

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue

Étude du comportement thermique d'une halde à stériles en milieu nordique

ANDRÉE POIRIER

Département de génies civil, géologique et des mines

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

Génie minéral

Août 2019

© Andrée Poirier, 2019.

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue

Ce mémoire intitulé :

Étude du comportement thermique d'une halde à stériles en milieu nordique

présenté par **Andrée POIRIER**

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

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

Li LI, président

Bruno BUSSIÈRE, membre et directeur de recherche

Jean Côté, membre et codirecteur de recherche

Tikou BELEM, membre

DÉDICACE

À mon conjoint, ma famille et mes amis

REMERCIEMENTS

Je voudrais avant tout remercier sincèrement mon directeur de recherche, Bruno Bussière, pour son encadrement, son soutien et sa patience tout au long de mon projet de maîtrise. Merci particulièrement pour les nombreux encouragements. Je tiens également à exprimer ma reconnaissance envers mon codirecteur, Jean Côté, qui a entre autres, contribué grandement à approfondir mes connaissances nécessaires pour entreprendre ce projet.

Un grand merci aux membres et au président du jury d'examen. Je tiens à remercier la Mine Meadowbank particulièrement l'équipe du département de Géotechnique pour leur accueil et pour leur précieuse collaboration. Merci à la Chaire de recherche industrielle CRSNG-Polytechnique-UQAT sur la restauration des sites miniers de m'avoir permis de mener ce projet de recherche.

Merci à l'équipe de travail de l'UQAT et l'Université Laval, pour leur aide dans la réalisation des travaux de laboratoire. Particulièrement à Olivier Lachance, de l'Université Laval pour l'accueil et l'aide dans les essais de laboratoire. Merci à mes collègues et amis de l'UQAT pour le soutien et les encouragements nombreux. Un grand merci à Vincent Boulanger-Martel, pour l'aide pour les essais et pour l'accompagnement dans l'écriture de l'article.

J'offre mes remerciements à ma famille qui m'encourage dans tous mes projets. Finalement, je tiens à remercier sincèrement mon conjoint de m'avoir soutenu tout au long de ce projet de maîtrise.

RÉSUMÉ

Un défi important pour l'industrie minière est la restauration environnementale des haldes à stériles potentiellement génératrices de drainage minier acide (DMA). Le DMA se produit notamment lorsque les minéraux sulfureux composant les stériles miniers sont exposés à l'eau et à l'oxygène atmosphérique. La réaction d'oxydation qui en résulte entraîne la libération d'acide, de fer et de sulfate. Le lixiviat acide ainsi formé est alors susceptible de percoler dans la halde, de s'y enrichir en divers contaminants, puis de se déverser dans le milieu naturel sur de vastes étendues, entraînant une dégradation des écosystèmes à long terme. La formation de DMA peut être contrôlée en agissant sur un ou plusieurs de ces agents selon diverses techniques. Le contrôle de la température à l'aide de recouvrements isolants est une méthode spécifique aux régions nordiques. Cette méthode vise à incorporer les rejets miniers dans le pergélisol. À faibles températures, les cinétiques de réactions géochimiques et biochimiques sont presque nulles. Par conséquent, les réactions d'oxydation des rejets miniers réactifs sont ralenties, ce qui réduit la production de contaminants. De plus, le gel contrôle le mouvement des fluides dans la halde, ce qui limite la migration des contaminants.

Meadowbank est une mine aurifère située dans la région de Kivalliq au Nunavut (65°N). Un recouvrement isolant est mis en place pour la restauration des haldes à stériles de Meadowbank. La particularité du recouvrement de Meadowbank est qu'il est constitué de stériles non réactifs (NPAG). Afin d'évaluer l'efficacité du recouvrement à maintenir les stériles potentiellement générateurs d'acide (PAG) sous le point de congélation, 14 thermistances ont été installées sur une des haldes à stériles, entre 2013 et 2015.

L'objectif de la présente étude est d'évaluer le comportement thermique d'un système de recouvrement isolant construit sur la halde à stériles de Meadowbank. Les objectifs spécifiques du projet sont : (1) caractériser les matériaux du recouvrement et des stériles potentiellement réactifs; (2) échantillonner et analyser les mesures des températures *in situ*; (3) développer un modèle numérique calibré selon les propriétés des matériaux et les conditions de terrain; et (4) identifier les principaux mécanismes de transfert de chaleur dans la halde à stériles de Meadowbank à partir des mesures *in situ* et des résultats d'analyses numériques.

Pour atteindre ces objectifs, des travaux de caractérisations des propriétés hydrogéologiques, minéralogiques et thermiques ont été entrepris, et ce, pour les deux types de stériles, NPAG et

PAG. Les résultats montrent que les matériaux ont des propriétés hydrogéologiques typiques de stériles miniers (conductivité hydraulique saturée de $1,3 \times 10^{-1}$ cm/s pour le NPAG et de $1,1 \times 10^{-1}$ cm/s pour le PAG) avec des pressions d'entrée d'air inférieures à 5 cm. Les propriétés hydrogéologiques sont aussi très semblables entre les 2 types de stériles, à l'exception que le NPAG ($C_U = 284$ et un $D_{10} = 0.04$ mm) contient une plus grande proportion de particules fines que le PAG ($C_U = 13$ et un $D_{10} = 1.01$ mm). Le NPAG est principalement composé de talc (31%) et les chlorites (26%), tandis que les deux principaux minéraux identifiés pour le PAG sont le quartz (44%) et les chlorites (14%). La caractérisation des propriétés thermiques a permis d'évaluer la conductivité thermique des solides à 5,27 W/m K pour le PAG et à 4,80 W/m K pour le NPAG. De plus, selon les essais réalisés sur différentes granulométries, aucun effet d'échelle des propriétés thermiques n'est attendu pour les 2 matériaux. L'étude plus poussée des propriétés thermiques des solides pour le NPAG a démontré l'importance de prendre en considération la composante directionnelle de la conductivité thermique pour certains minéraux, tels que le talc, lorsque la méthode de la sonde à aiguille était utilisée.

L'évaluation des profils de températures *in situ* a démontré que la halde n'avait pas encore atteint l'équilibre thermique. À l'interface entre le recouvrement et les stériles potentiellement réactifs, la température moyenne globale est de $-6,2$ °C. Les profondeurs de la couche active ont été évaluées entre 1,9 m et 7,9 m, avec une moyenne de 3,9 m. En 2016 et 2017, 3 chaînes de thermistances ont révélé des profondeurs de dégel sous l'interface NPAG/PAG. Toutefois, une diminution des profondeurs a été observée entre les années de l'étude. Les profils de températures ont aussi montré des indices de chaleur latente dans les huit premiers mètres de la halde pour quatre stations.

La modélisation numérique a été utilisée pour mieux comprendre les processus de transfert de chaleur dans la halde. Le modèle numérique unidimensionnel en conduction avec changement de phase a été calibré selon les propriétés des matériaux et les conditions de terrain. Le calibrage du modèle a démontré que les propriétés des matériaux avaient peu d'influence sur les températures. Les paramètres météorologiques au cours des calibrages n'ont révélé aucune tendance selon l'orientation des pentes ni des différences significatives des températures maximales près de l'interface NPAG/PAG avec une variation du rayonnement net. En général, les modèles calibrés selon différents scénarios présentaient des températures plus froides que les températures mesurées pour toutes les années, mais la tendance était sensiblement la même que les températures mesurées.

La modélisation en 2D a montré la présence d'effet de bord, mais l'effet était prononcé du côté des températures froides et avait peu d'influence sur les températures chaudes près de la surface, donc sur la profondeur de la couche active. Les profils de température de la modélisation 2D comparés à la modélisation 1D étaient très similaires et montrent que l'analyse des températures en 1D peut être considérée comme adéquate pour prédire le comportement thermique global d'une halde à stériles comme celle de Meadowbank.

Finalement, le travail de recherche a permis de mieux comprendre les transferts de chaleur dans la halde à stériles de Meadowbank. À la suite de ces travaux, il est recommandé de poursuivre la collecte de données avec une attention particulière pour les chaînes de thermistances où le dégel se propageait sous le recouvrement. Il serait aussi intéressant d'évaluer la température critique afin de faire le lien entre les températures et le potentiel de génération d'acide des stériles. Finalement, il serait pertinent de mesurer les teneurs en eau et d'étudier la formation de glace près de la base de la couche active afin de voir l'effet sur les mouvements d'eau et les transferts de chaleur.

ABSTRACT

A major challenge for the mining industry is the environmental reclamation of waste rock piles (WRPs) potentially generating acid rock drainage (ARD). ARD occurs especially when the sulfide minerals present in the mine waste rock are exposed to water and atmospheric oxygen. The resulting oxidation reaction causes the release of acid, iron, and sulfate. The acid leachate thus formed is then likely to percolate into the WRP, to become rich in various contaminants, and then to flow into the natural environment, leading to long-term ecosystem degradation over large areas. The formation of ARD can be controlled by acting on one or more agents according to various techniques. Temperature control with insulating covers is a unique technic to northern regions. This method aims to incorporate mine waste rocks into permafrost. At low temperatures, the kinetics of geochemical and biochemical reactions are almost zero. As a result, oxidation reactions from reactive mineral waste rocks are slowed down, reducing the production of contaminants. Also, the freezing controls the movement of fluids in the pile, which limits the migration of contaminants. Meadowbank is a gold mine located in the Kivalliq region of Nunavut (65 ° N). At Meadowbank, an insulation cover is in place for the reclamation of the WRP. The special feature of the Meadowbank cover is that it consists of non-reactive waste rock (NPAG). In order to evaluate the effectiveness of the cover at keeping potentially acid-generating waste rocks (PAG) below the freezing point, 14 thermistors were installed on the waste rocks pile between 2013 and 2015.

The objective of this study is to evaluate the thermal behavior of an insulating cover system built on the Meadowbank WRP. The specific objectives of the project are: (1) characterize the cover materials and the reactive waste rock; (2) sample and analyze in situ temperature measurements; (3) develop a numerical model calibrated according to material properties and field conditions; and (4) identify the main heat transfer mechanisms in the Meadowbank WRP from in situ measurements and numerical analysis results.

To achieve the objectives, characterization work on hydro geological, mineralogical and thermal properties was undertaken, for both types of materials, NPAG and PAG. The results show that the materials have typical hydro geological properties of waste rock (saturated hydraulic conductivity of 1.3×10^{-1} cm/s for NPAG and 1.1×10^{-1} cm/s for PAG) with air entry value of less than 5 cm. The hydro geological properties are also very similar between the two types of materials, except that the NPAG ($C_U = 284$ and a $D_{10} = 0.04$ mm) contains a greater proportion of fine particles than

the PAG ($C_U = 13$ and a $D_{10} = 1.01$ mm). NPAG is mainly composed of talc (31%) and chlorites (26%), while the two main minerals identified for PAG are quartz (44%) and chlorites (14%). The characterization of the thermal properties of the solids was evaluated at 5.27 W/m K for the PAG and 4.80 W/m K for the NPAG. Further study of the thermal properties of solids for NPAG demonstrated the importance of considering the oriented component of thermal conductivity for certain minerals, such as talc, when the needle probe method was used. Moreover, according to the tests carried out on different particle sizes, no scale effect of the thermal properties is expected for the two materials.

The evaluation of in situ temperature profiles demonstrated that the pile had not yet reached thermal equilibrium. At the interface between the cover and the reactive waste rock, the mean global temperature was -6.2 ° C. The depths of the active layer were evaluated between 1.9 m and 7.9 m, with an average of 3.9 m. In 2016 and 2017, three thermistor chains revealed lower thaw depths than the NPAG/PAG interface. However, a decrease in depths was observed between years of the study. Temperature profiles also showed latent heat indices in the first eight metres of the WRP for four stations.

Numerical modeling has been used to better understand the processes of heat transfer in the pile. The one-dimensional numerical model in phase change conduction has been calibrated according to material properties and field conditions. Calibration of the model demonstrated that the properties of the materials had little influence on the model. Meteorological parameters during calibration revealed no trend in slope orientation, nor significant differences in maximum temperatures near the NPAG/PAG interface with net radiation variation. In general, the calibrated models had cooler temperatures than the temperatures measured for all year, but the trend was roughly the same as measured temperatures.

Numerical modeling in 2D showed the presence of edge effects, but the effect was pronounced in cold temperatures and had little influence on warm temperatures near the surface, so on the thaw depth. The temperature profiles of 2D modeling compared to 1D modeling was very similar and showed that 1D temperature analysis can be considered adequate to predict the overall thermal behavior of a waste rock pile such as Meadowbank.

Finally, research work allowed to better understand heat transfer in the Meadowbank waste rock pile. As a result of this work, it is recommended to continue the data collection with a particular

attention to the thermistor chains where the thaw was observed under the cover. It would also be interesting to evaluate the critical temperature in order to make the connection between the temperatures and the acid generation potential of the waste rock. Finally, it would be relevant to measure water levels and study ice formation near the base of the active layer to see the effect on water movement and heat transfer.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	I
REMERCIEMENTS	II
RÉSUMÉ.....	III
ABSTRACT	VI
TABLE DES MATIÈRES	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XIII
LISTE DES FIGURES.....	XVI
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXII
LISTE DES ANNEXES.....	XXX
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	31
1.1 Drainage minier contaminé provenant des stériles miniers	31
1.2 Méthode de prévention du DMA	34
1.3 Recouvrements isolants.....	35
1.4 Contexte et objectifs du projet de recherche	37
1.5 Structure du mémoire	38
1.6 Retombées potentielles du projet	38
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	40
2.1 Généralités sur les haldes à stériles	40
2.1.1 Propriétés géotechniques.....	41
2.1.2 Construction des haldes à stériles.....	43
2.2 Transferts de chaleur en milieu poreux	46
2.2.1 Conduction	47
2.2.2 Convection	54

2.2.3	Radiation	56
2.2.4	Chaleur latente.....	58
2.2.5	Chaleur interne	59
2.2.6	Échange de chaleur avec l'extérieur de la halde à stériles	60
2.3	Mouvement de l'eau dans les haldes à stériles.....	63
2.3.1	Advection de l'eau	64
2.3.2	Mouvement de la vapeur d'eau	65
2.3.3	Équation de l'écoulement de l'eau dans un milieu poreux	65
2.3.4	Conductivité hydraulique saturée.....	67
2.3.5	Courbe de rétention en eau.....	68
2.3.6	Fonction de perméabilité.....	72
2.4	Mouvement des gaz dans les haldes à stériles.....	74
2.4.1	Diffusion.....	74
2.4.2	Advection	76
2.5	Modèle conceptuel	79
2.6	Études de cas sur les transferts de chaleur dans les haldes à stériles et les recouvrements thermiques	83
2.6.1	Transferts de chaleur dans les haldes à stériles	83
2.6.2	Recouvrements thermiques	84
CHAPITRE 3 APPROCHES MÉTHODOLOGIQUES.....		86
3.1	Description du site à l'étude.....	86
3.1.1	Données météorologiques	91
3.1.2	Instrumentation.....	95
3.2	Caractérisation des matériaux	99
3.2.1	Contexte géologique.....	99

3.2.2	Distribution granulométrique	99
3.2.3	Densité relative des grains.....	101
3.2.4	Propriétés hydrogéologiques.....	102
3.2.5	Propriétés géochimiques et minéralogiques.....	107
3.2.6	Conductivité thermique.....	109
3.2.7	Modélisations numériques.....	118
CHAPITRE 4 ARTICLE 1: THERMAL BEHAVIOR OF WASTE ROCK PILE IN ARCTIC REGION: THE MEADOWBANK CASE STUDY.....		123
	Abstract	123
	Résumé.....	123
4.1	Introduction.....	125
4.2	Materials and Methods.....	126
4.2.1	Site description.....	126
4.2.2	Meteorological data.....	128
4.2.3	Instrumentation.....	130
4.2.4	Material properties	131
4.2.5	Thermal modeling.....	138
4.2.6	Numerical simulation approach	138
4.2.7	Model calibration	139
4.2.8	Model performance	141
4.3	Meadowbank waste rock pile thermal behavior: main results	142
4.3.1	In situ temperature profiles	142
4.3.2	Subsurface temperatures and thaw depths	146
4.4	Numerical modeling.....	148
4.4.1	Model calibration to material properties	149

4.4.2	Model calibration to weather parameters	150
4.5	Discussion	156
4.5.1	Material properties and hypotheses.....	156
4.5.2	Heat transfers mechanisms.....	156
4.5.3	Weather parameters.....	157
4.6	Concluding remarks	158
	References	160
CHAPITRE 5	DISCUSSION GÉNÉRALE	164
5.1	Conductivité thermique des stériles	164
5.2	Effet 2D sur les températures en bordure de la halde à stériles	168
5.3	Calibrage de la radiation nette.....	178
CHAPITRE 6	CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS	180
6.1	Conclusion.....	180
6.2	Recommandations	182
RÉFÉRENCES.....		183
ANNEXES		192

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 : Paramètres granulométriques de divers stériles miniers	42
Tableau 2.2 : Degré de saturation et porosité de diverses haldes à stériles.....	43
Tableau 2.3 : Conductivité thermique de différents constituants d'un sol (Fredlund et al., 2012)	48
Tableau 2.4: Conductivité thermique de diverses haldes à stériles.....	49
Tableau 2.5 : Paramètres empiriques pour l'estimation de la conductivité thermique (Côté et Konrad, 2005b).....	51
Tableau 2.6 : Valeurs du paramètre empirique β par type de sol	52
Tableau 2.7: Valeurs moyennes de conductivité thermique (λ_s) de particules solides	53
Tableau 2.8: Capacité thermique massique et volumique de quelques constituants du sol (modifié de Mbonimpa et Aubertin, 2003 et Musy et Soutter, 1991).....	54
Tableau 2.9: Équations du facteur d'échange E selon diverses études (Fillion et al., 2011).....	57
Tableau 2.10: Perméabilité à l'air de diverses haldes à stériles (Amos et al., 2015 et Lahmira, 2009)	79
Tableau 3.1 : Températures de l'air et les indices de gel et de dégel calculés	91
Tableau 3.2: Caractéristiques des différentes chaînes de thermistances	97
Tableau 3.3 : Paramètre physiques des stériles PAG et NPAG	101
Tableau 3.4 : Densité relative des grains des stériles étudiés.....	102
Tableau 3.5 : Conductivité hydraulique saturée des stériles PAG et NPAG	103
Tableau 3.6 : Données des CRE pour les stériles PAG et NPAG utilisées dans les simulations numériques	106
Tableau 3.7 : Composition minéralogique et résultats des tests statiques des stériles PAG et NPAG	109
Tableau 3.8 : Essais de détermination de la conductivité thermique des stériles miniers.....	110
Tableau 3.9 Conductivités thermiques évaluées pour les stériles PAG	115

Tableau 3.10 : Conductivités thermiques gelées et non gelées à différents degrés de saturation pour les stériles PAG	116
Tableau 3.11 : Conductivité thermique évaluée pour les stériles NPAG.....	117
Tableau 3.12 : Conductivité thermique gelée et non gelée à différents degrés de saturation pour les stériles NPAG.....	117
Table 4.1 : Thermistor string specifications.....	130
Table 4.2: Mineralogical composition and static test results.	133
Table 4.3: Summary of materials' physical and hydrogeological properties.....	135
Table 4.4: Côté et Konrad (2005a, 2009) generalized thermal conductivity model equations.	137
Table 4.5: Côté and Konrad (2005a, 2009) thermal conductivity model fitting parameters.	137
Table 4.6: Meadowbank WRP thaw depths (m) from 2014 to 2017	148
Table 4.7: Scenarios of thermal properties of model sensitivity to material properties.....	149
Table 4.8: R^2 , total RMSE and annual RMSE of observed and modeled 2014 to October 2017 daily temperatures at RSF-3 station.	150
Table 4.9: Best-fitted parameters for all modeled stations and the associated RMSE and R^2	154
Tableau 5.1 : Analyses minéralogiques des différents échantillons de NPAG	165
Tableau 5.2 : Conductivités thermiques des solides des stériles NPAG prédites et mesurées	167
Tableau 5.3 : Propriétés des matériaux utilisés dans la modélisation en 2D	169
Tableau A.1 Résultats des essais de conductivité thermique à la cellule de conductivité thermique aux fluxmètres des échantillons cylindriques.....	192
Tableau A.2 : Résultats des essais de conductivité thermique par la cellule à fluxmètres pour les échantillons de 0-20 mm de stériles PAG	198
Tableau A.3 : Résultats des essais de conductivité thermique par la méthode de la sonde à aiguille	204
Tableau C.1 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-3	213
Tableau C.2 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-3 (suite).....	214

Tableau C.3 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-4	215
Tableau C.4 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-5	216
Tableau C.5 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-5 (suite).....	217
Tableau C.6 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-6	218
Tableau C.7 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-6 (suite).....	219
Tableau C.8 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-7	220
Tableau C.9 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-8	221
Tableau C.10 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-9	222
Tableau C.11 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-10	223
Tableau C.12 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-11	224
Tableau C.13 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-12	225
Tableau C.14: Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-13	226
Tableau C.15 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-14	226
Tableau C.16 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-15	227
Tableau C.17: Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-16	227

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 Étapes de formation du DMA (Lahmira, 2009).....	33
Figure 1.2 : Profil de température d'un pergélisol, modifié de Andersland et Ladanyi (2004).....	36
Figure 1.3 : Épaisseur estimée de la couche active pour les résidus et stériles miniers dans les régions de pergélisol (AGRA, 1996).....	36
Figure 2.1: Méthodes de construction des haldes à stériles (tiré de Herasymuik, 1996, et adapté selon Martin, 2004)	45
Figure 2.2: Représentation schématique de la structure interne d'une halde à stériles construite sur un terrain plat en 2 bancs (Aubertin et al., 2008).....	46
Figure 2.3 Mécanismes de transfert de chaleur dans les sols selon le diamètre D_{10} des particules et le degré de saturation (tiré de Stevens (2018) et modifié de Johansen, 1977).....	47
Figure 2.4: Courbe de rétention en eau schématisée pour un sable et un silt (Aubertin et al., 1995; adaptée de Freeze et Cherry, 1979).....	69
Figure 2.5: Variation de la conductivité hydraulique en fonction de la succion.....	73
Figure 2.6: Perméabilité relative en fonction de la saturation (Lefebvre, 1994)	77
Figure 2.7 : Modèle conceptuel des différents processus et mécanismes internes et externes qui peuvent influencer les régimes thermiques d'une halde à stériles.	82
Figure 2.8 : Sommaire des recouvrements thermiques (i.e. conduction et chaleur latente) construits sur des haldes à stériles dans des projets miniers canadiens.	85
Figure 3.1 : Localisation de la mine Meadowbank (GOOGLE EARTH, 2016).....	86
Figure 3.2 : RSF-de Portage vue du sud-ouest de la halde (photo du 12 juillet 2016)	88
Figure 3.3 Dimensions des bancs de PAG (vert) et de l'épaisseur de la couche isolante de NPAG (bleu) conçu par AEM, le tout déposé sur une couche de till (rouge).....	89
Figure 3.4 : Localisation de la halde à stériles RSF de Portage sur le site de Meadowank (transmise par AEM en 2016).....	90

Figure 3.5 : Données météorologiques pour la période de janvier 2014 à octobre 2017; A) pluies et chutes de neige quotidiennes et cumulatives; B) Température journalière de l'air minimale, maximale, moyenne, MAAT et la fonction sinusoïdale de la température de l'air; C) humidité relative moyenne mensuelle; D) rayonnement net moyen mensuel; et E) vitesse moyenne du vent par mois	92
Figure 3.6 : Couvert de neige sur la RSF de portage, A) 1 ^{er} décembre 2017 et B) 3 décembre 2017	93
Figure 3.7 : Neige et glace visibles entre les blocs de stériles et granoclassement sur la façade nord de la RSF de portage (photo prise le 12 juillet 2016).....	94
Figure 3.8 : Rose des vents A) Fréquence (%) et B) vitesse (km/h) (OKC, 2016).....	94
Figure 3.9: Emplacement des thermistances de la RSF de Portage, (Transmise par AEM).....	96
Figure 3.10 : Distribution granulométrique des stériles PAG et NPAG tronqués à 50 mm (laboratoire).....	100
Figure 3.11 : Distribution granulométrique des stériles PAG par analyse d'images (AEM).....	101
Figure 3.12 : Courbe de rétention en eau des stériles NPAG (laboratoire).....	104
Figure 3.13 : Courbe de rétention en eau des stériles PAG (laboratoire).....	105
Figure 3.14 : Courbes de rétention en eau pour les stériles PAG et NPAG utilisées dans les modélisations numériques	106
Figure 3.15 : Fonctions de perméabilités des stériles PAG et NPAG.....	107
Figure 3.16 : Montage expérimental de la cellule thermique à fluxmètre de l'étude	111
Figure 3.17 : Blocs utilisés pour le carottage et cylindres de stériles utilisés pour la détermination de la conductivité thermique	113
Figure 3.18 : Montage de l'instrumentation de la sonde à aiguille	114
Figure 3.19 Modèle Côté et Konrad (2005a, 2009) calibré pour les stériles PAG gelés et non gelés	116
Figure 3.20 : Modèle Côté et Konrad (2005a, 2009) calibré pour les stériles NPAG gelé et non gelé	118

Figure 4.1: Meadowbank Portage WRP configuration and location of thermistor string stations.	127
Figure 4.2 : Weather data for January 2014 to October 2017. A) Daily and cumulative rainfall and snowfall; B) Minimum, maximum, and average daily air temperature, MAAT, and sinusoidal air temperature function; C) Monthly average relative humidity; D) Monthly average net radiation; and E) Monthly average wind speed.....	129
Figure 4.3: The one-dimensional layout of numerical model structures. A) In situ temperatures at RSF-3 as top and bottom boundary conditions; B) In situ temperatures and station groundwater table depth as bottom boundary conditions; SEEP/W land climate interaction and TEMP/W surface energy balance as top boundary conditions.....	141
Figure 4.4: Monthly average 2016 temperatures and 2014 to 2017 monthly average minimum and maximum temperatures (black lines) for A) RSF-3 and B) RSF-6.....	143
Figure 4.5 : Thermistor string RSF-5 monthly average temperature profiles A) 2014; B) 2015; C) 2016; and D) 2017.....	144
Figure 4.6: RSF-4 monthly average 2014 and 2015 temperature profiles.....	145
Figure 4.7: Available thermistor strings minimum and maximum temperature profiles for 2016.	147
Figure 4.8: RSF-3 measured and modeled temperatures with variations in snow thickness (0% to 10% snowfall) and net radiation (50 to 100%) for 2015 and 2016 at: A) 0.5 m depth, 173.5 MASL; B) 2.5 m depth, 171.5 MASL; and C) 4.5 m depth, 169.5 MASL.....	152
Figure 4.9: Computed R^2 and RMSEs for modeled versus observed temperatures in RSF-3 best fit weather scenario from 2014 to 2017.	153
Figure 4.10: Comparison of maximum and minimum (when observed temperatures are available) modeled (solid lines) and observed (dash lines) 2016 temperature profiles for: A) RSF-3, B) RSF-5, C) RSF-6, D) RSF-8, E) RSF-10, F) RSF-12, G) RSF-14, and H) RSF-16.	155
Figure 5.1 : Géométrie du modèle en 2D	170

Figure 5.3 : Maillage et conditions frontières du modèle 2D en régime transitoire et positionnement des profils des températures : A) distance de 13 m du côté, B) distance de 8 m du côté et C) distance de 4 m du côté.	173
Figure 5.4 : Contour de température du modèle en régime permanent et conditions frontières du modèle en régime permanent : température de -23°C à la surface (ligne bleue), de -3°C à 8.5 m de profondeur (ligne verte) et -7°C à la limite entre le PAG et le till (ligne jaune) et à la base du substrat rocheux modélisé (ligne rouge).	174
Figure 5.5 : Condition frontière de température appliquée à la surface du modèle 2D	175
Figure 5.6 : Profils de température à 13 m du côté de la halde (A) de la modélisation en 2D	175
Figure 5.7 : Profils de température à 8 m du côté de la halde (B) de la modélisation en 2D.....	176
Figure 5.8 : Profils de température à 4 m du côté de la halde (C) de la modélisation en 2D.....	176
Figure 5.9 : Les profils de températures maximales et minimales en bordure et au centre du plateau	177
Figure 5.10 : Profils de températures maximales et minimales au centre du plateau (13 m du côté, A) et selon la modélisation en 1D	177
Figure A.1 : Températures lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_A.....	193
Figure A.2 : Flux thermiques lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_A.....	193
Figure A.3 : Températures lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_A_2.....	194
Figure A.4 : Flux thermiques lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_A_2.....	194
Figure A.5 : Températures lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_B.....	195
Figure A.6 : Flux thermiques lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_B.....	195

Figure A.7 : Températures lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_B_2.....	196
Figure A.8 : Flux thermiques lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_B_2.....	196
Figure A.9 : Températures lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-PAG	197
Figure A.10 : Flux thermiques lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-PAG	197
Figure A.11 : Températures des essais à l'état sec.....	199
Figure A.12 : Flux thermiques de l'essai à l'état sec	199
Figure A.13: Températures de l'essai à 67% de saturation et l'état non gelé ($\lambda_{Sr_{67_u}}$) pour le 0-20 mm PAG.....	200
Figure A.14: Flux thermiques de l'essai à 69% de saturation et l'état non gelé ($\lambda_{Sr_{67_u}}$) pour le 0-20 mm PAG.....	200
Figure A.5 : Températures de l'essai à 69% de saturation et l'état gelé ($\lambda_{Sr_{69_f}}$) pour le 0-20 mm PAG.....	201
Figure A.16 : Flux thermiques de l'essai à 69% de saturation et l'état gelé ($\lambda_{Sr_{69_f}}$) pour le 0-20 mm PAG.....	201
Figure A.17 : Températures de l'essai à 21% de saturation et l'état non gelé ($\lambda_{Sr_{21_u}}$) pour le 0-20 mm PAG.....	202
Figure A.18: Flux thermiques de l'essai à 21% de saturation et l'état non gelé ($\lambda_{Sr_{21_u}}$) pour le 0-20 mm PAG.....	202
Figure A.19 : Températures de l'essai à 22% de saturation et l'état gelé ($\lambda_{Sr_{22_f}}$) pour le 0-20 mm PAG.....	203
Figure A.20 : Flux thermique l'essai à 22% de saturation et l'état gelé ($\lambda_{Sr_{22_f}}$) pour le 0-20 mm PAG.....	203
Figure A.21 : Résultats des conductivités thermiques pour le 0-1,25 mm PAG.....	204

Figure A.22 : Résultats des conductivités thermiques pour le 1,25-5 mm PAG.....	205
Figure A.23 : Résultats des conductivités thermiques pour le 0-1,25 NPAG.....	205
Figure A.24 : Résultats des conductivités thermiques pour le 1,25-5mm NPAG.....	206

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

a	Air
α	Facteur de forme pour S_s
ABA	« Acid base accounting »
α_c	Chaleur dégagée (MJ)
a_c	Coefficient d'adhésion du modèle MK
AEM	Agnico Eagle Mine
AEV	Pression d'entrée de l'air
a_f	Facteur de forme
AP; PA	Potentiel de génération d'acide
ARD	Acid rock drainage
ASTM	American society for testing materials
a_v	Paramètre d'ajustement du modèle van Genuchten
β	Paramètre empirique qui donne la pente de la relation $\kappa_{2P} - \lambda_a/\lambda_s$.
B	Coefficient thermique d'expansion
BC	Boundary condition
C_1	Constante de modèle de Taylor et Budhu
°C	Degré Celsius, unité
C	Concentration d'oxygène (mol/m^3)
C_{tot}	Carbone total
C_a	Capacité thermique volumique de l'air ($\text{J}/\text{m}^3 \text{K}$)
CaCO_3	Calcite
$(\text{Ca}, \text{Mg}(\text{CO}_3)_2$	Dolomite
C_i	Capacité thermique volumique de la glace ($\text{J}/\text{m}^3 \text{K}$)
cm	Centimètre, unité de longueur
C_{o_a}	Concentration d'oxygène dans l'air à l'équilibre [ML^{-3}]
C_{o_w}	Concentration d'oxygène dans l'eau [ML^{-3}]
c_p	Capacité thermique massique ($\text{J}/\text{kg} \cdot \text{K}$ ou $\text{J}/\text{kg} \cdot ^\circ\text{C}$)

$c_{p(s,w,i,a)}$	Capacité massique l'eau non gelée (<i>w</i>), les solides (<i>s</i>), la glace (<i>i</i>) et l'air
C_ψ	Cacteur du modèle MK
CRE	Courbe de rétention en eau
C_T	Capacité thermique volumique ($J/m^3 K$)
C_U	Coefficient d'uniformité
C_w	Capacité thermique volumique de l'eau ($J/m^3 K$)
D^*	Coefficient de diffusion apparent [L^2T^{-1}]
D_1	Paramètre de l'équation de Newman ($m^3 \cdot s/kg$)
D_2	Paramètre de l'équation de Newman ($m^2/^\circ Cs$)
D_{10}	Diamètre des particules qui correspond à 10% passant sur la courbe
D_{50}	Diamètre des particules qui correspond à 50% passant sur la courbe
D_{60}	Diamètre des particules qui correspond à 60% passant sur la courbe
D_{90}	Diamètre des particules qui correspond à 90% passant sur la courbe
D_{max}	Diamètre des particules qui correspond à 10% passant sur la courbe
D_a^0	Coefficients de diffusion libre de l'air [L^2T^{-1}]
D_e	Coefficient de diffusion effectif [L^2T^{-1}]
D_H	Diamètre équivalent des grains
$D_{H,CL}$	Diamètre équivalent des grains – Chapuis et Légaré
DMA	Drainage minier acide
DNC	Drainage neutre contaminé
DRX; XRD	Diffraction des rayons X
D_w^0	Coefficients de diffusion libre de l'eau [L^2T^{-1}]
E	Évaporation
e	Indice des vides
E_c	Facteur d'échange de la λ_{ra}
ε	Émissivité
ε_{res}	Densité du flux résiduel associé à l'erreur
F_c^C	Flux de chaleur par conduction ($J/m^2/s$ ou W/m^2)

$F_c^{C,T}$	Flux de chaleur par convection (W/m ²)
F_w^A	Flux d'advection de l'eau [L ³ /L ² T]
F_a^A	Flux d'advection de l'air [L ³ /L ² T]
F_o^D	Flux diffusif (aqueux et gazeux) de l'oxygène [ML ⁻² T ⁻¹]
Fe ²⁺	Fer ferreux
Fe ³⁺	Fer ferrique
(Fe (OH) ₃).	Hydroxyde de fer
FeS ₂	Pyrite
g	Accélération gravitationnelle [LT ⁻²]
G	Flux de chaleur conductif entrant et sortant
G _s	Densité relative des grains
H	Flux de chaleur convectif (sensible)
H	Constante d'Henry
H ⁺	Ion d'hydrogène
h	Charge hydraulique [L]
h_{co}	Remontée capillaire équivalente [L]
h_{co_ajust}	Remontée capillaire équivalente ajustée [L]
h_r	Humidité relative du sol
Δh	Distance entre les points de mesure (m)
HDPE	High-density polyethylene
i	Gradient hydraulique
I _{af}	Indice moyen de gel de la température de l'air (°C/jour)
I _{at}	Indice moyen de dégel de la température de l'air (°C/jour)
ICP-AES	Spectrométrie d'émission atomique à plasma à couplage inductif
IF	Formation de fer
IV	Volcanique intermédiaire
J	Joule, unité
K	Perméabilité intrinsèque du milieu [L ²]

KCM	Modèle de Kozeny-Carmen modifié
κ	Paramètre empirique pour le calcul de la conductivité thermique [-]
κ_{2P}	Paramètre empirique qui prend en considération la forme (-)
$\kappa_{(f)}$	Paramètre empirique pour le calcul de la conductivité thermique - gelé [-]
$\kappa_{(u)}$	Paramètre empirique pour le calcul de la conductivité thermique - non gelé
kg	Kilomètre, unité de mesure
km	Kilogramme, unité de mesure
k_{ua}	Conductivité pneumatique effective [LT^{-1}]
k_{sa}	Conductivité à l'air du milieu saturé [LT^{-1}]
k_{ra}	Conductivité relative à l'air du milieu non saturé [LT^{-1}]
K_r^*	Coefficient de réactivité apparent [T^{-1}]
K_r	Coefficient de réactivité effectif [T^{-1}]
k_{sat}	Conductivité hydraulique saturée [LT^{-1}]
k_w	Conductivité hydraulique non saturée
k_{rw}	Conductivité relative pour l'eau [LT^{-1}]
L_f	Chaleur latente de fusion de l'eau (333.7 kJ/kg)
L_v	Chaleur latente de vaporisation ($L_v = 2375$ kJ/kg)
λ	Conductivité thermique ($J/m \cdot s \cdot K$ ou $W/m/K$)
λ_{2P}	conductivité thermique à double phase dans un milieu poreux
λ_e	Conductivité thermique effective ($W/m/K$)
λ_{ra}	Conductivité thermique radiante ($W/m/K$)
λ_{sat}	Conductivité thermique à l'état saturé ($W/m K$)
λ_{dry}	Conductivité thermique à l'état sec ($W/m K$)
λ_r	Conductivité thermique relative ($W/m K$)
λ_s	Conductivité thermique des solides ($W/m K$)
λ_m	Conductivité thermique du minéral ($W/m K$)
$\lambda_{(u)}$	Conductivité thermique non gelé ($W/m K$)
$\lambda_{(si)}$	Conductivité thermique de la glace ($W/m K$)

$\lambda_{(w)}$	Conductivité thermique de l'eau (W/m K)
$\lambda_{(f)}$	Conductivité thermique gelé (W/m K)
LCI	Condition frontière « land climate interaction » de SEEP/W
$m_{(s,i,a,w)}$	Masse l'eau non gelée (w), les solides (s), la glace (i) et l'air (a)
m_{vm}	Paramètres d'ajustement du modèle van Genuchten- Mualem
m_{vb}	Paramètres d'ajustement du modèle van Genuchten- Burdine
m	Mètre
m	Coefficient de la distribution de taille des pores du modèle MK
mm	Millimètre, unité
MAAT	Température annuelle moyenne de l'air
M_a	Masse moléculaire de l'air (kg/mol)
MASL	Meters above sea level
MK	Modèle Kovacs modifié
M_w	Masse moléculaire de l'eau (kg/mol)
MJ	Méga Joule
M_w	Masse l'eau
M_s	Masse des solides
n	Porosité (-)
N	Newton, unité
n_u	Porosité du sol non gelé (-)
n_f	Porosité gelé (-)
n_v	Paramètres d'ajustement du modèle van Genuchten
NPAG	Stériles miniers non potentiellement générateurs d'acide
PN; NP	Potentiel de neutralisation
PNN; NNP	Potentiel de neutralisation net
O_2	Molécule d'oxygène
p_a	Exposant pour le calcul de D_e
p_w	Exposant pour le calcul de D_e

pH	Activité chimique des ions H^+ [-]
ρ_o	Masse volumique de l'oxygène [ML^{-3}]
ρ	Masse volumique (kg/m^3)
$\rho_{a,sec}$	Masse volumique pour l'air sec [ML^{-3}]
P_{atm}	Pression atmosphérique [$ML^{-1} T^{-2}$]
PAG	Stériles miniers potentiellement générateurs d'acide
P_{sat}	Pression de vapeur saturante [$ML^{-1} T^{-2}$]
$\rho_{a,sat}$	Masse volumique pour l'air saturé en eau [ML^{-3}]
ρ_d	Densité sèche (kg/m^3)
P_a	Pression de l'air [$ML^{-1} T^{-2}$]
P_w	Pression de l'eau [$ML^{-1} T^{-2}$]
ρ_a	Masse volumique de l'air [ML^{-3}]
P_{vs}	Pression de vapeur à saturation (kPa)
ψ	Succion matricielle
ψ_a	Valeur de la pression d'entrée d'air
ψ_n	Paramètre de cohérence de normalisation du modèle MK
ψ_r	Succion à teneur en eau résiduelle
$\psi_{r_ajusté}$	Succion à teneur en eau résiduelle ajustée
q	Flux spécifique (vitesse de Darcy) [LT^{-1}]
q_u	Flux de chaleur au-dessus de l'échantillon ($W/m^{\circ}C$)
q_l	Flux de chaleur en dessous de l'échantillon ($W/m^{\circ}C$)
Q	Flux de chaleur
q_{oxy}	Quantité d'énergie consommée (MJ)
QZ	Quartzite
R^2	Coefficient de détermination
Ra	Nombre adimensionnel de Rayleigh-Darcy
Ra_{cr}	Valeur critique du nombre adimensionnel de Rayleigh-Darcy
RMSE	Erreur racine-moyenne

R_n	Radiation nette
R_h	Rayonnement de haute fréquence (solaire)
R_b	Rayonnement de basse fréquence (terrestre)
R_g	Rayonnement global
RSF	« Rock Storage Facility »
R	Constante des gaz parfaits ($8,31456 \text{ Pa}\cdot\text{m}^3/\text{mol}\cdot\text{K}$);
σ	Constante de Stefan-Boltzman ($5,67\times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$).
s	Unité seconde
s	Fraction solide
S_a	Composantes liées aux forces du modèle MK
S_c	Composantes liées aux forces du modèle MK
SEB	Condition frontière du bilan énergétique de surface (TEMP/W)
S_r	Degré de saturation (-)
S_{rf}	Degré de saturation à l'état gelé (-)
SO_4^{2-}	Sulfate
S_{rw}	Saturation relative en eau
S_{ra}	Saturation relative en air
S_s	Surface spécifique
S_{total}	Souffre total
S_{Sulfure}	Souffre sous forme de sulfure
S_{Sulfate}	Souffre sous forme de sulfate
t	Temps
T_m	Température de l'air annuelle moyenne ($^{\circ}\text{C}$)
T_{max}	Température de l'air maximale ($^{\circ}\text{C}$)
T_{min}	Température de l'air minimale ($^{\circ}\text{C}$)
T	Température ($^{\circ}\text{C}$) ; s , a et w représentent les fractions solide, gazeuse et
∇T	Différence de température
θ ; θ_w	Teneur en eau volumique (-)

θ_a	Teneur volumique en air (-)
θ_{eq}	Teneur en eau équivalente (-)
θ_r	La teneur en eau résiduelle (-)
θ_u	Teneur en eau volumique non gelée (-)
u	Pression du fluide [$ML^{-1}T^{-2}$]
u_a	Pression atmosphérique [$ML^{-1}T^{-2}$]
u_w	Pression d'eau [$ML^{-1}T^{-2}$]
μm	Micromètre
UM	Ultramafique
μ_w	Viscosité dynamique de la phase liquide [$ML^{-1} T^{-1}$]
μ_a	Viscosité dynamique de la phase gazeuse [$ML^{-1} T^{-1}$]
v	Vitesse d'écoulement du fluide [LT^{-1}]
ν	Viscosité d'un fluide
V_w	Volumes de l'eau [L^3]
V_v	Volume des vides
V_t	Volume total
w	Teneur en eau massique
w_u	Teneur en eau massique non gelée
W	Watt
WRC	Water retention curve
WRP	Waste rock pile
x	Paramètre de tortuosité du modèle KCM ($x \approx 2$)
γ_w	Poids unitaire de l'eau ($\gamma_w = 9,81 \text{ kN/m}^3$)
z	Élévation relative [L]
Z	Hauteur (m)
ZnS	Sphalérite

LISTE DES ANNEXES

Annexe A Résultats des essais de conductivité thermique	192
Annexe B Diffractogrammes des analyses minéralogiques par DRX.....	207
Annexe C Tableaux des températures moyennes mensuelles des chaînes de thermistances.....	212

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

L'industrie minière contribue de manière significative à l'activité économique québécoise et canadienne. Cependant, lors de l'exploitation des ressources minérales, de grandes quantités de rejets, tels que les résidus et les stériles miniers, sont générées. Les stériles miniers sont des rejets de matériaux rocheux composés de minéraux qui n'ont pas d'intérêt économique et qui sont excavés lors des opérations minières afin d'accéder au minerai sous-jacent. Les stériles sont généralement déposés dans des haldes à stériles. Selon le type de mine, les haldes peuvent atteindre une hauteur allant jusqu'à 300 m et une superficie de plusieurs dizaines d'hectares (Aubertin et al., 2002; Martin, 2004). La préoccupation environnementale la plus importante associée à ces rejets miniers est la production de drainage minier acide (DMA).

