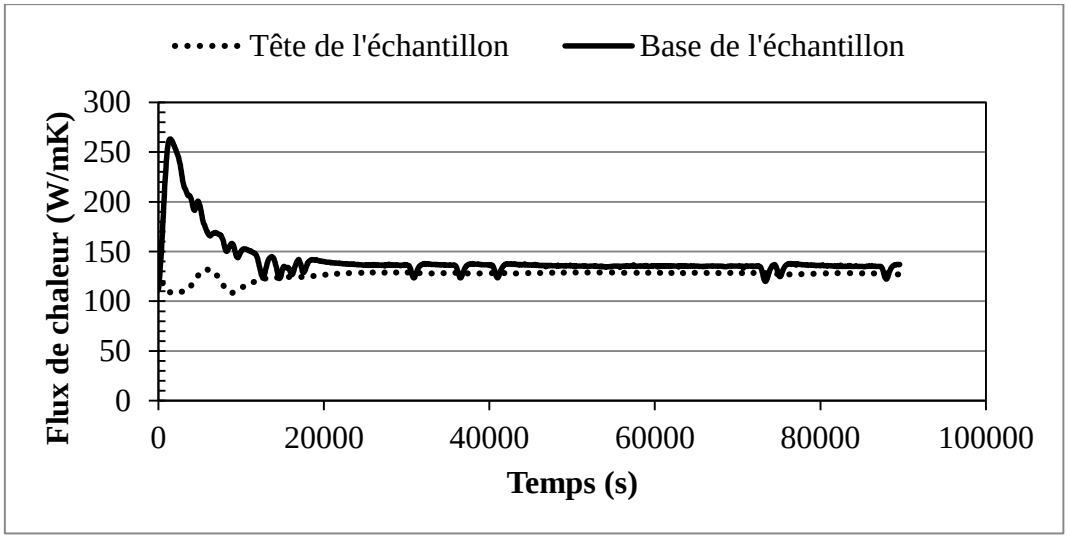
Flux de chaleur - essai du mélange 8,0% bentonite à Sr30%(-4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 8,0% bentonite à Sr30%(-8ºC).

MG20 + 8,0% bentonite	
n : 0,260	Sr : 0,300
λ_{moyen} : 1,27 W/mK	σ: 0,87 %



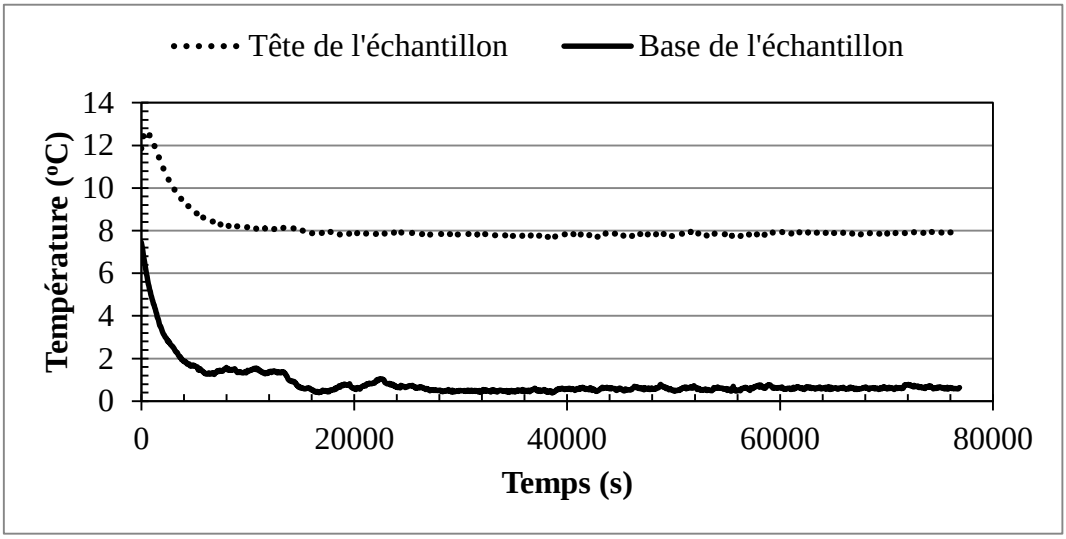
Suivi des températures – essai mélange 8,0% bentonite à Sr30%(-8ºC).



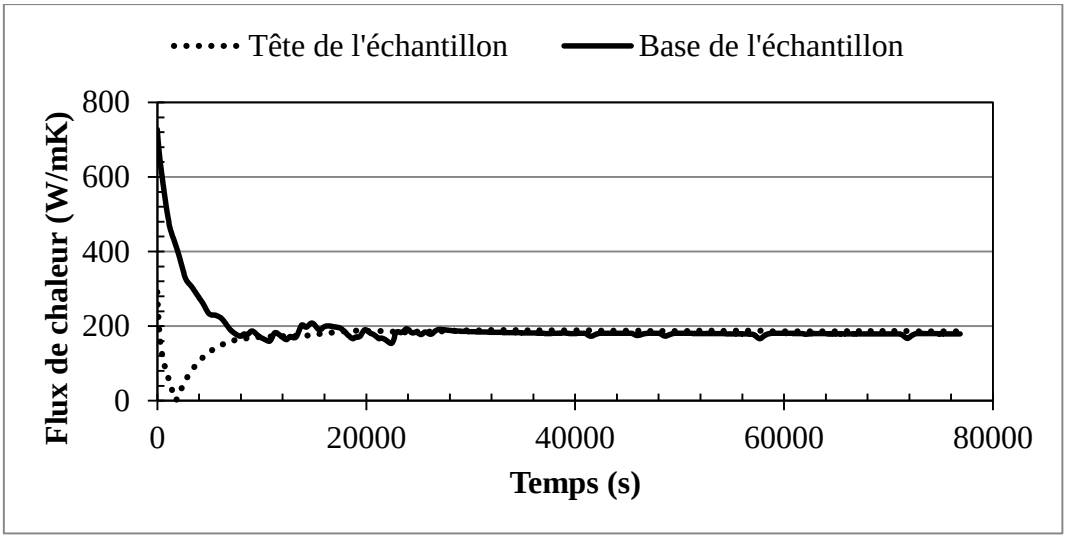
Flux de chaleur - essai du mélange 8,0% bentonite à Sr30%(-8ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 8,0% bentonite à Sr66%(4ºC).

MG20 + 8,0% bentonite	
n : 0,249	Sr : 0,658
λ_{moyen} : 1,99 W/mK	σ: 0,45%



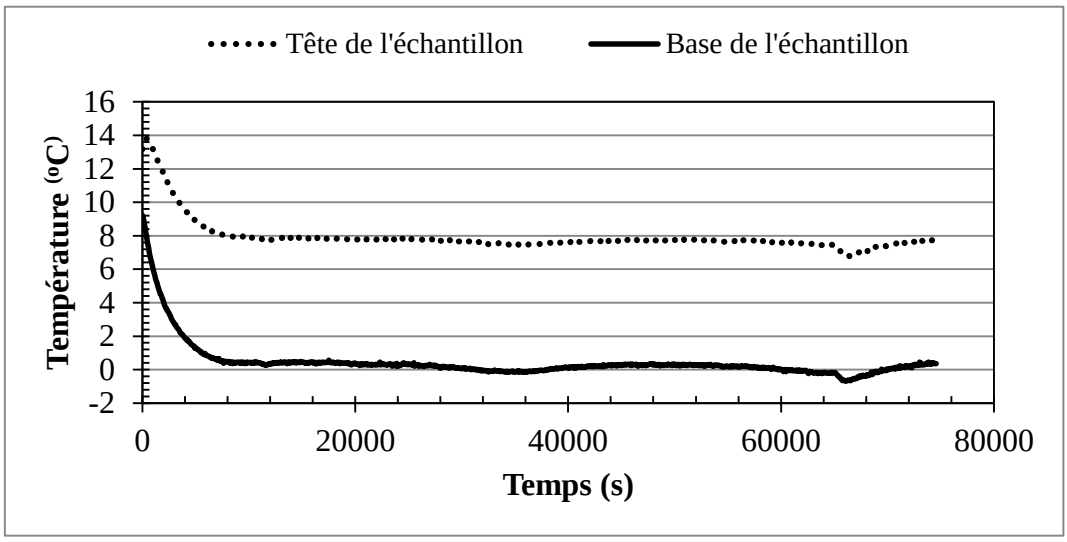
Suivi des températures – essai mélange 8,0% bentonite à Sr66%(4ºC).