Afin d'empêcher la détérioration de l'environnement, les compagnies minières sont soumises à plusieurs réglementations autant au niveau fédéral que provincial. Entre autres, les projets miniers sont tenus de restaurer le site à la fin de la vie de la mine. La restauration doit retourner le site dans un état visuellement acceptable, mais elle doit avant tout limiter la formation de contaminants et autres substances pouvant nuire au milieu environnant. Ainsi, plusieurs types de recouvrement miniers ont été développés au courant des dernières décennies pour contrôler la formation de DMA.

1.1 Drainage minier contaminé provenant des stériles miniers

Un défi important pour l'industrie minière est la restauration environnementale des haldes à stériles potentiellement génératrices DMA. Les processus géochimiques et microbiologiques impliqués dans la formation du DMA ont été beaucoup étudiés au cours des dernières années (Nordstrom, 2000; Blowes et al., 2003). Le DMA se produit notamment lorsque les minéraux sulfureux composant les stériles miniers sont exposés à l'eau et à l'oxygène atmosphérique. La réaction d'oxydation qui en résulte entraîne la libération d'acide, de fer et de sulfate (Aubertin et al., 2002). Le lixiviat acide ainsi formé est alors susceptible de percoler dans la halde, de s'y enrichir en divers contaminants, puis de se déverser dans le milieu naturel, entraînant une dégradation des écosystèmes à long terme et sur de vastes étendues.

Plusieurs sulfures peuvent être associés à la formation du DMA; seulement les réactions de la pyrite seront présentées dans ce qui suit puisque la pyrite est le sulfure le plus rencontré et étudié dans la formation du DMA (Aubertin et al., 2002). Les réactions d'oxydation de la pyrrhotite ainsi que plusieurs autres sulfures peuvent être retrouvés, entre autres, dans Aubertin et al. (2002), Blowes et al. (2003), Amos et al. (2015) et Dold (2017). La figure 1.1 illustre les trois phases généralement présentes dans la formation du DMA. La phase 1 est l'oxydation directe de la pyrite avec l'oxygène et l'eau qui est une réaction relativement lente. L'oxydation directe de la pyrite génère 2 moles d' H^+ (ions d'hydrogène) et 2 moles de sulfates (SO_4^{2-}) par mole de pyrite oxydée. Graduellement, le pH diminue et le fer ferreux (Fe^{2+}) se transforme en fer ferrique (Fe^{3+}) dans la phase 2. Il y a ensuite acidification du milieu lorsque le Fe^{3+} précipite sous forme d'hydroxyde de fer ($Fe(OH)_3$). Finalement, dans la phase 3, l'action catalytique des microorganismes acidophiles, telles que les *Thiobacillus ferrooxidans*, est généralement importante ce qui accélère le processus de transformation du Fe^{2+} en Fe^{3+} . Différents types de bactéries ont été observés dans les eaux acides associées au DMA. Le rôle des bactéries dans le processus de formation du DMA a été étudié et décrit par plusieurs auteurs, dont Nordstrom (2000), Blowes et al. (2003), Nordstrom et al. (2015) et Amos et al. (2015). Lorsque le pH est sous le seuil de 3,5, le Fe^{3+} reste en solution et devient un agent oxydant de la pyrite. Cette réaction, l'oxydation indirecte, ne nécessite pas d'oxygène et produit 16 moles de H^+ par mole de pyrite oxydée. La réaction d'oxydation de la pyrite est exothermique et génère 1,4 MJ de chaleur par mole de pyrite (Lefebvre, 1994). Cette production de chaleur peut augmenter considérablement la température du milieu, particulièrement dans les haldes à stériles fortement réactives (jusqu'à 70°C dans certaines études; Lefebvre et al., 2001a).

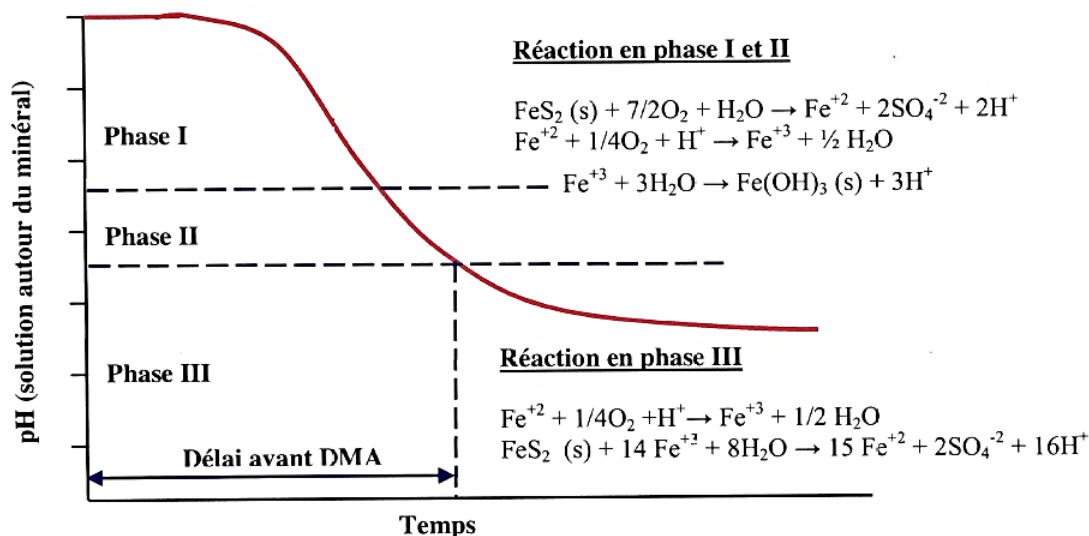


Figure 1.1 Étapes de formation du DMA (Lahmira, 2009)

L'acidification du milieu favorise la mobilité des métaux en augmentant la solubilité des minéraux et en diminuant la sorption. Cependant, la dissolution de certains minéraux peut neutraliser l'acidité. Parmi les minéraux neutralisants, les carbonates, tels que la calcite (CaCO_3) et la dolomite ($\text{Ca, Mg}(\text{CO}_3)_2$), sont les minéraux qui possèdent le meilleur potentiel de neutralisation (Kwong, 1993). D'autres minéraux ont un potentiel de neutralisation, tel que les silicates, mais leurs pouvoirs de neutralisation est plus lent que la calcite et la dolomite et agissent donc à long terme (Paktunc, 1999). De façon générale, un matériel sera considéré comme générateur de DMA si son potentiel de génération d'acide est supérieur à son potentiel de neutralisation. Plus de détails sur les réactions de neutralisation peuvent être trouvés dans Aubertin et al. (2002).

Dans certains cas, les processus géochimiques à l'intérieur de la halde ne mènent pas à un drainage minier acide, mais parfois le lixiviat de pH près de la neutralité (pH 6,5-9,5 environ) peut tout de même contenir des concentrations en métaux et métalloïdes qui dépassent les valeurs permises par la réglementation; on parlera alors de drainage neutre contaminé (DNC). Le DNC peut survenir, entre autres, si les minéraux neutralisants se retrouvent en quantité suffisante pour neutraliser l'acidité lors de l'oxydation de sulfures, mais que certains métaux/métalloïdes solubles à pH près de la neutralité ont été relâchés. De plus, certains sulfures ne génèrent pas ou indirectement de l'acide lorsqu'ils sont oxydés (ex. sphalérite, ZnS), mais relâchent des métaux/métalloïdes solubles. Il peut aussi avoir

présence de DNC lorsqu'une méthode de contrôle du DMA ne limite pas suffisamment l'accès à l'oxygène et/ou à l'eau, ce qui permet une faible oxydation des sulfures et un relargage de métaux/métalloïdes (Genty, 2012).

La qualité du drainage peut évoluer dans le temps. En effet, certains processus physiques (p.ex. abrasion, broyage des particules, croissance de cristaux de minéraux ou de glace, espacement causé par le changement de volume des minéraux argileux) et géochimiques (p.ex. dissolution, oxydation, hydrolyse, diffusion et précipitation) à l'intérieur d'une halde à stériles peuvent modifier les propriétés de la halde et ainsi affecter la qualité du drainage à long terme (Azam et al., 2007).

1.2 Méthode de prévention du DMA

Tel que discuté précédemment (Figure 1.1), la réaction d'oxydation des sulfures qui entraînent le DMA nécessite de l'eau et de l'air en plus de la présence de minéraux sulfureux. De plus, la présence de microorganismes peut catalyser les réactions d'oxydation. La formation de DMA peut être contrôlée en agissant sur un ou plusieurs de ces agents selon diverses techniques (Aubertin et al., 2002, 2015; Martin, 2004) :

- Enlèvement ou isolement des sulfures;
- Exclusion ou diversion de l'eau à l'aide de recouvrements à faible conductivité hydraulique saturée ou par des recouvrements de types évapotranspirants ;
- Exclusion de l'oxygène à l'aide de l'ennoiement et de recouvrements capables de maintenir un haut degré de saturation dans une de ses couches ou dans les résidus réactifs ;
- Contrôle du pH par l'ajout d'amendements alcalins ;
- Contrôle de l'action bactérienne par l'ajout de bactéricides ; et,
- Contrôle de la température à l'aide de recouvrements isolants.

Cette dernière méthode est spécifique aux régions nordiques et vise à incorporer les rejets miniers dans le pergélisol (Holubec, 2004; Coloumbe, 2012; Stevens, 2017); cette technique est celle qui sera étudiée dans ce mémoire et sera décrite plus en détail à la section suivante. À noter que les méthodes mentionnées précédemment pour empêcher ou limiter la formation de DMA sont applicables, de façon générale, autant aux parcs à résidus

miniers qu'aux haldes à stériles, à l'exception de l'isolement des sulfures qui s'appliquent seulement aux résidus miniers.

1.3 Recouvrements isolants

Les recouvrements isolants ont pour but d'incorporer les stériles et les résidus miniers dans le pergélisol naturel. À faibles températures, les cinétiques de réactions géochimiques et biochimiques sont presque nulles (Kyhn et Elberling, 2001; Dawson et Morin, 1996; Elberling, 2005; Elberling et al, 2000; Holubec, 2004; Rykaart et Hockley, 2010). Par conséquent, les réactions d'oxydation des rejets miniers réactifs sont ralenties; ce qui réduit la production de contaminants. De plus, le gel contrôle le mouvement des fluides dans la halde, ce qui limite la migration des contaminants (Dawson et Morin, 1996).

Un recouvrement isolant typique consiste à ajouter une ou plusieurs couches de matériau non réactif ayant une épaisseur supérieure à la profondeur de la couche active (Bussière et Aubertin, 2015) sur les matériaux réactifs. La couche active du pergélisol est définie comme la profondeur du sol soumise aux cycles annuels de gel et de dégel. La figure 1.2 montre un profil de température typique du pergélisol, appelé courbe en trompette (trumpet curves). Cette courbe montre la fluctuation des températures des sols avec comme principal mécanisme de transfert de chaleur, par conduction. La couche active est la zone entre la surface et la profondeur d'intersection entre la courbe de température maximale du sol (T_{\max}) et la ligne (isotherme) à 0°C . Les T_{\max} et T_{\min} courbent graduellement vers la ligne de température moyenne annuelle (T_m) soit en forme de trompette. L'intersection des courbes de T_{\max} , T_{\min} et T_m correspond à la profondeur d'amplitude annuelle nulle, c'est-à-dire la profondeur où les paramètres climatiques n'ont plus d'influence sur la température du sol. La figure 1.3 présente l'épaisseur estimée de la couche active pour les résidus et stériles miniers dans les régions de pergélisol en fonction des indices moyens de dégel de la température de l'air (I_{at}) en degrés-jours (somme du nombre de jours sur une année avec des températures supérieures à 0°C multipliée par la température moyenne ces jours-là) tirée d'AGRA (1996). Selon l'estimation de la figure 1.3, pour un I_{at} d'environ 1000 degrés-jours, la profondeur de la couche active devrait s'étendre à un peu plus de 2 m pour les résidus et à environ 4 m de profondeur pour les stériles miniers.

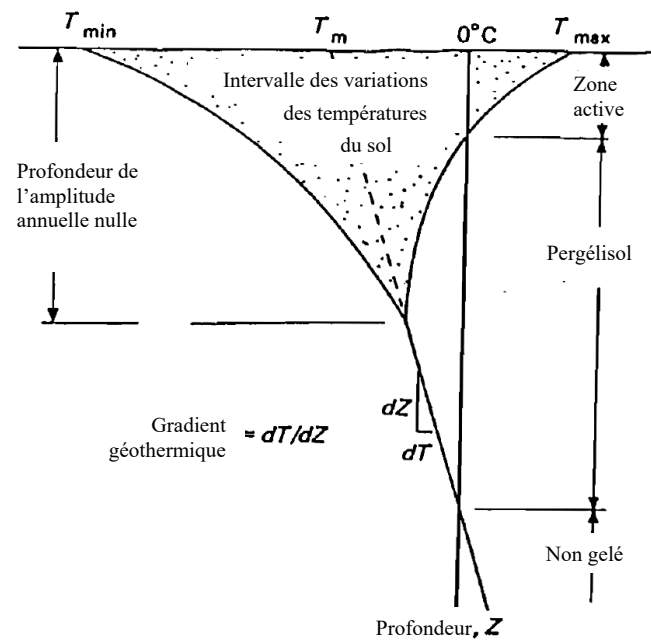


Figure 1.2 : Profil de température d'un pergélisol, modifié de Andersland et Ladanyi (2004)

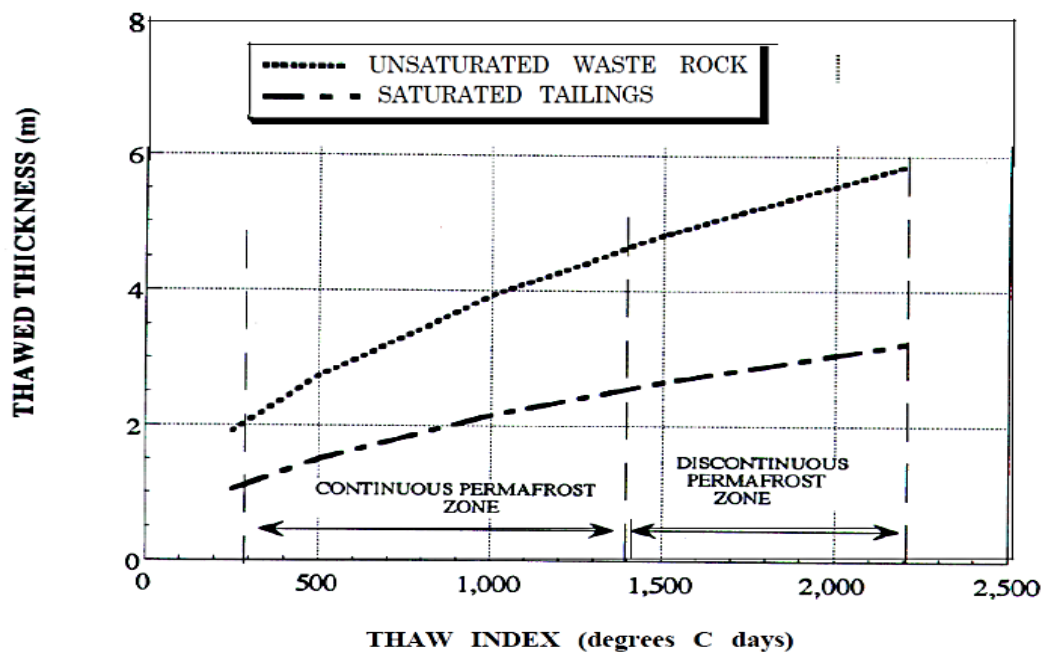


Figure 1.3 : Épaisseur estimée de la couche active pour les résidus et stériles miniers dans les régions de pergélisol (AGRA, 1996)

1.4 Contexte et objectifs du projet de recherche

Le recouvrement isolant est une technique utilisée pour la restauration des parcs à résidus et des haldes à stériles en régions nordiques. Bien que plusieurs sites miniers utilisent les recouvrements isolants comme méthode de restauration (Stevens et al., 2018), on retrouve très peu de travaux de recherche qui portent sur le comportement thermique des haldes à stériles muni d'un recouvrement isolant.

Pour les sites où les stériles sont potentiellement générateurs d'acide, il est important de déterminer l'épaisseur du recouvrement isolant qui permettra de limiter la formation et la mobilité des contaminants liés au DMA, et ce, en gardant les stériles réactifs sous le point de congélation (i.e. sous la couche active). L'évaluation de l'épaisseur du recouvrement isolant se base généralement sur la modélisation numérique et l'évaluation de sa performance est réalisée par l'analyse des températures *in situ*. Pour déterminer l'épaisseur du recouvrement, il est important de créer un modèle numérique qui représente bien les conditions réelles du site et qui permet de simuler la présence des principaux mécanismes de transferts de chaleur dans la halde. Il est donc important de comprendre les transferts de chaleur que surviennent à l'intérieur de la halde, et plus particulièrement le comportement thermique dans la couche supérieure de la halde à stériles.

La présente étude a pour objectif principal d'évaluer le comportement thermique d'un système de recouvrement isolant construit sur la halde à stériles de Meadowbank, au Nunavut. La particularité du recouvrement de Meadowbank est qu'il est constitué de stériles non réactifs. Les objectifs spécifiques du projet sont :

- 1) caractériser les matériaux du recouvrement et des stériles potentiellement réactifs;
- 2) échantillonner et analyser les mesures des températures *in situ*;
- 3) développer un modèle numérique calibré selon les propriétés des matériaux et les conditions de terrain; et,
- 4) identifier les principaux mécanismes de transfert de chaleur dans la halde à stérile de Meadowbank à partir des mesures *in situ* et des résultats d'analyses numériques.

1.5 Structure du mémoire

Le mémoire est divisé en six chapitres. À la suite de la présente introduction, le Chapitre 2 expose une revue de littérature qui vise à définir les notions théoriques nécessaires à la compréhension du mémoire. On débute avec quelques généralités sur les haldes à stériles. On met ensuite l'accent sur les transferts de chaleur en milieu poreux en décrivant les différents processus thermiques et les échanges de chaleur entre la halde et le milieu environnant. Les mouvements de l'eau et des gaz sont ensuite présentés puisqu'ils peuvent influencer les transferts de chaleur dans les haldes à stériles. Quelques études de cas sont abordées, puis finalement toutes les informations en lien avec les transferts thermiques dans les haldes à stériles sont résumées dans un modèle conceptuel. Le Chapitre 3 présente ensuite une description du site à l'étude et de l'instrumentation mise en place à Meadowbank. On détaille ensuite l'approche expérimentale et numérique utilisée et les résultats de la caractérisation physique, hydrogéologique, géochimique, minéralogique et thermique. Le Chapitre 4 présente les résultats obtenus sur le terrain ainsi que ceux de la modélisation numérique sous forme d'article soumis à la revue canadienne de géotechnique. On débute par un calibrage du modèle suivi d'une prédiction du comportement de plusieurs chaînes de thermistance. L'ensemble des mesures et des analyses numériques permettent de proposer un modèle numérique 1D calibré des flux thermiques dans la halde à stérile étudiée. Le chapitre 5 présente une brève discussion qui porte sur les résultats de conductivité thermique des solides des stériles, ainsi qu'une modélisation réalisée pour évaluer l'effet de deux dimensions sur les températures de la halde. Le mémoire se termine par une conclusion qui rappelle les principaux résultats, suivi des recommandations à la suite du projet.

1.6 Retombées potentielles du projet

Le présent projet contribuera au développement de connaissances sur les méthodes de restauration en climat nordique, plus particulièrement sur la technique de recouvrement isolant. À la connaissance de l'auteure, il existe très peu d'études dans la littérature qui portent sur le comportement thermique d'une halde à stériles en climat nordique munie d'un recouvrement isolant, en particulier pour une structure comme celle de l'étude de cas. Bien que le projet porte sur une halde à stériles particulière située en climat nordique, cette

étude permettra d'approfondir les connaissances sur les phénomènes de transfert de chaleur au sein des haldes à stériles en général et de valider l'utilisation des outils numériques pour l'évaluation de l'efficacité d'un recouvrement. La méthodologie de caractérisation des propriétés thermiques et de calibrage du modèle numérique pourra être utilisée pour de futures études. Pour Meadowbank, le modèle calibré selon les conditions du site permettra de mieux évaluer la performance du recouvrement.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Les transferts de chaleur, les mouvements gazeux et hydriques, les processus géochimiques et biologiques à l'intérieur de la halde à stériles ainsi que les relations avec son milieu sont des phénomènes complexes et couplés (Amos et al., 2015; Mbonimpa et Aubertin, 2003). Ainsi, pour bien comprendre les transferts de chaleur qui interviennent à l'intérieur d'une halde à stériles, il faut identifier les processus et leur degré d'influence sur les transferts de chaleur.

L'objectif principal de cette section est de présenter les transferts de chaleur qui se produisent dans les haldes à stériles ainsi que les équations qui gouvernent ces transferts et les paramètres d'influence. De façon plus spécifique, certaines généralités des haldes à stériles et leurs modes de construction seront d'abord présentées. Ensuite, les mécanismes de transfert de chaleur et de mouvement des fluides, suivi des études portant sur le comportement thermique dans les haldes à stériles. Finalement un modèle conceptuel des différents processus qui se produisent dans les haldes à stériles est présenté.

2.1 Généralités sur les haldes à stériles

Les haldes à stériles consistent en des empilements rocheux de matériaux composés de minéraux qui n'ont pas d'intérêt économique. Le plus ou moins grand volume de stériles provient des matériaux qui sont excavés lors des opérations minières afin d'accéder au minerai sous-jacent. Le minerai est séparé des stériles selon la valeur de teneur de coupure économique. Le matériau ayant une teneur inférieure à la teneur de coupure est entreposé dans la halde et considéré comme un stérile, étant donné qu'il ne générera pas de profit. Ces haldes à stériles sont généralement construites au-dessus du niveau de la nappe phréatique, donc en conditions non saturées. Le tonnage de stériles excavé et empilé peut être très élevé selon le type de mine. Pour une mine à ciel ouvert, les stériles peuvent représenter jusqu'à 60% du tonnage total excavé et entre 5% à 15% du tonnage total pour une mine souterraine (Aubertin et al., 2008). Les haldes peuvent atteindre une hauteur allant jusqu'à 300 m, pour un volume de plus de 500 millions de mètres cubes et une superficie de plusieurs dizaines d'hectares (Aubertin et al., 2002; Martin, 2004).

Les stériles sont généralement composés de plusieurs unités minéralogiques puisqu'ils peuvent représenter une grande gamme de matériaux géologiques. De plus, les stériles sont habituellement

caractérisés par un fuseau granulométrique des particules, très large (Amos et al., 2015; Peregoedova, 2012). Subséquemment, les stériles dans la halde sont hétérogènes tant minéralogiquement que par leur distribution granulométrique (Fala, 2008; Lahmira, 2009; Lahmira et al., 2016). Bien que l'hétérogénéité dans les haldes à stériles soit dû aux caractéristiques des stériles, le mode de déposition et de construction de la halde contribue aussi à l'hétérogénéité à l'intérieur de la halde.

2.1.1 Propriétés géotechniques

Comme pour un sol, les haldes à stériles sont des systèmes composés de solides et de vides remplis d'air et d'eau (sous formes solides et liquides). La proportion des différents composants du système, ainsi que leur arrangement influencent grandement les transferts des fluides dans la halde, la stabilité géochimique, ainsi que les mécanismes de mouvement de chaleur. Cette section présente les propriétés géotechniques les plus importantes pour la présente étude ainsi que quelques exemples de valeurs de ces propriétés pour les stériles miniers : la distribution granulométrique et les différents diamètres de particules passantes, le coefficient d'uniformité, ainsi que la porosité et le degré de saturation.

Les stériles miniers sont caractérisés par une distribution granulométrique très étalée. Le coefficient d'uniformité (C_U) permet de caractériser l'étalement granulométrique des matériaux. Pour les halde à stériles, le C_U est typiquement supérieur à 20, mais il peut s'élever au-dessus de 300 (Aubertin et al., 2002; Fala et al. 2003; Peregoedova, 2012). Le C_U peut être calculé selon l'équation suivante (Holtz et Kovacs, 1991):

$$C_U = D_{60}/D_{10} \quad (2.1)$$

où, D_{10} est le diamètre des particules qui correspond à 10% passant sur la courbe granulométrique (diamètre effectif) et D_{60} est le diamètre des particules qui correspond à 60% passant sur la courbe granulométrique. Le tableau 2.1 présente quelques données des distributions granulométriques de haldes à stériles.

Tableau 2.1 : Paramètres granulométriques de divers stériles miniers

Site	D ₁₀ mm	D ₅₀ mm	D ₆₀ mm	D ₉₀ mm	Source
<i>Diavik, Canada Cellule de terrain- type 1</i>	0,5	11,2			Amos et al., 2015
<i>Diavik, Canada Cellule de terrain - type 3</i>	0,2	6,9			Amos et al., 2015
<i>Diavik, Canada Cellule de terrain- type 3 avec recouvrement</i>	0,25	11,1			Amos et al., 2015
<i>Doyon, Canada</i>	2	40		150	Lefebvre et al., 2001
<i>Norhalde, Allemagne</i>	0,02	5,5		60	Lefebvre et al., 2001
<i>Golden Sunlight Mine, USA</i>	0,2 – 1				Azam et al., 2007
<i>Lac Tio, Canada</i>	0,05 - 0,22*		0,87-6,70*		Peregoedova, 2012
<i>Questa, USA</i>	0,005 – 0,15	2- 7		25- 42	Lefebvre et al., 2001a
<i>Grasberg, Indonésie</i>	0,05- 0,2	5- 10		20- 40	Lahmira, 2009

*granulométrie tronquée (<50 mm)

La taille des fragments varie du bloc de plus d'un mètre de diamètre à des fragments submillimétriques de la taille des particules d'argile. La granulométrie dans les haldes à stériles peut être divisée en deux fractions, soit la fraction fine et la fraction grossière. Le rapport de la fraction fine sur la fraction grossière et la distribution granulométrique de la fraction fine contrôlent les propriétés hydrogéologiques et géochimiques de la halde (Amos et al., 2015).

La porosité (n) et le degré de saturation (S_r) des stériles miniers dans les haldes à stériles sont variables. À titre de rappel, la porosité est le ratio du volume des vides (V_v) et du volume total (V_T) du matériau (Holtz et Kovacs, 1991) :

$$n = \frac{V_v}{V_T} \times (100\%) \quad (2.2)$$

Le degré de saturation (S_r) d'un sol quant à lui correspond au volume d'eau (V_w) qui occupe le volume des vides (Holtz et Kovacs, 1991):

$$S_r = \frac{V_w}{V_v} \times 100 (\%) \quad (2.3)$$

Le degré de saturation et la porosité de quelques haldes à stériles sont présentés au tableau 2.2 (Lefebvre, 1994; Lefebvre et al., 2001a; Lefebvre et al., 2001b; Lahmira, 2009). La porosité des 4 haldes à stériles présentées se situe près de 30%, tandis que le degré de saturation varie de 21% à 63%.

Tableau 2.2 : Degré de saturation et porosité de diverses haldes à stériles

Site	n	Sr %
<i>Doyon, Canada</i>	0,33	42
<i>Norhalde, Allemagne</i>	0,30	63
<i>Questa, USA</i>	0,31	21- 38
<i>Grasberg, Indonésie</i>	0,34	38

La distribution granulométrique, la forme et le degré de compaction des fragments solides dans la halde à stériles influencent la porosité totale d'un matériau. Les pores du matériau qui ne participent pas à l'écoulement des fluides constituent la porosité résiduelle. Les pores qui sont reliés et forment des réseaux pour l'écoulement constituent la porosité effective. La porosité effective est constituée de deux parties, la macroporosité et la microporosité (Musy et Soutter, 1991). Les macropores sont caractérisés par un écoulement gravitaire où les forces capillaires sont inexistantes (Peregoedova, 2012). Pour les sols, le diamètre limite qui distingue les micropores est de 30-60 μm (Musy et Soutter, 1991).

2.1.2 Construction des haldes à stériles

Le mode de construction et la méthode de déposition des stériles affectent la structure interne de la halde et par le fait même les transferts de chaleur, ainsi que les mouvements de l'eau et de gaz à l'intérieur (Morin, 1991, Fala, 2002; Aubertin et al., 2002; Aubertin et al., 2008; Lahmira, 2016). Le mode de construction de la halde à stériles dépend principalement de la topographie du terrain. Herasymuik (1996) énumère 5 types de configurations des haldes à stériles :

1. Déposition dans une vallée;
2. Déposition au travers d'une vallée;

3. Déposition sur une pente;
4. Déposition sur une crête; et,
5. Empilement en tas.

La figure 2.1 illustre les différentes configurations des haldes selon les modes de construction. Pour les mines de roches dures, il existe principalement trois méthodes de déposition des stériles dans les haldes. La première méthode est le « end dumping » qui consiste au déversement des stériles directement sur la pente de l'empilement à l'aide d'un camion à benne. La seconde méthode est le « push dumping » où les stériles sont déversés près du bord de la pente puis poussés sur le flanc à l'aide d'un bouteur. La troisième méthode est le « free dumping » qui consiste à réaliser des petits empilements individuels d'environ 2 m de hauteur sur la surface de la halde qui est ensuite mise à niveau et compactés. La méthode de déposition utilisée engendre une différence dans la distribution granulométrique et le degré de compactage dans la halde. La déposition des stériles par « end dumping » entraîne une accumulation des matériaux grossiers à la base et une couche de particules fines dans la zone supérieure. De plus, les pentes sont composées d'une zone centrale de matériaux de granulométrie intermédiaire et uniforme entre la zone supérieure composée de particules fines et la base composée de matériaux grossiers. Environ 75% des stériles grossiers atteignent le bas de la pente par « end dumping » (Aubertin et al., 2002; Lahmira, 2009). Par la méthode de « push dumping » environ 40% des fragments grossiers atteignent le bas de la pente et il y a peu de ségrégation au haut de la halde (Aubertin et al., 2002; Lahmira, 2009). La méthode de « free dumping' » engendre peu de ségrégation et des matériaux plus denses que par les autres méthodes. À noter qu'il existe d'autres méthodes de déposition des stériles dans la halde. La méthode de « drag-line » est utilisée dans les exploitations de grande envergure, telle que dans certaines mines de charbon et de phosphate. De plus, des méthodes de dépositions ont été développées pour contrôler la formation de DMA ou pour stabiliser l'empilement. Ces méthodes ne seront pas abordées dans le présent document, mais le lecteur intéressé par le sujet peut se référer à Aubertin et al. (2008).

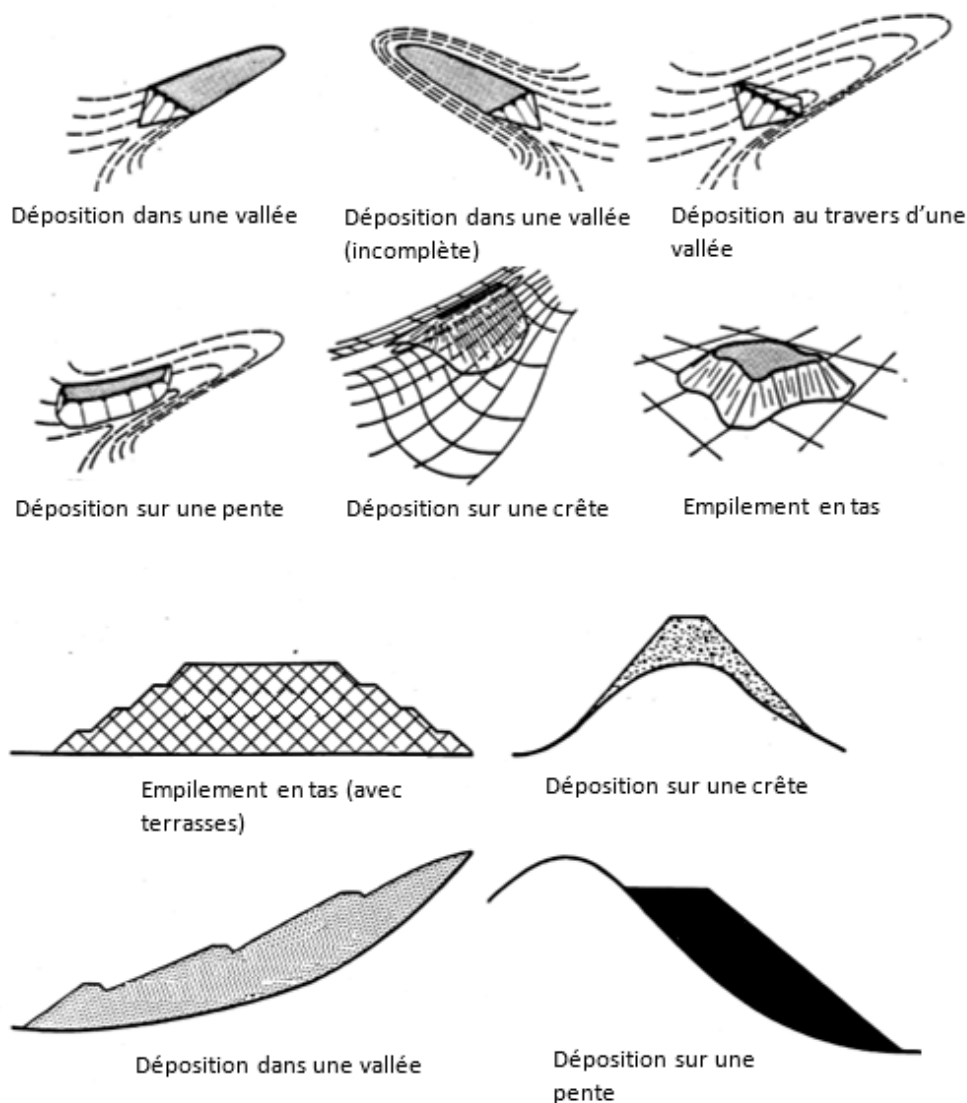


Figure 2.1: Méthodes de construction des haldes à stériles (tiré de Herasymuik, 1996, et adapté selon Martin, 2004)

La figure 2.2 est une représentation schématisée de la structure interne d'une halde à stériles construite sur un terrain plat en 2 bancs par la méthode de « push dumping ». On observe une stratification inclinée de matériaux dominée par un granoclassement sur la pente de la halde causé par le déversement des stériles ainsi que des couches subhorizontales au centre de la halde. Les couches subhorizontales sont le résultat du mode de déposition ainsi que la circulation des équipements lourds sur la surface du banc (Lahmira, 2009). En effet, lors de la construction, la circulation des équipements lourds à la surface des bancs peut affecter la compaction et la granulométrie des matériaux (Martin, 2004; Azam et al., 2007).

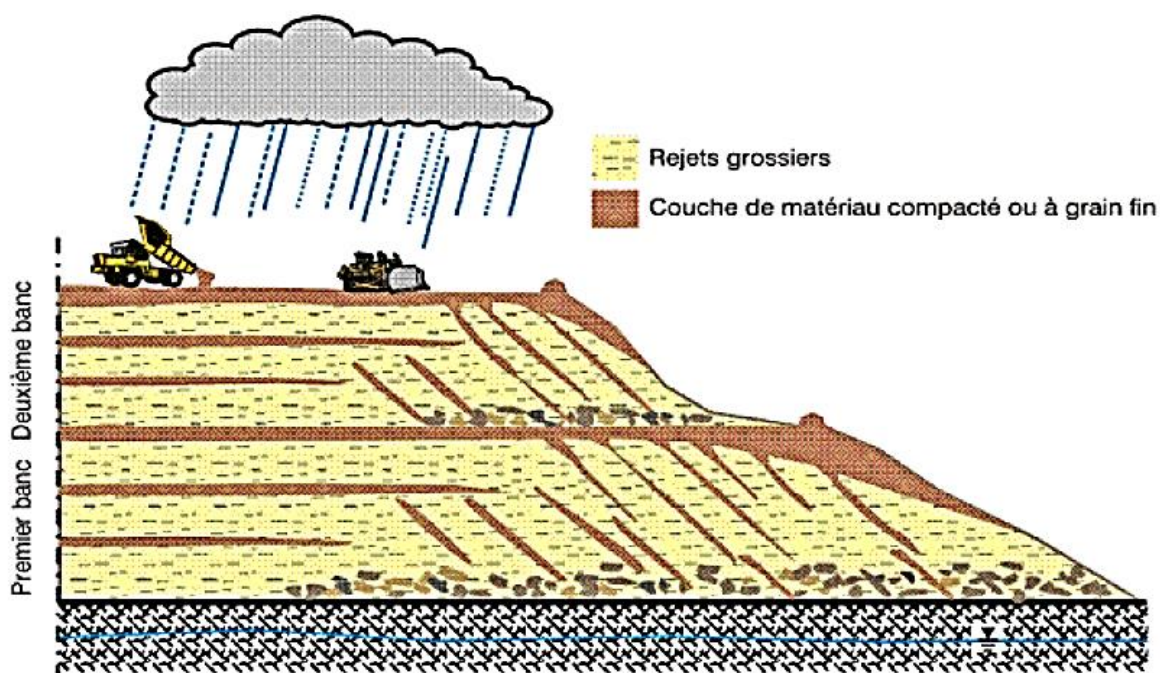


Figure 2.2: Représentation schématique de la structure interne d'une halde à stériles construite sur un terrain plat en 2 bancs (Aubertin et al., 2008)

La structure interne de la halde affecte directement le mouvement des fluides à l'intérieur d'une halde, mais aussi indirectement la production de contaminants (Aubertin et al., 2002; Molson et al., 2005).

2.2 Transferts de chaleur en milieu poreux

Les mécanismes de transfert de chaleur dans les milieux poreux sont multiples. En effet, les transferts peuvent s'effectuer par conduction, par convection de l'air ou de l'eau, par radiation, par le transfert de chaleur latente et par la diffusion de la vapeur d'eau dans le milieu. Les mécanismes de transferts de chaleur sont fortement contrôlés par les caractéristiques du milieu telles que la granulométrie et le degré de saturation. La figure 2.3 dévoile les mécanismes de transfert de chaleur dans les sols selon le diamètre effectif (D_{10}) des particules et le degré de saturation (tiré de Stevens (2018) et modifié de Johansen, 1977). Dans les milieux poreux, les trois principaux mécanismes de transfert de chaleur sont la conduction, la convection (liquide et gazeux) et la radiation (Fredlund et al., 2012). La présente section aborde ces différents mécanismes de transferts de chaleur dans les milieux poreux, ainsi que les équations qui les représentent et certaines

méthodes de détermination des paramètres d'influence. Le phénomène de chaleur latente est aussi présenté, ainsi que la génération de chaleur interne causé par l'oxydation des sulfures et les différents processus externes pouvant influencer le régime thermique d'une halde à stériles.

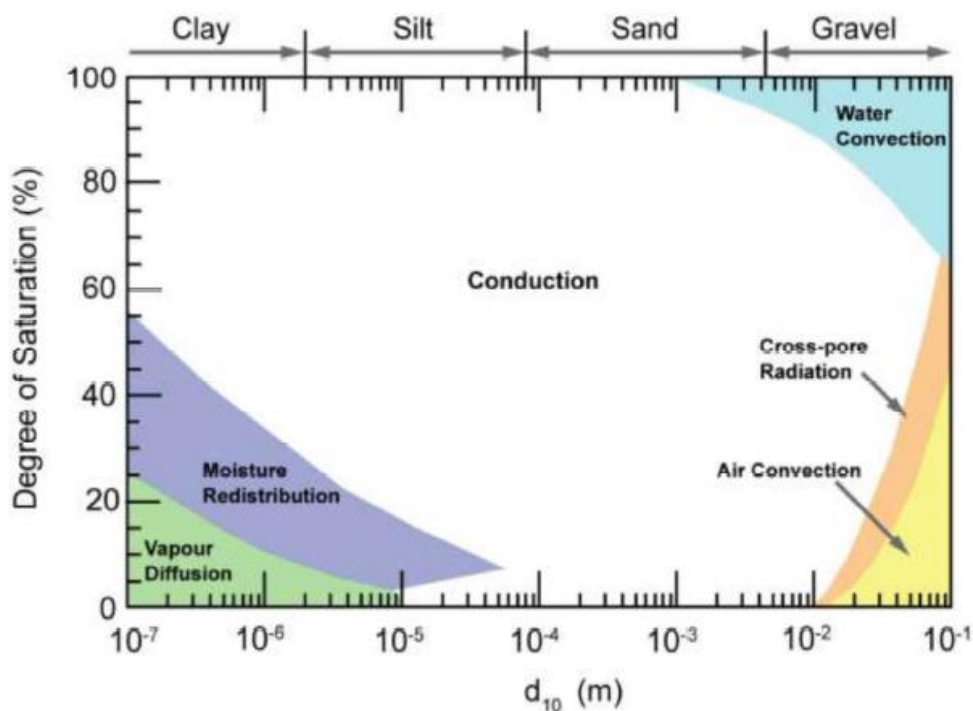


Figure 2.3 Mécanismes de transfert de chaleur dans les sols selon le diamètre D_{10} des particules et le degré de saturation (tiré de Stevens (2018) et modifié de Johansen, 1977)

2.2.1 Conduction

La conduction est une propagation de chaleur à l'intérieur d'un corps ou transférée par contact direct lorsqu'un gradient de température est présent. Cette propagation de chaleur est causée par l'agitation thermique des molécules qui entraîne un transfert d'énergie cinétique lors des collisions moléculaires. Le flux d'énergie se propage de la région où la température est plus élevée vers la région où la température est plus froide, et ce, jusqu'à ce que l'état d'équilibre énergétique (thermique) soit atteint (Farouki, 1981; Lunardini, 1981, Musy et Sutter, 1991; Fredlund et al. 2012).

La conductivité thermique est la capacité d'un matériau à transférer la chaleur par conduction (Fredlund et al., 2012; Musy et Soutter, 1991). Plus la conductivité thermique d'un matériau est élevée, plus le matériau est un bon conducteur de chaleur. La conductivité thermique d'un sol est

généralement évaluée par la somme des proportions de ces constituants. Le tableau 2.3 dévoile les conductivités thermiques de quelques constituants d'un sol. On note que la conductivité de l'eau est supérieure à celle de l'air, ainsi un sol sec sera un moins bon conducteur de chaleur qu'un sol à l'état saturé.

Tableau 2.3 : Conductivité thermique de différents constituants d'un sol (Fredlund et al., 2012)

Constituant	λ (W/m/K)
<i>Minéraux argileux</i>	2,9
<i>Quartz</i>	8,8
<i>Matière organique</i>	0,25
<i>Eau (20°C)</i>	0,58
<i>Glace (0°C)</i>	2,2
<i>Air (20°C)</i>	0,025

La conductivité thermique d'un sol dépend de la proportion de ses constituants, incluant la composition minéralogique des particules solides, mais aussi de l'arrangement et de la forme des particules (Musy et Soutter, 1991). Comme la conduction se propage d'un corps à un autre en contact et comme la conductivité de l'air est plus faible que celle des minéraux, plus le volume des vides d'un sol est faible et plus sa conductivité thermique sera élevée. De plus, l'eau forme une couche autour des points de contact entre les particules, ainsi une élévation du degré de saturation d'un sol augmente la propagation entre les particules, donc la conductivité thermique (Harries et Ritchie, 1981; Musy et Soutter, 1991). Le degré de saturation en eau est généralement faible dans les haldes à stériles, ainsi le transfert de chaleur par conduction se fait principalement à partir du contact entre les particules. De plus, la distribution granulométrique des haldes à stériles comprend une fraction grossière qui pourrait limiter les contacts entre particules. Le transfert de chaleur par conduction dans les haldes à stériles sera alors un processus moins important que dans les résidus miniers qui sont composés de matériaux fins ayant un teneur en eau plus élevée. Le tableau 2.4 présente l'ordre de grandeur de la conductivité thermique dans les haldes à stériles compilé par Amos et al. (2015).

Tableau 2.4: Conductivité thermique de diverses haldes à stériles

Site	Conductivité thermique
	W/m °C
<i>Diavik, Canada - Cellule de terrain- type 1</i>	1,2 à 5,6
<i>Diavik, Canada - Cellule de terrain - type 3</i>	1,1 à 5,6
<i>Diavik, Canada - Cellule de terrain- couvert type 1</i>	1,0 à 5,9
<i>Diavik, Canada - Cellule de terrain - type 3 recouvert de till</i>	1,0 à 3,3
<i>Doyon, Canada</i>	2,5
<i>Norhalde, Allemagne</i>	1
<i>Aitik Mine, Suède</i>	0,71 à 1,63
<i>Heath Steele, Canada</i>	1,04 à 1,22
<i>Kelian, Kelimantan</i>	1,57 à 3,31
<i>Rum Jungle, Australie</i>	1,77 à 3,12

2.2.1.1 Équation du flux par conduction

Le flux de chaleur par conduction F_c^C ($J/m^2/s$ ou W/m^2) dans un milieu poreux est décrit par la loi de Fourier (Lefebvre, 1994). En régime permanent et pour un flux unidimensionnel, l'équation du flux de chaleur conductif s'écrit comme suit :

$$F_c^C = -\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \quad (2.4)$$

où λ est la conductivité thermique ou coefficient de Fourier du sol ($J/m/s/^\circ C$ ou $W/m \text{ } ^\circ C$), T est la température ($^\circ C$) et z est la position selon l'axe [L]. Le signe négatif indique que la température diminue dans la direction où z augmente.

2.2.1.2 Détermination de la conductivité thermique

Pour un sol, la conductivité thermique globale peut être estimée à partir des conductivités thermiques des différentes phases le constituant. De nombreux modèles ont été développés pour faire cette estimation. Dong et al. (2015) et Barry-Macaulay et al. (2015) ont réalisé une étude sur certains modèles de prédiction de conductivité thermique.

Différents modèles s'appliquent pour une gamme de saturation ou à certains types de sols (Dong et al., 2015). Selon le Barry-Macaulay et al. (2015), le modèle développé par Côté et Konrad

(2005a) a démontré les meilleures corrélations entre la conductivité thermique modélisée et expérimentale pour des sols grossiers avec une erreur estimée à $\pm 20\%$. La forme généralisée du modèle de Côté et Konrad (2005a, 2009) présentée par Boulanger-Martel et al. (2018) sera présentée dans ce qui suit.

Le modèle de Côté et Konrad (2005a) se base sur l'équation du modèle proposé par Johanssen (1977) pour calculer la conductivité thermique :

$$\lambda = (\lambda_{sat} - \lambda_{dry})\lambda_r + \lambda_{dry} \quad (2.5)$$

où λ_{sat} , λ_{dry} et λ_r sont les conductivités thermiques à l'état saturé, à l'état sec et la conductivité normalisée, respectivement. Cependant, les équations pour déterminer les conductivités thermiques (λ_{sat} , λ_{dry} et λ_r) ont été ajustées. Le modèle a ensuite été raffiné pour prendre en considération l'effet de structure (Côté et Konrad, 2009). L'équation du modèle généralisé de Côté et Konrad (2005a, 2009) pour déterminer la conductivité thermique [$\lambda_{(u,f)}$ (W/m K)] gelée(f) et non gelée (u) est la suivante (Boulanger-Martel et al., 2018):

$$\lambda_{(u,f)} = \frac{(\kappa_{(u,f)}\lambda_{sat(u,f)} - \lambda_{dry})S_{r(u,f)} + \lambda_{dry}}{1 + (\kappa - 1)S_{r(u,f)}} \quad (2.6)$$

où κ [-] est le paramètre empirique en fonction du type de sol et S_r est le degré de saturation. Le tableau 2.5 présente les valeurs typiques de κ selon le type de sol tiré de Côté et Konrad, (2005b).

Tableau 2.5 : Paramètres empiriques pour l'estimation de la conductivité thermique (Côté et Konrad, 2005b)

<i>Type de sol</i>	Paramètre κ	
	<i>Non gelé</i> (κ_u)	<i>Gelé</i> (κ_f)
<i>Graviers bien classés et sables grossiers</i>	4,60	1,70
<i>Sables moyens à grossiers</i>	3,55	0,95
<i>Silts et argiles</i>	1,90	0,85
<i>Tourbe</i>	0,60	0,25

L'équation du modèle pour la conductivité thermique saturée à l'état gelé est déterminée selon les différentes proportions des constituants (Johansen, 1975):

$$\lambda_{sat(u)} = \lambda_s^{1-n_u} \lambda_w^{n_u} \quad (2.7)$$

où n_u est la porosité du sol non gelé, λ_s et λ_w sont les conductivités thermiques des solides (s) et de l'eau (w). En prenant en considération la teneur en eau non gelée (θ_u), l'équation à l'état gelé devient :

$$\lambda_{sat(f)} = \lambda_s^{1-n_f} \lambda_i^{n_f-\theta_u} \lambda_w^{\theta_u} \quad (2.8)$$

où λ_{si} est la conductivité thermique de la glace et n_f la porosité du sol gelé :

$$n_f = \frac{1,09n_u}{(1+0,09n_u)} \quad (2.9)$$

où n_u la porosité du sol non gelé. Selon Côté et Konrad (2005b), dans les sols saturés, le volume des vides augmente de 9%, lorsque la teneur en eau interstitielle est gelée. Lors du gel, la variation du volume influence aussi le degré de saturation. Pour prendre en considération cet effet, l'équation généralisée du degré de saturation $[S_{r(f)}]$ peut être écrite sous cette équation:

$$S_{r(f)} = \frac{1,09S_{ru}n_u - 0,09\theta_u}{n + 0,09(S_{ru}n_u - \theta_u)} \quad (2.10)$$

Pour prendre en considération l'effet de structure, Côté et Konrad (2009) proposent un modèle pour de la conductivité thermique à double phase dans un milieu poreux (λ_{2P}). L'équation suivante présente la conductivité thermique dans le cas où le fluide est l'air (Boulanger-Martel, 2018):

$$\lambda_{2P} = \frac{(\kappa_{2P}\lambda_s - \lambda_a)(1 - \theta_a) + \lambda_a}{1 + (\kappa_{2P} - 1)(1 - \theta_a)} = \lambda_{dry} \quad (2.11)$$

où λ_a est la conductivité thermique de l'air, θ_a est la teneur volumique en air et κ_{2P} est le paramètre empirique qui prend en considération la forme selon l'équation suivante :

$$\kappa_{2P} = 0.29 \left(15 \frac{\lambda_a}{\lambda_s} \right)^\beta \quad (2.12)$$

où β est un paramètre empirique qui donne la pente de la relation $\kappa_{2P} - \lambda_a/\lambda_s$. Le tableau 2.6 présente les valeurs du paramètre empirique β par type de sol proposé par Côté et Konrad (2009).

Tableau 2.6 : Valeurs du paramètre empirique β par type de sol

Materials	k_f/k_s	β
All	>1/15	0.46
Round/sub-rounded	$\leq 1/15$	0.81
Angular/sub-angular	$\leq 1/15$	0.54
Cemented/bound	$\leq 1/15$	0.34

Lorsque la composition minéralogique de l'échantillon est connue, la conductivité thermique de la fraction solide peut être estimée par la moyenne géométrique, selon l'équation suivante (Côté et Konrad, 2005b):

$$\lambda_s = \prod_j \lambda_{m_j}^{x_j} \quad \text{avec} \quad \sum_j x_j = 1 \quad (2.13)$$

où λ_m est la conductivité thermique (W/m K) du minéral j constituant la roche; et x est la proportion volumétrique du minéral j . Plusieurs conductivités thermiques de différents minéraux sont disponibles dans la littérature, voir Horai (1971), Dreyer (1974), Clauser et Huenges (1995), Dymant et Pratt (1988), Côté et Konrad (2005b). Le tableau 2.7 présente quelques conductivités thermiques de minéraux tirés de Boulanger-Martel et al. (2018) et compilés par Côté et Konrad (2005a).

Tableau 2.7: Valeurs moyennes de conductivité thermique (λ_s) de particules solides

Minéral	λ_s (W/m °C)
Actinolite	3,48
Albite	1,96
Calcite	3,59
Chlorite	5,15
Dolomite	5,51
Magnétite	5,10
Ilménite	2,38
Muscovite	2,85
Quartz	7,69
Pyrite	19,21
Talc	6,10

2.2.1.3 Détermination de la capacité thermique

La capacité thermique est la quantité d'énergie chaleur nécessaire pour élever la température d'un corps d'une unité (Fredlund et al., 2012). La capacité thermique peut être écrite par unité de masse à pression constante, c_p (J/kg/°C) ou de volume $C_T = \rho c_p$ (J/ m³/°C), où ρ est la masse volumique (kg/m³). C_T peut être décrit selon l'équation suivante (De Vries, 1963; Lunardini, 1981; Newman, 1995):

$$C_T = C_s V_s + C_w \theta_w + C_a \theta_a + C_i \theta_i \quad (2.14)$$

où C_x est la capacité calorifique volumétrique des différents composants x: solide ($x = s$), eau ($x = w$), air ($x = a$) et de la glace ($x = i$); θ_x le volume occupé des composants et V_s du volume de solides. Le tableau 2.9 présente les valeurs de capacité thermique de plusieurs constituants d'un sol.

Plus la capacité thermique d'un corps est élevée et plus la quantité de chaleur nécessaire pour augmenter la température du corps est grande. Comme l'eau à une capacité thermique massique plus élevée que les autres constituants d'un sol, plus la teneur en eau dans un sol est grande et plus le réchauffement du sol sera lent. Par ailleurs, plus la porosité d'un sol est grande et plus le réchauffement du sol sera rapide (Musy et Soutter, 1991).

Tableau 2.8: Capacité thermique massique et volumique de quelques constituants du sol (modifié de Mbonimpa et Aubertin, 2003 et Musy et Soutter, 1991)

Constituant	ρ kg/m ³	c_p J/kg K	C_T J/m ³ K
<i>Minéraux (moyenne)</i>	2,65x10 ³	0,80x10 ³	2,10x10 ⁶
<i>Matière organique</i>	1,30x10 ³	1,90x10 ³	2,47x10 ⁶
<i>Eau</i>	1,00x10 ³	4,20x10 ³	4,20x10 ⁶
<i>Glace</i>	0,92x10 ³	2,10x10 ³	1,93x10 ⁶
<i>Air</i>	1,25	1,00x10 ³	1,25x10 ³

2.2.2 Convection

La convection est un processus similaire à la conduction, mais le transfert de la chaleur par convection se fait par le biais d'un fluide (liquide ou gaz) en mouvement qui transmet l'énergie lors de son contact avec le milieu (Farouki, 1981; Fredlund et al., 2012; Musy et Soutter, 1991). La convection peut se faire par des processus de convection naturelle ou forcée. Plusieurs facteurs influencent la convection, cependant le paramètre le plus influent est celui de la perméabilité (K) qui est généralement hétérogène, particulièrement dans les haldes à stériles (Amos et al., 2015; Lefebvre et al., 2001).

2.2.2.1 Convection naturelle

La convection naturelle est un transport de masse généré par un gradient de densité causé par une variation de température du fluide dans le milieu poreux (Farouki, 1981). Comme la densité d'un fluide est plus faible à température élevée qu'à une température faible, si un fluide se réchauffe à la base d'un milieu poreux, un déplacement du fluide pourra être engendré; il y aura alors déplacement de la chaleur avec le fluide dans un courant ascendant vers la surface (Farouki, 1981). Levintal et al. (2017) a réalisé une étude afin d'établir une relation entre la perméabilité du milieu et la convection forcée causée par le vent ou la convection naturelle causée par un gradient de température. L'étude a démontré que la convection naturelle causée par un gradient de température serait initiée à une perméabilité entre 10^{-6} et 10^{-7} m². Il a aussi été démontré que la convection

naturelle dans les haldes à stériles est plus efficace à transporter de l'oxygène dans la halde que la diffusion (Lefebvre et Gélinas, 1995).

Le nombre adimensionnel de Rayleigh-Darcy (Ra) est utilisé comme critère pour déterminer si la convection naturelle est présente dans un milieu. La convection est seulement présente pour des nombres de Rayleigh-Darcy généralement plus élevés que valeur critique (Ra_{cr}) $4\pi^2$ (39,5), mais (Ra_{cr}) peut varier entre 3 et $4\pi^2$. Cette valeur critique (Ra_{cr}) est pour une couche poreuse horizontale infinie avec des limites imperméables qui est chauffée par le dessous. Dès que la valeur de Ra est plus faible que Ra_{cr} , la convection arrête et la conduction domine. Le nombre Ra est défini selon l'équation suivante (Côté et al., 2011) :

$$Ra = \frac{g c_p B K Z^2 \nabla T}{\nu \lambda_e} \quad (2.15)$$

où c_p , B et ν sont la capacité thermique, le coefficient thermique d'expansion et la viscosité du fluide, respectivement; g est l'accélération gravitationnelle, λ_e est la conductivité thermique effective (W/m/K); K est la perméabilité intrinsèque du milieu poreux et ∇T est la différence de température entre les limites supérieures et inférieures du milieu d'hauteur Z .

2.2.2.2 Convection forcée

La convection forcée est générée par un gradient de pression d'une force externe (vent ou variation de la pression). Le gradient de pression cause des mouvements de l'eau ou de l'air dans les pores du milieu. Par exemple, le gradient de pression peut être causé par le vent qui souffle sur la surface inégale d'une halde provoquant de la turbulence, si la perméabilité de la structure poreuse est assez élevée (diamètre des particules supérieur à 1-2 cm) la turbulence pénètre dans la structure et engendre un mouvement d'air (advection) et donc un mouvement de la chaleur (Levintal, 2017). Comme le vent n'est pas constant, la convection par ce mécanisme est souvent négligée, mais il peut être important pour les haldes qui surplombent le secteur géographique (Mbonimpa et Aubertin, 2003). Le gradient de pression peut aussi provenir d'une variation de pression atmosphérique ambiante qui entraîne un mouvement d'air dans le milieu poreux, ce mécanisme est nommé pompage barométrique. Cependant, les simulations numériques de Lahmira et al. (2009) ont démontré qu'un changement de pression barométrique avait une influence non significative sur les flux gazeux à l'intérieur de la halde à stériles étudiée.

2.2.2.3 Équation du flux de chaleur par convection

L'équation du flux de chaleur par convection $F_c^{C,T}$ (W/m²) unidimensionnel dans un milieu poreux est déterminé par l'équation suivante (Lefebvre, 1994; Nastev, 2001) :

$$F_c^{C,T} = F_w^A c_{p,w} \rho_w (T_s - T_w) + F_a^A c_{p,a} \rho_a (T_s - T_a) \quad (2.16)$$

où F_w^A et F_a^A sont les flux d'advection de l'eau et de l'air respectivement [L^3/L^2T] ; c_p est la capacité thermique ; T la température et s , a et w représentent les fractions solide, gazeuse et liquide respectivement. F_a^A et F_w^A [LT^{-1}] peuvent être déterminés selon le même type d'équation (voir section 2.4.2 pour F_a^A) (Lahmira, 2009) :

$$F_w^{A,p} = -K \frac{k_{rw}}{\mu_w} \frac{\partial}{\partial z} (P_w + \rho_w g z) \quad (2.17)$$

où K est la perméabilité intrinsèque du milieu [L^2], k_{rw} est la conductivité relative du milieu non saturé en eau, P_w est la pression de l'eau [$ML^{-1} T^{-2}$], ρ_w la masse volumique de l'eau [ML^{-3}], μ_w la viscosité dynamique de l'eau [$ML^{-1} T^{-1}$] et g l'accélération gravitationnelle [LT^{-2}].

2.2.3 Radiation

Le transfert de chaleur par radiation se produit au travers d'un fluide transparent sous forme d'onde électromagnétique transmise d'une particule à une autre (Farouki, 1981, Fillion et al., 2011). Comme dans le cas de la conduction, la radiation se propage selon le gradient de température.

La radiation est souvent négligée dans les équations de transfert de chaleur puisque son impact est considéré négligeable comparativement aux transferts de chaleur par conduction et par convection (Lunardini, 1981; Farouki, 1981 et Fredlund, 2012). Cependant, dans le domaine du remblai rocheux, certaines études ont démontré l'importance de prendre en considération les transferts de chaleur par radiation dans le bilan de chaleur de la structure. En effet, Fillion et al. (2011) ont démontré que le transfert de chaleur par radiation était significatif lorsque le diamètre effectif des particules (D_{10}) d'un échantillon de remblai rocheux était supérieur à 10 mm et prédominant lorsque le D_{10} était supérieur à 90 mm. Lebeau et al. (2016) ont établi un modèle qui prend en considération le transfert de chaleur par radiation et ont démontré l'importance de ce transfert dans un remblai rocheux typique d'une voie ferrée. L'étude a démontré que la radiation thermique augmentait la quantité de chaleur à la base de la structure en été, ce qui augmentait les mouvements de chaleur par convections donc d'extraction de chaleur de la structure en hiver. Cependant,

l'extraction de chaleur en hiver ne contrebalançait pas l'ajout de chaleur par radiation ce qui avait pour effet d'augmenter le bilan de chaleur à l'intérieur de la structure. La conductivité thermique radiante λ_{ra} peut être déterminée à partir de l'équation suivante (Fillion et al., 2011) :

$$\lambda_{ra} = 4E_c D_{10} \sigma T^3 \quad (2.18)$$

où E est un facteur d'échange, D_{10} est le diamètre effectif des particules [L], σ est la constante de Stefan-Boltzman ($5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$). Le facteur d'échange E_c est généralement une fonction de l'émissivité ε (0-1) et de la porosité n . Le tableau 2.9 présente différentes équations du facteur E.

Tableau 2.9: Équations du facteur d'échange E selon diverses études (Fillion et al., 2011)

Reference	Factor E
(1) Laubitz (1959)	$\frac{\varepsilon[1 - (1 - n)^{2/3} + (1 - n)^{4/3}]}{(1 - n)}$
(2) Vortmeyer (1978)	$\frac{0.2 + 0.9\varepsilon}{1.8 - 0.9\varepsilon}$
(3) Schotte (1960)	ε
(4) Argo and Smith (1953)	$\frac{\varepsilon}{(2 - \varepsilon)}$
(5) Wakao and Kato (1969)	$\frac{1.3}{(2/\varepsilon - 0.264)}$
(6) Godbee and Ziegler (1966)	$\frac{\varepsilon n}{(1 - n)}$
(7) Kunii and Smith (1960)	$\frac{1}{1 + \frac{n}{(1 - n)} \frac{1 - \varepsilon}{2\varepsilon}}$

Dans les milieux poreux, le calcul de l'équation de la radiation peut être très compliqué. Fillion et al. (2011) ont pris en considération la radiation dans les transferts de chaleur en l'introduisant au calcul de la conductivité thermique. Cette méthode se base sur le fait que pour des particules opaques et un fluide transparent, les particules sont seulement directement affectées par les particules voisines, ainsi le transfert de chaleur devient un processus de diffusion. De plus, comme la radiation se propage dans la même direction que la conduction, soit selon le gradient thermique, la radiation peut être exprimée par la forme de l'équation de Fourier pour la conduction (Fillion et al., 2011). Ainsi, la conductivité thermique radiante (λ_{ra}) peut être ajoutée à la conductivité thermique par conduction (λ) pour obtenir une conductivité thermique effective (λ_e).

$$\lambda_e = \lambda + \lambda_{ra} \quad (2.19)$$

2.2.4 Chaleur latente

Lors d'une transition d'une phase à une autre, il y a un bris ou une formation de liaisons hydrogène qui génère ou nécessite de l'énergie (Davis, 2001). La chaleur latente est la quantité d'énergie ou de chaleur qui est absorbée ou relâchée par ce processus. On peut observer cette transition de phase par un retard de la diminution ou de l'augmentation de la température sur la courbe du cycle thermique du sol. L'augmentation de la température estivale peut engendrer la fusion de la glace et la vaporisation de l'eau qui retarde l'augmentation de la température dans la structure. Au contraire, à l'automne lorsque la température diminue, la formation de la glace relâche l'énergie latente dans la structure. Les processus de chaleur latente sont principalement associés aux fluctuations de la température en bordure de la halde à stériles, soit dans la zone active. Cependant, à l'intérieur des haldes à stériles productrices de DMA, la chaleur engendrée par les réactions d'oxydations peut générer une vaporisation de l'eau, lorsque la vapeur d'eau circule vers des régions plus froides, elle condense (Lefebvre, 1994). L'amplitude des processus de chaleur latente dans une halde dépend de sa teneur en eau, par le fait même de la granulométrie des particules et de leur disposition dans la halde. L'équation de Newman (1997) modifié de Joshi et al. (1993) prend en considération l'effet de la chaleur latente lors des changements de phases dans l'équation de continuité de la conduction :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) - L_v \frac{\partial}{\partial z} \left(D_1 \frac{\partial \psi}{\partial z} + D_2 \frac{\partial T}{\partial z} \right) + L_f \rho_w \frac{\partial \theta_i}{\partial t} \quad (2.20)$$

où L_v et L_f sont les chaleurs latentes de vaporisation ($L_v = 2375 \text{ kJ/kg}$) et de fusion ($L_f = 333.7 \text{ kJ/kg}$), respectivement; ψ est la succion (kPa) dans le sol et ρ_w est la masse volumique de l'eau non gelée (kg/m^3). D_1 ($\text{m}^3\text{s/kg}$) et D_2 ($\text{m}^2/^\circ\text{Cs}$) peuvent être trouvés à partir des équations suivantes :

$$D_1 = (1/\rho_w) D_v \frac{P_v W}{\rho_w R T} \quad (2.21)$$

$$D_2 = (1/\rho_w) D_v \left(\frac{\partial P_{vs}}{\partial T} h_r - \frac{P_v \psi W}{\rho_w R T^2} \right) \quad (2.22)$$

où D_v est le coefficient de diffusion de l'eau sous forme de vapeur dans le sol (kg m/kN s), W est la masse moléculaire de l'eau sous forme de vapeur ($18,016 \text{ kg/kmol}$), R est la constante universelle des gaz parfaits ($8,314 \text{ J/mol K}$), P_v est la pression partielle de l'eau sous forme de vapeur (kPa),

P_{vs} est la pression de vapeur à saturation (kPa) à la température T et h_r est l'humidité relative du sol.

La chaleur latente de fusion est l'énergie nécessaire pour briser les liaisons hydrogène de la glace lors du changement de phase de l'eau qui dégèle. Pour un sol, la chaleur latente de fusion L_f (kJ/m³) dépend de la teneur en eau du sol ainsi que de la fraction de cette eau qui change de phase (Andersland et Ladanyi, 2004) :

$$L_f = \rho_d L_f' \frac{w - w_u}{100} \quad (2.23)$$

où L_f' est la chaleur latente de fusion de l'eau (333,7 kJ/kg), ρ_d (kg/m³) est la densité sèche du sol, w et w_u sont les teneurs en eau massique totale et non gelée. Cette équation suppose que toute l'eau liquide gèle à 0°C, ce qui est une supposition acceptable pour les sols grossiers où w_u est presque nulles. La supposition que w_u est égale à zéro donne une estimation de L_f acceptable (Andersland et Ladanyi, 2004).

2.2.5 Chaleur interne

Lorsqu'il y a production de chaleur à l'intérieur du milieu, le transfert de chaleur par conduction en une dimension peut être déterminé en incorporant la source de chaleur interne au principe de continuité de conservation de la chaleur, selon l'équation différentielle suivante (Lefebvre, 1994; Mbonimpa et Aubertin, 2003) :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + Q(z) \quad (2.24)$$

où $Q(z)$ est la source de chaleur interne (J/m), c_p la capacité thermique massique (J/m³ K), ρ la masse volumique (kg/m³) et t est le temps (s). Le terme de gauche représente l'emmagasinement de chaleur.

Dans les haldes à stériles, comme le processus de propagation des réactions d'oxydation de la pyrite est lent, le système peut être considéré comme quasi stationnaire (Mbonimpa et Aubertin, 2003).

L'équation devient:

$$Q(z) = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (2.25)$$

Dans une halde à stérile, la chaleur interne peut provenir de l'oxydation de certains sulfures (e.g. la pyrite ou la pyrrhotite). Telle que mentionnée précédemment, la réaction d'oxydation de la pyrite est exothermique et génère 1,4 MJ de chaleur par mole de FeS₂ oxydées (Lefebvre 1994). Pour une mole de pyrite, 3,5 moles d'oxygène sont consommées, donc par mole d'oxygène consommée, la chaleur dégagée α_c est de 0,4 MJ. L'estimation de la quantité d'énergie consommée q_{oxy} pour une période peut être trouvée en supposant une cinétique de premier ordre (Mbonimpa et Aubertin, 2003):

$$q_{oxy} = K_r C \quad (2.26)$$

où C est la concentration d'oxygène (mol/m³) et K_r est le coefficient du taux de réaction de l'oxygène (m³O₂/m³ stériles/s). L'équation de la source de chaleur $Q(z)$ peut alors, s'écrire comme suit :

$$Q(z) = \alpha q_{oxy} = \alpha_c K_r C \quad (2.27)$$

Finalement, l'équation combinant les transferts de chaleur par conduction et convection avec une source de chaleur en 1D peut être écrite comme suit (Lefebvre, 1994; Mbonimpa et Aubertin, 2003):

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} - (F_w^A c_{p,w} \rho_w + F_a^A c_{p,a} \rho_a) \frac{\partial T}{\partial z} + Q(z) \quad (2.28)$$

2.2.6 Échange de chaleur avec l'extérieur de la halde à stériles

Dans les sections précédentes, les processus thermiques internes à un milieu poreux ont principalement été abordés. Cette section présente les différents processus externes d'une halde à stériles qui peuvent influencer le régime thermique interne. En modélisation numérique des transferts de chaleur, ces processus sont généralement incorporés aux conditions frontières du modèle.

À la surface d'une halde à stériles, la température varie selon les cycles reliés aux conditions externes qui fluctuent sur des cycles journaliers et saisonniers. Les effets de ces conditions externes sur les transferts de chaleur par conduction sont cependant limités à une profondeur entre 5 à 10 m (Lefebvre et al., 2001; Mbonimpa et Aubertin, 2003). L'échange de chaleur s'effectue aussi à la base entre le sol naturel et la halde à stériles.

2.2.6.1 Température de l'air et de la surface

La température de l'air à la surface de la halde est un paramètre qui varie quotidiennement et selon les saisons. Ainsi la température à la surface de la halde fluctue suivant des courbes sinusoïdales selon des cycles saisonniers et journaliers. L'étude de Lefebvre (1994) a démontré que les effets des fluctuations journalières de la température sont presque négligeables et que les fluctuations de température saisonnières n'affectent pas la température à plus de 10 m de profondeur dans la halde.

Plusieurs méthodes analytiques ont été développées pour trouver la température moyenne annuelle de surface du sol à partir des données météorologiques. Cependant, ces méthodes ne prennent pas en considération l'effet de la chaleur latente du sol, les différences des propriétés thermiques d'un sol gelé et non gelé (conductivité et diffusivité), l'hétérogénéité du sol, ainsi que l'asymétrie des températures de surface causée par la présence de neige saisonnière, de végétation ou autres influences climatiques de la région. Des modèles numériques qui prennent en considération ces éléments ont été développés (Andersland et Ladanyi, 2004).

2.2.6.2 Bilan énergétique

À l'interface entre l'atmosphère et la surface de la halde, les échanges de chaleur se font sous forme d'énergie radiative, de chaleur sensible et de chaleur latente. Les mécanismes de transport d'énergie à la surface sont très complexes et couplés. De plus, ils sont dépendants des conditions climatiques qui changent rapidement ainsi que des caractéristiques de la halde. Un grand nombre de méthodes sont disponibles pour déterminer le bilan énergétique dans les sols et peuvent être appliquées aux haldes à stériles. Carey et al. (2005) présente une revue des différentes méthodes de détermination du bilan énergétique, ainsi qu'une étude d'un bilan énergétique sur une halde à stériles avec une emphase sur l'évaporation. L'équation du bilan énergétique à la surface de la halde de cette étude est écrite comme suit (Carey et al., 2005) :

$$R_n = L_v E + H + G + \varepsilon_{res} \quad (2.29)$$

où R_n est la rayonnement net (ou radiation nette), L_v la chaleur latente de vaporisation, E l'évaporation; H est le flux de chaleur convectif (sensible); G est le flux de chaleur conductif entrant et sortant et ε_{res} est la densité du flux résiduel associé à l'erreur.

La radiation nette s'exprime par le bilan énergétique radiatif, soit la somme des rayonnements solaires (haute fréquence) et des rayonnements terrestres (basse fréquence) (Musy et Soutter,

1991). La réflexion du rayonnement solaire dépend de l'albédo de la surface. Une surface pâle réfléchira une plus grande quantité du rayonnement solaire et aura alors un albédo plus fort qu'une surface foncée qui absorbera plus de rayonnement. À titre d'exemple, l'albédo d'une neige fraîche varie de 0,55 à 0,65, tandis que l'albédo d'un sol organique foncé est de 0,10 (Fredlund et al., 2012).

Le bilan hydrique est relié au bilan énergétique par la composante de l'évaporation. L'évaporation à la surface de la halde est une des composantes qui est difficile à déterminer dans le calcul des bilans. En ce qui concerne l'évaporation, des résultats ont démontré que l'évaporation calculée par la méthode Penman (1948) était supérieure à l'évaporation mesurée par la méthode de covariance-eddy. De plus, l'évaporation prédite avec le modèle de Penman modifiée était à 10% de la valeur mesurée (Granger et Gray, 1989). Ce dernier point suggère que l'estimation de l'évaporation à partir des données climatiques peut être réalisée avec une bonne précision. Carey et al. (2015) mentionnent que si de la végétation venait à s'installer sur la halde, la radiation nette augmenterait, le flux de chaleur de la halde diminuerait et une augmentation de l'évaporation serait à prévoir.

2.2.6.3 Effet de l'accumulation de neige

Un couvert de neige saisonnier peut influencer le régime thermique d'une halde. La conductivité thermique de neige est plutôt basse comparativement aux sols naturels, donc dépendamment de son épaisseur, elle peut avoir un effet isolant. Côté et al. (2012) a évalué la conductivité thermique de la neige compactée et développé un modèle pour calculer cette conductivité thermique. Les valeurs de conductivité thermique obtenues de l'étude se situent entre 0,12 W/mK et 0,54 W/mK pour des porosités variant de 0,4 à 0,68. Kynh et Elberling (2001) ont démontré l'importance de simuler le couvert de neige dans une étude d'évaluation d'un recouvrement thermique sur des résidus miniers en Arctique. La comparaison entre les simulations de la température sans couvert de neige et avec un couvert de 25 cm de neige dévoile une différence de température en hiver de plus de 10 °C et en été d'environ 1°C à 2 m de profondeur.

2.2.6.4 Échange à la base

À la base de la halde à stériles, des transferts de chaleur, d'eau et d'oxygène peuvent survenir. Les mouvements de chaleur à la base se font principalement par conduction. Ce transfert peut être évalué par l'interprétation du profil de température à la base. Il peut aussi y avoir une perte en eau

à la base, cette perte devra être intégrée au bilan hydrique de la halde. Pour l'oxygène, la base peut pratiquement être considérée comme imperméable, d'autant plus si la base de la halde est saturée en eau, compte tenu de la solubilité de l'oxygène dans l'eau et son taux de diffusion faible à haut degré de saturation (Lefebvre, 1994).

Une source de chaleur constante provient des profondeurs de la terre vers la surface terrestre, le flux géothermique. L'accroissement de ce flux en fonction de la profondeur dans le sol est appelé le gradient géothermique. Ce gradient dépend, entre autres, de la conductivité thermique de la roche, il est donc variable selon la région. Il est possible de mesurer ce gradient sur un profil de température du sol (voir figure 1.2).

2.3 Mouvement de l'eau dans les haldes à stériles

Tel que discuté précédemment, les stériles sont des systèmes composés de solides et de vides remplis d'air et d'eau (liquides et solides). Chaque composante du système a une capacité différente de stocker de la chaleur (i.e. une capacité thermique) et de transférer cette chaleur par conduction (i.e. une conductivité thermique). La conductivité thermique et la capacité thermique dépendent, entre autres, des proportions de chaque média, subséquemment de la teneur en eau. La conductivité thermique et la capacité thermique sont les deux paramètres thermiques les plus importants dans l'étude des transferts de chaleur dans les haldes à stériles. De plus, tel que mentionné dans la section 2.2.6.2, le bilan énergétique à la surface de la halde est relié au bilan hydrique par l'évaporation. Dans le cas de stériles réactifs, l'apport en eau et oxygène dissous peut engendrer des réactions d'oxydation, lorsque la présence de certains sulfures est en suffisance (voir section 2.2.5). La réaction d'oxydation de certains sulfures est exothermique, ce qui influence les transferts de chaleur. Finalement, tel qu'il sera présenté ci-dessous plus en détail, tous mouvements de fluides (liquides et gazeux) dans un milieu poreux entraînent avec lui une quantité d'énergie (i.e. chaleur) qui peut se propager au travers de la structure par ces mouvements. Afin d'évaluer les transferts de chaleur, il faut donc prendre en considération les mouvements d'eau dans la halde à stériles.

Les haldes à stériles sont très hétérogènes (distribution granulométrique, minéralogie et arrangement) ce qui rend l'étude des flux d'eau généralement difficile. Également, les caractéristiques hydrogéologiques de la halde peuvent varier au fil du temps. L'eau qui circule dans la halde peut engendrer un déplacement des particules fines, ce qui change les caractéristiques de

la halde à long terme (Aubertin et al., 2002; Morin et al., 1991). De plus, dans les haldes à stériles productrice de DMA, l'eau de percolation chargée des produits d'oxydation des sulfures engendre des réactions dans la halde, telles que de la dissolution, de la précipitation et de la mobilisation des métaux. À long terme, ces divers processus géochimiques et l'altération des stériles peuvent influencer la porosité de la halde, donc les écoulements des fluides (Aubertin et al., 2002; Morin et al., 1991).

L'écoulement de l'eau dans la halde à stériles peut s'effectuer par le mécanisme d'advection, mais aussi par le mouvement de la vapeur d'eau. Ces mécanismes seront présentés dans cette section, ainsi que les équations qui les gouvernent avec leurs principaux paramètres.

2.3.1 Advection de l'eau

Les haldes à stériles sont généralement non saturées et se comporte souvent comme un milieu à double porosité (Peregoedova, 2012). En condition saturée, dès que les macropores se vident, ils ne peuvent plus servir de voies d'écoulements rapides pour l'eau. L'eau se retrouve alors dans les micropores, tandis que les macropores contiennent l'air. Les mécanismes d'écoulement peuvent être qualifiés de matriciels (forces capillaires dans les particules fines) ou préférentiels (macropores, flux rapides canalisés dans les stériles grossiers) (Amos et al., 2015; Fretz, 2013). Les principaux facteurs qui contrôlent les propriétés hydrogéologiques dans les haldes à stériles sont la distribution granulométrique, la proportion et la disposition spatiale des stériles dans la pile (Fretz, 2013). La répartition et l'arrangement des stériles dans la halde sont régis par les méthodes de déposition et de construction de la halde (voir section 2.1.2). Les couches peuvent présenter une taille de particules triée (par exemple sur les pentes) qui peut aider à établir des mécanismes d'écoulement préférentiels ou de fines couches de granulométrie (par exemple des couches compactées provoquées par le roulement d'équipement pendant la construction) créant des effets de barrière capillaire. En effet, la taille réduite des pores dans les couches de matériaux de granulométrie fine entraîne une rétention en eau, tandis que dans les couches de matériaux grossiers où la saturation en eau est plus faible agissent comme chemin préférentiel pour l'écoulement des gaz et de la vapeur d'eau (Nichol et al., 2005). Ces processus pourraient être utilisés pour contrôler le transport de gaz et d'eau dans les piles de stériles (Aubertin et al., 2008; Fala et al., 2003; Lamontagne et al., 1999; Wilson, 2003).

Les mécanismes d'écoulement de l'eau dans les haldes de stériles influencent à la fois le transport des contaminants et leur concentration dans le drainage. En effet, comme le temps de contact entre avec les rejets réactifs dans un flux préférentiel est inférieur à un temps de contact dans un flux matriciel, la charge de soluté dans le drainage peut en être variable selon le type d'écoulement (Neuner, 2009). Le temps de contact est également différent selon si l'écoulement se produit sur les pentes ou au centre de la halde, compte tenu de la distance qui les sépare du point de décharge. L'advection de l'eau qui dépend de l'infiltration entraîne un flux de chaleur dans la halde. Cependant, selon le climat, l'infiltration d'eau peut être plus dominante à certaines périodes de l'année (e.g. à la fonte de la neige). L'infiltration d'eau entraîne de l'oxygène dissous ainsi que de la chaleur à l'intérieur de la halde. Le flux d'oxygène qui pénètre dans la halde à stériles par l'infiltration d'eau peut être calculé en multipliant le flux d'infiltration d'eau (équation 2.37) par la concentration en oxygène dissous dans l'eau (voir section 2.4.2).

2.3.2 Mouvement de la vapeur d'eau

Dans une halde à stériles productrice de DMA, la température à l'intérieur peut considérablement augmenter par les réactions géochimiques qui s'y produisent. La vapeur d'eau produite lors de cette augmentation de température circule vers la surface de la halde par convection naturelle. Lorsque la vapeur d'eau rencontre les températures plus faibles de la surface, il y a condensation et l'eau s'ajoute au flux d'infiltration de la halde. Lors des changements de phase de l'eau, il y a consommation ou libération de chaleur latente. Le transfert de vapeur d'eau peut aussi se faire par diffusion causant une redistribution de la saturation en eau au travers de la halde. Le processus dominant du transport de la vapeur d'eau dans les haldes à stériles est par advection des gaz (Herasymuik, 1996, Lefebvre et Gélinas, 1995).