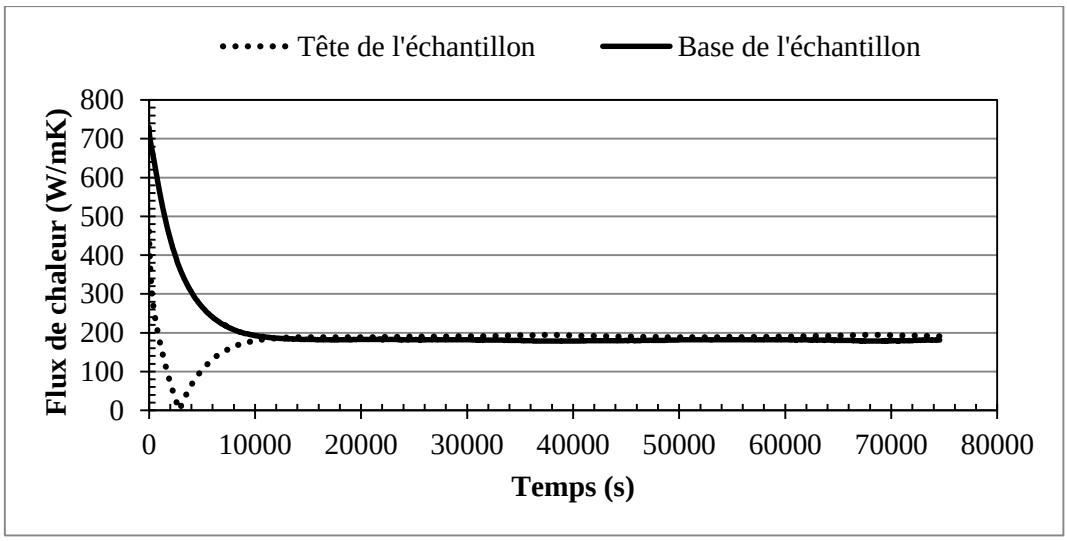
Flux de chaleur - essai du mélange 8,0% bentonite à Sr66%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 8,0% bentonite à Sr85%(4ºC).

MG20 + 8,0% bentonite	
n : 0,232	Sr : 0,851
λ_{moyen} : 2,04 W/mK	σ: 1,57 %



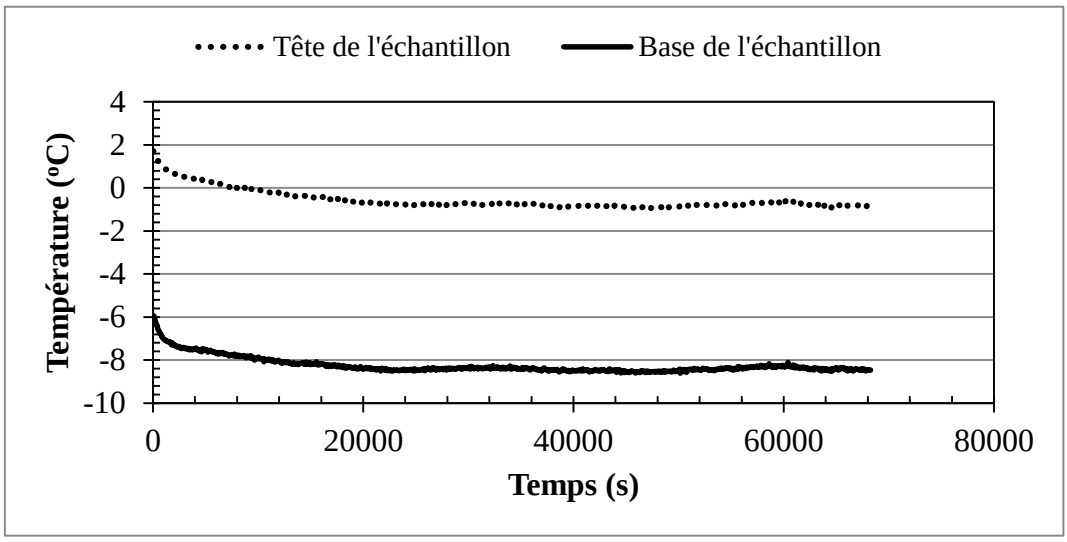
Suivi des températures – essai mélange 8,0% bentonite à Sr85%(4ºC).



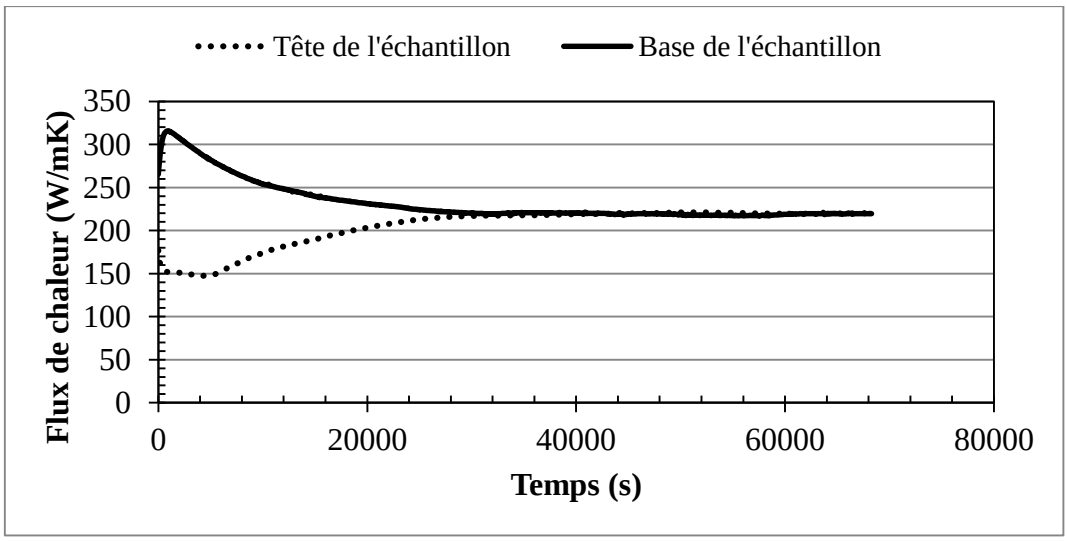
Flux de chaleur - essai du mélange 8,0% bentonite à Sr85%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 8,0% bentonite à Sr85%(-4ºC).