2.3.3 Équation de l'écoulement de l'eau dans un milieu poreux

Les équations de l'écoulement de l'eau dans un milieu poreux saturé et non saturé ont été grandement étudiées et expliquées dans plusieurs documents, tels que Bussière (1999), Fala et al. (2003), Martin (2004) et Fredlund et al. (2012). Les équations qui décrivent le mouvement de l'eau seront présentées de façon sommaire dans la présente section.

L'écoulement de l'eau correspond à un transfert d'énergie entre deux points qui est possible lorsque la charge hydraulique d'un de ces points est supérieure à l'autre. La charge hydraulique (pour un

fluide étant de l'eau) est la quantité d'énergie par unité de poids exprimée en unité de longueur. L'équation de Bernoulli permet de calculer la charge hydraulique pour un fluide incompressible (Fredlund et al., 2012; Hillel, 2004; Holtz et Kovacs, 1991) :

$$h(x, y, z) = z + \frac{u}{\rho g} + \frac{v^2}{2g} \quad (2.30)$$

où h est la charge hydraulique [L]; z est l'élévation relative [L]; u est la pression du fluide [$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$]; ρ est la masse volumique du fluide [ML^{-3}]; v est la vitesse d'écoulement du fluide [LT^{-1}] et g est l'accélération gravitationnelle [LT^{-2}]. Le premier terme de droite correspond à l'énergie de position, le second à l'énergie de pression et le troisième est lié à l'énergie cinétique. La composante de l'énergie cinétique est généralement beaucoup plus faible que les deux autres composantes de l'équation de Bernoulli et est ainsi négligée dans la majorité des problèmes d'écoulement d'eau dans les sols.

Le mouvement de l'eau dans les matériaux poreux et saturés peut être décrit selon la loi de Darcy (Fredlund et al., 2012; Holtz et Kovacs, 1991):

$$q = -k_{sat}i \quad (2.31)$$

où, q est le flux de spécifique (vitesse de Darcy) [LT^{-1}]; k_{sat} est la conductivité hydraulique saturée [LT^{-1}] et i est le gradient hydraulique entre deux points séparés par la distance l ($i = \Delta h/\Delta l$) [-]. Le signe négatif indique que l'écoulement de l'eau se fait dans la direction des charges hydrauliques diminuantes. L'équation de Darcy suppose que le fluide et le milieu poreux sont incompressibles et que l'écoulement est laminaire et isotherme. L'équation de Darcy peut être généralisée en 3D (Fredlund et al., 2012) :

$$q = \begin{pmatrix} q_x \\ q_y \\ q_z \end{pmatrix} = -[k_{ij}] \begin{bmatrix} i_x \\ i_y \\ i_z \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

où q_i est le flux spécifique dans la direction i , k_{ij} est la conductivité hydraulique saturée dans l'axe ij et i_i est le gradient hydraulique dans la direction i .

Les haldes à stériles sont des systèmes poreux et non saturé, donc l'écoulement est biphasique. Dans ces conditions, la conductivité hydraulique non saturée k_w d'un sol est une fonction de sa teneur en eau volumique θ ou massique w ou encore de son degré de saturation en eau S_r (Fredlund et al., 2012). Comme le degré de saturation dépend de la pression de l'eau (u) ou de la succion (ψ),

la conductivité hydraulique en dépend aussi. Les teneurs en eau volumique et massique ainsi que le degré de saturation peuvent être trouvés selon les équations suivantes (Holtz et Kovacs, 1991):

$$\theta = \frac{V_w}{V_T} \quad w = \frac{M_w}{M_s} \quad S_r = \frac{V_w}{V_v} \quad (2.33, 2.34 \text{ et } 2.35)$$

où V_w , V_T et V_v sont les volumes de l'eau, total et de vide du milieu respectivement [L^3] et M_w et M_s sont les masses de l'eau et du solide.

En conditions non saturées, les propriétés capillaires du milieu poreux gouvernent la distribution de l'eau et de l'air. Dans le cas d'un sol non saturé, la succion matricielle ψ est définie comme la différence entre la pression air (u_a) et la pression (négative) de l'eau (u_w) :

$$\psi = u_a - u_w \quad (2.36)$$

L'équation de Darcy peut être généralisée pour l'écoulement en conditions non saturées à l'aide de l'équation de Richards :

$$\frac{\partial \theta_w}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial x} \left(k_{w,x}(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left(k_{w,y}(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial y} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left(k_{w,z}(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial z} \right) + \frac{\partial k(\psi)}{\partial z} \quad (2.37)$$

Pour résoudre ces équations, la courbe de rétention d'eau (CRE) ainsi que la fonction de perméabilité doivent être connues.

2.3.4 Conductivité hydraulique saturée

La conductivité hydraulique saturée peut être déterminée en laboratoire avec des essais à charge constante (ASTM D2434) pour les matériaux granulaires et à l'aide de perméamètre à parois flexibles (ASTM D5084) ou rigides (ASTM D5856) pour les matériaux fins. Sur le terrain, plusieurs essais sont disponibles pour déterminer k_{sat} , par exemple les essais de Lefranc, Lugeon et des essais de pompage ou d'infiltration. Il existe plusieurs méthodes indirectes pour prédire la conductivité hydraulique saturée, tel que le modèle Kozeny-Carman modifié (KCM), de Shepherd et de Taylor et Budhu. Ce dernier modèle se base sur les données expérimentales.

Le modèle de Kozeny-Carman modifié (KCM) nécessite des paramètres géotechniques de bases et a démontré de bons résultats. L'équation suivante est définie pour des matériaux granulaires (Mbonimpa et al., 2002a) :

$$k_{sat_KCM} = C_G \frac{\gamma_w e^{3+x}}{\mu_w (1+e)} C_U^{1/3} D_{10}^2 \quad (2.38)$$

où, la conductivité hydraulique saturée k_{sat} est en cm/s; C_G est une constante du modèle ($C_G = 0,1$); γ_w est le poids unitaire de l'eau ($\gamma_w = 9,81 \text{ kN/m}^3$); μ_w est la viscosité dynamique de l'eau ($\mu_w \approx 10^{-3} \text{ N/s/m}^2$ à 20°C); e est l'indice des vides ($e = \frac{n}{(1-n)}$) [-]; x est le paramètre de tortuosité du modèle ($x \approx 2$); D_{10} est le diamètre effectif correspondant à 10% passant sur la courbe granulométrique (cm) et C_U le coefficient d'uniformité [-]

L'équation empirique proposée par Shepherd (1989) se base sur le diamètre passant à 50% en mm (D_{50}) des matériaux qui représenterait mieux l'influence de la granulométrie pour des matériaux grossiers tel que les stériles miniers :

$$k_{sat_S} (\text{cm/s}) = 3,53 \times 10^{-4} (100 D_{50})^{1,5} \quad (2.39)$$

Le modèle prédictif de Taylor et Budhu (qui se base aussi sur le D_{50}) est défini par l'équation suivante (Taylor 1948, Budhu, 2011, Peregoedova, 2012) :

$$k_{sat} = C_1 \frac{\gamma_w e^3}{\mu_w (1+e)} D_{50}^2 \quad (2.40)$$

où, C_1 est une constante déterminée par les données expérimentales.

2.3.5 Courbe de rétention en eau

La courbe de relation entre la teneur en eau volumique et la succion matricielle $\theta(\psi)$ (aussi exprimée en $w(\psi)$ ou en $S_r(\psi)$), est la courbe de rétention en eau (CRE). La CRE d'un sol peut être obtenue en drainage ou en mouillage, mais les courbes sont différentes, compte tenu du phénomène d'hystérésis (Fredlund et al., 2012). Généralement, c'est la CRE en drainage qui est utilisée. La figure 2.4 présente les CRE typiques d'un sol silteux et sableux. Les CRE ont des courbures différentes selon la taille des pores, qui elle dépend de la distribution granulométrique du matériel étudié.

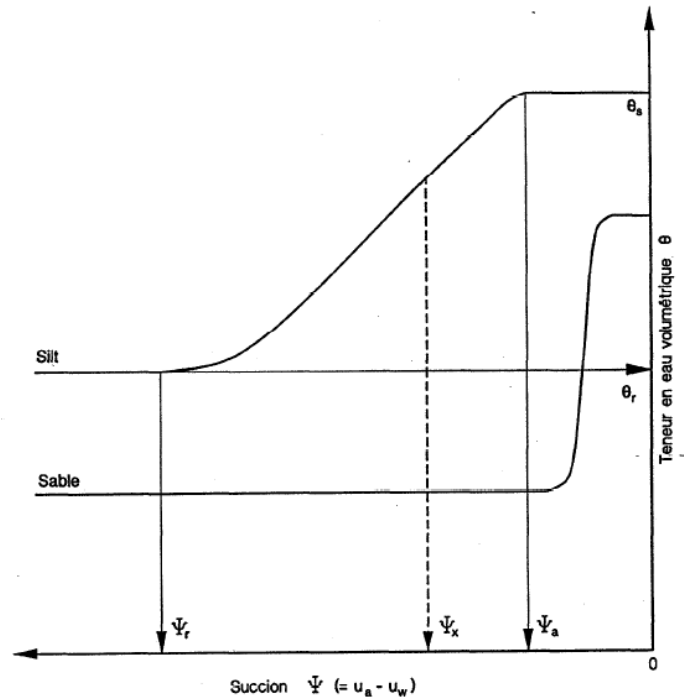


Figure 2.4: Courbe de rétention en eau schématisée pour un sable et un silt (Aubertin et al., 1995; adaptée de Freeze et Cherry, 1979)

Deux points sont très importants sur la CRE en drainage et peuvent être trouvés par la méthode des tangentes (Fredlund et al., 2012) sont :

- La valeur de la pression d'entrée d'air ψ_a (AEV) qui représente la succion à laquelle l'air commence à pénétrer dans le sol, donc à se drainer; et,
- La succion ou la teneur en eau résiduelle ψ_r ou θ_r . À cette succion, l'eau restant dans les pores est peu mobile et ne contribue pas à l'écoulement.

En laboratoire, plusieurs méthodes ont été développées pour déterminer la courbe de rétention en eau d'un sol. Delage et Cui (2000), Fredlund (2012) et Peregoedova (2012) présentent ces méthodes. Une combinaison des méthodes est généralement nécessaire pour déterminer la CRE complète d'un sol, puisque les méthodes déterminent qu'une gamme de couples $\theta - \psi$:

- Essais en colonnes
- Cellule de pression
- Plaque drainante
- Cellule triaxiale

- Tensiomètres
- Psychomètres
- Papiers filtres
- Solutions salines

Plusieurs modèles descriptifs de la CRE ont été proposés qui permettent de lisser la CRE à partir des données de terrain et de laboratoire (voir Fredlund et al., 2012). Selon Bussière (1999), ce sont les modèles de Garder (1958), Brooks et Corey (1964), van Genuchten (1980), Fredlund et Xing (1994) qui sont les plus utilisés. Il est important de tenir compte du type de matériel dans le choix d'un modèle prédictif de CRE. Les modèles ont des limites et peuvent ne pas être le meilleur choix pour le type de matériau. Par exemple, le modèle de Brook et Corey (1964) suggère une discontinuité brutale près de la valeur de la pression d'entrée d'air, cependant on observe que cette tendance ne se manifeste pas dans les matériaux fins (Fredlund et al., 2012). Le modèle de van Genuchten est intégré dans le logiciel RETC (van Genuchten et al., 1991). Ce modèle permet aussi d'obtenir la fonction de perméabilité à partir de la CRE (voir section 2.3.4):

$$\theta_e = \left[\frac{1}{1+(a_v \psi)^{n_v}} \right]^{m_v} \quad (2.41)$$

où a_v , n_v et m_v sont des paramètres d'ajustements du modèle. Le paramètre m_v peut-être trouvé, entre autres, selon l'équation de (m_{vm}) Mualem (1976) ou (m_{vb}) de Burdine (1953) :

$$m_{vm} = \frac{(n_v-1)}{n_v} \quad (2.42)$$

$$m_{vb} = 2 - \frac{1}{n_v} \quad (2.43)$$

La CRE peut aussi être estimées à l'aide de modèles de prédictifs. Le modèle modifié de Kovacs (MK) permet de prédire la CRE basée sur la granulométrie et la porosité pour des matériaux granulaires (Aubertin et al., 2003):

$$S_r = \frac{\theta}{n} = S_c + S_a^*(1 - S_c) \quad (2.44)$$

où, θ est la teneur en eau [-], n la porosité [-], S_c et S_a , sont le composantes liées aux forces capillaires [-] et aux forces d'adhésion [-] et $S_a^* = 1 - \langle 1 - S_a \rangle$ signifiant que si $S_a < 1$ alors $S_a^* = S_a$ ou si $S_a \geq 1$ alors $S_a^* = 1$.

Les composantes du modèle (S_c et S_a) sont calculées à partir des propriétés géotechniques des matériaux. La composante S_c est calculé selon l'équation ci-dessous :

$$S_c = 1 - \left[\left(\frac{h_{co}}{\psi} \right)^2 + 1 \right]^m \exp \left[-m \left(\frac{h_{co}}{\psi} \right)^2 \right] \quad (2.45)$$

où, ψ est la succion matricielle [L], h_{co} est la remontée capillaire équivalente [L], m coefficient de la distribution de taille des pores [-] ($m \approx \frac{1}{C_U}$ pour un sol granulaire). Pour un sol granulaire, h_{co} peut être calculé selon l'équation suivante :

$$h_{co} = \frac{0,75}{e D_{10} [1,17 \log(C_U) + 1]} \quad (2.46)$$

où, e est l'indice des vides [-] ($e = \frac{n}{(1-n)}$), D_{10} est le diamètre effectif [L], C_U coefficient d'uniformité [-]. La composante S_a est calculé selon l'équation ci-dessous :

$$S_a = a_c C_\psi \frac{(h_{co}/\psi_n)^{2/3}}{e^{1/3} (\psi/\psi_n)^{1/6}} \quad (2.47)$$

où, a_c est le coefficient d'adhésion [-] ($a_c = 0.01$ pour les sols granulaires pour des succions en cm), ψ_n est un paramètre de cohérence de normalisation [L] ($\psi_n = 1$ cm ou $\psi_n = 10^{-3}$ atm selon les unités de la succion matricielle) et C_ψ est un facteur du modèle trouvé à l'aide de l'équation (Fredlund et Xing, 1994) :

$$C_\psi = 1 - \frac{\ln(1+\psi/\psi_r)}{\ln(1+\psi_0/\psi_r)} \quad (2.48)$$

où, $\psi_0 = 10^7$ cm et ψ_r est la succion résiduelle [-] calculée selon l'équation suivante :

$$\psi_r = 0,86 h_{co}^{1,2} \quad (2.49)$$

Pour des matériaux granulaires et grossiers tels que des stériles, il a été observé que la CRE prédite par le modèle MK ne suit pas la CRE mesurée et que la teneur en eau résiduelle des stériles est sous-estimée (Peregoedova, 2012). Peregoedova (2012) propose d'ajuster les paramètres de remontée capillaire équivalente ($h_{co_ajusté}$) et la succion résiduelle ($\psi_{r_ajusté}$) selon les équations suivantes :

$$h_{co_ajusté} = h_{co} \frac{D_H}{D_{H_CL}} \quad (2.50)$$

et

$$\psi_{r_ajusté} = \psi_r \left(\frac{D_H}{D_{H_CL}} \right)^{1,26} \quad (2.51)$$

où, D_H est le diamètre équivalent des grains (cm) $D_H = [1 + 1,17 \log(Cu)]D_{10}$ et D_{H_CL} (cm) est le diamètre équivalent des grains calculé à partir de l'équation d'Aubertin et al. (2003):

$$D_{H_CL} = \frac{a_f}{\rho_s S_s} \quad (2.52)$$

où a_f est le facteur de forme ($a_f \approx 10$) et S_s la surface spécifique selon la méthode de Chapuis et Légaré (1992) :

$$S_s = \frac{\alpha}{\rho_s} \sum \left[\frac{P_{NoD} - P_{Nod}}{d} \right] \quad (2.53)$$

où, α est le facteur de forme ($\alpha = 6$) et $P_{NoD} - P_{Nod}$ est le pourcentage massique des grains plus petit que la diamètre D (P_{NoD}) et plus grand que le diamètre de la taille suivante d (P_{Nod}).

De plus, selon l'étude de Peregoedova (2012), le coefficient d'adhésion a_c du modèle MK a été déterminé pour des données expérimentales de matériaux de granulométrie relativement fine ($D_{10} < 0,14\text{mm}$). Étant donné que les stériles miniers sont composés d'un diamètre équivalent et généralement plus élevé (voir section 2.1.1) et d'une granulométrie relativement étalée, Peregoedova (2012) ajuste le a_c selon les données expérimentales. Pour la CRE des stériles de la mine du Lac Tio de cette étude, a_c était ajusté entre 0,008 et 0,044.

2.3.6 Fonction de perméabilité

La fonction de perméabilité $k(\theta)$ (ou $k(\psi)$) présente la conductivité hydraulique en fonction de la succion ou de la teneur en eau d'un sol. Lors de la désaturation d'un milieu poreux, les zones centrales des plus grands pores qui se drainent en premier. Le gaz à l'intérieur des pores devient alors un obstacle pour l'écoulement de l'eau. L'eau restante est contrainte de passer le long des parois, ce qui augmente la résistance à l'écoulement, ou par les petits pores en contournant les grands pores vides d'eau, ce qui augmente la tortuosité et la longueur du trajet (Peregoedova, 2012). Ainsi, plus la teneur en eau volumique diminue, plus la conductivité hydraulique non saturée (k_w) diminue. La figure 2.6 tirée d'Aubertin et al. (1995) illustre de façon schématisée la variation de la

conductivité hydraulique en fonction de la succion pour un sable et un silt. On observe dans la figure 2.6, que la conductivité hydraulique du sable (plus grossier) est plus faible que le silt (plus fin) à saturation et diminue plus rapidement. L'eau aura donc plus de difficulté à s'écouler dans le sable que dans le silt à partir d'une certaine succion.

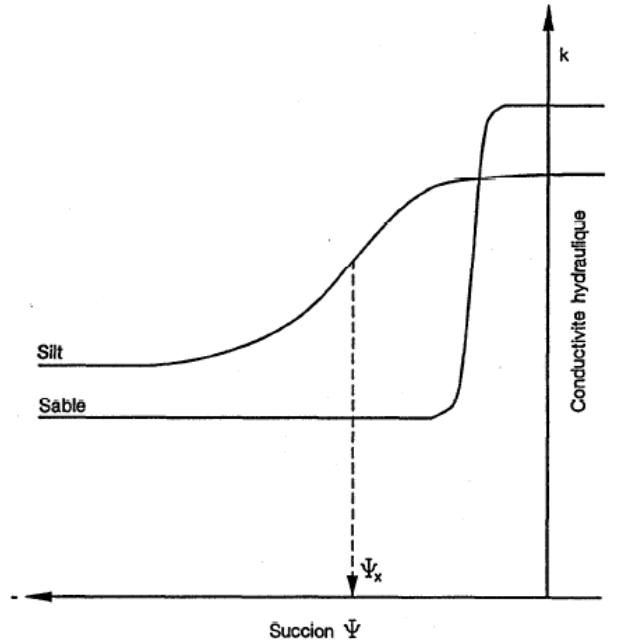


Figure 2.5: Variation de la conductivité hydraulique en fonction de la succion

La fonction $k_r(\psi)$ ou $k_r(\theta)$ d'un matériel peut être déterminée en laboratoire ou sur le terrain, mais les essais sont généralement difficiles et coûteux à réaliser. On détermine généralement la fonction de perméabilité d'un matériel à partir de sa CRE. Plusieurs expressions mathématiques ont été développées à cet effet, voir Bussière (1999) et Mbonimpa et al. (2006). Le modèle prédictif van Genuchten – Mualem, incorporé dans le logiciel RETC (van Genuchten et al. 1991), permet de prédire la fonction de perméabilité à partir de la CRE:

$$k_r = \frac{\{1 - (a_v \psi)^{n_v} [1 + (a_v \psi)^{n_v}]^{-m_v}\}^2}{[1 + (a_v \psi)^{n_v}]^{0.5}} \quad (2.54)$$

où a_v , n_v et m_v sont des paramètres d'ajustements du modèle van-Genuchten-Mualem (voir section 2.3.5).

2.4 Mouvement des gaz dans les haldes à stériles

La phase gazeuse présente dans les pores d'une halde à stériles est composée de plusieurs gaz tels que l'azote, l'oxygène ainsi que du dioxyde de carbone. La phase gazeuse provient majoritairement de l'atmosphère, mais sa composition est déterminée par les réactions géochimiques et l'activité bactérienne à l'intérieur de la halde (Morin et al., 1991). La phase gazeuse dans les milieux poreux non saturés se retrouve sous forme libre ou dissoute. Dans les haldes à stériles, le mouvement des gaz s'effectue par diffusion et advection de la phase, mais une proportion dissoute de gaz se retrouve dans l'eau qui s'infiltré dans la halde. Ces processus entraînent un apport en oxygène vers les stériles qui peuvent engendrer des réactions chimiques (e.g. oxydation de sulfures) et contribuer à augmenter la température interne de la halde et influencer les transferts de chaleur. De plus, tout comme pour les mouvements de l'eau dans les haldes à stériles, les mouvements de gaz peuvent, dans un milieu poreux, entraîner avec lui une quantité d'énergie (i.e. chaleur) qui peut se propager au travers de la structure (voir section 2.2.2). Afin d'évaluer les transferts de chaleur, il faut donc prendre en considération les mouvements des gaz dans la halde.

Cette section se concentre sur les mouvements des gaz avec une emphase sur l'apport en oxygène dans la halde à stériles. Les équations sont écrites sommairement pour mettre en évidence les paramètres d'influence. Ces équations proviennent principalement des documents de Lefebvre (1994), Mbonimpa et al. (2002b) et Mbonimpa et Aubertin (2003).

2.4.1 Diffusion

La diffusion moléculaire de l'oxygène est causée par un gradient de concentration. La diffusion est influencée par la porosité des stériles, la saturation en eau et la réactivité des stériles (consommation d'oxygène). Dans un milieu poreux non saturé, la diffusion peut se produire dans la phase gazeuse ou la phase liquide. Les échanges gazeux par diffusion sont dominants dans les matériaux de faible perméabilité. La diffusion de l'oxygène dans la phase liquide devient significative à un degré de saturation supérieur à 85-90% (Aachib et al., 2002). Le transport diffusif par l'eau est beaucoup plus lent que par l'air puisque le coefficient de diffusion libre de l'oxygène est d'environ quatre ordres de grandeur plus grands dans l'air que dans l'eau (Mbonimpa et Aubertin, 2003).

La première et la seconde loi de Fick définissent le flux diffusif (aqueux et gazeux) de l'oxygène F_o^D [$ML^{-2}T^{-1}$] et la concentration en oxygène $C(z, t)$ dans un milieu poreux non saturé en une dimension (Aachib, 2002, 2003):

$$F_o^D(z, t) = -\theta_{eq} D^* \frac{\partial C(z, t)}{\partial z} = -D_e \frac{\partial C(z, t)}{\partial z} \quad (2.55)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\theta_{eq} C) = \frac{\partial}{\partial z} (\theta_{eq} D^* \frac{\partial C}{\partial z}) = \frac{\partial}{\partial z} (D_e \frac{\partial C}{\partial z}) \quad (2.56)$$

où D_e et D^* sont les coefficients de diffusion effective et apparente, respectivement [L^2T^{-1}] ($D_e = \theta_{eq} D^*$); $C(z, t)$ est la concentration d'oxygène dans les pores au temps t [T] et à la position z [L] et θ_{eq} est la porosité en air équivalente qui est utilisée pour prendre en considération le flux d'oxygène dans l'air ainsi que le flux d'oxygène dissous dans l'eau [L^3L^{-3}]. La porosité équivalente θ_{eq} est défini selon l'équation suivante :

$$\theta_{eq} = \theta_a + H\theta_w \quad (2.57)$$

où θ_a et θ_w sont les teneurs volumiques en air et en eau ($\theta_w = nS_r = n - \theta_a$ et $\theta_a = n(1 - S_r) = n - \theta_w$ où n est la porosité totale); H est la constante d'Henry sans dimension qui est définie par le ratio de la concentration d'oxygène dans l'eau et dans l'air à l'équilibre: $H = C_{o_w}/C_{o_a}$ ($H \cong 0,03$ à $20^\circ C$). Mbonimpa et Aubertin (2003) présente une méthode d'estimation de C_{o_w} ainsi qu'un tableau adapté de Otwinowski (1995) des C_{o_w} en fonction de la température à la pression atmosphérique pour différentes fractions molaires d'oxygène dans la phase gazeuse.

Lorsque le flux gazeux traverse un matériel contenant des sulfures qui s'oxydent au contact de l'air, il peut y avoir une diminution de l'oxygène par consommation, à ce moment l'équation de diffusion doit prendre en considération la consommation de l'oxygène qui s'y produit. La seconde loi de Fick peut être modifiée comme suit pour tenir compte de cette consommation en supposant une cinétique d'oxydation des sulfures de premier ordre (Mbonimpa et Aubertin, 2003):

$$\frac{\partial}{\partial t} (\theta_{eq} C) = \frac{\partial}{\partial z} (\theta_{eq} D^* \frac{\partial C}{\partial z}) - \theta_{eq} K_r^* C = \frac{\partial}{\partial z} (D_e \frac{\partial C}{\partial z}) - K_r C \quad (2.58)$$

où K_r^* et K_r sont les coefficients de réactivité apparente et effective ($K_r = \theta_{eq} K_r^*$) [T^{-1}]. Dans le cas où on suppose que θ_{eq} et D_e ne dépendent pas de t et z respectivement, l'équation peut s'écrire comme suit :

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D^* \frac{\partial^2 C}{\partial z^2} - K_r^* C \quad (2.59)$$

Plusieurs solutions analytiques et codes numériques ont été développés pour résoudre les équations de Fick pour des cas de conditions initiales et frontières simples et complexes (Mbonimpa et al., 2002, 2003).

2.4.2 Advection

L'advection est le déplacement du fluide avec le transfert de ces constituants (i.e. chaleur, oxygène dissous ou vapeur d'eau). L'advection des gaz serait dominante comparativement à la diffusion lorsque la perméabilité des stériles de la halde est supérieur à 10^{-9} - 10^{-10} m² (Morin et al., 1991). La perméabilité est une propriété qui gouverne le flux des fluides, donc les transferts de chaleur dans la halde. En effet, il a été démontré que lorsque la perméabilité de la halde est élevée le transport par convection est dominant, tandis que lorsque la perméabilité est faible, le transport par conduction est dominant (Amos et al., 2015). La perméabilité varie grandement d'un site d'étude à un autre, mais peut aussi varier à l'intérieur d'une halde (Amos et al., 2015).

Plusieurs phénomènes peuvent engendrer l'advection des gaz dans la halde. Une variation barométrique peut induire un mouvement des gaz entre l'atmosphère et la halde à stériles (voir section 2.2.2). De plus, un gradient de température à l'intérieur de la halde peut induire un gradient de pression des gaz internes causant un mouvement. Le sens de l'écoulement des gaz entre la halde et l'atmosphère dépend du gradient de pression. Finalement, la densité de l'air dépend entre autres de sa teneur en vapeur d'eau.

Le flux d'advection de l'air $F_a^{A,p}$ [LT⁻¹] causé par un gradient de pression peut être déterminé à l'aide d'une loi similaire à la loi de Darcy pour les écoulements de l'eau (Lefebvre, 1994; Mbonimpa et Aubertin, 2003) :

$$F_a^{A,p} = -K \frac{k_{ra}}{\mu_a} \frac{\partial}{\partial z} (P_a + \rho_a g z) \quad (2.60)$$

où K est la perméabilité intrinsèque du milieu [L²] ; k_{ra} est la conductivité relative à l'air du milieu non saturé [LT⁻¹] ; μ_a la viscosité dynamique de la phase gazeuse [ML⁻¹ T⁻¹] ; P_a est la pression de l'air [ML⁻¹ T⁻²] ; ρ_a la masse volumique de l'air [ML⁻³] ; g l'accélération gravitationnelle et z la position [L].

L'équation de continuité de l'écoulement de l'air en milieu non saturé peut être écrite selon l'équation de Richards pour l'eau (Mbonimpa et Aubertin, 2003):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_a \theta_a) = -\frac{\partial}{\partial z}(\rho_a F_a^{A,p}) = \frac{\partial}{\partial z}(\rho_a K \frac{k_{ra}}{\mu_a} \frac{\partial}{\partial z}(P_a + \rho_a g z)) \quad (2.61)$$

où θ_a est la teneur en air volumique [-].

Lors d'un écoulement dans un milieu poreux non saturé, la présence simultanée des deux fluides conduit à introduire les conductivités relatives pour l'air k_{ra} [LT^{-1}] et pour l'eau k_{rw} [LT^{-1}]. En conditions multiphasiques les propriétés capillaires du milieu poreux gouvernent la distribution de l'eau et de l'air. L'eau se retrouve dans les pores les plus petits, tandis que les pores les plus grands contiennent l'air. Ainsi, l'écoulement de l'eau et de l'air se fait au travers des réseaux différents. Lorsque la saturation d'un fluide diminue, la distance d'écoulement dans son réseau augmente tandis que sa section d'écoulement diminue causant une réduction de sa conductivité relative (Lahmira, 2009). L'interférence des réseaux d'écoulement de l'eau et de l'air cause une diminution du débit total comparativement à l'écoulement d'un seul fluide ($k_{rw} + k_{ra} < 1$) (Lefebvre, 1994).

La figure 2.6 illustre la conductivité relative de l'eau k_{rw} et de l'air k_{ra} en fonction de la saturation en eau S_{rw} ($S_{ra} = 1 - S_{rw}$). On note que k_{ra} est nettement supérieur à k_{rw} et que la conductivité relative du fluide diminue avec lorsque la saturation diminue.

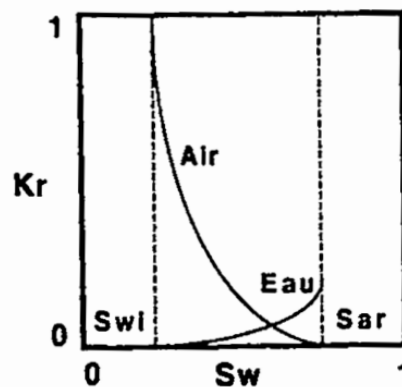


Figure 2.6: Perméabilité relative en fonction de la saturation (Lefebvre, 1994)

La perméabilité intrinsèque ou spécifique K d'un milieu poreux est son aptitude à transmettre un fluide qui le sature complètement (Lefebvre, 1994). La perméabilité intrinsèque dépend de la structure et de la connectivité des pores contrairement à la conductivité (pneumatique et hydraulique) qui dépend aussi de la densité et de la viscosité du fluide qui se déplacent dans les

pores. La perméabilité intrinsèque est une propriété très importante dans l'étude des mouvements des fluides en milieu poreux non saturé puisqu'elle permet, entre autres, de relier les conductivités pneumatiques (coefficient de perméabilité de l'air) k_{sa} [LT^{-1}] du milieu sec et hydraulique (coefficient de perméabilité de l'eau) k_{sat} [LT^{-1}] du milieu saturé selon les équations suivantes (Mbonimpa et Aubertin, 2003) :

$$k_{sa} = K \frac{\rho_a g}{\mu_a} \quad \text{et} \quad k_{sat} = K \frac{\rho_w g}{\mu_w} \quad (2.62)$$

De ces équations on peut déduire la relation qui relie k_{sa} et k_{sat} :

$$k_{sa} = \frac{\rho_a}{\rho_w} \frac{\mu_w}{\mu_a} k_{sat} \quad (2.63)$$

où μ_w la viscosité dynamique de l'eau [$ML^{-1} T^{-1}$] et ρ_w la masse volumique de l'eau [ML^{-3}]. Le tableau 2.10 dévoile les perméabilités à l'air de quelques haldes à stériles compilées par Amos et al. (2015) et complété avec des données tirées de Lahmira (2009). La perméabilité des haldes présentées ont été mesurées *in situ*, déterminée à partir de la granulométrie ou estimée à partir des variations de pressions mesurées *in situ* par rapport aux changements de pression barométrique. Les perméabilités se situent entre les ordres de grandeur 10^{-9} et 10^{-13} et varient dans cet intervalle même à l'intérieur de même halde (Amos et al., 2015).

Tableau 2.10: Perméabilité à l'air de diverses haldes à stériles (Amos et al., 2015 et Lahmira, 2009)

Site	Perméabilité
	m ²
<i>Diavik, Canada - Cellule de terrain- type 1</i>	4 x10 ⁻¹⁰ à 3 x10 ⁻⁹ , moyenne : 1,8 x10 ⁻⁹
<i>Diavik, Canada - Cellule de terrain - type 3</i>	2 x10 ⁻¹⁰ à 4 x10 ⁻⁹ , moyenne : 1,8 x10 ⁻⁹
<i>Diavik, Canada - Cellule de terrain- couvert type 1</i>	4 x10 ⁻¹⁰ à 3 x10 ⁻⁹ , moyenne : 1,4 x10 ⁻⁹
<i>Diavik, Canada - Cellule de terrain - type 3 recouvert de till</i>	1 x10 ⁻¹⁰ à 9 x10 ⁻¹⁰ , moyenne : 2,3 x10 ⁻¹⁰
<i>Doyon, Canada</i>	8,1 x10 ⁻¹⁰
<i>Norhalde, Allemagne</i>	2,5 x10 ⁻¹²
<i>Questa, É.U.*</i>	3,0 x10 ⁻¹⁰
<i>Grasberg, Indonésie*</i>	9,0 x10 ⁻¹⁰
<i>Aitik Mine, Suède</i>	2,6 x10 ⁻¹¹ à 1,4 x10 ⁻⁹
<i>Heath Steele, Canada</i>	1,6 x10 ⁻¹⁰ à 4,7 x10 ⁻⁹
<i>Kelian, Kalimantan</i>	3,9 x10 ⁻¹³ à 9,3 x10 ⁻¹⁰
<i>Rum Jungle, Australie</i>	8,9 x10 ⁻¹³ à 1,9 x10 ⁻⁹

Dans le contexte d'une halde à stériles contenant des sulfures, le flux d'advection de l'oxygène $F_o^{A,p}$ [ML⁻² T⁻¹] peut-être trouvé en ajout la composante de la concentration de l'oxygène dans l'air C_a [ML⁻³] à l'équation du flux d'air (Mbonimpa et Aubertin, 2003) :

$$F_o^{A,p} = F_a^{A,p} C_{o-a} = -K \frac{k_{ra}}{\mu_a} \frac{\partial}{\partial z} (P_a + \rho_a g z) C_{o-a} \quad (2.64)$$

2.5 Modèle conceptuel

Tels que décrits précédemment, les phénomènes thermo hydrogéochemiques sont des phénomènes interdépendants dans les haldes à stériles. Pour comprendre les transferts de chaleur à l'intérieur de la halde, il faut comprendre l'interaction entre ces processus et identifier les paramètres qui les gouvernent. Les processus peuvent être divisés en 2 catégories, les processus internes et externes. La figure 2.7 illustre les processus qui peuvent survenir à l'intérieur d'une halde à stériles et qui pourrait influencer le régime thermique de la halde, ainsi que les interactions de la structure avec son milieu environnant. Cette figure est inspirée des travaux de Lefebvre et al. (2001), Amos et al. (2015) et Aubertin et al. (2008). Le modèle présente un résumé des divers mécanismes et processus

qui peuvent contrôler la formation de DMA avec un emphase sur l'influence qu'ils ont sur régime thermique. Leur influence peut être plus ou moins significative selon les caractéristiques du site à l'étude. Les explications des différents points du modèle sont résumées ci-dessous.

1. Oxydation des sulfures consomme de l'oxygène (O_2) et génère de la chaleur (T) de l'acidité (pH), des métaux et des sulfates.
2. Les produits de l'oxydation percolent vers le bas de la halde. Les réactions de neutralisation peuvent survenir selon la minéralogie des stériles. Les produits peuvent générer d'autres réactions, telles que la dissolution et la précipitation qui peut causer une diminution de la porosité (n).
3. La diminution de $[O_2]$ engendre la diffusion vers l'intérieur de la halde, ce qui crée un cycle d'oxygène avec la réaction d'oxydation.
4. L'augmentation de température engendre une diminution de la pression. Le gradient de pression entre la halde et l'atmosphère entraîne des mouvements gazeux vers l'intérieur de la halde, soit par convection forcée. Les mouvements gazeux engendrent un flux de chaleur ainsi que de l'oxygène à l'intérieur de la halde.
5. L'augmentation de la température fait condenser l'eau. Il y a alors variation de la masse volumique de l'air (ρ_a). Le gradient de densité engendre le mouvement des gaz par convection libre.
6. La vapeur d'eau circule avec la convection des gaz. Lorsque la vapeur d'eau atteint une région de la halde de faible température, il y a condensation, donc relâchement de la chaleur latente.
7. Il y a redistribution de la saturation par la redistribution de la vapeur d'eau qui circule dans la halde par diffusion.
8. La propagation de la chaleur se fait par conduction de particule à particule si un gradient de température est présent.
9. La propagation de chaleur se fait aussi par le mécanisme de radiation de particule à particule selon le gradient thermique.
10. La méthode de construction, la déposition des stériles dans la halde ainsi que la distribution granulométrique influencent grandement le mouvement des fluides dans la halde. Certains chemins préférentiels peuvent se former.

Échanges avec l'extérieur

11. Lorsqu'un gradient de température est présent entre la halde et l'atmosphère, il y a transfert de chaleur par conduction. La température à la surface de la halde dépend du bilan énergétique.
12. Les variations de pression barométrique engendrent un gradient de pression entre la halde et l'atmosphère ce qui entraîne des mouvements gazeux vers l'intérieur de la halde, soit par convection forcée. Les mouvements gazeux apportent une certaine température ainsi que de l'oxygène à l'intérieur de la halde.
13. Les vents un gradient de pression entre la halde et l'atmosphère ce qui entraîne des mouvements gazeux vers l'intérieur de la halde, soit par convection forcée. Les mouvements gazeux apportent de la chaleur ainsi que de l'oxygène à l'intérieur de la halde.
14. L'infiltration nette dépend des précipitations, du ruissellement et de l'évaporation. L'eau est composée d'une certaine concentration en oxygène dissous; l'eau de percolation entraîne donc un flux d'oxygène vers les stériles.
15. Lorsque la neige fond, l'infiltration est élevée ce qui augmente la saturation en eau.
16. La neige agit comme un couvert isolant en hiver si l'épaisseur est assez importante.
17. À la base, il y a une perte de chaleur par conduction.
18. À la base, il y a aussi une perte de l'eau qui doit être prise en considération dans le bilan hydrique.

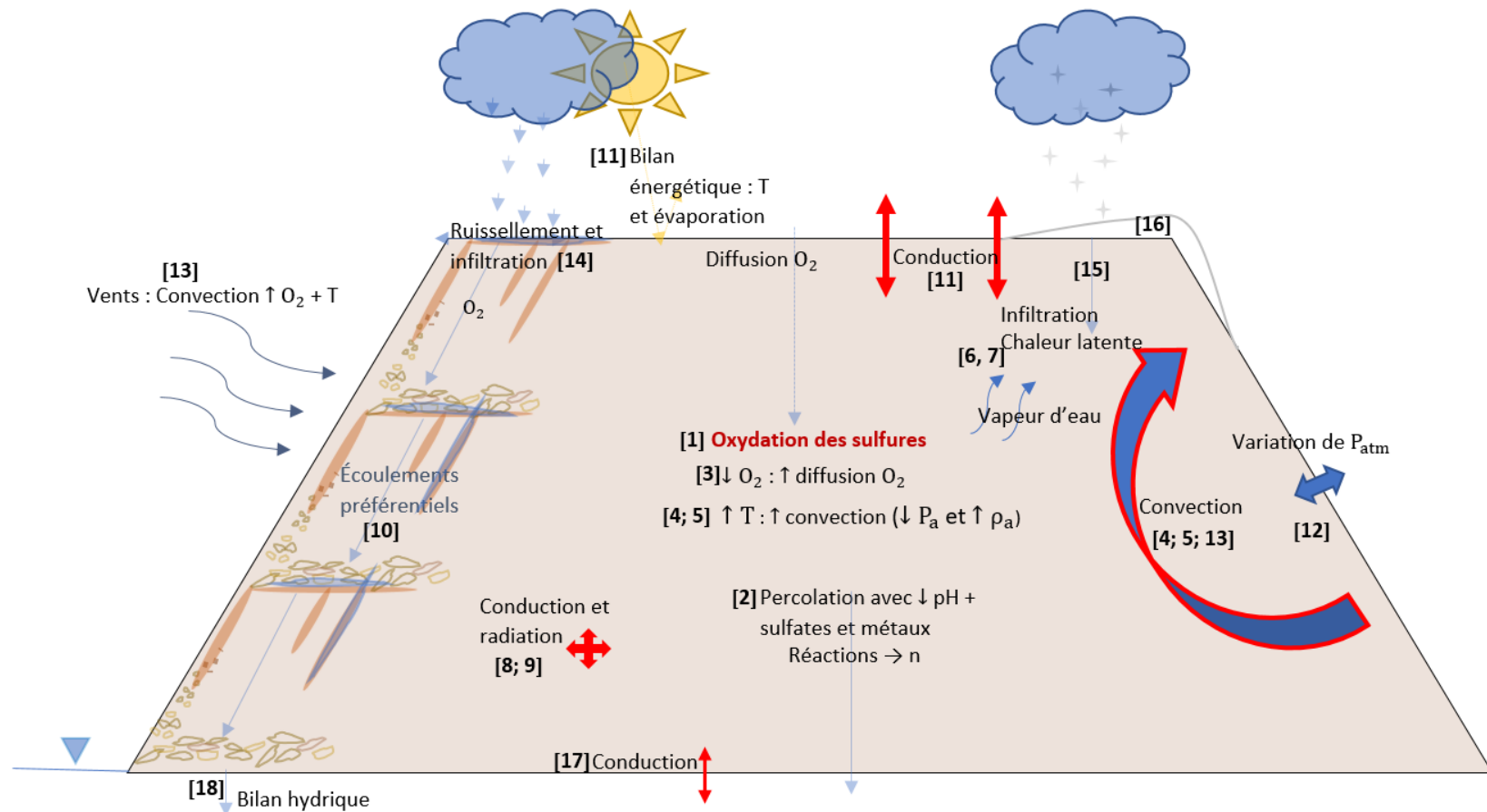


Figure 2.7 : Modèle conceptuel des différents processus et mécanismes internes et externes qui peuvent influencer les régimes thermiques d'une halde à stériles.