MG20 + 8,0% bentonite	
n : 0,232	Sr : 0,851
λ_{moyen} : 2,32 W/mK	σ: 0,35 %



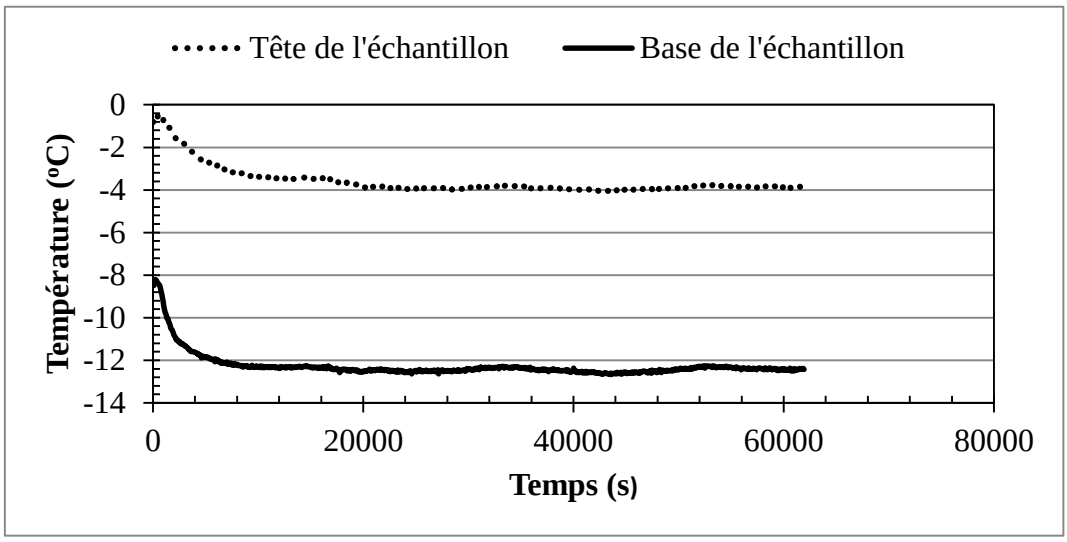
Suivi des températures – essai mélange 8,0% bentonite à Sr85%(-4ºC).



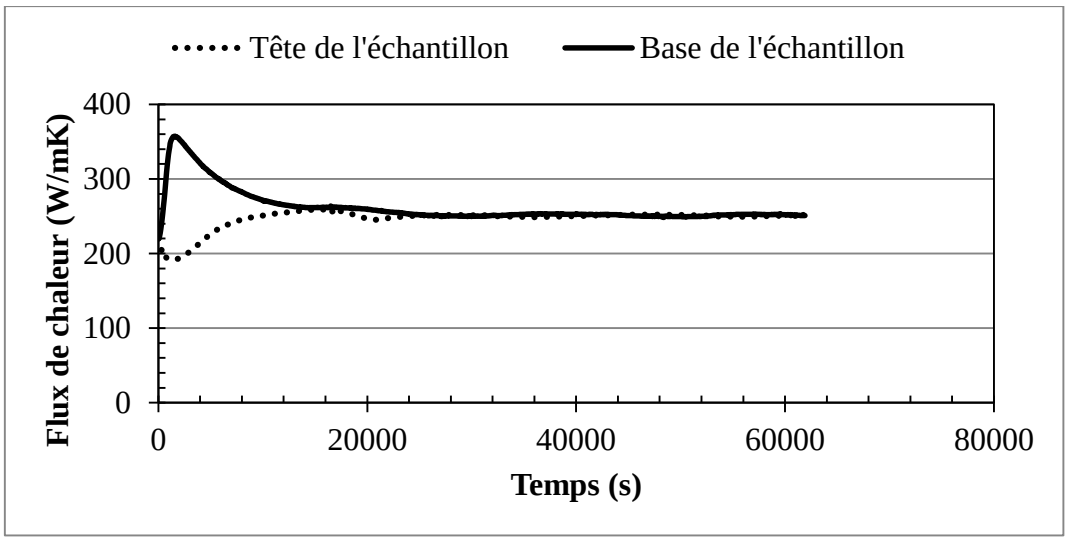
Flux de chaleur - essai du mélange 8,0% bentonite à Sr85%(-4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 8,0% bentonite à Sr85%(-8ºC).

MG20 + 8,0% bentonite	
n : 0,232	Sr : 0,851
λ_{moyen} : 2,35 W/mK	σ: 0,27 %



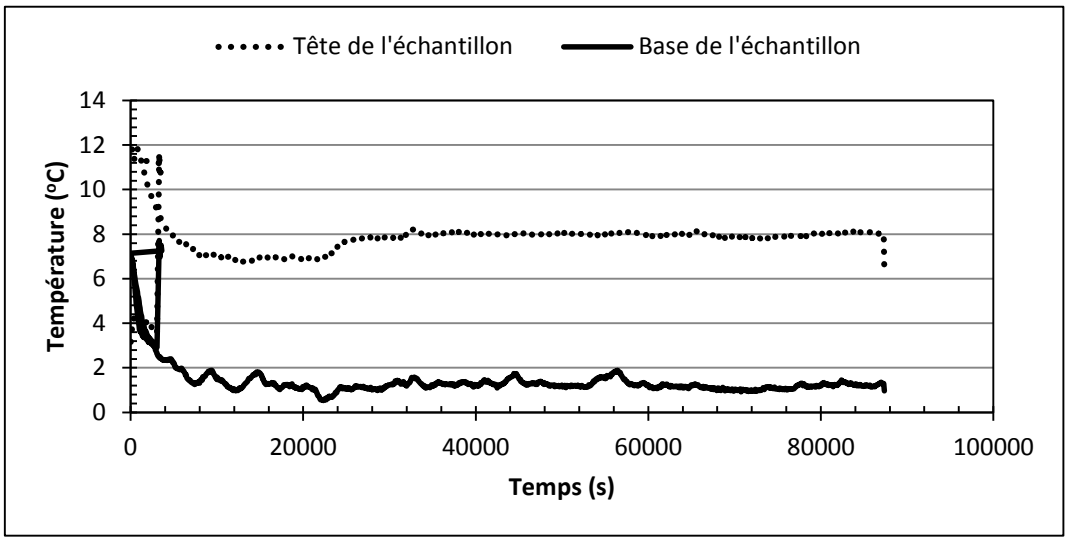
Suivi des températures – essai mélange 8,0% bentonite à Sr85%(-8ºC).



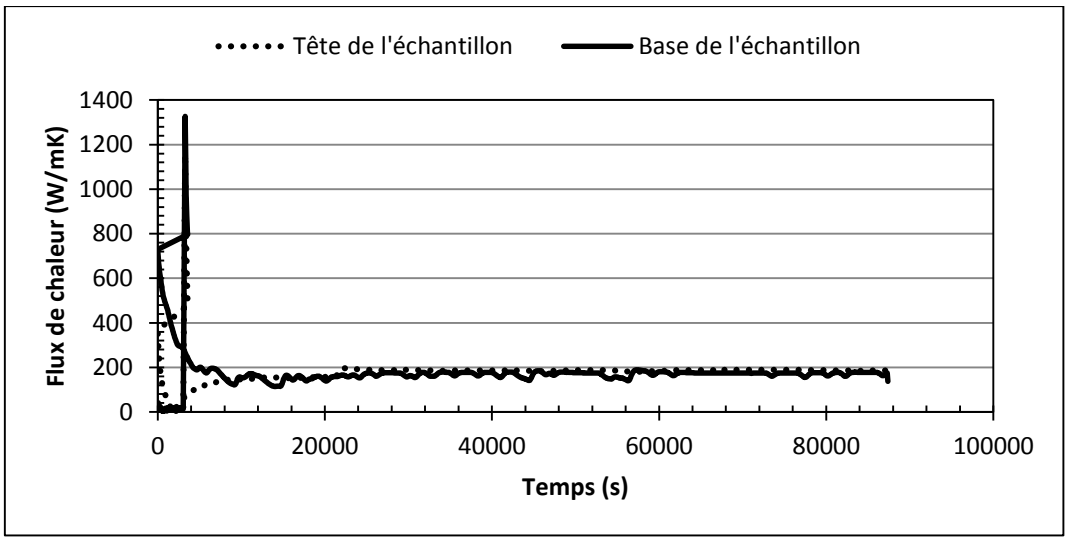
Flux de chaleur - essai du mélange 8,0% bentonite à Sr85%(-8ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 8,0% bentonite à Sr91%(4ºC).

MG20 + 8,0% bentonite	
n : 0,230	Sr : 0,910
λ_{moyen} : 1,96 W/mK	σ: 0,51 %



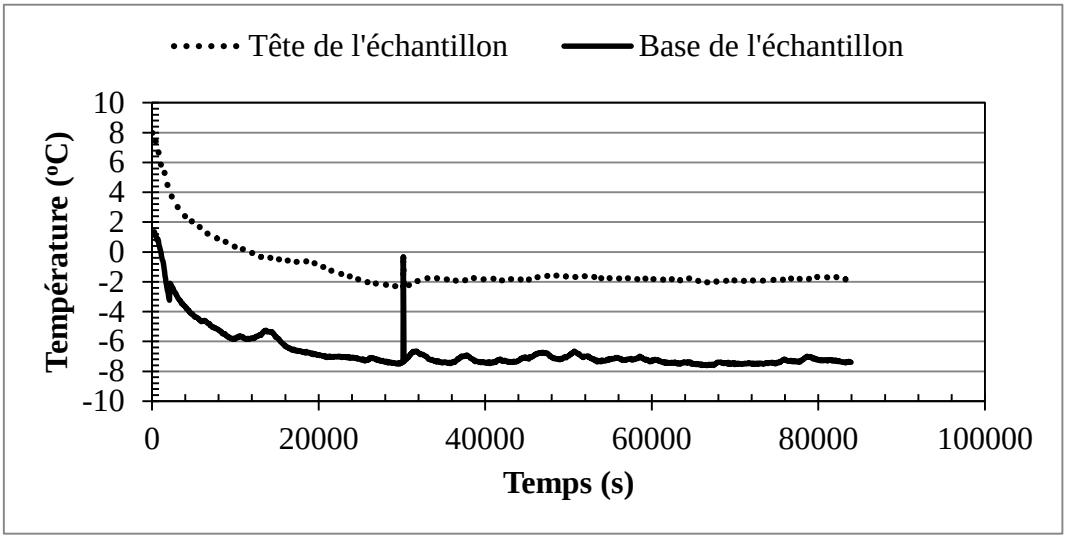
Suivi des températures – essai mélange 8,0% bentonite à Sr91%(4ºC).



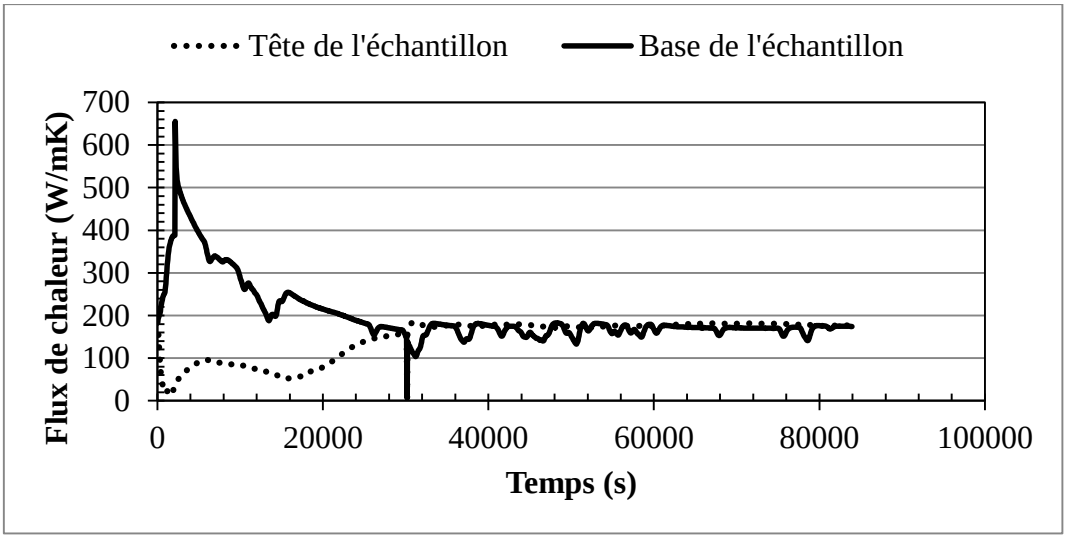
Flux de chaleur - essai du mélange 8,0% bentonite à Sr91%(4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 8,0% bentonite à Sr91%(-4ºC).

MG20 + 8,0% bentonite	
n : 0,230	Sr : 0,910
λ_{moyen} : 2,33 W/mK	σ: 1,49 %



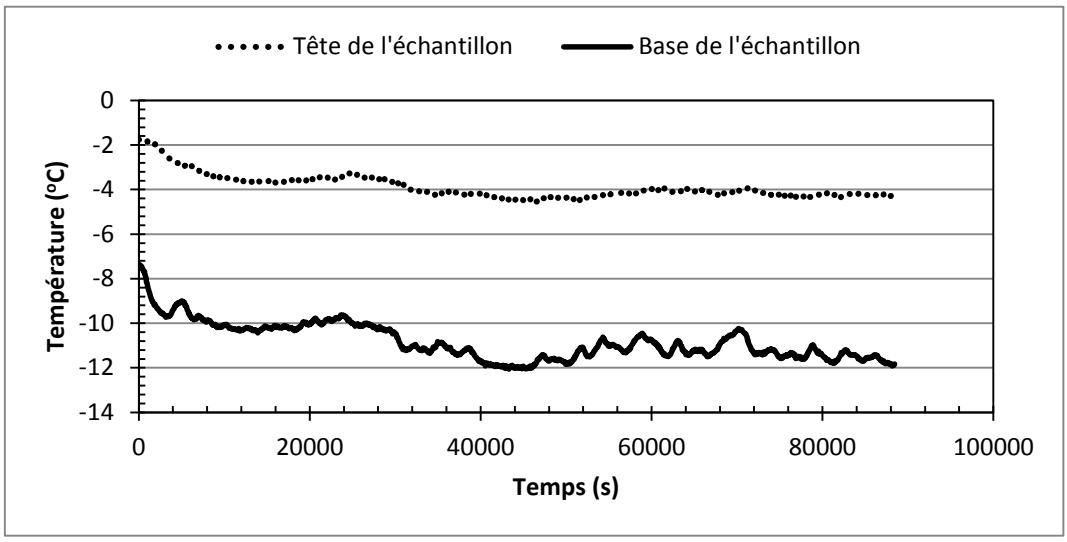
Suivi des températures – essai mélange 8,0% bentonite à Sr91%(-4ºC).