2.6 Études de cas sur les transferts de chaleur dans les haldes à stériles et les recouvrements thermiques

Ce chapitre présente brièvement l'étude de Lefebvre et al. (2001 a,b) qui portent sur les transferts de chaleur dans les haldes à stériles de taille réelle, les études réalisées à la mine de diamants de Diavik (Diavik) sur des haldes à stériles expérimentales et les résultats de modélisation d'une halde à stériles de taille réelle, et finalement, une étude qui porte sur les différents types de recouvrements thermiques dans le Nord canadien.

2.6.1 Transferts de chaleur dans les haldes à stériles

Lefebvre et al. (2001 a,b) résumant les transferts de chaleur dans deux haldes à stériles aux propriétés différentes: mine Doyon au Québec, Canada ($D_{10} = 2$ mm et $D_{50} = 40$ mm et environ 7% sulfures) et Nordhale à Ronnenburg, Allemagne ($D_{10} = 0,02$ mm et $D_{50} = 5,5$ mm et environ 3,1% de sulfures). Les profils thermiques et les profils des d'oxygène, combinés à la simulation numérique ont démontrés que le transport de gaz par convection était actif dans les deux cas, mais fortement dominant dans le halde de Doyon. Cependant, l'oxydation minérale des sulfures à l'intérieur des haldes génèrait de la chaleur renforçant le gradient thermique, donc les transferts de chaleur internes.

Diavik est située dans les Territoires du Nord-Ouest, dans une région de climat de pergélisol continu et de climat polaire semi-aride. Sur ce site, une équipe de recherche a étudié de manière intensive l'hydrologie, la géochimie, la microbiologie, les transferts de gaz, ainsi que les transferts de chaleur qui contrôle la formation de DMA. Trois haldes expérimentales de stériles peu réactifs de 13,5 m à 15 m de hauteur ont été construites, avec des superficies à la base comprises entre 5 000 m² et 10 000 m². Une halde expérimentale était recouverte d'une couche de till de 1,5 m d'épaisseur reposant sur une couche de stériles miniers de faible teneur en sulfure de 3 m d'épaisseur (Blowes et al., 2015; Smith et al., 2013). Pham (2013) présente le régime thermique de la halde expérimentale avec recouvrement. Dans cette étude, le transfert de chaleur par convection causée par le vent et par le gradient thermique interne due au changement de température ambiante a été observé à l'intérieur de la halde expérimentale.

Pham et al. (2015) présentent les transferts thermiques d'une halde de stériles de 80 m d'hauteur construite à Diavik et dévoilent les résultats de simulations à long terme selon des scénarios de changement climatique. Les données mesurées démontrent que les transferts de chaleur par conduction dominant à l'intérieur de la halde Pham et al. (2015). Plusieurs scénarios ont été étudiés avec un réchauffement de 5,6 °C sur 100 ans et en faisant varier la teneur en eau volumique. Les simulations ont été réalisées sur un modèle 2D en incluant les transferts par conduction et par convection naturelle à l'aide du logiciel *Comsol Multiphysic* (Pham et al., 2013):

- 1) Recouvrement composé d'une couche de till de 1,5 m d'épaisseur reposant sur une couche de 3 m d'épaisseur de stériles miniers de faible teneur en sulfure sans effets du vent.
- 2) Halde sans recouvrement avec effets convection dus au vent.
- 3) Halde sans recouvrement et sans effets du vent.

Pour la simulation de halde avec recouvrement, la couche active après 100 ans s'étendait au maximum à 3,3 m de profondeur, tandis que pour les simulations sans recouvrement l'épaisseur était d'environ 6 m, 5 m et 4,2 m pour des teneurs en eau volumique de 10%, 20% et 30%, respectivement. Les résultats des simulations démontrent aussi que l'effet du vent sur le régime thermique était non significatif au centre de la halde, mais influençait les côtés avec une perméabilité de 10^{-8} m et des vents de 20 km/h.

2.6.2 Recouvrements thermiques

Stevens et al. (2018) présente des modèles thermiques pour démontrer les différences de performance à court et long terme de divers types de recouvrement thermique (i.e. conduction, convection et chaleur latente) pour les stériles miniers. Les simulations démontrent que l'épaisseur de la couche active diminue dans les 5 à 6 ans premières années après la construction d'un recouvrement. L'étude souligne aussi l'importance de faire un modèle spécifique pour le site et le matériel. Un résumé des recouvrements thermiques construits sur des haldes à stériles des projets miniers au Canada est présenté dans cette étude (voir figure 2.8). L'épaisseur des recouvrements thermiques en conduction est entre 2 m et 5 m. Stevens et al. (2018) souligne que le recouvrement thermique en conduction

est le type de recouvrement thermique plus utilisé dans les projets miniers canadiens et qu'il fonctionne généralement tel que prévu sous des conditions climatiques actuelles.

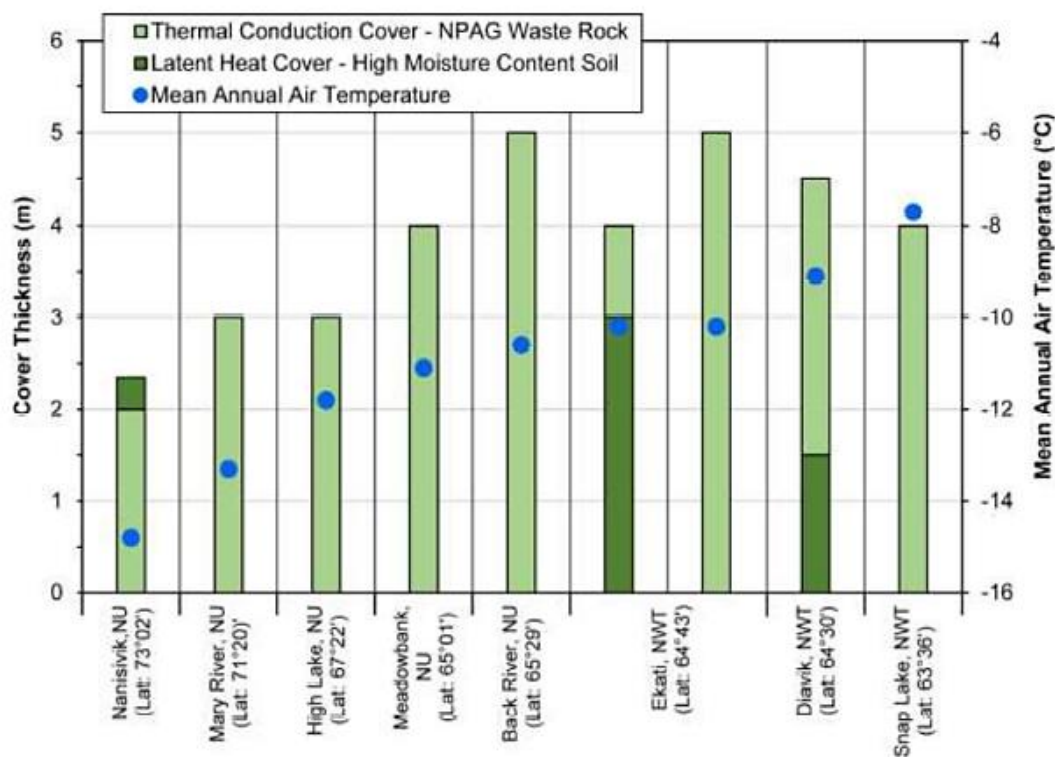


Figure 2.8 : Sommaire des recouvrements thermiques (i.e. conduction et chaleur latente) construits sur des haldes à stériles dans des projets miniers canadiens.

Tel que le démontre l'étude de Stevens et al. (2018), plusieurs sites miniers canadiens utilisent des recouvrements thermiques (ou isolants), particulièrement des recouvrements de type conduction. De ce fait, plusieurs rapports de génie-conseil sont disponibles, mais peu de recherche détaillée sur les transferts de chaleur dans les haldes à stériles spécifiquement pour les régions nordiques a été réalisée.

CHAPITRE 3 APPROCHES MÉTHODOLOGIQUES

Cette section présente une description du site et des matériaux à l'étude, les données météorologiques, ainsi que l'instrumentation mise en place sur le site. Ensuite, la méthodologie utilisée pour la caractérisation des matériaux est présentée suivie des résultats pour les différents paramètres d'intérêts reliés aux propriétés physiques, minéralogiques, géochimiques et thermiques. Finalement, la description des modélisations numériques réalisées pour cette étude, en incluant la description des propriétés des matériaux et des conditions aux frontières, ainsi que la méthodologie de calibrage du modèle, est présentée.

3.1 Description du site à l'étude

Meadowbank est une mine aurifère d'Agnico Eagle Mines Limited (AEM) située dans la région de Kivalliq au Nunavut (figure 3.1). Baker Lake est la communauté la plus près de Meadowbank et se situe à environ 70 km au sud; cette dernière est reliée à la mine par un chemin de 110 km.



Figure 3.1 : Localisation de la mine Meadowbank (GOOGLE EARTH, 2016)

Portage est la première fosse à avoir été exploitée en 2010. Cette dernière se situe à l'est de l'usine de traitement et est divisée en 2 sections : North Portage et South Portage. La fosse Goose se situe tout juste au sud de la fosse Portage et l'exploitation de celle-ci s'est déroulée de 2012 à 2015. Quant aux fosses Phaser et Vault, situées approximativement à 7 km au nord-est de l'usine de traitement, leurs exploitations ont débuté en 2014 et se termineront au courant de l'année 2019. En 2019, il est prévu que les activités d'exploitations cesseront à Meadowbank et débiteront à Amaruq, un dépôt satellite situé à environ 50 km au nord-ouest de Meadowbank.

L'exploitation des fosses à Meadowbank génère de grandes quantités de stériles qui doivent être gérées sur le site. Lors des opérations d'exploitation, les stériles sont classifiés selon leur potentiel acidogène : non potentiellement générateur d'acide (NPAG) et potentiellement générateur d'acide (PAG). Les stériles NPAG sont utilisés pour les travaux de construction, tels que la construction de routes, de digues, et du recouvrement isolant sur le parc à résidus et la halde à stériles, ou déposés dans des aires de stockage. Les stériles PAG sont quant à eux déposés dans une halde à stériles et recouvert d'une épaisseur de 4 m de stériles NPAG. La déposition du recouvrement de NPAG se fait simultanément avec la déposition des stériles PAG dans la halde (restauration progressive). En résumé, la méthode de restauration mise en place à Meadowbank est d'intégrer les stériles PAG dans le pergélisol sous une couche de stériles NPAG de 4 m.

Deux principales haldes à stériles sont présentes à Meadowbank : la « Rock Storage Facility » (RSF) de Portage et la RSF de Vault. Le projet de recherche se concentre sur la RSF de Portage composée de stériles provenant des fosses Portage et Goose. La RSF de Portage est située au nord-ouest de la fosse Portage (figures 3.2 et 3.4) et est composée d'une section principale de stériles PAG recouverts, ainsi qu'une section au nord-ouest composée uniquement de stériles NPAG stockés pour être utilisés pour la restauration finale du site.



Figure 3.2 : RSF-de Portage vue du sud-ouest de la halde (photo du 12 juillet 2016)

La méthode de construction du recouvrement de la halde à stériles étudiée est de type « push dumping » où les stériles sont déversés près du bord de la pente puis poussés sur le flanc à l'aide d'un bouteur. Les étapes de construction de la RSF de Portage peut être résumée comme suit :

1. Construction d'un banc de 20 m d'hauteur de matériel PAG. Ce banc peut être composé de plusieurs couches;
2. Créer une couche de 4 m de matériel NPGA au-dessus du banc de PAG ;
3. Créer une couche de 5 m d'hauteur au second palier. Laisser une berme de 34 m de largeur ;
4. Lorsque la couche de 5 m du second palier est complétée, recouvrir la berme de 34 m de matériel NPAG afin d'obtenir une berme recouverte de 20 m de largeur et de 4 m d'épaisseur ;
5. Terminer de construire le banc avec du matériel NPAG pour atteindre une hauteur de 20 m à une distance de 28 m du coin de la berme ; et,
6. Continuer de construire et de recouvrir les paliers selon l'étape 2.

La figure 3.3 présente les dimensions des bancs et l'épaisseur de la couche isolante tel que conçue par AEM et selon la procédure décrite ci-dessous.

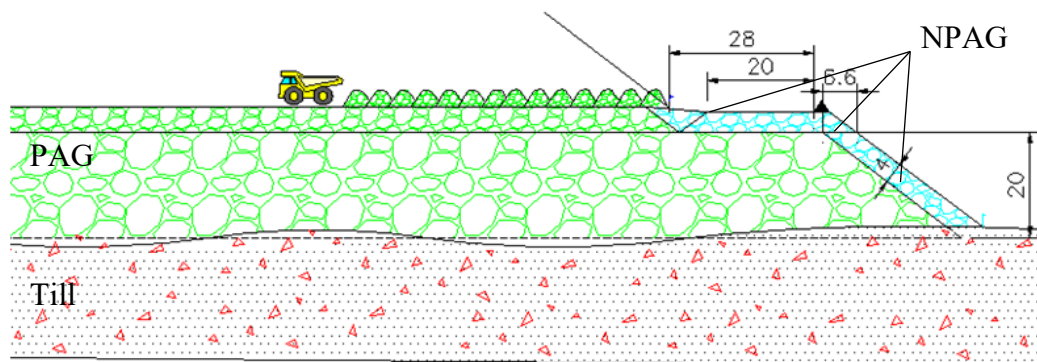


Figure 3.3 Dimensions des bancs de PAG (vert) et de l'épaisseur de la couche isolante de NPAG (bleu) conçu par AEM, le tout déposé sur une couche de till (rouge)

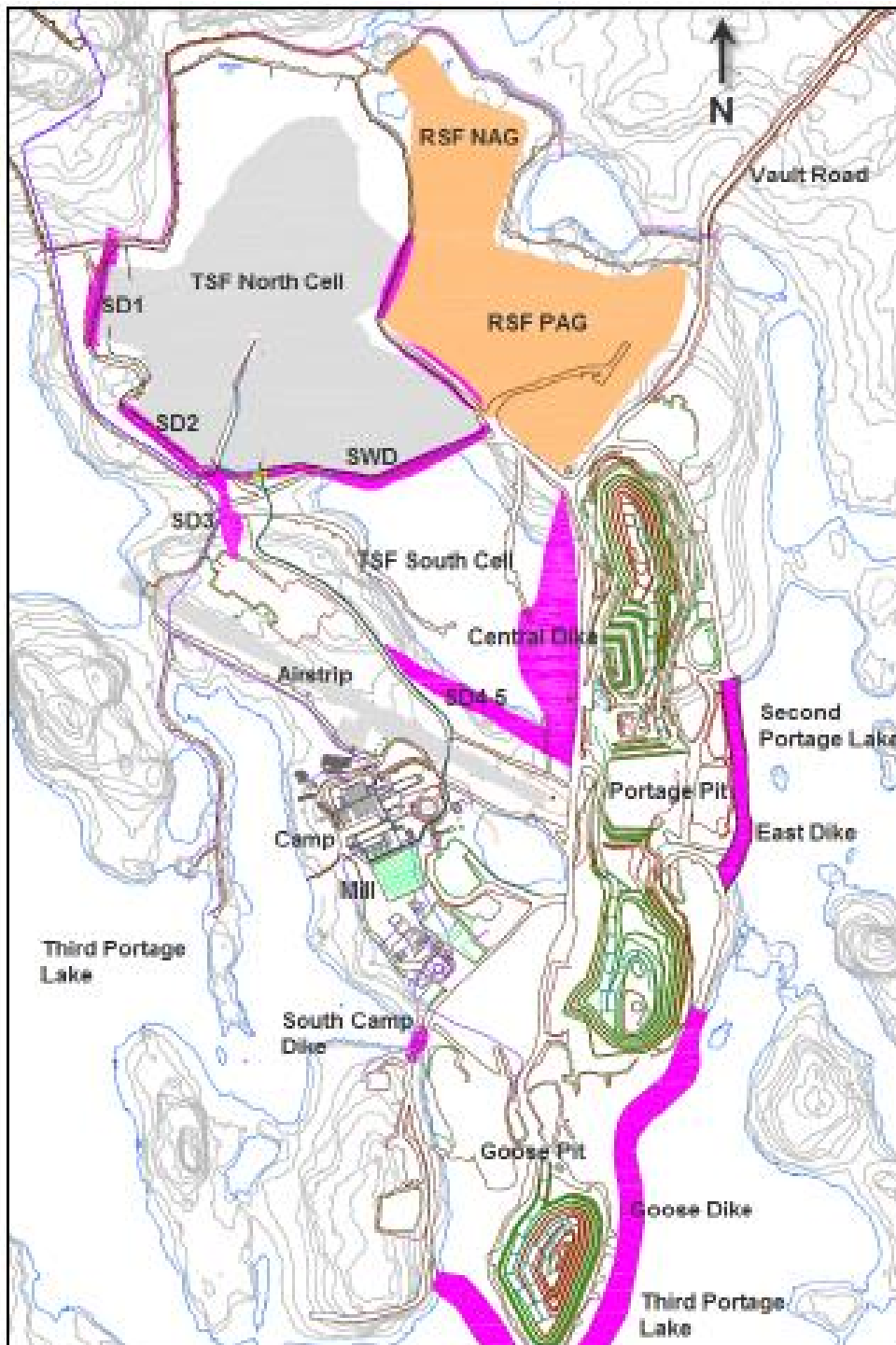


Figure 3.4 : Localisation de la halde à stériles RSF de Portage sur le site de Meadowank (transmise par AEM en 2016)

3.1.1 Données météorologiques

Une station météorologique est présente sur le site à environ 1 km de la halde à stériles étudiée. Sur la base des données météorologiques quotidiennes du site, de janvier 2014 à octobre 2017, les précipitations mensuelles et annuelles moyennes, la température de l'air maximale, minimale et moyenne ainsi que les moyennes mensuelles de l'humidité relative, du rayonnement net et de la vitesse du vent sont présentées à la figure 3.5. La température moyenne de l'air enregistrée (T_a) suit une fonction sinusoïdale du temps (t) en jours, avec une température annuelle moyenne de l'air (MAAT) de $-11,4$ °C.

$$T_a(^{\circ}\text{C}) = -11,4 \text{ }^{\circ}\text{C} + 23,2 \sin((2\pi t/365) + 4,2) \quad (3.1)$$

Le tableau 3.1 présente les indices de gel de l'air (I_{af}) et de dégel (I_{at}) calculés en additionnant la moyenne journalière de T_a inférieure (I_{af}) et supérieure (I_{at}) à 0 °C par an. Selon les indices calculés, 2015 était l'année la plus froide avec un I_{af} de 5280 °C et un I_{at} de 925 °C. L'hiver 2016 et l'été 2017 ont été les plus chauds, avec un I_{af} de 4839 °C et de 1134 °C, respectivement. Janvier et février ont été les mois les plus froids, avec une moyenne quotidienne minimale de T_a allant de -40 °C à -37 °C, tandis que juillet et août ont été les plus chauds, avec une moyenne quotidienne maximale de T_a allant de 16 °C à 20 °C.

Tableau 3.1 : Températures de l'air et les indices de gel et de dégel calculés

Année	T_a moy. (°C)	T_a min (°C)	T_a max (°C)	I_{af} (°C-jour)	I_{at} (°C-jour)
2014	-11,0	-39,6	19,5	5090	1060
2015	-11,9	-39,8	16,9	5280	925
2016	-10,3	-38,3	20,5	4839	1074
2017	-	-39,5	20,1	-	1134
Générale	-11,4	-39,8	20,5	5069	1048

Les précipitations annuelles moyennes ont été d'environ 280 mm, dont la moitié sous forme de neige entre octobre et mai. Un couvert de neige était visible sur la RSF de Portage en hiver, mais aucune mesure de l'épaisseur du couvert de neige n'a été prise pendant la période de l'étude. Les photos de la figure 3.6 illustrent les couverts de neige au début du mois de décembre. De plus, la figure 3.7 dévoile la présence de glace et de neige entre les blocs de stériles à la base du talus près de la chaîne de thermistance RSF-5 (voir section

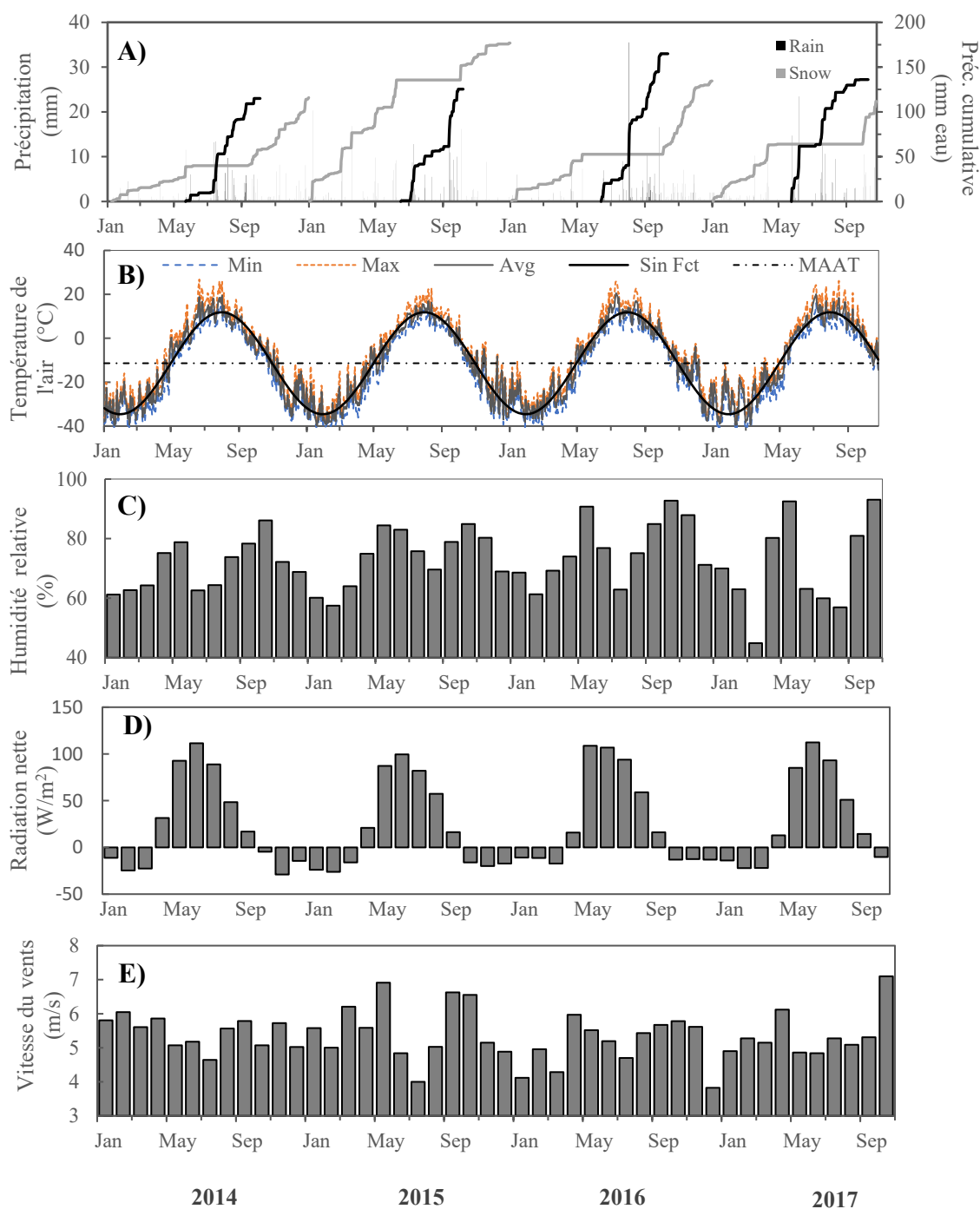


Figure 3.5 : Données météorologiques pour la période de janvier 2014 à octobre 2017; A) pluies et chutes de neige quotidiennes et cumulatives; B) Température journalière de l'air minimale, maximale, moyenne, MAAT et la fonction sinusoïdale de la température de l'air; C) humidité relative moyenne mensuelle; D) rayonnement net moyen mensuel; et E) vitesse moyenne du vent par mois

3.3 pour l'emplacement) sur le côté nord de la halde au mois de juillet 2016. On observe aussi un granoclassement sur la pente (figure 3.7). Selon les données du site, 2015 a été l'année la plus humide enregistrée et 2014 la plus sèche, avec des précipitations totales de 302 mm et 231 mm, respectivement. En outre, l'humidité relative moyenne sur la période étudiée était de 73%, avec des pics en mai et en septembre et une diminution progressive entre janvier et mars. Le rayonnement net maximal a été atteint en juin toutes les années, à l'exception d'un pic en mai 2016. Un rayonnement net négatif a été observé d'octobre à mai, ce qui correspond à la période au cours de laquelle le sol est recouvert de neige. Les roses des vents (de la fréquence et de la vitesse) des données de décembre 2012 à mai 2016 tirée d'OKC (2016) sont présentées à la figure 3.8. Le vent provient en prédominance du nord-ouest avec une vitesse moyenne d'environ 5,4 m/s (19,3 km/h).



Figure 3.6 : Couvert de neige sur la RSF de portage, A) 1^{er} décembre 2017 et B) 3 décembre 2017



Figure 3.7 : Neige et glace visibles entre les blocs de stériles et granoclasement sur la façade nord de la RSF de portage (photo prise le 12 juillet 2016)

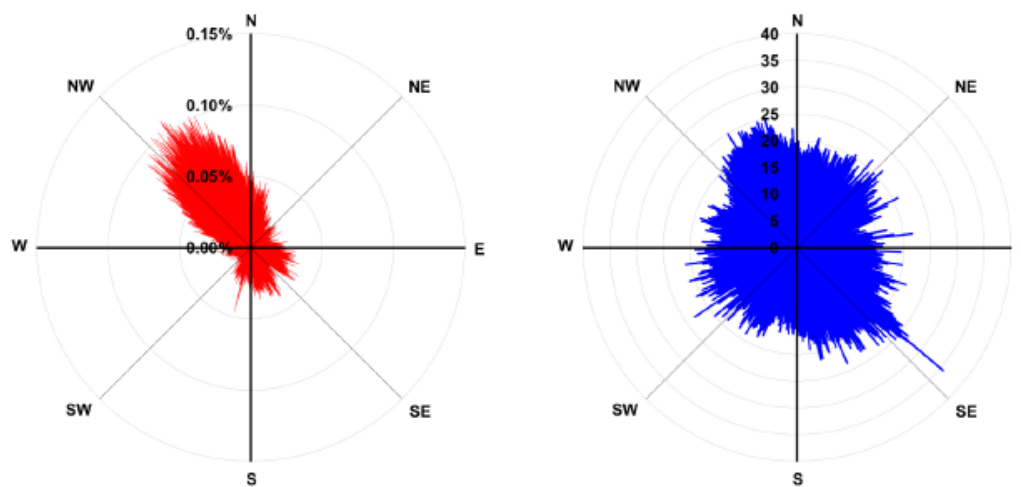


Figure 3.8 : Rose des vents A) Fréquence (%) et B) vitesse (km/h) (OKC, 2016)

3.1.2 Instrumentation

Entre 2012 et 2015, 18 thermistances ont été installées sur la RSF de Portage et au pourtour de celle-ci, soit 14 thermistances sur la halde à stériles et 4 thermistances en périphérie de la halde. À noter que la thermistance RSF-1 est considérée comme une thermistance dans le périmètre de la halde à stériles. La figure 3.9 présente l'emplacement desdites thermistances.

Les thermistances sont composées de capteurs faits de matériau semi-conducteur dont la résistance électrique dépend de la température. La lecture des résistances peut être faite à l'aide d'un multimètre et convertie en unités de température selon le type de thermistance utilisée. La majorité des thermistances installée sur la halde à stériles ont une tolérance interchangeable de ± 0.1 °C.

La procédure d'installation des thermistances sur la halde à stériles suivi par AEM est décrite ci-dessous :

1. Forer un trou de la profondeur désirée en installant un tubage dans le forage pour l'empêcher de se refermer ;
2. Mettre la thermistance dans le forage en s'assurant que les capteurs soient à l'élévation désirée ;
3. Remplir tranquillement le forage de rejet de matériel entre 0 et 1,9 cm (0-3/4) en s'assurant qu'il n'y ait pas de grand vide ou de morceaux de matériel gelés et,
4. Protéger l'instrumentation à la surface à l'aide de pneus, boîtes en bois ou barils.

Les 4 thermistances RSF-1, RF-2, RF1-1 et RSF-1 ont été installées entre 2012 et 2013 au pourtour de la RSF de Portage. Peu d'information quant au type d'instrumentation sont disponibles pour ces thermistances. En 2013, AEM a procédé à l'installation de 4 chaînes de thermistances (RSF-3 à 6) sur la RSF de Portage. Ces thermistances sont composées de 2 chaînes installées dans le même forage ayant entre 13 et 16 capteurs par fil. L'espacement des capteurs par fil varie entre 1 m et 10 m et la profondeur des capteurs à partir de la surface du banc de la halde varie entre 45 m (RSF-3) et 70 m (RSF-6). AEM a installé 10 chaînes de thermistances (RSF-7 à 16) sur la halde à stériles en octobre 2015. Ces thermistances ont été installées en paire dans un rayon de quelques mètres l'une de l'autre, une verticale et l'autre dans l'angle de la pente à 4 m de distance du bord. Chaque paire comporte une chaîne de thermistance d'environ 5 m et 10 m composée de 10 capteurs

espacés entre 0.5 m et 1 m. Les thermistances ont été installées sur les différentes faces de la halde à stériles:

- La face nord-est est équipée de 6 thermistances (RSF-4, 5 et RSF-13 à 16) ;
- La face sud-est est équipée de 3 thermistances (RSF-6, 11 et 12) ;
- La face sud-ouest est équipée de 3 thermistances (RSF-3, 9 et 10) ; et
- La face nord-ouest est équipée de 2 thermistances (RSF-7 et 8).

À noter que la thermistance RSF-4 n'est plus fonctionnelle et ce côté de la halde à stériles n'est pas facilement accessible en hiver, donc certaines données hivernales n'ont pas été recueillies. Le tableau 3.2 décrit les caractéristiques des chaînes de thermistances de la RSF de Portage. Les températures moyenne mensuelles mesurées à partir des 14 chaînes de thermistances sont présentées à l'annexe C.

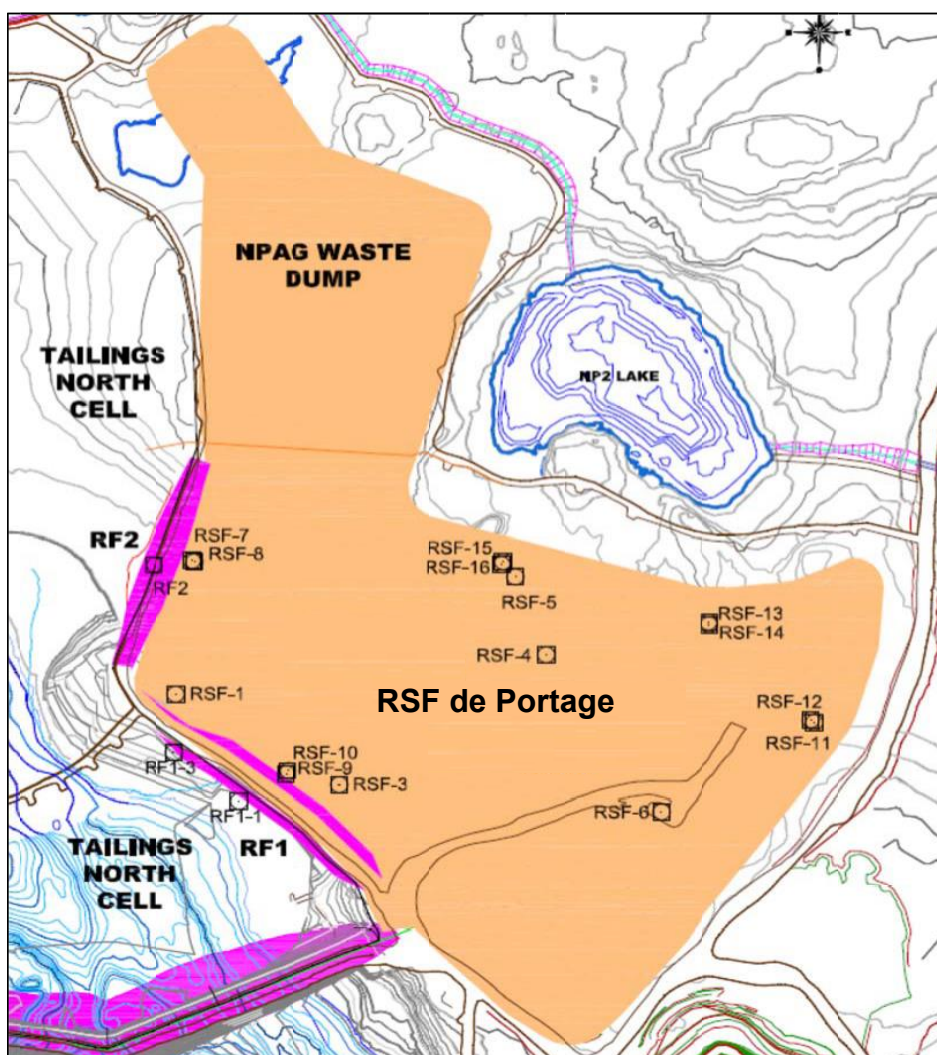


Figure 3.9: Emplacement des thermistances de la RSF de Portage, (Transmise par AEM)

Tableau 3.2: Caractéristiques des différentes chaînes de thermistances

Chaîne	No de chaîne	Localisation	Coordonnées (UTM)		Date d'installation	Élévation du premier capteur (m)	Élévation du dernier capteur (m)	Nombre de capteurs	Espacement des capteurs (m)	Tolérance interchangeable de la thermistance (\pm) °C
			Nord	Est						
RF1-1	121-1	Périmètre, sud-ouest	7215664	638221	14-02-2012	136,0	90,0	16	Variable	ND
RF1-3	RF1-3	Périmètre, sud-ouest	7215740	638126	02-04-2013	148,4	144,0	11	Variable	ND
RF2	122-1	Périmètre, nord-ouest	7215831	638129	07-02-2013	173,1	123,1	13	Variable	ND
RSF-1	RSF1	Périmètre/Sud-ouest	7215831	638129	02-02-2013	173,1	123,1	13	Variable	ND
RSF-3	73-1	Sud-ouest	7215689	638370	08-11-2013	173,5	150,5	13	Variable	ND
	RSF3					150,5	128,5	13	Variable	0,1
RSF-4	248	Nord-est	7215892	638675	09-11-2013	208,0	160,0	16	Variable	ND
	RSF4					150,0	131,0	13	Variable	0,1
RSF-5	RFS2	Nord-est	7216014	638630	11-11-2013	193,0	143,0	13	Variable	ND
	RFS5					150,0	131,0	13	Variable	0,1
RSF-6	169	Sud-est	7215647	638845	09-11-2013	197,3	178,3	16	Variable	ND
	RSF6					167,8	127,8	13	Variable	0,1
RSF-7	RSF7	Nord-ouest	7216039	638153	02-10-2015	172,7	168,7	10	0,5	0,1
RSF-8	RSF8	Nord-ouest	7216038	638156	02-10-2015	172,9	163,9	10	1,0	0,1
RSF-9	RSF9	Sud-ouest	7215707	638290	01-10-2015	170,6	166,1	10	0,5	0,1

Tableau 3.2: Caractéristiques des différentes stations de thermistances (suite)

Station	No de chaîne	Localisation	Coordonnées (UTM)		Date d'installation	Élévation du premier capteur (m)	Élévation du dernier capteur (m)	Nombre de capteurs	Espacement des capteurs (m)	Tolérance interchangeable de la thermistance \pm °C
			Nord	Est						
RSF-10	RSF10	Sud-ouest	7215711	638293	01-10-2015	171,1	162,1	10	1,0	0,1
RSF-11	RSF11	Sud-est	7215787	639071	04-10-2015	192,3	187,8	10	0,5	0,1
RSF-12	RSF12	Sud-est	7215791	639066	05-10-2015	192,9	183,9	10	1,0	0,1
RSF-13	RSF13	Nord-est	7215943	638916	04-10-2015	190,8	186,3	10	0,5	0,1
RSF-14	RSF14	Nord-est	7215939	638917	04-10-2015	190,9	181,9	10	1,0	0,1
RSF-15	RSF15	Nord-est	7216038	638612	04-10-2015	191,4	186,9	10	0,5	0,1
RSF-16	RSF16	Nord-est	7216033	638610	05-10-2015	191,6	182,6	10	1,0	0,1

3.2 Caractérisation des matériaux

Cette section présente un résumé des méthodes utilisées pour déterminer les propriétés physiques, hydrogéologiques, thermiques, géochimiques et minéralogiques des stériles étudiés et les principaux résultats de la caractérisation. Après réception des barils remplis, les échantillons NPAG et PAG envoyés par AEM ont été homogénéisés par quartage avant de procéder aux mesures en laboratoire.

3.2.1 Contexte géologique

Les stériles de Meadowbank comprennent 4 lithologies géologiques: ultramafique (UM), formation de fer (IF), volcanique intermédiaire (IV) et quartzite (QZ), dans des proportions estimées de 36%, 34%, 27% et 3% respectivement. Selon les tests géochimiques, UM (58%) et IV (30%) représentent les principales lithologies NPAG, alors que les stériles PAG sont constitués principalement de lithologies IF (71%) et IV (17%) (Voyer et al., 2015). Le recouvrement isolant de 4 m de NPAG est composé principalement de la lithologie UM et est communément appelé pierre à savon ou « soapstone » en raison de sa faible dureté et de la facilité à la travailler.

3.2.2 Distribution granulométrique

La distribution granulométrique a été déterminée par tamisage manuel sur des échantillons tronqués à 50 mm (ASTM D6913-17 modifié). Pour le PAG seulement, une série de 8 tamis (800 μm à 40 mm) a été utilisée. Pour le NPAG, un lavage des particules fines sur un tamis de 850 μm a été nécessaire pour empêcher l'agglomération, suivie d'une décantation d'une durée de 24 h. Le surplus d'eau a ensuite été retiré à l'aide d'une pompe péristaltique à faible débit, puis les 2 fractions (< 850 μm et > 850 μm) ont été passées à 3 séries de 7 tamis. La figure 3.10 montre la distribution granulométrique déterminée en laboratoire des stériles PAG et NPAG et le tableau 3.2 présente les paramètres physiques issues de la courbe granulométrique.

Le diamètre des particules à 50% de passant (D_{50}) est similaire pour les deux échantillons: 8,6 mm pour NPAG et 10,7 mm pour PAG. Cependant, le diamètre des particules à 10% de passant (D_{10}) est nettement différent, avec 1,04 mm et 0,04 mm pour NPAG et PAG, respectivement. Le NPAG a un coefficient d'uniformité ($C_U = D_{60} / D_{10}$) de 284 comparé à 13 pour le PAG. Le D_{10} du NPAG

et le C_u sont supérieurs à ceux des stériles typiques d'une mine de roche dure. En effet, la résistance au compactage du stérile NPAG est relativement faible (Boulanger-Martel et al, 2017, 2019).

De plus, une distribution granulométrique des stériles PAG et NPAG qui constituent la RSF de Portage a été réalisée par une analyse d'image de la fragmentation (fournie par AEM). Pour le PAG, la granulométrie de 11 patrons de sautage a été étudiée dont 2 de la fosse Goose Bay. Des images ont été prises des demi-bancs (Top et Bottom Bench) puis une moyenne des analyses a été réalisée par gamme de taille. La figure 3.11 présente la distribution granulométrique des stériles PAG. Cette distribution est considérée par AEM comme une bonne représentation de la répartition globale de la taille des particules de la RSF. Les données de granulométrie par analyse d'image du tableau 3.3 pour le NPAG proviennent de Boulanger-Martel et al. (2018).