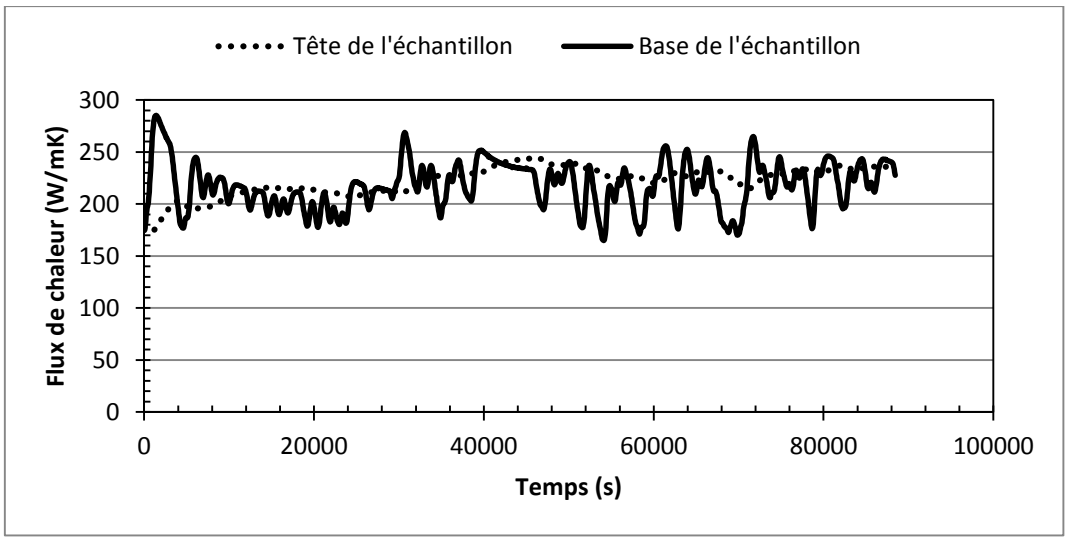
Flux de chaleur - essai du mélange 8,0% bentonite à Sr91%(-4ºC).

Propriétés de l'essai de conductivité thermique du mélange 8,0% bentonite à Sr91%(-8ºC).

MG20 + 8,0% bentonite	
n : 0,230	Sr : 0,910
λ_{moyen} : 2,35 W/mK	σ: 2,23 %

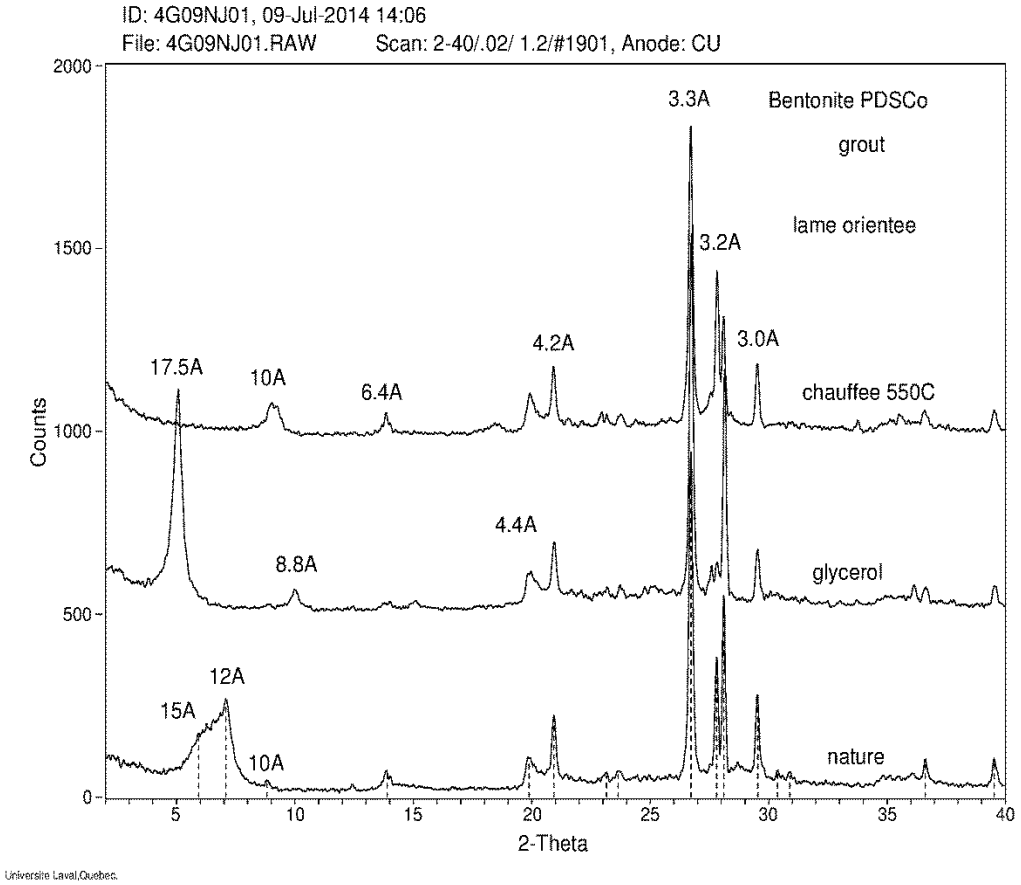


Suivi des températures – essai mélange 8,0% bentonite à Sr91%(-8ºC).

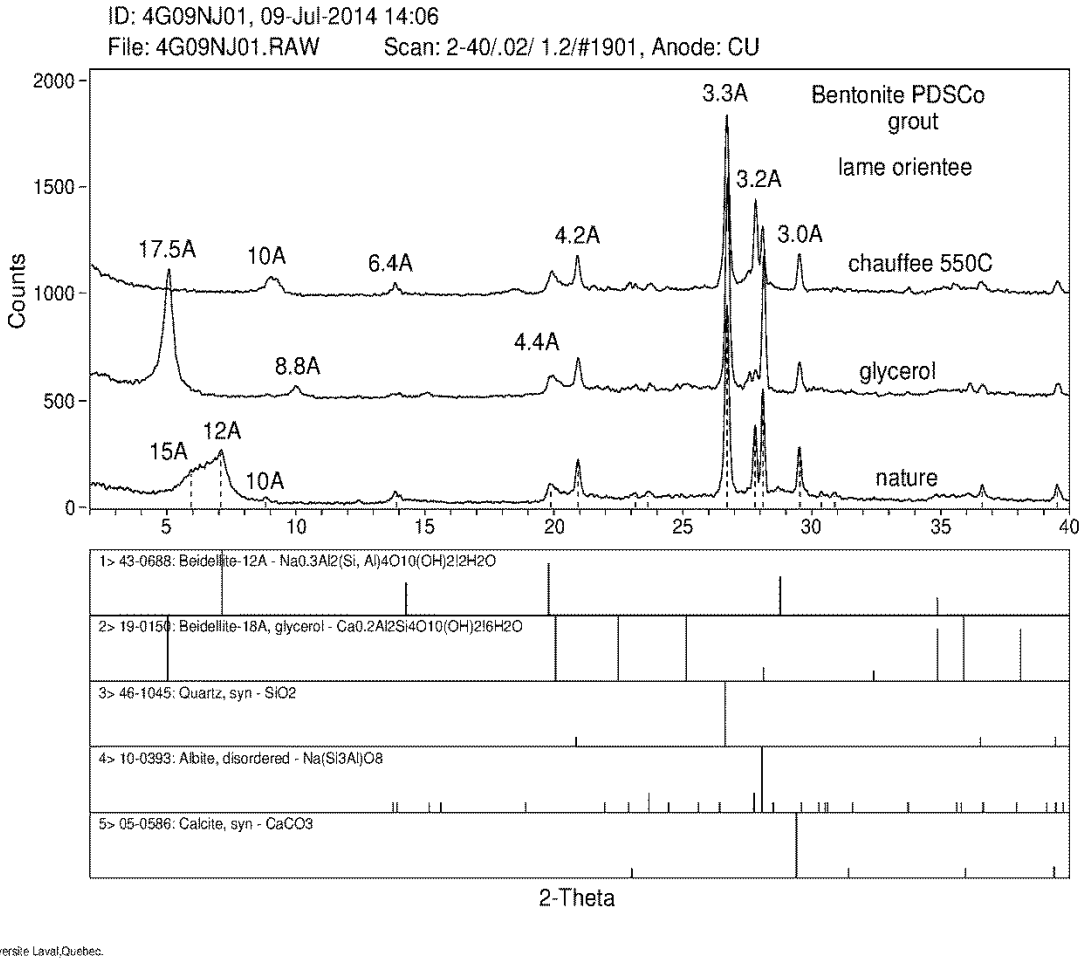


Flux de chaleur - essai du mélange 8,0% bentonite à Sr91%(-8ºC).

ANNEXE D – SUPPLÉMENT DE CARACTÉRISATION MINÉRALOGIQUE ET COMPOSITION CHIMIQUE DE LA BENTONITE



Diffractogramme de1a bentonite.



Diffractogramme de la bentonite.

Analyse C/S de la bentonite.

Échantillon	%C	%S
U29696	1,121	0,085
U29696	1,125	0,253
Moyenne	1,123	0,169

URSTM Unité de recherche et de service en technologie minérale
de l'Abitibi-Témiscamingue
445, boul. de l'Université
Rouyn-Noranda (Québec) J9X 5E4
Tél.: (819) 762-0971 poste 2555 • Fax: (819) 797-4872

Analyses chimiques ICP-AES de métaux lourds

Préparation: Melanie Belanger
Analyse: Mélanie Bélanger
Date d'analyse: 29 janvier 2014
Vérification: Marc Paquin
Projet: PI-Vincent

Éléments / Unités / LDM	As (mg/kg) 30	Be (mg/kg) 1	Bi (mg/kg) 30	Sb (mg/kg) 4	Se (mg/kg) 3	Te (mg/kg) 2
Bentonite 1 (U27694)	<30	<1	34	36	<3	<2
U27694 d	<30	<1	38	38	<3	<2

Notes: À moins d'avis contraire, la digestion est totale par $HNO_3/Br_2/HF/HCL$.

Approuvé par: Marc Paquin
2014.02.10
16:19:05 -05'00'
Marc Paquin, Chimiste

URSTM Unité de recherche et de service en technologie minérale
de l'Abitibi-Témiscamingue
445, boul. de l'Université
Rouyn-Noranda (Québec) J9X 5E4
Tél.: (819) 762-0971 poste 2555 • Fax: (819) 797-4872

Analyses chimiques ICP-AES de Digestions

Préparation: Mélanie Bélanger
Analyse: Mélanie Bélanger
Date d'analyse: 31 janvier 2013
Vérification: Marc Paquin
Projet: PI-Vincent

Éléments / LDM	Al 60,0	As* 5,00	Ba 5,00	Be* 5,00	Bi 5,00	Ca 60,0	Cd 5,00	Co 5,00	Cr 5,00	Cu 10,00	Fe 10,00	Mg 15,0	Mn 5,00	Mo 5,00	Ni 5,00	Pb 5,00	S 200	Sb 5,00	Se* 5,00	Sn 5,00	Ti 25,0	Zn 55,0
Bentonite 1 (U27694)	58520	<5	426	<5	<5	33040	<5	13	<5	<10	11270	6150	188	33	7	13	1448	<5	<5	<5	1592	<55

Notes: Tous les résultats sont exprimés en mg/Kg
À moins d'avis contraire, la digestion est totale par $HNO_3/Br_2/HF/HCL$.
*: La méthode de digestion utilisée peut volatiliser ces éléments(As, Be, Se)

Approuvé par: Marc Paquin
2014.02.17
09:31:24
-05'00'
Marc Paquin, Chimiste

ANNEXE E – DROITES DE CALIBRAGE DES SONDES 5TM ET APOGEE

Sondes de teneur en eau volumique et température 5TM de Decagon Devices

Les courbes de calibrage ont été réalisées sur :

- Le mélange gravier + 5.0 % bentonite
- Le mélange gravier + 6.5 % bentonite
- Le mélange gravier + 8.0 % bentonite

Caractéristiques des sondes utilisées :

Les principales caractéristiques des sondes 5TM sont présentées au tableau suivant :

Principales caractéristiques des sondes 5TM.

Teneur en eau volumique	**Plage de mesure**	0 à 100%
	Précision	± 0.02 cm^3/m^3 ± 2% TEV
	Résolution	0,0008 cm^3/m^3 entre 0.0% et 0.5% TEV
Température	**Plage de mesure**	-40.0°C à 60.0°C
	Précision	1.0°C
	Résolution	0.1°C
	Volume d'influence	0,3 L

Lors de la calibration, un paramètre important à considérer lors de l'installation des sondes est leur volume d'influence. Ces considérations géométriques sont pris en compte dans le choix des moules de calibration et lors de l'installation des sondes. Ainsi, pour chaque échantillon, trois sondes 5MT ont été placées dans un moule de 204 mm de diamètre par 108 mm de hauteur (voir photo du montage ci-dessous).

Moule et configuration de l'instrumentation utilisée pour le calibrage des sondes 5TM.

Méthode de calibrage :

Le calibrage des sondes 5TM pour les mélanges de gravier à 5.0%, 6.5% et 8.0% bentonite ont été réalisés à 5ºC. Cette température correspond à celle ciblée lors de la réalisation des essais de diffusion d'oxygène et d'infiltration en colonnes. Afin de garder un bon contrôle sur la porosité, seulement deux échantillons ont été utilisé par teneur en bentonite pour toutes les teneurs en eau. Le premier échantillon a été mis en place sec dans le moule pour obtenir la valeur à sec. Quatre autres teneurs en eau ont été obtenues pour des niveaux de saturation situés entre 30% et 100% à partir d'un échantillon mis en place à une teneur en eau de 10%. Des lectures de sondes ont été prises à cette teneur en eau. Ensuite, trois autres points de mesure ont été obtenus selon la procédure suivante:

1. L'échantillon est mis à l'étuve pour une durée de 6 à 10 h.
2. Le système d'acquisition de donné est branché aux sondes.
3. L'échantillon est refroidi à température pièce et recouvert d'une pellicule plastique.
4. Un temps de 36 à 48 h est alloué à l'équilibre du profil d'humidité du spécimen.
5. La masse totale de l'échantillon est prise en note.
6. Des lectures du signal ont été prises tout au long du processus et la valeur à l'équilibre a été considérée pour la courbe de calibrage.