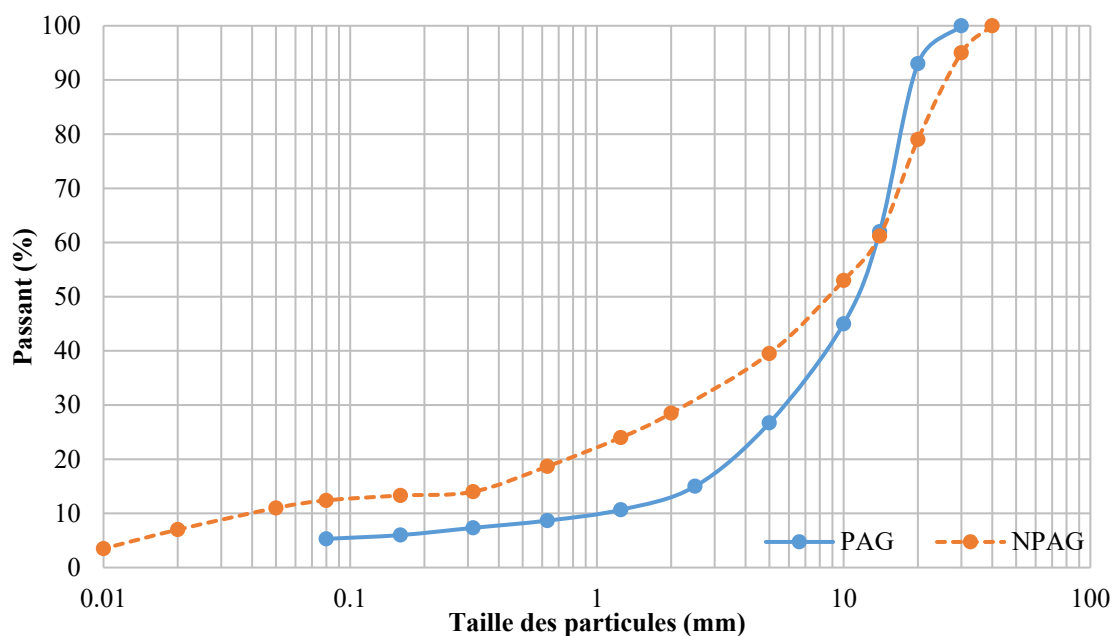


Figure 3.10 : Distribution granulométrique des stériles PAG et NPAG tronqués à 50 mm (laboratoire)

Tableau 3.3 : Paramètre physiques des stériles PAG et NPAG

Paramètre	PAG	NPAG	PAG*	NPAG*
	labo	labo		
D ₁₀ (mm)	1,07	0,04	20	15
D ₅₀ (mm)	10,7	8,6	222	200
D ₆₀ (mm)	13,8	12,6	280	250
C _U (-)	13,0	284,4	14	17

*Par analyse d'images

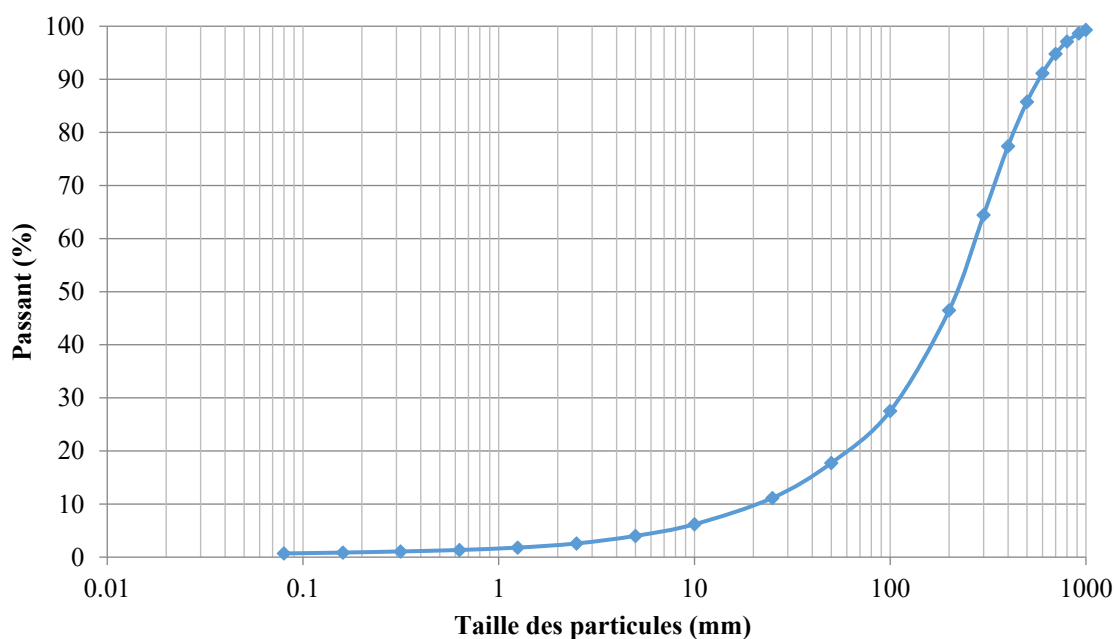


Figure 3.11 : Distribution granulométrique des stériles PAG par analyse d'images (AEM)

3.2.3 Densité relative des grains

La densité relative des grains (G_s) des échantillons pulvérisés ($< 200 \mu\text{m}$) a été déterminée à l'aide d'un pycnomètre à hélium (AccuPyc 1330 de Micromeritics – ASTM D854-14). Le tableau 3.4 présente les valeurs de G_s déterminées pour 2 échantillons de PAG et 2 échantillons de NPAG de la fosse Goose Bay (GBD) et North (ND). Les densités relatives déterminées pour le PAG et le NPAG sont très similaires, soit approximativement de 2,9.

Tableau 3.4 : Densité relative des grains des stériles étudiés

	Valeurs	Moyenne
PAG	2,91	2,92
PAG-B	2,92	
NPAG -GBD	2,90	2,91
NPAG-ND	2,92	

3.2.4 Propriétés hydrogéologiques

Cette sous-section présente la méthodologie utilisée en laboratoire pour caractériser les stériles d'un point de vue de leurs propriétés hydrogéologiques ainsi que les principaux résultats. Il s'agit de la conductivité hydraulique saturée, de la courbe de rétention en eau et de la fonction de perméabilité qui ont été déterminées ou calculées pour des particules d'échantillon de 0 à 50 mm. Les propriétés hydrogéologiques utilisées dans la simulation numérique et dérivées à partir des données expérimentales sont aussi présentées.

3.2.4.1 Conductivité hydraulique saturée

La conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) a été mesurée avec un perméamètre à parois rigides (ASTM D5856-15) et en colonne (30 x 150 cm) à charge constante selon la méthode proposée par Peregoedova (2012). La porosité (n) estimée pour tous les essais en laboratoire était d'environ 0,4. Les résultats des essais en laboratoire ont été comparés aux modèles prédictifs de Shepherd (1989), de KCM (Mbonimpa et al., 2002) et de Taylor (1948) et Budhu (2011). La constante de Taylor et Budhu a été évaluée à $C_1 = 0,0001$ pour les matériaux étudiés selon les données expérimentales et l'équation 2.30. Pour les besoins des simulations numériques, les valeurs de k_{sat} en laboratoire ont été prédites pour une porosité de $n = 0,3$ [plus représentative des haldes à stériles (voir section 2.1.1)] à l'aide du modèle prédictif de Taylor et Budhu. Le tableau 3.5 présente les différentes k_{sat} mesurées et prédites.

Tableau 3.5 : Conductivité hydraulique saturée des stériles PAG et NPAG

Méthode	NPAG (cm/s)	PAG (cm/s)
Colonne	$1,5 \times 10^{-1}$	$9,0 \times 10^{-2}$ et $1,6 \times 10^{-1}$
Perméamètre à parois rigides	$7,9 \times 10^{-2}$	-
Modèle de Shepherd (1989)	$8,9 \times 10^{-1}$	1,2
Modèle KCM (Mbonimpa et al., 2002)	$1,0 \times 10^{-3}$	2,1
Modèle de Taylor (1948) et Budhu (2011)	$1,1 \times 10^{-1}$	$1,3 \times 10^{-1}$
Modèle de Taylor (1948) et Budhu (2011) ¹	$3,5 \times 10^{-1}$	$3,9 \times 10^{-1}$

¹ Prédite pour $n=0.3$

Dans l'ensemble, les k_{sat} prédites et évaluées en laboratoire pour le NPAG sont du même ordre de grandeur, à l'exception du k_{sat} prédit selon KCM (Mbonimpa et al., 2002) qui est un ordre de grandeur plus élevé. Pour les stériles PAG, les k_{sat} prédites par les modèles de KCM (Mbonimpa et al., 2002) et Shepherd (1989) sont d'un ordre de grandeur plus élevé que les k_{sat} évaluées en laboratoire et prédites selon Taylor (1948) et Budhu (2011). Dans l'ensemble, les k_{sat} sont un peu plus élevées que la moyenne des valeurs présentées dans la littérature pour ce type de matériaux (Azam et al., 2009; Larochelle, 2019), mais se situent près des k_{sat} répertoriées dans Morin et al. (1991) (valeur maximale de 1 cm/s) et Peregoedova (2012) (entre $1,3 \times 10^{-1}$ cm/s et $1,3 \times 10^{-3}$ cm/s).

3.2.4.2 Courbes de rétention en eau

Compte tenu de la distribution granulométrique des stériles, la méthode de démantèlement d'essais en colonne a été utilisée pour évaluer la courbe de rétention d'eau (voir Chapuis et al. 2006; Hernandez, 2007; Peregoedova, 2012). Une colonne de 30 cm de diamètre a été saturée par le dessous et drainée à pression atmosphérique. La colonne a été démantelée par couches de stériles de 5 cm et la teneur en eau de chaque couche a été mesurée par séchage. Finalement, la courbe de la teneur en eau a été tracée en fonction de la mi-hauteur de la couche, en supposant que l'équilibre hydrostatique était atteint (suction = élévation). Les données expérimentales ont ensuite été lissées à l'aide du modèle RETC (van Genuchten et al., 1991). Les CRE ont été comparées aux CRE

prédites par le modèle de Kovacs modifié (MK) et selon les ajustements proposés par Peregoedova (2012) (voir la section 2.3.5 pour les équations).

Les figures 3.12 et 3.13 présentent les données expérimentales pour le NPAG et le PAG, respectivement, ainsi que la CRE lissée par le code RETC, puis les courbes prédites par le modèle MK et du modèle MK ajusté. Un coefficient d'adhésion de $a_c = 0.03$ pour le NPAG et $a_c = 0.04$ pour le PAG a été utilisé dans le modèle MK ajusté. Le modèle MK ajusté est beaucoup plus près de la CRE obtenue expérimentalement que le modèle MK non ajusté. Pour les deux matériaux, le modèle MK ajusté représente bien les CRE obtenues expérimentalement, bien que l'AEV semble être surestimée légèrement. Cependant, les AEV du modèle MK ajusté (NPAG = 3 et PAG = 2) se situent entre 1 et 3 cm, qui est dans la plage de valeurs attendues pour des stériles (Aubertin et al., 2015; Peregoedova, 2012; Larochelle, 2019).

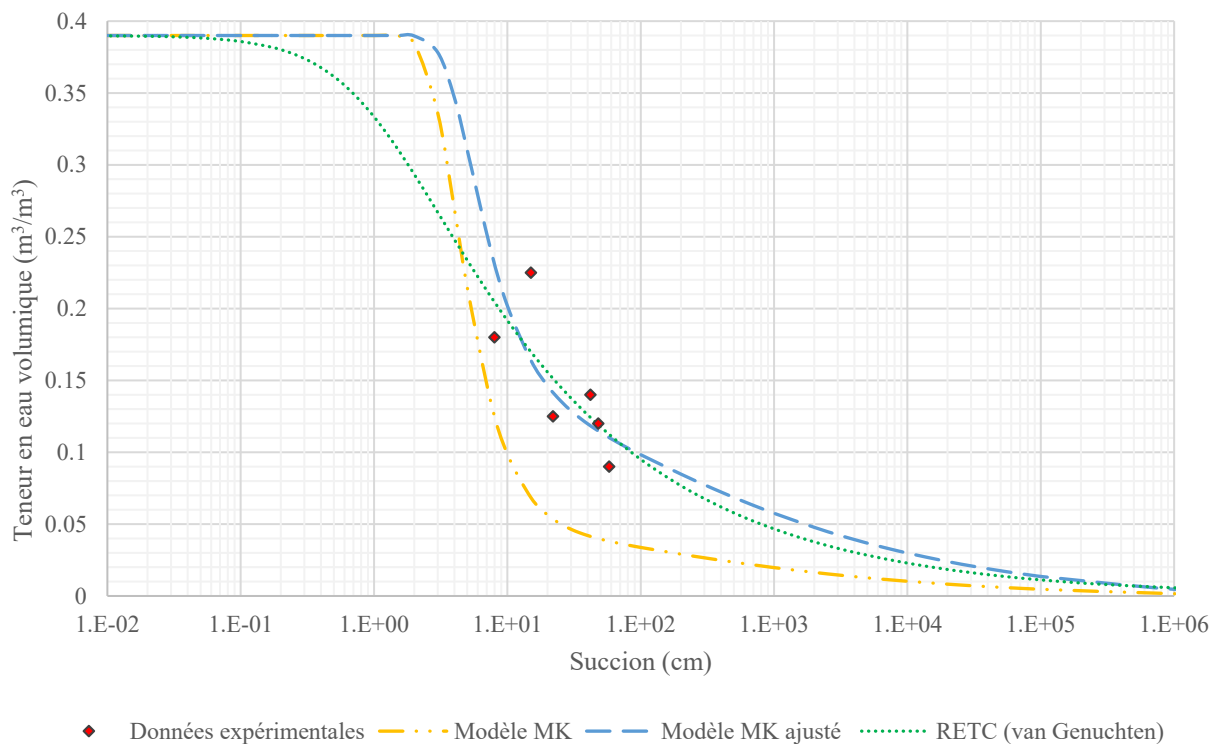


Figure 3.12 : Courbe de rétention en eau des stériles NPAG (laboratoire)

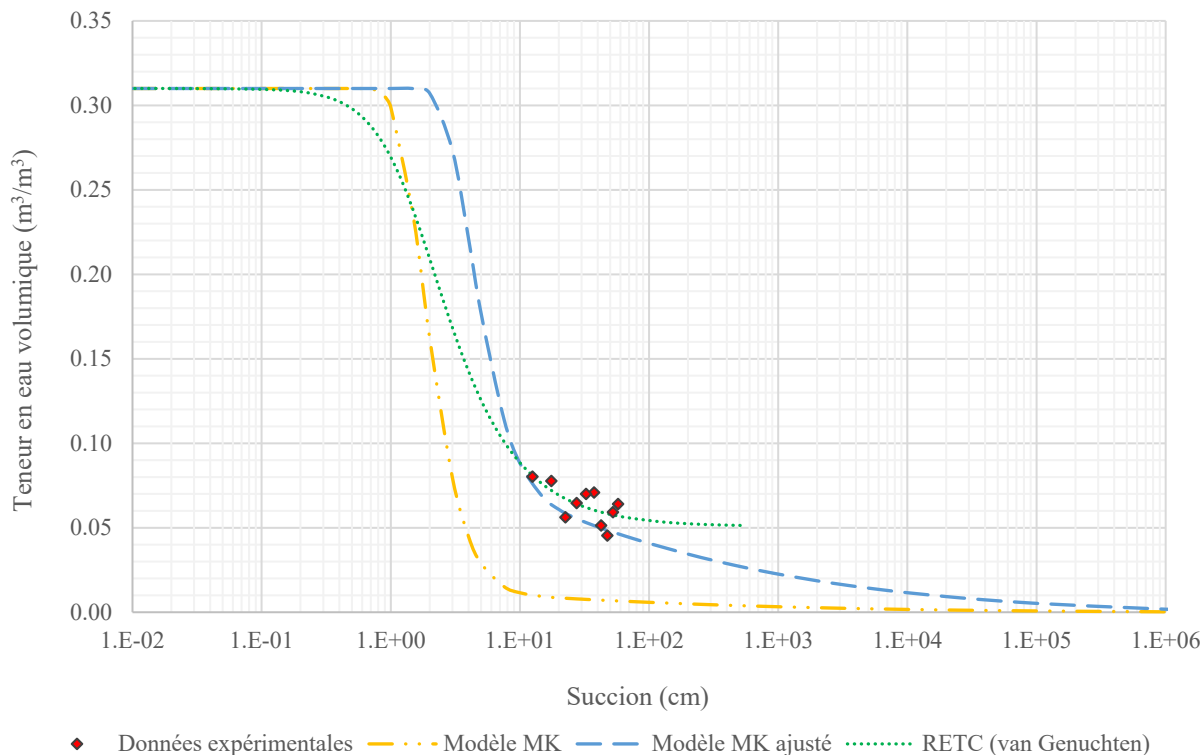


Figure 3.13 : Courbe de rétention en eau des stériles PAG (laboratoire)

Afin de faire varier la porosité pour les simulations numériques, les CRE obtenues ont été ajustées à la porosité voulue selon le modèle MK et selon les équations de Peregoedova (2012) pour la remontée capillaire équivalente et la succion résiduelle. Le coefficient d'adhésion (a_c) a aussi été ajusté selon les données mesurées, soit de 0,03 et 0,04, pour le NPAG et le PAG, respectivement. Les CRE ont ensuite été lissées avec le modèle de van Genutchten (1980) intégré dans le logiciel RETC (van Genuchten et al., 1991, équation 2.41). Les paramètres de van Genutchten (1980) des courbes utilisées dans les simulations numériques pour une porosité $n = 0,3$ sont présentés au tableau 3.6 ainsi que l'AEV (ψ_a) estimée par la méthode des tangentes (Fredlund et al., 2012). Les courbes sont présentées à la figure 3.14.

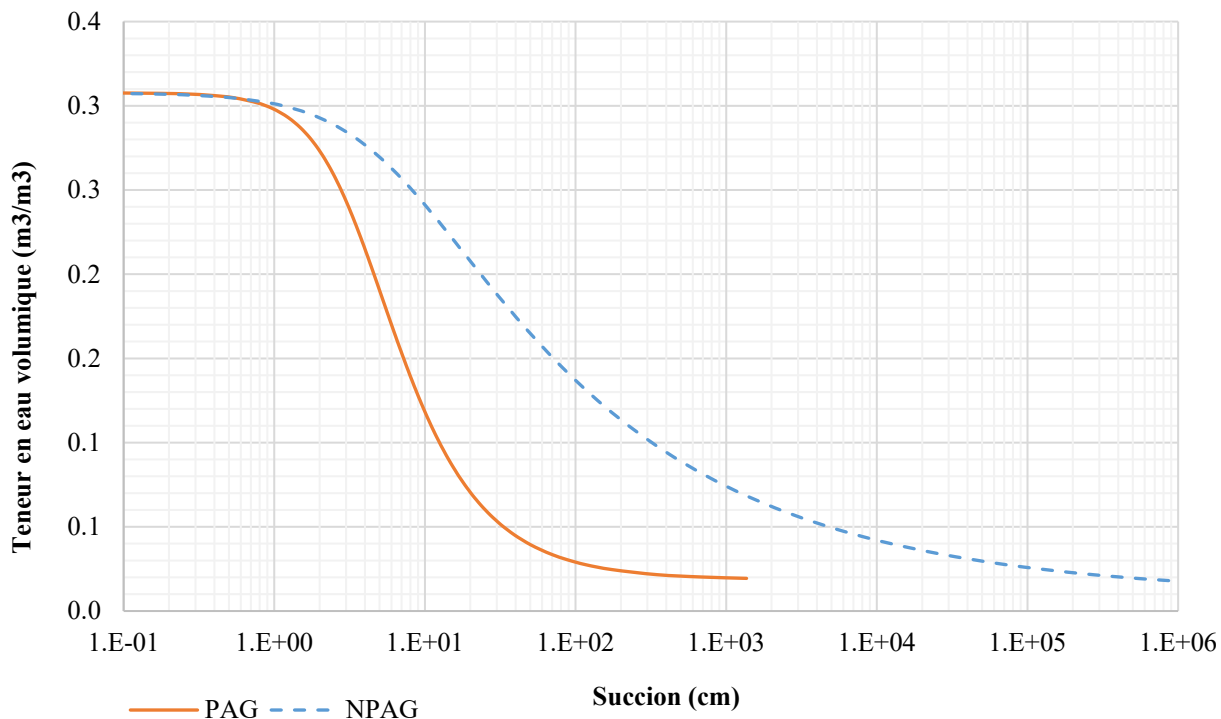


Figure 3.14 : Courbes de rétention en eau pour les stériles PAG et NPAG utilisées dans les modélisations numériques

Tableau 3.6 : Données des CRE pour les stériles PAG et NPAG utilisées dans les simulations numériques

Paramètres	PAG	NPAG
ψ_a (cm d'eau)	2	3
θ_r	0,02	0,01
θ_s	0,31	0,31
α	0,269	0,171
n	2,0	1,3

3.2.4.3 Fonctions de perméabilité

Les fonctions de perméabilité [$k_r(\theta)$] des stériles nécessaires pour les simulations numériques ont été déterminées à partir des CRE des stériles lissées selon RETC (van Genuchten) de la

prédiction du modèle MK ajusté. L'équation de Mualem (équation 2.42) intégré au code RETC a été utilisée pour prédire la relation $k-\psi$ (voir figure 2.5) La figure 3.15 présente les fonctions de perméabilités des stériles miniers PAG et NPAG pour une porosité $n = 0.3$.

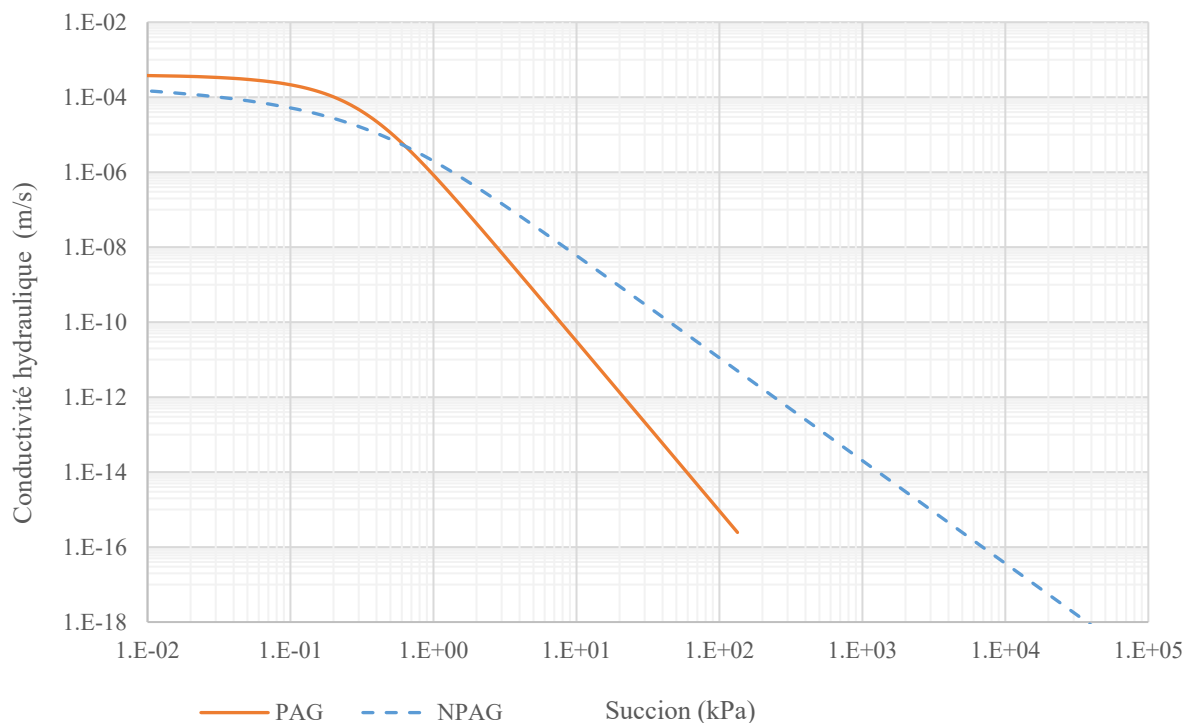


Figure 3.15 : Fonctions de perméabilités des stériles PAG et NPAG

3.2.5 Propriétés géochimiques et minéralogiques

Cette sous-section présente la méthodologie utilisée pour l'évaluation des propriétés minéralogiques et géochimiques. La diffractométrie des rayons X (DRX) a été utilisée pour quantifier la composition minéralogique des échantillons de NPAG et de PAG. Les échantillons pulvérisés (pulvérisateur McCrone), micronisés et mis dans l'alcool ont été scannés par un diffractomètre de type *Bruker A.X.S. Advance D8* avec un angle de balayage compris entre 5° et 70° (précision d'environ $\pm 1\%$). Les diffractogrammes ont été interprétés selon la méthode de Rietveld avec les logiciels DIFFRACT.EVA (identification) et TOPAS 4.2 (quantification) de la suite Bruker. Le tableau 3.7 présente les résultats de la quantification par DRX (Boulanger-Martel et al., 2018). Les stériles PAG sont principalement composés de quartz (44%), de chlorite (14%), de stilpnoméline (12%) et de magnétite (9%). Quant aux stériles NPAG, ils sont constitués de talc

(31%), de chlorite (26%) et de la dolomite (19%). Les diffractogrammes interprétés de l'étude sont disponibles à l'annexe B.

La teneur totale en soufre total ($S_{\text{total}} = S_{\text{Sulfure}} + S_{\text{Sulfate}}$) et en carbone total (C_{tot}) a été déterminée à l'aide d'un four à induction Eltra CS-2000 (précision de $\pm 0,05\%$). Le soufre sous forme de sulfate a été déterminé par extraction à l'acide chlorhydrique puis par spectrométrie d'émission atomique à plasma à couplage inductif (ICP-AES). Le tableau 3.7 présente les résultats d'analyse et d'essais statistiques calculés avec la teneur en soufre et la valeur du potentiel de neutralisation de l'acide (PN) déterminée par la méthode ABA modifiée de Lawrence et Wang (1996). Le PAG contient environ 0,36% de soufre, contre 0,05% pour le NPAG. Les carbonates sont présents dans les deux échantillons avec 0,3% pour le NPAG et environ 2% pour les deux échantillons de NPAG. Selon l'analyse DRX, la dolomite est le principal minéral neutralisant. Le potentiel de génération d'acide ($PA = \% \text{soufre} \times 31,25$) est relativement élevé pour le PAG par rapport au NPAG, tandis que le potentiel de neutralisation (PN) est relativement élevé pour le NPAG et le PAG. Le potentiel de neutralisation net du PAG ($PNN = PN - PA$) et le rapport PN/PA se situent tous les deux dans la zone d'incertitude des critères usuels (PNN entre -20 et 20 kg de CaCO_3/t et rapport PN/PA entre 1 et 2; Miller et al., 1991 et Price, 2009). Ainsi, l'échantillon de PAG est considéré comme potentiellement générateur d'acide. Le PNN et le PN/PA des stériles NPAG est éloignée de la limite de générateur d'acide (avec un $PNN > 100 \text{ kg CaCO}_3/\text{t}$ et un rapport $PN/AP > 60$).

Tableau 3.7 : Composition minéralogique et résultats des tests statiques des stériles PAG et NPAG

Paramètre	PAG	NPAG ₁	NPAG ₂
S _{total} (%)	0,44	0,09	0,12
S _{sulfure} (%)	0,36	0,03	0,07
C _{total} (%)	0,27	1,92	2,03
PA (kg CaCO ₃ /t)	11,0	1,0	2,1
PN _{modifié} (kg CaCO ₃ /t)	20	120	121
PNN (kg CaCO ₃ /t)	9	119	119
PN/PA	1,8	120	61
Quartz (%)	44,0		7,0
Chlorite (%)	13,8		26,4
Stilpnomélane (%)	11,5		-
Talc (%)	6,9		30,7
Dolomite (%)	3,6		18,7
Autres minéraux, selon l'ordre d'importance: magnétite, muscovite, calcite et pyrite (%)	20,2		-
Autres minéraux, selon l'ordre d'importance: Actinolite et calcite (%)	-		17,2

3.2.6 Conductivité thermique

Cette sous-section présente un sommaire de la méthodologie utilisée pour mesurer la conductivité thermique des stériles PAG et NPAG. La méthodologie détaillée est présentée dans Boulanger-Martel et al. (2018).

Les résultats ont été utilisés et interprétés pour correspondre au mieux au modèle généralisé de Côté et Konrad (2005a, 2009). Le modèle de conductivité thermique permet d'extrapoler les données de laboratoire, et ainsi tracer les courbes de conductivité thermique gelée et non gelée selon le degré de saturation (voir section 2.2.1.2). La conductivité thermique des solides (λ_s), la conductivité thermique à l'état sec (λ_{dry}) et à différents degrés de saturation [$\lambda_{Sr(u,f)}$] ont dû être évalué pour les stériles afin d'ajuster au mieux le modèle de Côté et Konrad (2005a, 2009). Ces

mesures ont été réalisées au laboratoire de géotechnique du Département de génie civil et des eaux de l'Université Laval. Les résultats complets des essais de conductivité thermique sont disponibles à l'annexe A.

La méthode de cellule de conductivité thermique a été utilisée pour évaluer les λ_s . Ce dernier paramètre a aussi été évalué indirectement par la méthode de la sonde à aiguille (NP) et selon l'équation 2.7. Les essais par la méthode de NP ont été réalisés sur des échantillons saturés de stériles NPAG et PAG de 0-1,25 et 1,25 à 5,00 mm. Finalement, afin de valider les résultats expérimentaux, λ_s a été estimé par la méthode de la moyenne géométrique (équation 2.13) à l'aide de la caractérisation minéralogique. Les essais par la méthode de la sonde à aiguille des stériles NPAG et PAG de 0-1,25 et 1,25 à 5,00 mm ont aussi permis d'évaluer s'il y a présence d'effets d'échelle. Le tableau 3.8 tiré et modifié de Boulanger-Martel et al. (2018) présente un résumé des différents essais réalisés. Une brève description de la méthodologie et des principaux résultats est présentée dans la section suivante.

Tableau 3.8 : Essais de détermination de la conductivité thermique des stériles miniers

Stériles	Échantillon	Paramètre déterminé	Nombre d'essais		Porosité	Degré de saturation	Méthode*
			Non gelé	Gelé	n (-)	S_r (%)	
NPAG	Cylindre	λ_s	2	-	-	-	Directe -Flux
	0-1,25 mm	λ_s	1	-	0,44	≈ 100	Indirecte -NP
	1,25-5 mm	λ_s	1	-	0,44	≈ 100	Indirecte -NP
	**0-20 mm	λ_{dry} / β	4	-	0,19-0,32	0	Directe -Flux
	**0-1,25 mm	λ_{dry} / β	2	-	0,37-0,46	0	Directe -Flux
	**0-20 mm	$\lambda-S_r$	5	5	0,19-0,21	31-90	Directe -Flux
PAG	Cylindre	λ_s	1	-	-	-	Directe -Flux
	0-1,25 mm	λ_s	1	-	0,38	≈ 100	Indirecte -NP
	1,25-5 mm	λ_s	1	-	0,42	≈ 100	Indirecte -NP
	0-20 mm	λ_{dry} / β	1	-	0,23	0	Directe -Flux
	0-20 mm	$\lambda-S_r$	2	2	0,21-0,26	21-67	Directe -Flux

*Flux = cellule de conductivité thermique à fluxmètre; NP= « needle probe », sonde à aiguille

**Tiré de Martel et al. (2018)

3.2.6.1 Détermination de la conductivité thermique par la cellule de conductivité thermique

La méthode de cellule de conductivité thermique à fluxmètres a été utilisée pour déterminer la conductivité thermique pour les matériaux grossiers ou les échantillons de roches solides. Le montage expérimental est semblable à celui de Côté et Konrad (2005a) présenté à la figure 3.16. La cellule de conductivité thermique à fluxmètre est une boîte isolée à température contrôlée à l'intérieur d'une chambre à température maintenue à une certaine température. Deux disques de pyrex (des rondelles de cuivre pour cette étude) instrumentés de thermistances sont installés au-dessus et en dessous de l'échantillon placé au centre de la cellule.

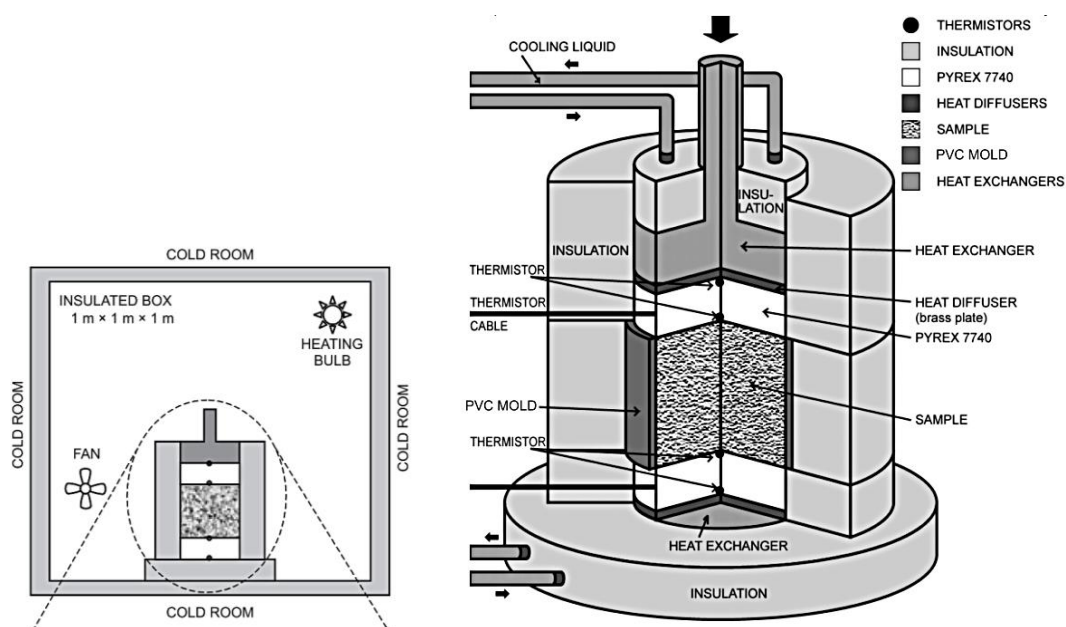


Figure 3.16 : Montage expérimental de la cellule thermique à fluxmètre de l'étude

Afin de créer un flux de chaleur vertical constant, la température aux limites de l'échantillon est maintenue à l'aide de deux échangeurs de chaleur. La température de la chambre est maintenue à la moyenne des températures appliquées aux extrémités de l'échantillon. La lecture de la température au-dessus et en dessous de l'échantillon est prise à différents intervalles de temps jusqu'à l'obtention de température et flux constants aux fluxmètres; le régime permanent est alors atteint. La conductivité thermique (λ) de l'échantillon peut alors être calculée à partir de l'équation suivante (Côté et Konrad, 2005a):

$$\lambda = \frac{q_u + q_l}{2} \frac{\Delta h}{\Delta T} \quad (3.2)$$

où q_u et q_l sont les flux de chaleur au-dessus et en dessous de l'échantillon (W/m K); Δh est la distance entre les points de mesure (m) et ΔT est la différence de température (°C).

La conductivité thermique des solides (λ_s) a premièrement été déterminée directement par la méthode du fluxmètre sur des échantillons cylindriques. Un total de deux cylindres de NPAG et un cylindre de PAG ont été carottés dans des blocs de roches avec une carotteuse à béton (voir la figure 3.17). La méthode du fluxmètre a aussi permis de déterminer la conductivité thermique gelée et non gelée à l'état sec (λ_{dry}) et à deux degrés de saturation ($S_r = 21\%$ et 67%) pour le PAG. Des échantillons PAG de taille 0-20 mm ont été saturés au degré de saturation voulu, compactés dans un moule cylindrique d'environ 8 cm de hauteur et d'environ 10 cm de diamètre et ensuite introduits dans la cellule thermique à fluxmètres. Pour le NPAG les résultats des essais au fluxmètre ont été tirés de Boulanger-Martel et al. (2018). Tous les essais ont été réalisés à une température moyenne ciblée de 5°C et de -5°C pour déterminer la conductivité thermique non gelée et gelée, respectivement.



Figure 3.17 : Blocs utilisés pour le carottage et cylindres de stériles utilisés pour la détermination de la conductivité thermique

3.2.6.2 Détermination de la conductivité thermique par la méthode de la sonde à aiguille

La conductivité thermique des solides pour les deux stériles aussi été mesurée par la méthode indirecte de la sonde à aiguille sur les échantillons de tailles de 0- 1,25 mm et 1,25-5 mm. La sonde à aiguille de type Hukseflux TP02 a été utilisée en suivant une méthodologie semblable à la norme ASTM D5334-14. L'échantillon saturé a été placé dans un moule PVC de 7,5 cm de diamètre par 18,5 cm de hauteur et la sonde y est introduite (voir la figure 3.18). Un flux de chaleur est imposé à l'échantillon qui augmente la température de celui-ci. L'augmentation de température est notée durant une période de temps donnée. Le temps de réponse de l'échantillon permet de déterminer la conductivité thermique du matériau. La conductivité thermique a été obtenue par la moyenne de

24 mesures de conductivité thermique prises sur 24 heures. Les essais ont été effectués dans une chambre froide à température contrôlée d'environ 7°C.



Figure 3.18 : Montage de l'instrumentation de la sonde à aiguille

3.2.6.3 Résultats de conductivité thermique des stériles PAG

Les résultats de conductivité thermique évaluée en laboratoire pour les stériles PAG sont présentés dans le tableau 3.9. L'estimation de la conductivité thermique des solides a aussi été réalisée à partir de la méthode de la moyenne géométrique sur l'analyse minéralogique par DRX sur l'échantillon de taille de 0-20 mm présentée à la section 2.2.1.2. Les données de conductivité thermique des minéraux présentées dans le tableau 2.7 ont été utilisées pour de l'estimation.

Tableau 3.9 Conductivités thermiques évaluées pour les stériles PAG

Échantillon	Méthode	λ_s (W/mK)
CYL_A	FLUX	4,96
0-1,25 mm	NP	5,74
1,25-5 mm	NP	5,10

La conductivité thermique de la smectite (1,88 W/mK) a été appliquée à la stipnomelane, qui est un phyllosilicate du groupe de la smectite (Côté et Konrad, 2007). L'estimation de la conductivité thermique des solides par la moyenne géométrique est de 5,35 W/mK.

Les valeurs de λ_s obtenues pour les cylindres de roche sont très semblables aux λ_s des échantillons de taille plus fine, ce qui suggère qu'aucun effet d'échelle est présent pour les stériles PAG. De plus, l'estimation de λ_s par la méthode de la moyenne géométrique est très proche de la moyenne des données expérimentales (5,27 W/mK), ce qui valide les données expérimentales.

Les conductivités thermiques gelées et non gelées ont été évaluées sur des échantillons de taille de 0-20 mm à l'état sec, ainsi qu'à 21% et 67% de degré de saturation. Le tableau 3.10 présente les résultats des essais. Le graphique des conductivités thermiques en fonction de leur degré de saturation a été tracé. L'extrapolation des courbes de conductivité gelée et non gelée a été faite en utilisant la moyenne des données expérimentales (5,27 W/mK) comme λ_s et la conductivité à l'état sec λ_{dry} fixée à 0,72 W/mK. Les paramètres empiriques du modèle de Côté et Konrad (2005a, 2009) ont été ajustés à $k_u = 1,65$ et $k_f = 1,10$ pour que les courbes représentent le mieux les données expérimentales. Finalement, le paramètre empirique de l'effet de structure (β) a été évalué à 0,68 à l'aide de l'équation 2.12. La valeur pour le paramètre β correspond à ce qui était attendu pour des stériles. Les stériles avaient été fraîchement dynamités et devraient présenter des particules angulaires; selon Côté et Konrad (2009) les particules angulaires à sub-angulaires démontreraient un β de 0,54 comparativement 0,81 pour les particules rondes à sub-rondes. La figure 3.19 présente le modèle Côté et Konrad (2005a, 2009) calibré pour les stériles PAG.

Tableau 3.10 : Conductivités thermiques gelées et non gelées à différents degrés de saturation pour les stériles PAG

n_u (-)	S_{ru} (%)	λ_u (W/mK)	λ_f (W/mK)
0.21	67	2,68	3,09
0.26	21	1,43	1,59
0.23	0	0,72	-

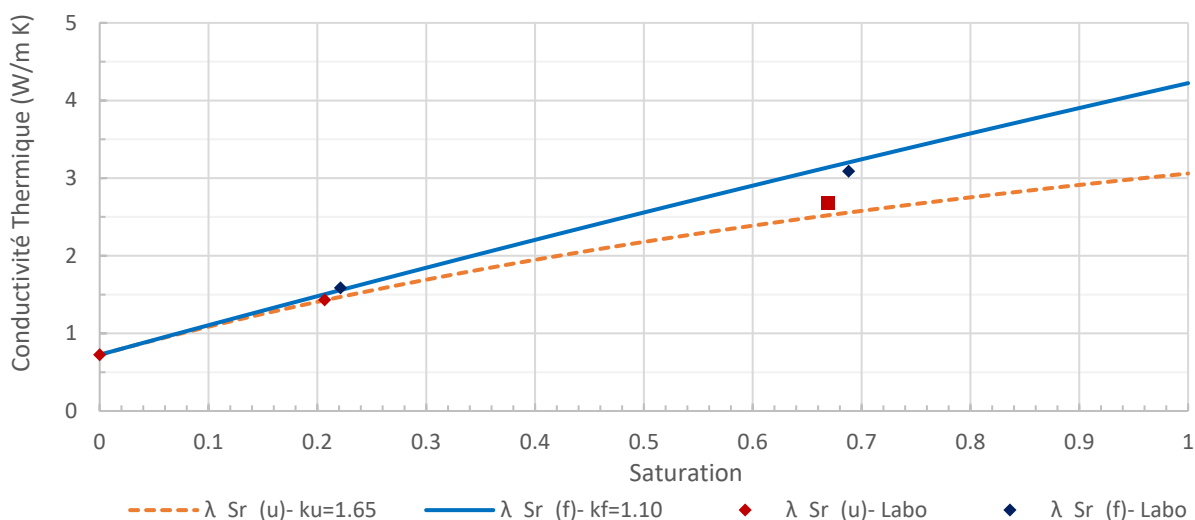


Figure 3.19 Modèle Côté et Konrad (2005a, 2009) calibré pour les stériles PAG gelés et non gelés

3.2.6.4 Résultats de conductivité thermique des stériles NPAG

Les résultats de conductivité thermique évaluée en laboratoire pour les stériles NPAG sont présentés dans le tableau 3.11. Les valeurs de λ_s obtenues pour les cylindres de NPAG (3,34 à 4,11 W/mK) sont très éloignées comparativement aux échantillons de taille plus fine (6,47 à 6,70 W/mK); les duplicatas effectués sur les cylindres démontrent des valeurs de λ_s très similaires. On suppose que cette disparité soit principalement causée par la méthode de mesure en lien avec le type d'échantillon analysé. Cette hypothèse sera discutée à la section 5.2.