Finalement, les teneurs en eau volumiques peuvent être calculées à partir des relations massiques entre l'échantillon sec et les échantillons humides selon :

$$\frac{Mt_{humide} - Mt_{sec}}{\left({}^{1g}/_{cm^3}\right) V_{moule}} = TEV\ (\theta)$$

Où;

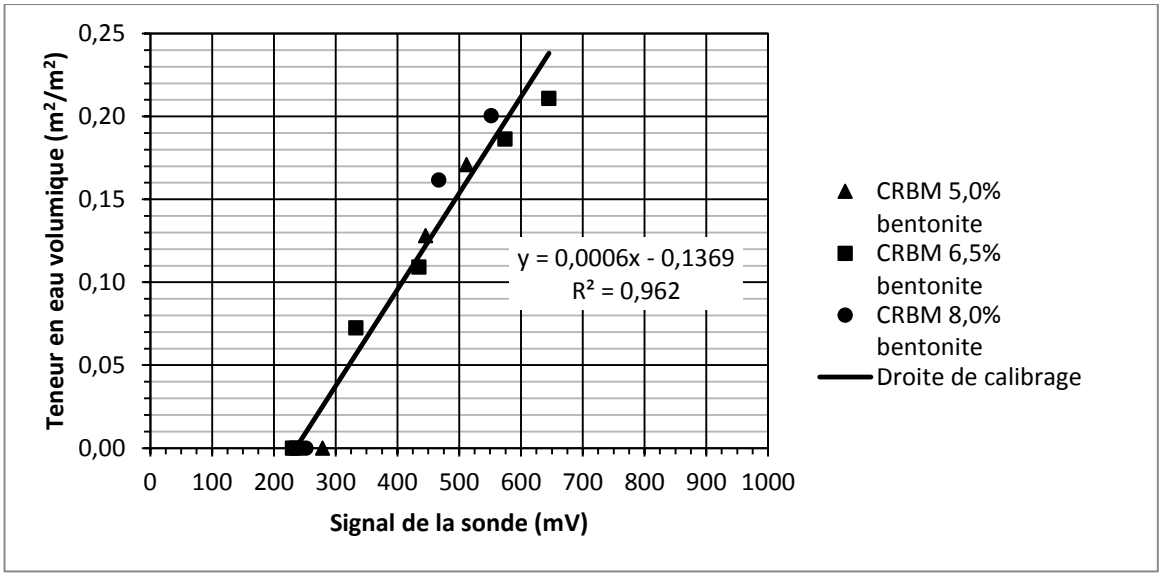
Mt_{humide} : Masse totale de l'échantillon humide (g)

Mt_{sec} : Masse totale de l'échantillon sec (g)

V_{moule} : Volume du moule (cm^3)

Courbe de calibrage :

Une régression linéaire simple des mesures de la teneur en eau volumique (entre 0 et 100 % de saturation) en fonction du signal des sondes (moyenne du signal des trois sondes) donne l'équation de la droite de calibrage pour tous les mélanges gravier-bentonite.



Droite de calibrage des sondes 5TM à 5°C.

Sondes à oxygène Apogee SO-110

Une courbe de calibrage a été produite pour chaque sonde Apogee SO-110 utilisées lors des essais en colonne.

Caractéristiques des sondes utilisées :

Les principales caractéristiques de sondes utilisées sont résumées au tableau suivant.

Principales caractéristiques des sondes Apogee SO-110.

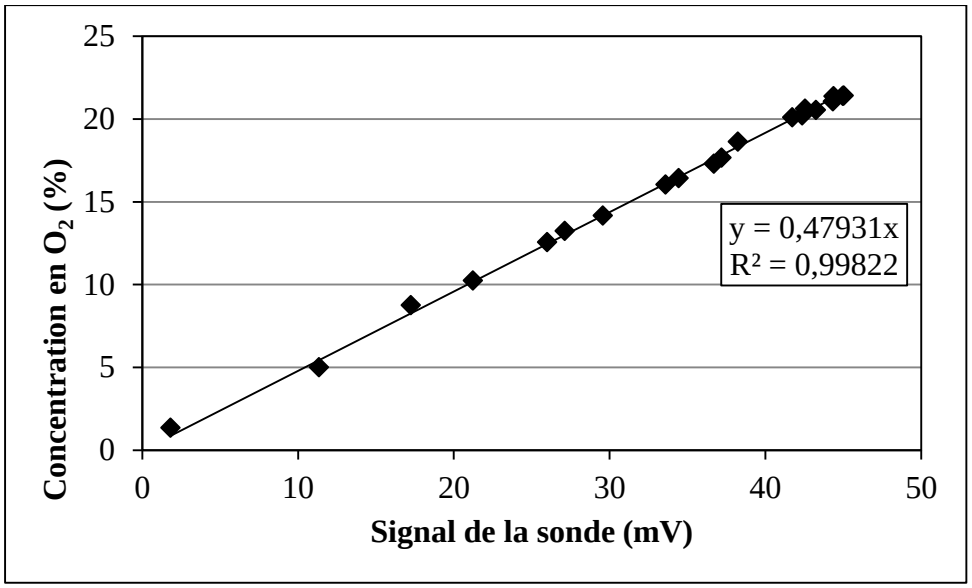
Plage de mesure	0 – 100% O_2
Sensibilité	2,6 mV par %O_2
Consommation d'oxygène	2,2 µmol O_2/jour
Répétabilité	< 0,1% du signal à 20,95% O_2
Signal à 0%	6% du signal à 20,95% O_2

Méthode de calibrage :

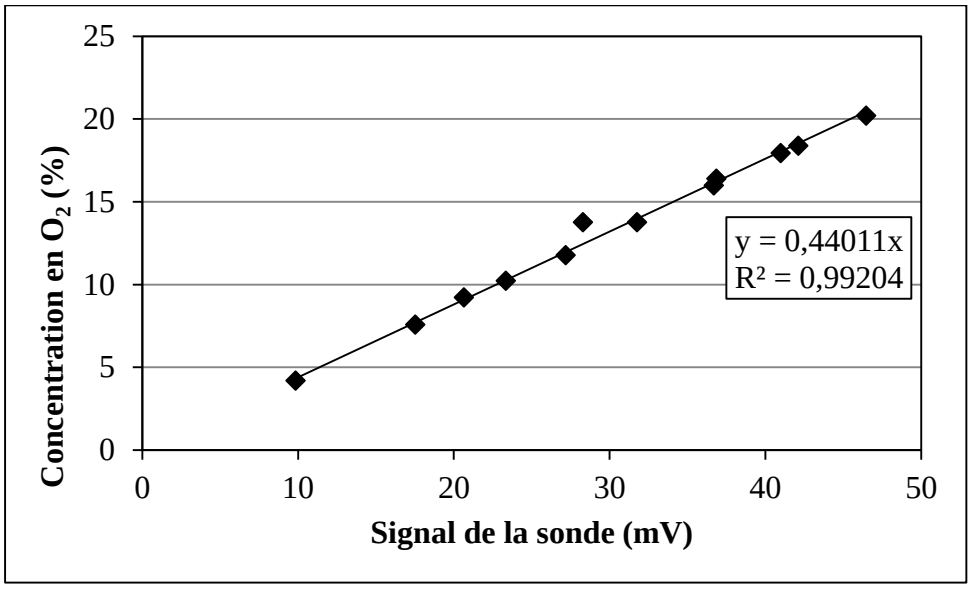
Les sondes Appogee SO-110 ont été calibrées directement dans les colonnes lors des essais de diffusion d'oxygène. Pour ce faire, des échantillons de gaz interstitiel ont été prélevés à partir des septums installés au niveau du bris capillaire des quatre colonnes à l'aide d'une seringue de 15 ml et analysés pour l'$O_{2(g)}$ en chromatographie gazeuse (appareil Agilent Technologies MicroGC). Ces échantillons ont été prélevés à différents moments lors des essais de diffusion d'oxygène de manière à obtenir des points de mesure de la concentration interstitielle en O_2 et du signal des sondes sur la plage 0 - 20,9 % O_2.