Les conductivités thermiques gelées et non gelées ont été évaluées sur des échantillons de taille de 0-20 mm à l'état sec, ainsi qu'à 31% et 90% de saturation. Le tableau 3.12 présente les résultats des essais tirés de Boulanger-Martel et al. (2018).

Tableau 3.11 : Conductivité thermique évaluée pour les stériles NPAG

Échantillon	Méthode	λ_{s_labo} (W/mK)	
CYL_A	FLUX	3,34	3,15
CYL_B	FLUX	4,11	4,17
0-1.25 mm	NP	6,7	-
1.25-5 mm	NP	6,47	-

Le graphique des conductivités thermiques évaluées a été tracé en fonction de leur degré de saturation. L'extrapolation des courbes de conductivité gelée et non gelée a été faite en utilisant une valeur proche de la moyenne des données expérimentales (4,80 W/m K) comme λ_s et la moyenne de conductivité à l'état sec λ_{dry} à 1.06 W/m K. Les paramètres empiriques du modèle de Côté et Konrad (2005a, 2009) ont été ajustée à $k_u = 2,70$ et $k_f = 1,50$ pour que les courbes représentent le mieux les données expérimentales. Finalement, le paramètre empirique de l'effet de structure (β) a été évalué à 0,60 à l'aide de l'équation 2.12. La valeur pour le paramètre β est très similaire à la valeur obtenue pour le PAG, ce qui est attendu étant donné que les deux stériles sont produits de la même façon sur le terrain (i.e. dynamitage, transport, déposition, etc.). La figure 3.20 présente le modèle Côté et Konrad (2005a, 2009) calibré pour les stériles NPAG.

Tableau 3.12 : Conductivité thermique gelée et non gelée à différents degrés de saturation pour les stériles NPAG

n_u	S_{r_u}	λ_u	λ_f
(-)	(%)	(W/m K)	(W/m K)
0.19	90	2,99	3,54
0.21	80	2,96	3,56
0.19	75	2,85	3,49
0.21	55	2,64	3,03
0.21	31	2,12	2,22
0.19	0	1,05	-
0.20	0	1,07	-

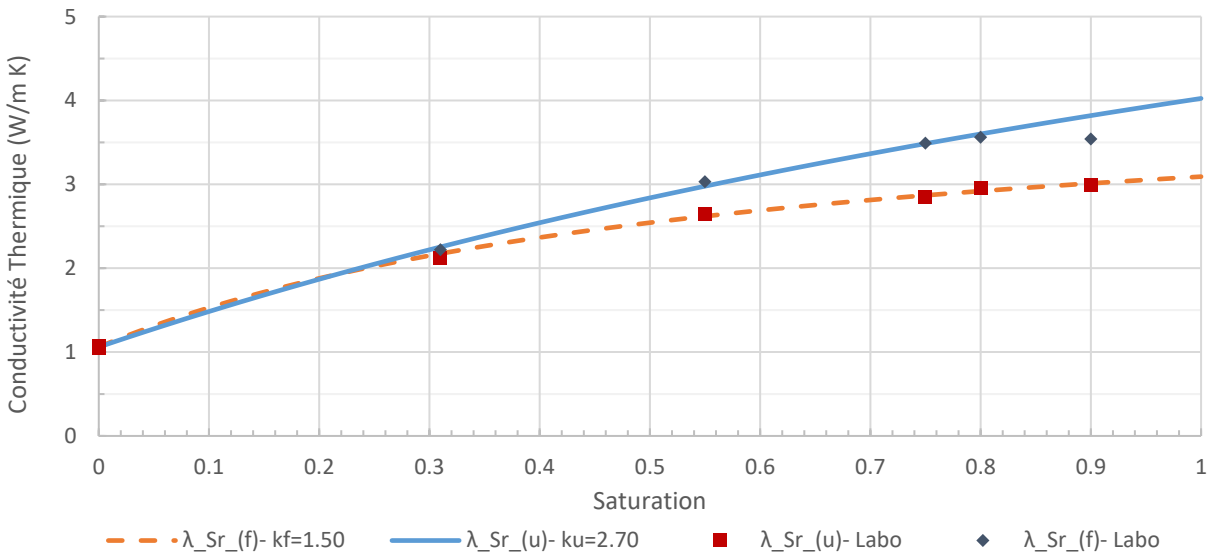


Figure 3.20 : Modèle Côté et Konrad (2005a, 2009) calibré pour les stériles NPAG gelé et non gelé

3.2.7 Modélisations numériques

Les processus de transfert de chaleur sont complexes et sont couplés aux mouvements des fluides (Mbonimpa et Aubertin, 2003; Amos et al., 2015). La quantification de ces processus peut être réalisée avec l'aide d'un modèle numérique, qui offre le potentiel de prédire le comportement à long terme une fois calibré selon les paramètres du site. Cependant, cette tâche peut être très complexe compte tenu de l'hétérogénéité physique (granulométrie et porosité) et minéralogique des stériles dans une halde à stériles.

3.2.7.1 Équation de base et modèles conceptuels

L'approche de modélisation par éléments finis a été utilisée pour résoudre les équations qui régissent la conduction thermique avec changement de phase. Les outils d'analyse numérique TEMP/W et SEEP/W du logiciel GeoStudio 2018 ont été sélectionnés. L'équation différentielle du module TEMP/W en 2D peut être décrite de la façon suivante (Geoslope, 2017):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + Q = \left(C_T + L_f \frac{\partial \theta_u}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.4)$$

où T est la température, t le temps, C_T est la capacité calorifique volumétrique, L_f la chaleur latente de fusion, θ_u est la teneur en eau volumétrique non gelée et Q le flux de chaleur.

Sommairement, la création du modèle se fait selon les étapes qui seront présentées ci-dessous : la définition de la géométrie et d'un maillage préliminaire; l'intégration des propriétés des matériaux; l'application des conditions frontières et l'identification d'un maillage et d'un pas de temps adéquat qui permet la convergence.

Le calibrage du modèle a été réalisé en deux étapes à l'aide de la chaîne de thermistances RSF-3. RSF-3 a été choisi pour le calibrage car les températures observées étaient disponibles depuis novembre 2013 et les profils de température étaient cohérents sur la période étudiée. Le transfert de chaleur par conduction thermique avec changement de phase a été appliqué en une dimension. La température mesurée extrapolée du 3 janvier 2014 a été utilisée comme profil de température initial pour les 2 étapes de calibrage. La section suivante présente la disposition unidimensionnelle des géométries du modèle numérique et les conditions frontière mises en place pour les deux étapes de calibrage (figure 4.3). Pour chaque étape, la convergence du modèle a été vérifiée et le pas de temps et la taille du maillage a été ajustée jusqu'à obtention de la convergence. GeoStudio (2018) permet de tracer les courbes de nœuds non convergents et le nombre d'itérations en fonction du temps de modélisation. Le nombre maximal de 50 itérations a été appliqué au modèle.

Pour la première étape de calibrage des propriétés des matériaux, une couche de NPAG de 3.5 m a été représentée sur une couche de stériles PAG de 15,5 m d'épaisseur. Des mailles horizontales de 0,1 m sur la hauteur totale de 19 m (i.e. 191 nœuds) ont été appliquées avec des pas de temps d'un jour. Les températures *in situ* de la RSF-3 ont été appliquées en tant que conditions frontières supérieures (-0,5m) et inférieures (-19,5 m). En appliquant les températures observées (i.e. on enlève 0.5 m du recouvrement NPAG), les températures du modèle sont contraintes, il est alors possible de calibrer plus facilement les propriétés des matériaux sans se soucier des conditions externes.

Pour la seconde étape de calibrage des propriétés météorologiques, une épaisseur de 42 m de stériles PAG sous-jacente à une couche de 4 m NPAG a été représentée, tel que retrouvé dans la halde à stériles étudiée. Cette configuration est représentative de la station RSF-3 qui est située sur le deuxième banc de la halde à stériles. Un maillage horizontal de 0,025 m a été appliqué au sommet, diminuant jusqu'à 0,75 m à une profondeur de 19,5 m (157 nœuds); sous 19,5 m un maillage de 2 m a été appliqué. Il a été supposé que la nappe phréatique se situait près de la base de la halde, compte tenu de la présence du parc à résidus humides et d'un lac de chaque côté de la halde. De plus, il a été noté qu'un flux d'eau circulait entre ces 2 bassins sous la halde à peu près au niveau de la base. Les températures *in situ* (-19,5 m) et la profondeur de la nappe phréatique (-46 m avec une charge négative maximale de 100 m) ont été appliquées en tant que conditions frontières inférieures. La condition frontière de surface « land climate interaction » (LCI) du module SEEP/W a été entrée en prenant les données météorologiques du site. L'évaporation évaluée par SEEP/W a été utilisée dans la condition frontière à la surface (SEB) de TEMP/W. Pour que le modèle soit numériquement stable, un pas de temps de 5 minutes a été appliqué; ainsi, le modèle a atteint la convergence en tout point.

Pour les deux étapes de calibrage, les modèles TEMP/W simplifiés et complets ont été utilisés. Le modèle thermique complet suppose que toute la chaleur latente est libérée ou adsorbée en fonction de la teneur en eau non gelée, tandis que le modèle simplifié suppose que le changement de phase se produit à une température unique. Un modèle thermique complet a été utilisé pour le recouvrement de NPAG de 4 m, où la teneur en eau devrait être la plus élevée compte tenu de la granulométrie plus fine ($D_{10} = 0.04$ mm). Un modèle thermique simplifié a été utilisé pour les stériles PAG. Étant donné qu'aucune mesure de teneur en eau non gelée en fonction de la température n'a été effectuée sur le matériau, la teneur en eau non gelée en fonction de la température d'un gravier disponible dans le module TEMP/W a été utilisé. La conductivité thermique en fonction de la température a été interpolée entre les conductivités thermiques gelées (λ_f) et non gelées (λ_u), estimées à l'aide du modèle de Côté et Konrad (2005a, 2009) et en prenant l'outil d'estimation TEMP/W pour un gravier. Les capacités thermiques volumétriques globales du sol à l'état gelé et non gelé ont été estimées avec les capacités thermiques moyennes pondérées de chaque composant selon l'équation 2.14. Le code SEEP/W saturé et non saturé a été utilisé pour

les stériles NPAG et PAG. Les fonctions CRE et de perméabilités hydrauliques pour les stériles NPAG et PAG déterminées aux sections 3.2.4.2 et 3.2.4.3 (voir figure 3.14 et 3.15) ont été entrées dans SEEP/W.

3.2.7.2 Calibrage du modèle

Tout d'abord, le modèle a été calibré en fonction des propriétés des matériaux. Six scénarios de propriétés des matériaux ont été appliqués au modèle unidimensionnel (les détails seront présentés au chapitre 4).

Deuxièmement, en utilisant les propriétés du matériau calibré, le modèle a été calibré en fonction des conditions météorologiques. Pour une analyse de transfert de chaleur avec TEMP/W, les transferts d'énergie entre l'atmosphère et la surface sont donnés par la condition limite du bilan d'énergie de surface (SEB). L'équation SEB prend en compte le rayonnement net, le flux de chaleur sensible, le flux de chaleur latente et le flux de chaleur du sol. La température quotidienne moyenne de l'air, la vitesse du vent et le rayonnement net ont été entrés pour calculer l'indice SEB. L'évaporation réelle a été calculée à l'aide de l'équation de Penman-Wilson (Wilson, 1997; Geoslope, 2017) intégrée dans le module SEEP/W avec la condition limite de l'interaction climat-terrain (LCI). Meadowbank a enregistré la température quotidienne moyenne de l'air, le rayonnement net, les précipitations, l'humidité relative et la vitesse du vent, qui ont été entrés dans le LCI. La nappe phréatique à la base de la halde a été utilisée comme conditions frontière pour l'analyse SEEP/W, tandis que la température *in situ* en fonction du temps a été utilisée comme fonction de condition frontière pour l'analyse thermique. La fonction d'épaisseur de neige calculée à partir du module SEEP/W LCI a été entrée dans la condition limite SEB. La conductivité thermique de la neige a été fixée à 0,23 W/m K pour toutes les analyses numériques, dans la plage de valeurs mesurée par Côté et al. (2012) pour la neige compactée (0,12-0,54 W/m K).

Les paramètres météorologiques ont été calibrés sur RSF-3, mais aussi pour les chaînes de thermistances: RSF-5; RSF-6; RSF-8; RSF-10; RSF-12; RSF-14 et RSF-16. Les propriétés du matériau étant fixes, toutes les chaînes de thermistances verticales ont été modélisées sur 10 ou 20 m avec une couche de 4 m de NPAG sur le PAG. Les températures *in situ* et la profondeur de la nappe phréatique à la base de la halde par rapport à la station ont été appliquées en tant que conditions frontières inférieures. Les paramètres de modélisation (i.e. maillage, pas de temps,

nombre d'itérations, conductivité thermique de la neige) de la RSF-3 ont été appliqués aux autres modèles. Les températures mesurées par extrapolation à partir du premier jour de la période modélisée ont été utilisées comme profil de température initial. Les températures de la partie supérieure de la halde ont été modélisées avec un rayonnement net du site allant de 50% à 100% et l'ablation dans la neige variant de 55% à 100% des précipitations de neige. La conductivité thermique de la neige étant assez basse comparée à celle des sols, la neige peut avoir un effet isolant en fonction de sa profondeur.

3.2.7.3 Évaluation du modèle

Pour évaluer la précision des prédictions du modèle, le coefficient de détermination (R^2) et l'erreur racine-moyenne (RMSE) entre les températures observées et modélisées ont été calculés. Le R^2 présente la force de la relation linéaire entre deux variables. Il peut être calculé selon l'équation suivante :

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N (y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^N (y_i - \bar{y})^2} \quad (3.5)$$

où y_i est la valeur observée, \hat{y}_i est la valeur prédite et \bar{y} la moyenne. Le RMSE se calcule dans les unités des données, plus le RMSE est faible et plus l'erreur entre les valeurs observées et modélisées est faible. Pour interpréter le RMSE, on doit le comparer par rapport à l'intervalle des données. Par exemple, un RMSE de 0,1 est faible dans un intervalle de 0 à 100, mais dans un intervalle plus restreint, 0 à 1, le RMSE de 0,1 n'est plus si faible. Le RMSE peut être calculé selon l'équation (Cassie et al. 2001, Janssen et Heuberger, 1995) :

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (\hat{y}_i - y_i)^2}{N}} \quad (3.6)$$

où N le nombre total d'observations.

CHAPITRE 4 ARTICLE 1: THERMAL BEHAVIOR OF WASTE ROCK PILE IN ARCTIC REGION: THE MEADOWBANK CASE STUDY

Ce chapitre présente la version d'un article soumis le 12 août 2019 par Poirier A., Bussière B., Côté J. et Boulanger-Martel V. à la revue Canadienne de Géotechnique.

Abstract

The study of the thermal behavior inside a waste rock pile (WRP) with an insulation cover located in Nunavut, Canada, was carried out. Temperatures recorded from thermistor strings between 2014 and 2017 are presented and used to calibrate a numerical heat-conduction model. Thermal profiles were typical of conduction-dominated thermal transfer cases. They revealed that the WRP was not completely frozen in 2017 and that the thaw depth was on average 3.9 m. Evidence of latent heat was observed in the first 8 m, suggesting ice formation and dispersed water distribution. Calibration of the model was performed according to material properties and site-specific meteorological data. Material properties had little influence on the modeled temperatures while the insulating effect of the snow influenced temperatures up to 9 °C at a depth of 4.5 m. Snow did not have any significant influence on the thaw depth, but the small temperature variation caused by a change in net radiation influenced the thaw depth up to 0.4 m. The numerical model profiles showed a good representation of the WRP temperatures, with root mean square errors (RMSE) between 1.1 and 3.3 °C. However, modeled temperatures were an average of 1.4°C colder than observed temperatures.

Résumé

L'étude du comportement thermique à l'intérieur d'une halde à stériles munie d'un recouvrement isolant située au Nunavut, Canada, a été réalisée. Les températures enregistrées des chaînes de thermistances depuis 2014 sont présentées, analysées et ont permis le calibrage d'un modèle numérique de transfert de chaleur par conduction. Les profils thermiques étaient typiques de cas de transfert dominant en conduction. Ils ont révélé que la halde n'est pas complètement gelée en 2017 et que l'épaisseur de la zone active était en moyenne de 3,9 m de profondeur. Des signes de chaleur latente ont été observées dans les premiers 8 m de la surface, suggérant la formation de glace et une dispersion de la teneur en eau. La calibration du modèle a été réalisée selon les

propriétés des matériaux caractérisés en laboratoire et les données météorologiques du site. Les propriétés des matériaux n'avaient que peu d'influence sur les températures modélisées tandis que l'effet isolant de la neige influençait jusqu'à 9°C à une profondeur de 4.5 m. Cependant, la neige n'avait aucune influence significative sur la profondeur de la couche active, mais le faible changement de température causé par une variation de la radiation nette influençait l'épaisseur de la couche active jusqu'à 0,4 m. Le modèle numérique a démontré des températures était en moyenne plus froides de 1,4°C qu'observées, mais les profils montraient une bonne représentation des températures observées dans la halde avec un RMSE compris entre 1,1 et 3,3°C.

Keywords: Waste rock pile; heat transfer; acid rock; insulation cover; numerical modeling.

4.1 Introduction

In the mining industry, large volumes of waste rock are generated, especially from open-pit mine sites. Waste rocks are the host rocks that have no economic value but are removed to access the underlying orebody. This waste is generally stored in large, unsaturated waste rock piles (WRPs) on site (Aubertin et al., 2002).

A key challenge associated with managing WRPs is the reclamation of potentially-acid-generating (PAG) materials. Several techniques are presently used to control the formation of acid rock drainage (ARD). One reclamation technique unique to northern regions is the insulation cover, which aims at incorporating reactive wastes into the permafrost to slow oxidation reactions and make the water less mobile (Dawson et Morin, 1996; Elberling et al., 2000; Elberling, 2005; Pham, 2013). Insulation covers are composed of one or more layers of non-reactive material and must be sufficiently thick to confine the active layer (Bussière et Aubertin, 2015; Holubec, 2004). In zones of continuous permafrost, most processes related to ARD generation occur during the relatively short summer in the subsurface layer that freezes and thaws annually, named the active layer (Hinzman et al., 1998). Cold temperatures significantly reduce the rate of biogeochemical reactions, thus reducing the production of ARD (Dawson et Morin, 1996; Elberling et al., 2000; Rykaart and Hockley 2010). Furthermore, the freezing of water in the permafrost limits its movement and controls the migration of pollutants (Dawson et Morin, 1996). The depth of the active layer is given by the 0 °C isotherm and is influenced by many factors, including: air and ground surface temperatures, material characteristics and thermal properties, water content, snow cover, drainage, and the degree and orientation of the slope and the proximity to water bodies (Andersland et Ladanyi, 2004).

Three basic insulation cover configurations, based on different thermal processes, are used to reclaim WRPs (Stevens et al., 2018): conduction insulation covers are made of a non-reactive material (e.g. inert waste rocks, overburden) layer that is sufficiently thick to contain the active layer; convection insulation covers are made of a granular material to achieve a high air permeability; and latent heat insulation covers are made of a high moisture content layer that delays phase changes and positively affects thaw depth. Stevens et al. (2018) listed eight mines in Nunavut and the Northwest Territories (Canada) that have built insulation covers over their WRPs. Three

of these insulation covers were latent heat insulation covers, while all the other reported covers were conduction insulation covers. Several Canadian mine sites use thermal covers, particularly thermal conductive covers. As reported by Stevens et al., (2018), several Canadian mine sites use or plan to use insulation covers, particularly conduction insulation covers, however, very little studies on the thermal behavior of full-size WRPs are available in the scientific literature. This is particularly the case for mine sites located in Arctic regions at which insulation covers are in place.

This study presents, a full-scale in situ assessment of the thermal behavior of a WRP reclaimed with an insulation cover in which numerical modeling is used to better understand heat transfer processes within the WRP. The main objective of this study was to assess the thermal behavior of a WRP reclaimed with a 4-m-thick insulation cover at Meadowbank Mine (Nunavut, Canada). The insulation cover in place at the Meadowbank WRP is composed of non-potentially-acid-generating (NPAG) waste rocks from the site overlaying the potentially-acid-generating materials (PAG). Thermistor strings were installed in 2013 and 2015 in the WRP to assess the in situ performance of the insulation cover with respect to its ability to maintain the PAG waste rocks below 0 °C year-round. Temperature profiles were used to calibrate a thermal numerical model that was used to study the thermal behavior of the WRP at Meadowbank Mine.

4.2 Materials and Methods

4.2.1 Site description

Meadowbank Mine is an open-pit gold mine that is owned and operated by Agnico Eagle Mines Limited (AEM). Meadowbank is located approximately 300 km from Hudson Bay in the Kivalliq low Arctic region of Nunavut, Canada. The permafrost in this region is estimated to extend to depths between 450 m and 550 m (Voyer et al., 2015).

Prior to being hauled, waste rocks generated at Meadowbank are segregated according to their potential of acid generation. NPAG waste rocks are used for the construction of roads and other infrastructures, and as cover materials for the WRP and tailings storage facilities. The 4-m-thick NPAG waste rock cover is deposited on the sides of each of the 20-m-thick PAG benches, while PAG waste rock deposition continues simultaneously. Figure 4.1 shows the configuration of the studied WRP, the Portage WRP, which is approximately 1020 m East-West and 650 m North-

South in length. The WRP has a general slope of 2H:1V and the five benches are 20 m in height with a 20 m plateau.

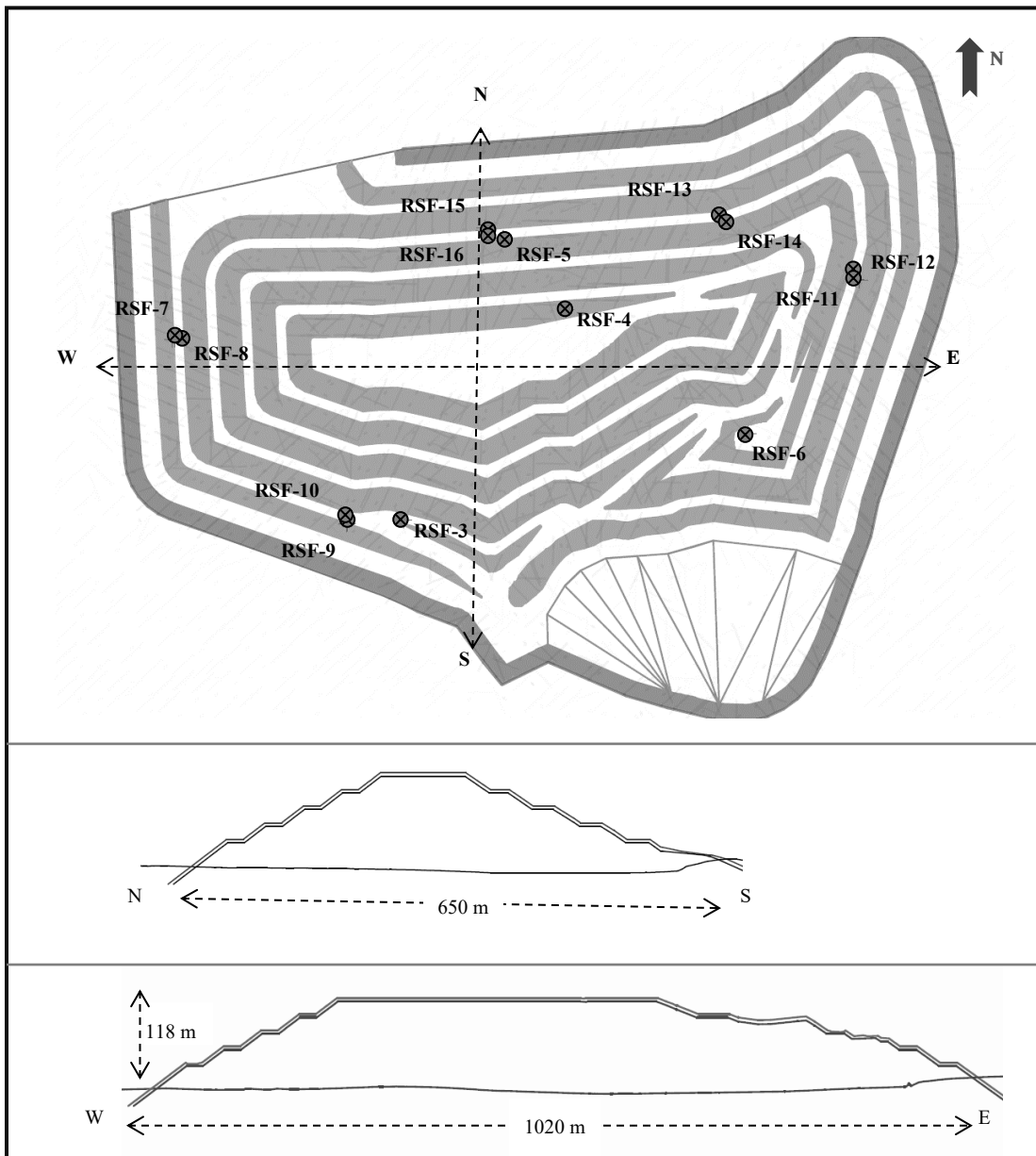


Figure 4.1: Meadowbank Portage WRP configuration and location of thermistor string stations.

4.2.2 Meteorological data

A meteorological station is present on-site near the Meadowbank airport facility, which is located approximately 1 km from the studied WRP. Daily precipitation; daily maximum, minimum, and average air temperatures; and monthly relative humidity, net radiation, and wind speeds between January 2014 and October 2017 are presented in Figure 4.2. Based on these weather data, monthly and annual averages were calculated and used for data interpretation. Periodic air temperature fluctuations are often presented as a sinusoidal function (Andersland and Landayi, 2004). Average daily air temperatures (T_a) from January 2014 to October 2017 follow a sinusoidal function through time (t) expressed as a function of the mean annual air temperature (MAAT; -11.4 °C):

$$T_a(^{\circ}\text{C}) = -11.4\text{ }^{\circ}\text{C} + 23.2 \sin((2\pi t/365) + 4.2) \quad (4.1)$$

where 23.2 °C is the amplitude given by the difference between the MAAT and the maximum or the minimum annual temperature and $2\pi/365$ is the period with a 4.2 phase lag in the period unit. Total annual air freezing (I_{af}) and thawing (I_{at}) indexes were calculated by adding the daily average T_a below I_{af} and above I_{at} for 2014 to 2016. Additionally, the 2017 I_{at} was computed with the air temperatures from January to October. According to computed indexes, 2015 was the coldest year, with an I_{af} of 5280 °C-days and an I_{at} of 925 °C-days. Winter 2016 and summer 2017 were the warmest with an I_{af} of 4839 °C-days and an I_{at} of 1134 °C-days, respectively. The year 2014 and summer 2016 presented average air temperatures with I_{af} of 1060 °C-days and 1074 °C-days, respectively and an I_{at} of 5090 °C-days for 2014. The I_{at} increased from summer 2015 through summer 2017. January and February were the coldest months, with minimum daily average T_a ranging from -40 °C to -37 °C, while July and August were the warmest, with maximum daily average T_a ranging from 16 °C to 20 °C.

The average annual precipitation was about 280 mm, half of which falls in the form of snow between October and May. According to site data, 2015 was the wettest recorded year and 2014 the driest, with total precipitation of 302 mm and 231 mm, respectively. Furthermore, the mean relative humidity over the studied period was 73% , with peaks in May and September and progressive decreases between January and March. The net radiation maximum was reached in June in all years, except for a peak in May of 2016. Negative net radiation was observed from

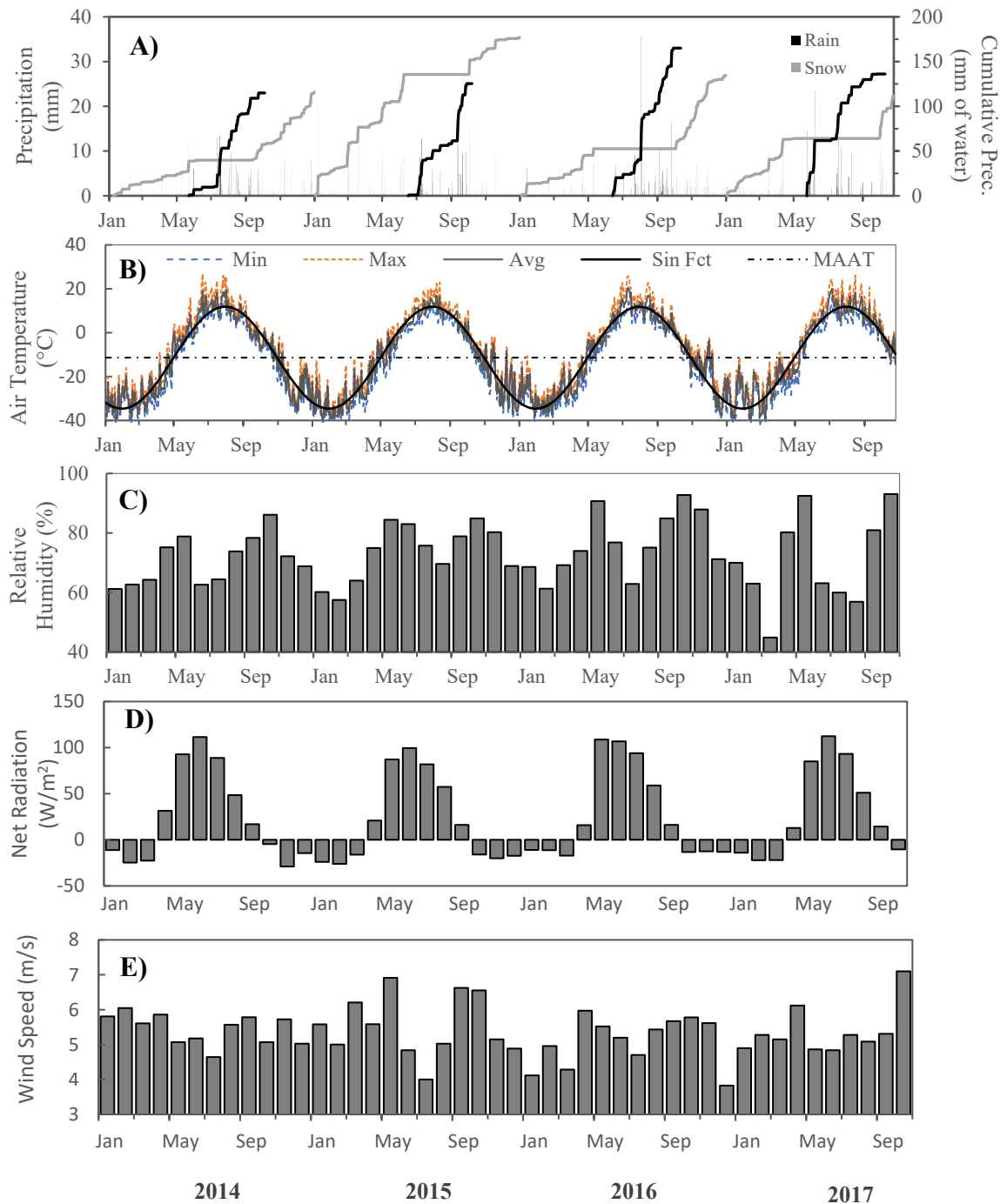


Figure 4.2 : Weather data for January 2014 to October 2017. A) Daily and cumulative rainfall and snowfall; B) Minimum, maximum, and average daily air temperature, MAAT, and sinusoidal air temperature function; C) Monthly average relative humidity; D) Monthly average net radiation; and E) Monthly average wind speed.

October through May, which coincides with the period when snow covers the ground. The wind is predominantly from the northwest with an average speed of about 5.4 m/s (19.3 km/h).

4.2.3 Instrumentation

To monitor in situ temperatures and the thermal behavior of the WRP and its cover, the WRP was instrumented with fourteen multipoint thermistor strings in 2013 (YSI 44031 from GKM Consultants) and 2015 (G176-TH002 from Hoskin Scientifique Ltée). The location of thermistor strings is shown in Figure 4.3 and the thermistors' elevations (in meters above sea level; MASL), depths, string lengths, and the total number of sensors are presented in Table 4.1. Thermistor strings were installed inside borehole casings surrounded by gravel rejects of $\frac{3}{4}$ inches. All thermistor sensors had an interchangeable tolerance of ± 0.1 °C.

Table 4.1 : Thermistor string specifications.

Thermistor string	Surface Elevation MASL	Depth of first	String length m	Number of
		sensor m		sensors [-]
RSF-3	174.0	0.5	45.5	26
RSF-4	210.2	2.2	60.2	29
RSF-5	193.0	0.5	62.0	26
RSF-6	197.8	0.5	70.0	29
RSF-7*	173.5	0.8	4.8	10
RSF-8	173.9	0.9	9.9	10
RSF-9*	171.3	0.7	5.2	10
RSF-10	171.7	0.6	9.6	10
RSF-11*	193.1	0.8	5.3	10
RSF-12	193.5	0.6	9.6	10
RSF-13*	191.7	0.9	5.4	10
RSF-14	191.8	0.9	9.9	10
RSF-15*	192.1	0.7	5.2	10
RSF-16	192.4	0.8	9.8	10

* *Inclined thermistor strings*

Full-scale thermistor strings RSF-3 to RSF-6 ranged from 45.5 m to 70.0 m in length and had between 26 and 29 sensors; these strings were installed in November 2013. RSF-4 was installed vertically on the slope between the fourth and fifth bench to assess temperatures in the WRP's higher benches. The subsurface thermistor strings, RFS-7 to RSF-16, were 5 m or 10 m in length and had ten sensors each. The thermistor strings installed in 2015 (RSF-7 to RSF-16) were set up in pairs separated by a couple of meters: one vertical and the other in the slope angle at 4 m from the surface. These strings were installed to assess border effects. Only the vertical thermistor strings were included in this study given the uncertainty of the construction angle of these thermistor strings (angle and slope depth). Overall, the strings were positioned to give a global idea of the thermal behavior of the system. RSF-4, and partially RSF-3, were not functional since March 2015 and June 2017, respectively.

4.2.4 Material properties

This section presents a summary of the methods used to determine the physical, hydrogeological, thermal, chemical, and mineralogical properties of the studied material as well as the main results of these investigations. Representative samples of the NPAG and PAG waste rocks were collected and sent by AEM to the UQAT laboratory. Materials were homogenized by quartering before laboratory tests. More details on the materials and methods used to characterize the materials are available in Poirier (2019) and Boulanger-Martel et al. (2018).

4.2.4.1 Geological context, geochemical, and mineralogical compositions

The Meadowbank waste rocks are comprised of four different geological lithologies, which are designated as the ultramafic (UM), iron formation (IF), intermediate volcanic (IV), and quartzite (QZ) units. These lithologies occur in estimated proportions of 36%, 34%, 27%, and 3%, respectively. According to geochemical analysis UM (58%) and IV (30%) account for the main NPAG lithologies, while the PAG consists primarily of the IF (71%) and IV (17%) lithologies, (Voyer et al. 2015). The 4-m insulation cover is composed of the UM lithology.

Semi-quantitative X-ray diffraction (XRD) was used to quantify the mineralogical composition of the NPAG and PAG samples. Subsamples of the materials were crushed and micronized then placed in alcohol and scanned using a Bruker A.X.S. Advance D8 diffractometer with a $\Theta/2\Theta$

configuration and an angle ranging from 5° to 70° (precision of approximately $\pm 1\%$). Diffractograms were interpreted with the DIFFRACT.EVA and TOPAS 4.2 software of the Bruker suite using a Rietveld refinement. The PAG waste rocks were mainly composed of quartz (44%), chlorite (14%), stilpnomelane (12%), and magnetite (9%), and the NPAG waste rocks consisted of talc (31%), chlorite (26%), and dolomite (19%) (Poirier, 2019; Boulanger-Martel et al., 2018). The mineralogy of the NPAG waste rocks is typical of a soapstone rock type.

The total sulfide ($S_{\text{total}} = \%S_{\text{sulfide}} + \%S_{\text{sulfate}}$) and carbon ($\%C_{\text{tot.}}$) content were determined using an Eltra CS-2000 induction furnace with a precision of $\pm 0.05\%$. Sulfur present as sulfate was determined by extraction with hydrochloric acid followed by analysis by inductively coupled plasma atomic emission spectrometry (ICP-AES). The PAG waste rocks contained approximately 0.36% S whereas the NPAG waste rocks contained 0.05%. Carbonates were present in both samples, with C_{total} content of 0.3 % for the PAG waste rocks and approximately 2% for both NPAG samples; according to XRD analyses, dolomite is the main neutralizing mineral. Table 4.2 presents the static test results calculated with the S_{sulfide} content and the neutralizing potential (NP) value determined by the modified acid-base accounting (ABA) method of Lawrence and Wang (1996). The acid-generating potential ($AP = \%S_{\text{sulfide}} \times 31.25$) was relatively high for the PAG sample compared to the NPAG sample, while the NP was relatively high in both materials. The net neutralizing potential ($NNP = NP - AP$) and NP/AP ratio were in the zone of uncertainty (NNP between -20 and 20 kg CaCO_3/t and NP/AP ratio between 1 and 2) for the PAG sample (Miller et al., 1991; Price, 2009). Thus, the PAG sample was considered potentially acid generating. The NPAG waste rocks' NNP and NP/AP ratio were far over the limits for acid generation ($NNP > 100$ kg CaCO_3/t and ratio NP/AP > 60) and were considered non-acid-generating.

Table 4.2: Mineralogical composition and static test results.

Parameter	PAG	NPAG ₁	NPAG ₂
S _{total} (%)	0.44	0.09	0.12
S _{sulfide} (%)	0.36	0.03	0.07
C _{total} (%)	0.27	1.92	2.03
AP (kg CaCO ₃ /t)	11.0	1.0	2.1
NP _{modified} (kg CaCO ₃ /t)	20	120	121
NNP (kg CaCO ₃ /t)	9	119	119
NP/AP	1.8	120	61
Quartz (%)	44.0	7.0	
Chlorite (%)	13.8	26.4	
Stilpnomelane (%)	11.5	-	
Talc (%)	6.9	30.7	
Dolomite (%)	3.6	18.7	
Other minerals, in order of importance: magnetite, muscovite, calcite and pyrite (%)	20.2	-	
Other minerals, in order of importance: Actinolite and calcite (%)	-	17.2	

4.2.4.2 Physical and hydrogeological properties

Physical and hydrogeological properties were determined for 0-50 mm sample particles, as is the general practice for this type of material (Aubertin et al., 2005; Peregoedova, 2012). The main physical and hydrogeological properties of the studied waste rocks are summarized in Table 4.3. The grain-size distribution was measured using mechanical sieving on a fraction truncated to < 50 mm diameter (modified ASTM D6913-17). Laser diffraction was also performed for particles smaller than 125 µm for the NPAG waste rocks. The diameters at 50% passing (D₅₀) were similar for both samples: 8.6 mm for the NPAG sample and 10.7 mm for the PAG sample. However, the diameters at 10% passing (D₁₀) were further apart; 1.04 mm and 0.04 mm for the NPAG and PAG waste rocks, respectively. The NPAG waste rocks had a coefficient of uniformity ($C_U = D_{60} / D_{10}$) of 284 while the PAG sample had a C_U of 13. The NPAG waste rocks' D₁₀ and C_U were higher than typical values for waste rocks from hard rock mines (Aubertin et al., 2002). This difference is

mostly caused by the relatively low resistance to compaction of the NPAG materials (Boulangier-Martel et al, 2017). Also, in the field, the NPAG cover materials are subjected to compaction by vehicles moving over the surface of the cover and this may contribute to the breakage of particles.

Similar specific gravities (Gs) of approximately 2.9 were obtained using a helium pycnometer (Micromeritics AccuPyc 1330, ASTM D854-14) for both waste rock materials. In situ grain-size distributions were also determined by imagery using fragmentation analysis software (data provided by AEM). The images were taken for half benches (top and bottom) of eleven operation patterns and an average of the analyzes was calculated from by grain-size range. Particle distributions from fragmentation analyses were on the same order of magnitude for the NPAG ($D_{10} = 15\text{mm}$; $D_{50} = 200\text{ mm}$; $D_{\text{max}} = 1000\text{mm}$) and PAG materials ($D_{10} = 20\text{mm}$; $D_{50} = 222\text{ mm}$; $D_{\text{max}} = 1000\text{mm}$).

The saturated hydraulic conductivities (k_{sat}) of the NPAG and PAG waste rocks were determined by performing constant head permeability tests following ASTM standard method D5856-15. For the NPAG waste rocks, an additional constant head permeability test was performed in a 30×150 cm HDPE column following the method used by Peregoedova (2012). All permeability tests were performed at a porosity of 0.40. Water retention curves (WRC) were determined using the experimental column dismantling method (Chapuis et al., 2006; Hernandez, 2007; Peregoedova, 2012). To do so, 30 cm diameter HDPE columns were saturated, drained under atmospheric pressure, and dismantled in 5-cm-thick waste rock layers. The water content of each layer was measured and plotted against elevation, assuming that hydrostatic equilibrium was reached. Drainage tests were performed on samples at porosities of 0.39 and 0.31 for the NPAG and PAG waste rocks, respectively. The van Genuchten (1980) - Mualem (1976) descriptive model was used to predict the permeability function and to smooth the water retention curves (WRC) using the RETC software (van Genuchten et al. 1991):

$$\theta_e = \left[\frac{1}{1 + (a_v \psi)^{n_v}} \right]^{m_v} \text{ with } m_v = \frac{(n_v - 1)}{n_v} \quad (4.2)$$

and,

$$k_r = \frac{\{1 - (a_v \psi)^{n_v - 1} [1 + (a_v \psi)^{n_v}]^{-m_v m}\}^2}{[1 + (a_v \psi)^{n_v}]^{0.5}} \quad (4.3)$$

where a_v , n_v , and m_v are fitting parameters of the material. The air entry value (ψ_a) and residual suction (ψ_r) were obtained by the tangent method (Fredlund et al., 2012).