Courbe de calibrage :

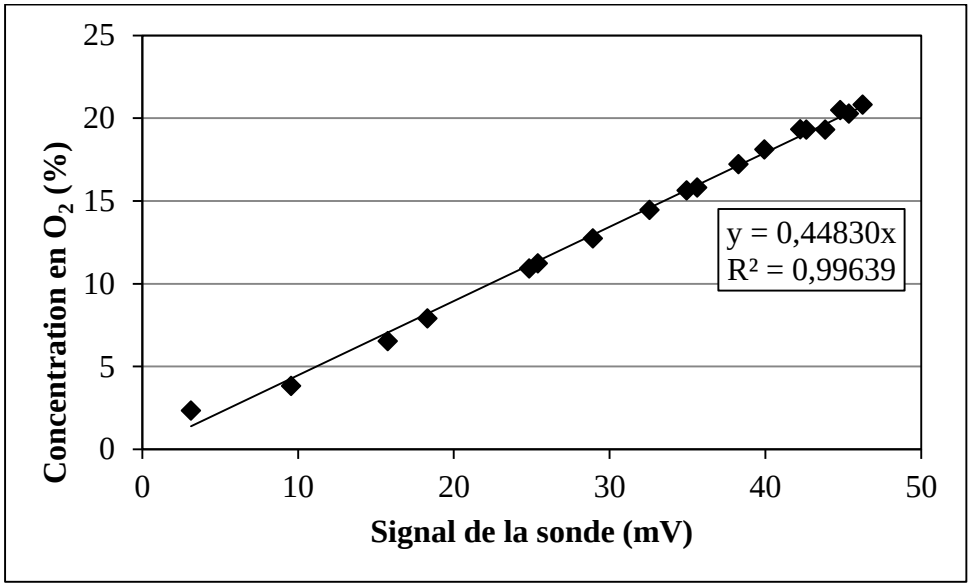
Une régression linéaire simple des mesures de la concentration en O_2 en fonction du signal des sondes donne l'équation de la droite de calibrage d'une sonde donnée. Les droites de calibrage des sondes installées aux colonnes 1, 2, 3 et 4 sont présentées aux figures ci-dessous.



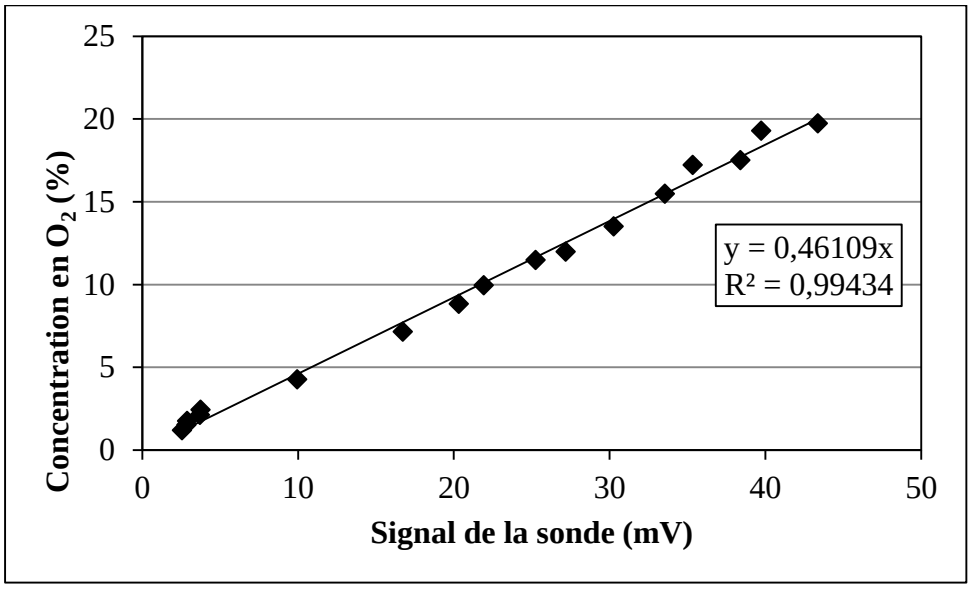
Concentration d'oxygène interprétée en fonction du signal de la sonde pour la colonne test.



Concentration d'oxygène interprétée en fonction du signal de la sonde pour la colonne 1.



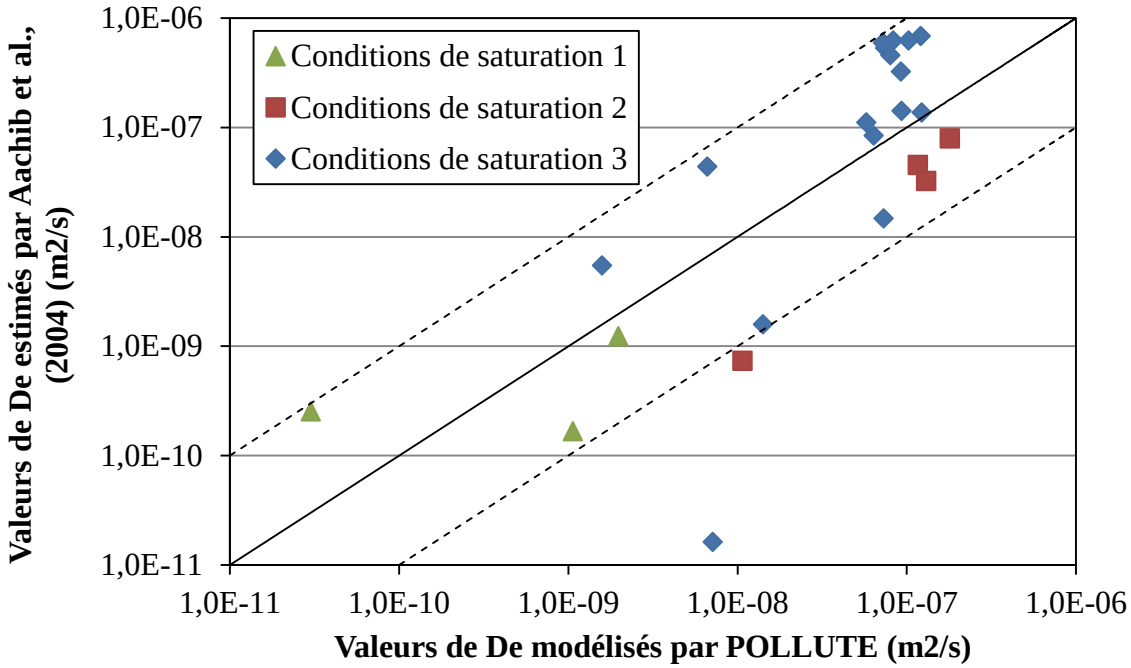
Concentration d'oxygène interprétée en fonction du signal de la sonde pour la colonne 2.



Concentration d'oxygène interprétée en fonction du signal de la sonde pour la colonne 3.

ANNEXE F – COMPARISON DES D_e ESTIMÉS PAR AACHIB 2004 ET CEUX MODÉLISÉS PAR POLLUTE

Une comparaison des valeurs de D_e estimés avec l'équation de Aachib et al., (2004) et des valeurs modélisées avec POLLUTE pour les conditions de saturation 1 (tout la MRL est saturée), 2 (le 40 cm du bas est saturé) et 3 (le 20 cm du bas est saturé) est présentée à la figure suivante. À titre de référence, l'intervalle ± 1 ordre de grandeur est indiqué sur le tableau.



Comparaison des valeurs modélisées par POLLUTEv6 et estimées par Aachib et al., 2004.