Table 4.3: Summary of materials' physical and hydrogeological properties.

Parameter	PAG ¹	NPAG ¹	PAG ²	NPAG ²
D ₁₀ (mm)	1.07	0.04	20	15
D ₅₀ (mm)	10.7	8.6	222	200
D ₆₀ (mm)	13.8	12.6	280	250
D _{max} (mm)	50	50	1000	1000
C _U	13.0	284.4	14	17
G _s	2.92	2.91		
k _{sat} (cm/s)	*9.0 x10 ⁻⁰² *1.62 x10 ⁻⁰¹	*7.91 x10 ⁻⁰² 1.45 x10 ⁻⁰¹		
ψ_a (cm of water)	2	3		
ψ_r (cm of water)	12	1000		
θ_r	0.02	0.01		
θ_s	0.31	0.31		
α_v	0.269	0.171		
n_v	2.011	1.297		

*Column constant head test

1 Obtained by sieving on truncated <50 mm samples

2 Obtained by fragmentation analysis (data provided by AEM)

4.2.4.3 Thermal properties

The methodology followed to obtain the frozen and unfrozen thermal conductivity functions for the PAG and NPAG waste rocks was presented in detail by Boulanger-Martel et al. (2018). Briefly, the thermal conductivities of the PAG and NPAG waste rocks were determined at various moisture contents by direct measurement on cylindrical and granular waste rock samples using a heat flux meter thermal conductivity cell (Côté and Konrad, 2005a, b, 2009). Solid thermal conductivity was determined from indirect measurements performed using Hukseflux TP02 thermal needle probes (ASTM D5334-14) and the water-saturated material thermal conductivity interpretation method (Equation 4.6) (Côté and Konrad, 2007). Solid thermal conductivity was also determined using a geometric mean estimate based on mineralogy (Côté et Konrad, 2005 a, b):

$$\lambda_s = \prod_{j=1}^z \lambda_{mj}^{x_j} \quad \text{with} \quad \sum_{j=1}^z x_j = 1 \quad (4.4)$$

where λ_m is the thermal conductivity of rock-forming mineral j and x is the volumetric fraction of mineral j . The λ_s values of the PAG and NPAG waste rocks were 4.8 W/m/K and 5.3 W/m/K, respectively. The fitted parameters of soil-type model factors at unfrozen (κ_u) and frozen (κ_f) states and the empirical parameter (β) are presented in Table 4.4. Additional dry thermal conductivity (λ_{dry}) measurements were performed using needle probes on several different grain-size fractions of the NPAG waste rocks at various porosities to assess the scale and structural effects on thermal conductivity. According to Boulanger-Martel et al. (2018), the thermal conductivities of the studied materials showed no major structural effects. Ultimately, all thermal conductivity measurements obtained for the PAG and NPAG waste rocks were used to calibrate the generalized thermal conductivity model of Côté et Konrad (2005a, 2009). Table 4.4 presents the generalized thermal conductivity model equations and description of parameters; further details are presented by Côté et Konrad (2005a, 2009) and by Boulanger-Martel et al. (2018). Table 4.5 presents the best-fitted parameters of the model for the studied materials.

Table 4.4: Côté et Konrad (2005a, 2009) generalized thermal conductivity model equations.

Generalized model equation of thermal conductivity $\lambda(u,f)$ of unfrozen (u) and frozen (f) material	
$\lambda_{(u,f)} = \frac{(\kappa_{(u,f)}\lambda_{sat(u,f)} - \lambda_{dry})S_{r(u,f)} + \lambda_{dry}}{1 + (\kappa_{(u,f)} - 1)S_{r(u,f)}}$	<p>[4.5]</p> <p>S_r: degree of saturation λ_{sat}: thermal conductivity at saturated state λ_{dry}: thermal conductivity at dry state κ: soil type based empirical parameter</p>
Thermal conductivity at saturated state $\lambda_{sat(u,f)}$	
$\lambda_{sat(u)} = \lambda_s^{1-n_u} \lambda_w^{n_u}$	<p>[4.6]</p> <p>λ_s: thermal conductivity of solids λ_w: thermal conductivity of water</p>
$\lambda_{sat(f)} = \lambda_s^{1-n_f} \lambda_i^{n_f - \theta_u} \lambda_w^{\theta_u}$	<p>[4.7]</p> <p>λ_i: thermal conductivity of ice</p>
$n_f = \frac{1,09n_u}{(1 + 0,09n_u)}$	<p>[4.8]</p> <p>n_u: porosity of unfrozen soil n_f: porosity of frozen soil</p>
Degree of saturation at frozen state $S_{r(f)}$	
$S_{r(f)} = \frac{1,09S_{r(u)}n_u - 0,09\theta_u}{n_u + 0,09(S_{r(u)}n_u - \theta_u)}$	<p>[4.9]</p> <p>θ_u: unfrozen volumetric water content</p>
Dual-phase thermal conductivity λ_{2P}	
$\lambda_{2P} = \frac{(\kappa_{2P}\lambda_s - \lambda_a)(1 - \theta_a) + \lambda_a}{1 + (\kappa_{2P} - 1)(1 - \theta_a)} = \lambda_{dry}$	<p>[4.10]</p> <p>λ_a: thermal conductivity of air θ_a: volumetric air content κ_{2P}: Structural empirical parameter</p>
Structural empirical parameter κ_{2P}	
$\kappa_{2P} = 0,29 \left(15 \frac{\lambda_a}{\lambda_s} \right)^\beta$	<p>[4.11]</p> <p>β: structural empirical parameter</p>

Table 4.5: Côté and Konrad (2005a, 2009) thermal conductivity model fitting parameters.

Parameter	PAG	NPAG
λ_s [W/m K]	5.3	4.8
κ_u [-]	1.65	2.70
κ_f [-]	1.10	1.50
β [-]	0.68	0.60

4.2.5 Thermal modeling

Heat transfer processes are complex and coupled to the movement of fluid phases throughout a system (Mbonimpa et Aubertin, 2003; Amos et al., 2015). The quantification of these processes may be achieved using numerical models that, once calibrated using site-specific variables, provide the potential for predicting the long-term thermal behavior. However, this task can be challenging considering that mineralogical and physical heterogeneities are enhanced by the disposal of waste rocks in WRPs. In this study, it is assumed that conduction is the main heat transfer mechanism.

4.2.6 Numerical simulation approach

A finite element modeling approach, using TEMP/W (GeoStudio 2018), was used to solve the equations governing heat conduction with phase changes. The SEEP/W module was also coupled with TEMP/W to compute the evaporation; for this reason, SEEP/W equations are not presented here (see Geoslope, 2017 for more details). The governing differential equation of the TEMP/W module in 2D is (Geoslope, 2017):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + Q = \left(C_T + L_f \frac{\partial \theta_u}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.12)$$

where T is the temperature, t is the time, λ is the thermal conductivity, C_T is the volumetric heat capacity, L_f the latent heat of fusion, and θ_u is the unfrozen volumetric water content.

Simplified and full TEMP/W thermal material models were used. Neither model was coupled with SEEP/W and both assume that the total volumetric water content is constant. The full thermal model assumes that all the latent heat is released or adsorbed depending on the unfrozen water content, while the simplified model assumes that phase changes occur at a single temperature. The

full thermal model was constructed for the 4-m NPAG cover because its water content was expected to be higher than that of the PAG waste rocks. For the NPAG waste rocks, given that no measurements of the unfrozen water content versus temperature were taken for the materials, the default TEMP/W unfrozen water content for gravel as a function of temperature was used. In addition, the thermal conductivity of the NPAG waste rocks as a function of temperature was defined using the frozen (λ_f) and unfrozen (λ_u) thermal conductivities calculated from the Côté and Konrad (2005a, 2009) model for selected moisture conditions and porosities and using the TEMP/W estimation tool for gravel. For the PAG waste rocks, a simplified thermal model was used. In this case, the in situ volumetric water content, and λ_u and λ_f values were constant. Depending on the state of water, the frozen (C_{Tf}) and unfrozen (C_{Tu}) volumetric heat capacities were estimated based on the weighted average heat capacities of each component according to the following equation (De Vries, 1963; Lunardini, 1981; Newman, 1997):

$$C_T = C_s V_s + C_w \theta_w + C_a \theta_a + C_i \theta_i \quad (4.13)$$

where C_x represents the volumetric heat capacities of the different components x ($x = s$, solids, $x = a$, air, $x = w$, water and $x = i$, ice), solid ($2.10 \times 10^6 \text{ J/m}^3 \text{ K}$), water ($4.20 \times 10^6 \text{ J/m}^3 \text{ K}$), air ($1.25 \times 10^3 \text{ J/m}^3 \text{ K}$), and ice ($1.93 \times 10^6 \text{ J/m}^3 \text{ K}$); θ_x is the volume occupied by the component x ; and V_s is the volume of the solids. Saturated and unsaturated SEEP/W models were used to predict water distribution in the NPAG and PAG waste rocks. The NPAG and PAG waste rocks predicted WRCs and permeability functions were entered in SEEP/W (Table 4.3).

4.2.7 Model calibration

Model calibration was performed in two steps using the RSF-3 thermistor string. The RSF-3 string was selected for calibration because temperatures were available since November 2013 and temperature profiles were consistent over the studied period. Heat conduction with phase change was applied in one-dimension for the calibration. Extrapolated measured temperature from January 3rd, 2014 was used as the initial temperature profile. For each calibration step, the model's convergence was verified, and the time-step and the mesh size were adjusted accordingly.

First, the model was calibrated to the material properties. Temperatures measured between 2014 and 2017 at depths of 0.5 m and 19.5 m were fixed as the top and bottom boundary conditions (BCs; Figure 4.3). A horizontal mesh with a layer thickness of 0.1 m and one-day time-steps were entered. Six material property scenarios, where the water content and the porosity varied, were applied to the one-dimensional model.

Second, using the model calibrated to material properties, the model was calibrated to weather conditions. For a heat transfer analysis in TEMP/W, the energy transfer between the atmosphere and the surface was given by the surface energy balance (SEB) boundary condition. The SEB equation considers the net radiation, sensible heat flux, latent heat flux, and ground heat flux. Daily average air temperature, wind speed, and net radiation were entered to compute the SEB. The actual evaporation was computed with the Penman-Wilson equation integrated into the SEEP/W module with the land climate interaction (LCI) boundary condition. The daily average air temperature, net radiation, precipitation, relative humidity, and wind speed were entered as parameters in the LCI. The groundwater table at the base of the WRP was used as the bottom BC for the SEEP/W analysis while the in situ temperature over time was used as a bottom BC function for the thermal analysis. The snow thickness function calculated from the SEEP/W module's LCI was entered in the SEB boundary condition. For the model to be numerically stable, a horizontal mesh of 0.025 m was applied at the top, decreasing to 0.75 m at 20 m depth with a time-step of 5 minutes.

Weather parameters were calibrated not only for thermistor string RSF-3, but also for thermistor strings RSF-5, RSF-6, RSF-8, RSF-10, RSF-12, RSF-14, and RSF-16. With the material properties fixed (during the previous step), vertical thermistor strings were modeled for 20 m for the full-scale thermistor strings and for 10 m for the other strings, with a layer of 4 m of NPAG over the PAG (Figure 4.3). Extrapolated measured temperatures from the first day of the modeled period were used as the initial temperature profile. Temperatures in the upper part of the WRP were modeled with the site net radiation ranging from 50% to 100% and snow ablation varying from 55% to 100% of the snowfall. Since the thermal conductivity of snow is quite low compared to waste rocks, snow may have an insulating effect depending on its depth (Kyhn and Elberling, 2001). The snow thermal conductivity was set to 0.23 W/m K for all numerical analyses, which is in the range of values measured by Côté et al. (2012) for compacted snow (0.12-0.54 W/m K).

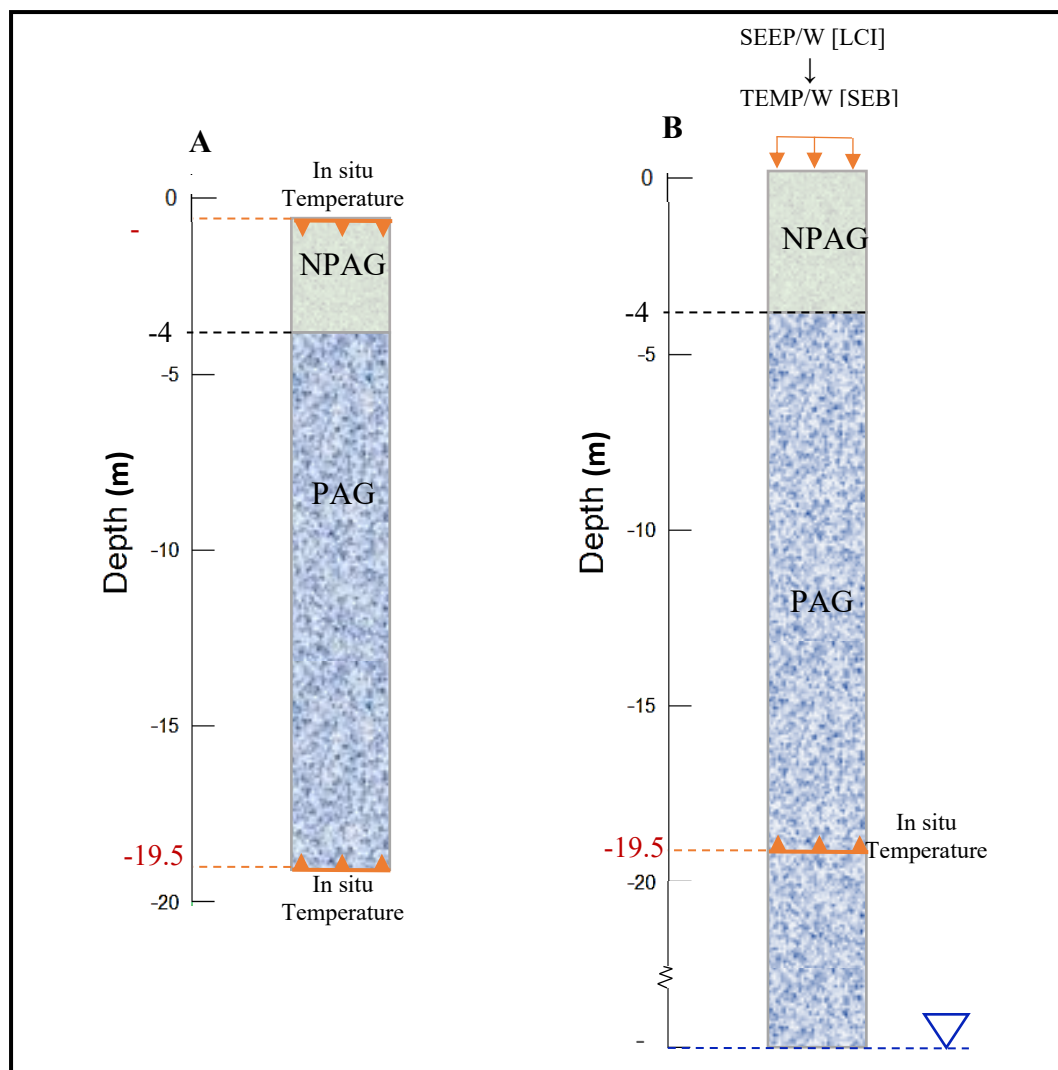


Figure 4.3: The one-dimensional layout of numerical model structures. A) In situ temperatures at RSF-3 as top and bottom boundary conditions; B) In situ temperatures and station groundwater table depth as bottom boundary conditions; SEEP/W land climate interaction and TEMP/W surface energy balance as top boundary conditions.

4.2.8 Model performance

To evaluate the model's accuracy, the coefficient of determination (R^2) and root-mean-square error (RMSE) between observed and modeled temperatures were computed (Caissie et al., 2001, Janssen and Heuberger, 1995):

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (x_{mod,i} - x_{obs,i})^2}{N}} \quad (4.14)$$

where $x_{mod,i}$ and $x_{obs,i}$ are the modeled and observed daily temperatures, respectively, for i^{th} observation, and N is the total number of observations.

4.3 Meadowbank waste rock pile thermal behavior: main results

4.3.1 In situ temperature profiles

Thermistor strings temperatures were acquired 1 to 4 times a month between 2014 and 2017, except for the northern and eastern benches stations (RSF-5; RSF-12; RSF-14 and RSF-16) which were inaccessible during winters 2016 and 2017. Full scale 2014 to 2017 temperature profiles were available for RSF-3 (unavailable from May 2017), RSF-5 and RSF-6, while only the temperature profiles from 2014 and the 3 first months of 2015 were available for RSF-4.

Figure 4.4 presents the monthly average temperatures measured in 2016 and the trumpet curves obtained from 2014 to 2016 for RSF-3 and RSF-6, as well as the RSF-6 maximum trumpet for 2017. For these two stations, the temperature profiles obtained in 2016 represent well the temperature behavior over the studied period (2014 to 2017). The upper part of the RSF-3 and RSF-6 trumpet curves follow the same behavior, however, RSF-6 showed a larger range of temperatures (from -32 °C to 14 °C compared to -26 °C to 11 °C for RSF-3 at 0.5 m from the surface). From the RSF-3 and RSF-6 trumpet curves, the depth of zero annual amplitude (i.e. the depth at which the meteorological parameters do not influence temperature) was approximately 15 m. The bottom of the RSF-6 temperature profile was stable at around 5 °C, however, the temperature was not in equilibrium with the geothermal gradient. The geothermal gradient is not present in all full-scale thermistor strings, suggesting that ground temperatures have not yet regained equilibrium following the WRP's construction. Additionally, minimum temperature profiles of thermistor strings (RSF-3 and RSF-6) were slightly warmer over the years, this coincides with the warming of the annual T_a (I_{at} increases from 2015 to 2017).

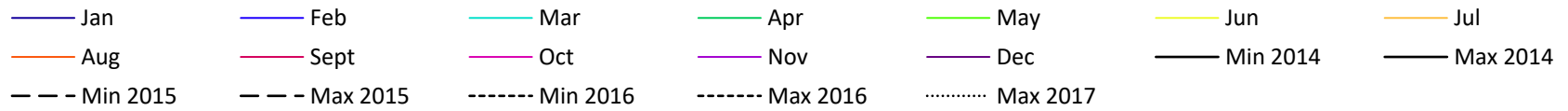
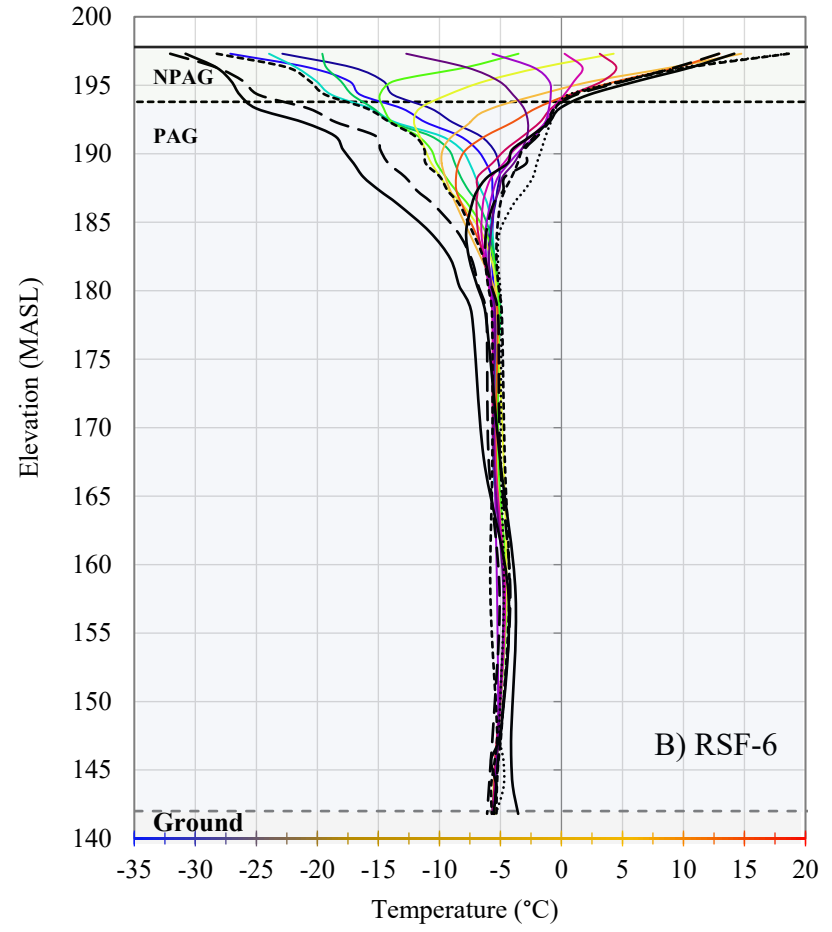
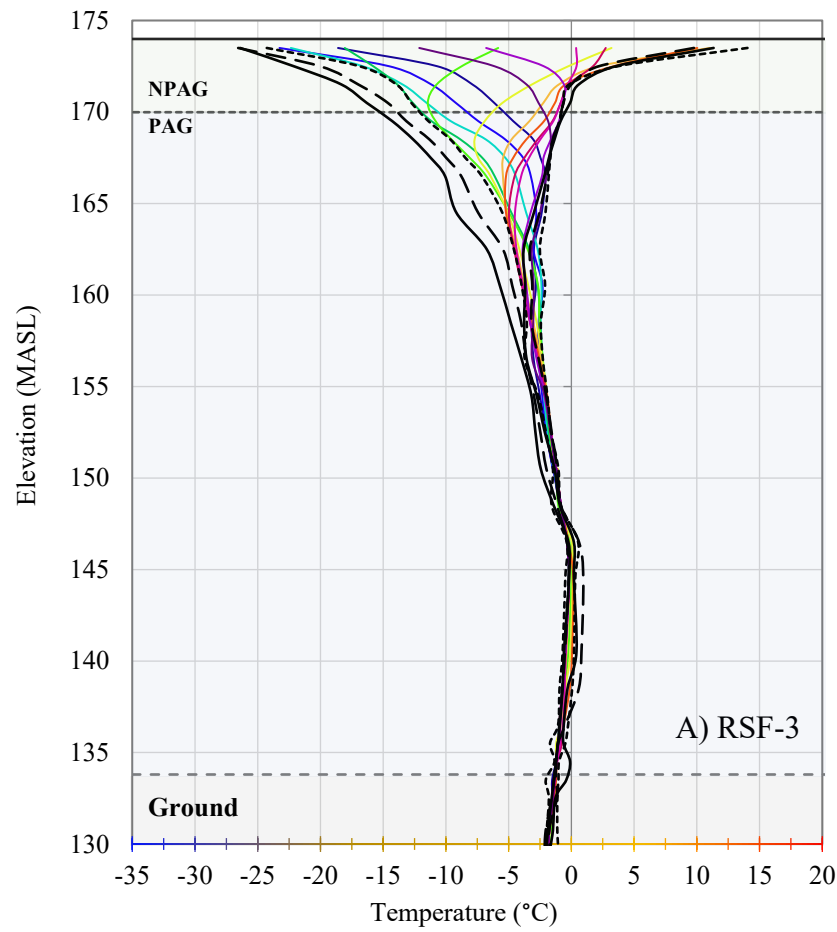


Figure 4.4: Monthly average 2016 temperatures and 2014 to 2017 monthly average minimum and maximum temperatures (black lines) for A) RSF-3 and B) RSF-6.

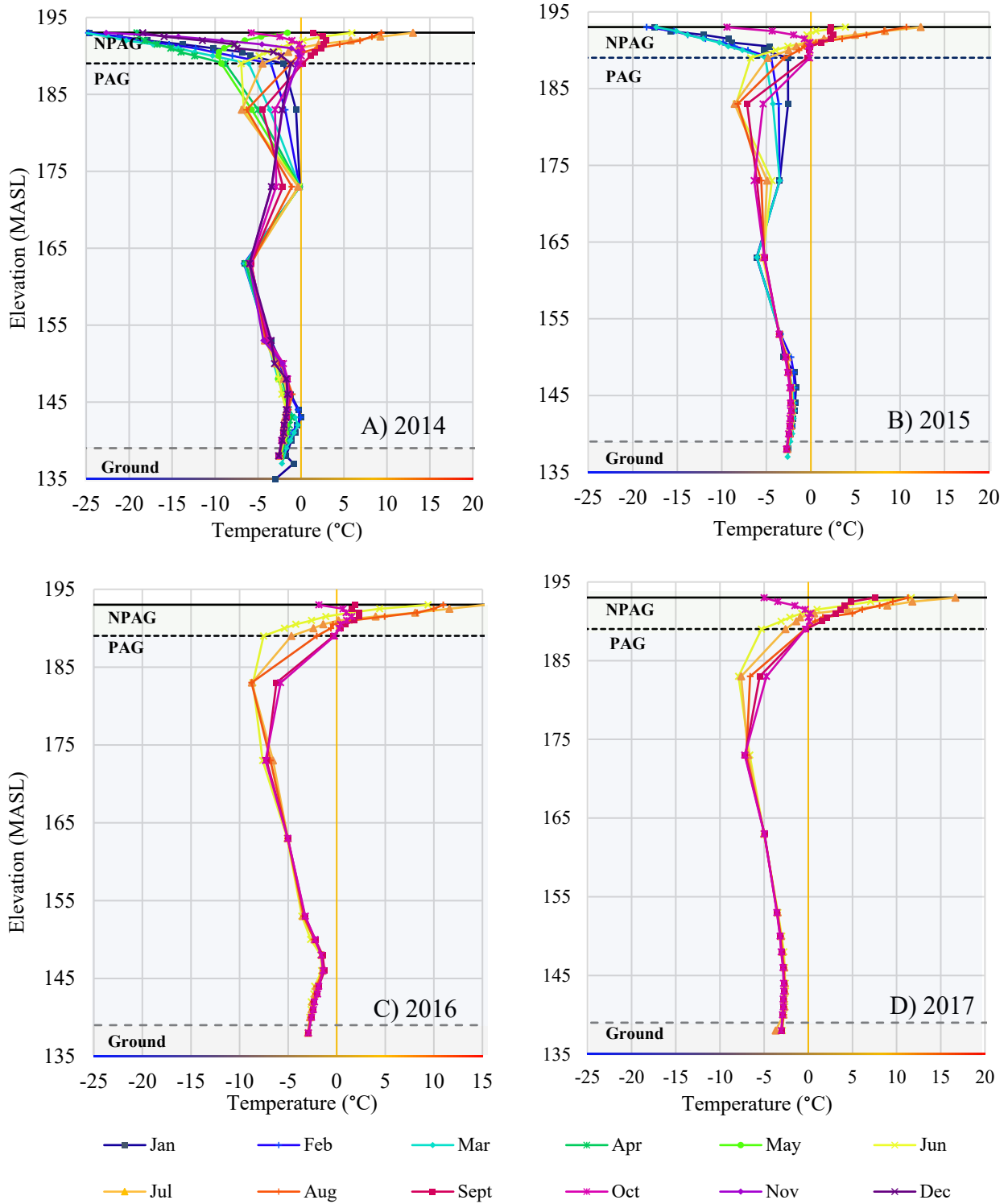


Figure 4.5 : Thermistor string RSF-5 monthly average temperature profiles A) 2014; B) 2015; C) 2016; and D) 2017.

Near-zero temperatures were observed in the center temperature profiles of station RSF-3 (136-146 MASL), as well as in RSF-4 (142-175 MASL) and RSF-5 (144 MASL) (Figures 4.4, 4.5 and 4.6). These temperatures also suggest that the WRP had not reached thermal equilibrium. For RSF-4, the freezing distribution was assumed to be mainly delayed due to the latent heat required for phase change at the center of the pile.

The RSF-5 thermistor string also showed near-zero temperatures at 173 MASL (Figure 4.5). However, over the studied period, the RSF-5 temperature profiles detached from the 0 °C isotherm and evolved towards a typical trumpet curve for heat conduction-dominated systems (i.e. maximum and minimum temperature profiles in a trumpet shape; Andersland and Landayi, 2004). According to the time of deposition of the waste rocks, water or snow may be trapped between layers, thus increasing the moisture content and slowing the freezing distribution.

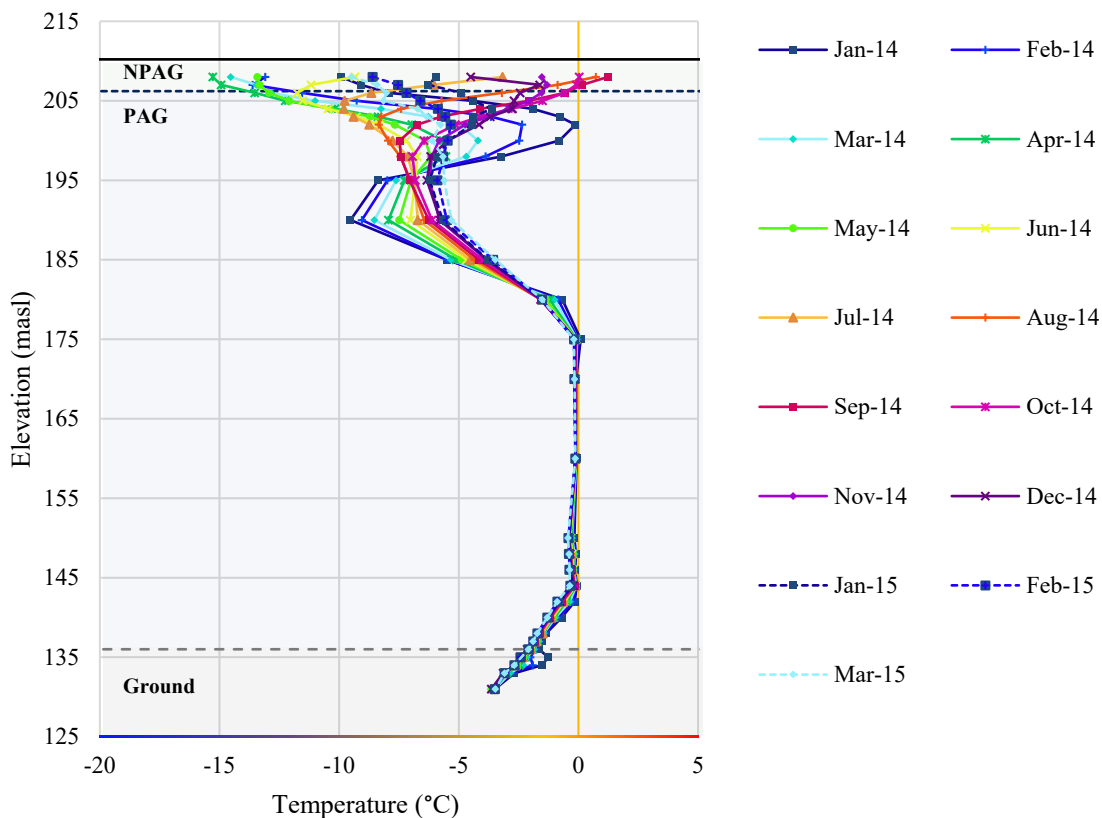


Figure 4.6: RSF-4 monthly average 2014 and 2015 temperature profiles.

The first month of temperature data from RSF-4 reveal that the string equilibrium was not reached since its installation in November 2013 and the 2015 temperatures curves showed that the profile progressed towards a typical conduction case at the subsurface sensors (Figure 4.6).

It was previously observed that a stream from the tailings pond flowed underneath the WRP along the axis of thermistors RSF-3, RSF-4, and RSF-5 towards a pond on the north side. The WRP is located to the northeast of the tailings pond. The water flow may explain the fluctuations in temperatures observed in the deepest thermistor sensors (~ 145 MASL).

Overall, near-zero temperatures associated with latent heat effects causing a freezing delay in the central section of profiles RSF-3, RSF-4, and RSF-5 suggests that the WRP is not completely frozen. Additionally, trends in the RSF trumpet curves tend towards typical profiles expected for heat conduction-dominated systems (Andersland and Landayi, 2004) that could take years before reaching thermal equilibrium.

4.3.2 Subsurface temperatures and thaw depths

Figure 4.7 presents the available 2016 daily maximum and minimum recorded temperatures over 10 m depth from the surface for all available thermistors in the NPAG material (full-scale and subsurface). As was the case for the full-scale analyses, the trumpet curves obtained in 2016 generally represent well the subsurface temperature behavior over the studied period, apart from thermistor strings RSF-8 and RSF-16, which showed significantly deeper thaw depths in 2016 compared to 2015, and RSF-5 from 2014 to 2017 (Figure 4.6). The eight available 2016 maximum temperature profiles showed similar behaviors for all NPAG thermistors, except for RSF-14, which showed lower temperatures. The four available minimum 2016 temperature profiles (RSF-3, RSF-6, RSF-8, and RSF-10) had similar trends, however, the curves of RSF-3 and RSF-6 had gentler slopes. Additionally, over the first 10 m, temperatures were further apart for the minimum profiles than for the maximum profiles, with a difference as high as 12.5 °C compared to 8 °C, respectively. This is due to the presence of the insulating effect of a snow cover, which is not equally dispersed over the WRP. No significant correlation between stations on the same slope orientation was observed for the maximum subsurface profiles.

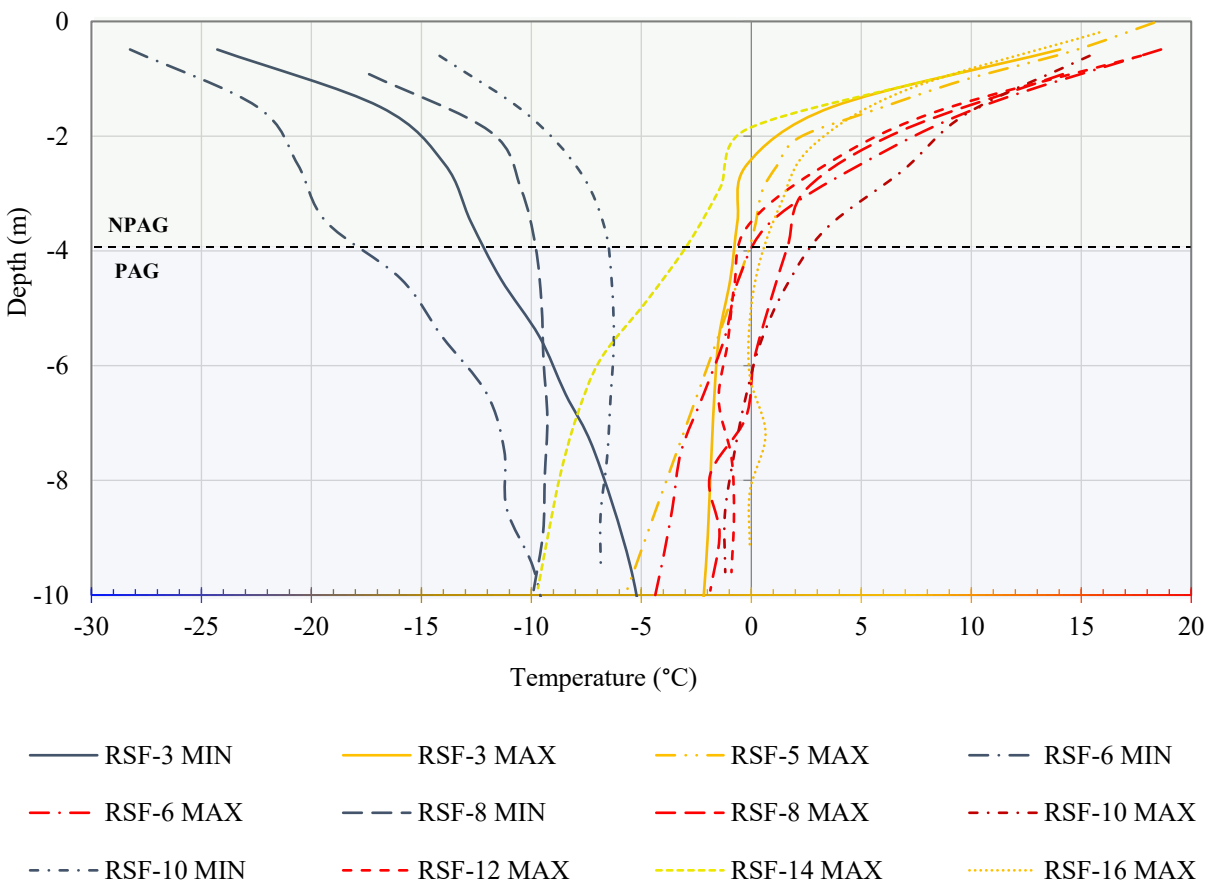


Figure 4.7: Available thermistor strings minimum and maximum temperature profiles for 2016.

Extrapolation of monthly average temperatures between thermistor sensors allowed for the computation of annual thaw depths at each station (Table 6). The thaw depths ranged from 1.9 m (RSF-14) to 7.9 m (RSF-16) with an average of 3.9 m, and thus most of the PAG material was maintained below the active layer. At the cover/waste interface the temperatures ranged from $-17\text{ }^{\circ}\text{C}$ (RSF-6) to $1.6\text{ }^{\circ}\text{C}$ (RSF-10) with an overall average temperature of $-6.2\text{ }^{\circ}\text{C}$. The highest temperatures at the interface were observed in September and October, which represents a lag period of three months with respect to the maximum air temperatures reached in July and August. The thaw depth was stable or decreased over time, except for RSF-5. During October and September 2015, between 2 and 4 m depth, the temperature stayed around zero (Figure 4.5). This behavior is likely due to the presence of pore water and latent heat effects causing a delay in

freezing and lowering the thaw depth. Near-zero temperatures were also observed in thermistor string RSF-16 profile from a depth of 4 to 8 m. The two thermistor strings were installed in the same area, where large pockets of ice were observed between boulders in the slope surface during fieldwork. Latent heat effects may also be visualized as a plateau at 0 °C on a plot of temperature versus time for a specific elevation (Andersland et Ladanyi, 2004). These effects were observed from mid-November to late December for RSF-8 and RSF-10 at depths ranging from 3 m to 5 m. During the deposition, snow trapped between layers may have resulted in ice lenses. Moreover, layers of fine-grain materials, which are more efficient at retaining water, may be present at different depths resulting in ice lenses.

Table 4.6: Meadowbank WRP thaw depths (m) from 2014 to 2017

Year	RSF-3	RSF-4	RSF-5	RSF-6	RSF-8	RSF-10	RSF-12	RSF-14	RSF-16
2014	3.2	3.4	4.3	4.4	-	-	-	-	-
2015	2.4	-	2.5	4.1	-	-	-	-	-
2016	2.4	-	3.7	4.0	5.1	5.9	3.5	1.9	7.9
2017	-	-	3.9	2.9	4.2	5.7	3.0	1.9	6.2

Overall, the eight subsurface maximum trumpet curves showed a similar trend, apart from one thermistor string (RSF-14). Differences in the minimum temperature profile trends were observed. The uneven dispersion of snow on the WRP combined with its insulating effect may have, in part, caused differences in the minimum temperatures. Finally, thaw depths in the Meadowbank WRP generally decreased over the studied period and may still decrease over the coming years. Indeed, at Ekati Diamond Mine, which is located in a continuous permafrost region, shallower thaw depths (around 8 m to 4 m) were observed in experimental WRPs several years after deposition (Neuner, 2009).

4.4 Numerical modeling

To further investigate the thermal behavior of the waste rock pile, numerical modeling was used to solve the heat conduction equation, which requires several complex input parameters. In situ

thermistor measurements allowed for the calibration and the conception of a site-specific WRP thermal numerical model.

4.4.1 Model calibration to material properties

As in soils, waste rock piles are systems composed of solids and voids filled with air and water. Each media in the system has a different ability to store heat (heat capacity) and to transfer that heat by conduction (thermal conductivity). The thermal conductivity and heat capacity of waste rock piles are dependent, among other factors, on the proportions of each media.

The model's thermal sensitivity to material properties was assessed using RSF-3 by varying the volumetric water content (Θ) and the porosity (n) (Table 4.7). Six scenarios were investigated within a realistic range of typical waste rock pile moisture contents ($\Theta = [0.03-0.12]$) and porosities ($n = [0.2-0.4]$) (Peregoedova, 2012; Lahmira, 2009). According to the fixed Θ and n , the degree of saturation ($S_r = \Theta/n$) varied from 10% to 40%. The λ_f and λ_u and the C_u and C_f were computed with the Côté and Konrad (2005a, 2009) thermal model and De Vries (1963) equations, respectively.

Table 4.7: Scenarios of thermal properties of model sensitivity to material properties.

Scenario	Material	Degree of Saturation %	Porosity [-]	Thermal Conductivity		Volumetric Heat Capacity	
				W/m K	W/m K	MJ/m ³ K	MJ/m ³ K
				Unfrozen	Frozen	Unfrozen	Frozen
A	NPAG	20	0.3	1.4	1.5	1.7	1.6
	PAG			1.2	1.3		
B	NPAG	10	0.3	1.1	1.1	1.6	1.5
	PAG			0.9	0.9		
C	NPAG	30	0.2	2.1	2.2	1.9	1.8
	PAG			2.1	2.2		
D	NPAG	15	0.4	0.9	1.1	1.5	1.4
	PAG			0.9	1.1		
E	NPAG	30	0.3	1.6	1.9	1.8	1.6
	PAG			1.4	1.7		
F	NPAG	40	0.3	1.8	2.2	2.0	1.7
	PAG			1.7	2.1		

RMSE and R^2 values of 1730 daily in situ temperature values compared to the modeled temperatures between January 2014 and May 2017 and the annual RMSE for 2014 to 2017 are presented in Table 4.8.

Table 4.8: R^2 , total RMSE and annual RMSE of observed and modeled 2014 to October 2017 daily temperatures at RSF-3 station.

Scenario	R^2	RMSE ($^{\circ}\text{C}$)				
		Total	2014	2015	2016	2017
A	0.87	1.7	1.6	1.6	1.9	1.7
B	0.82	1.9	2.0	1.9	2.0	1.6
C	0.91	1.6	1.3	1.5	1.8	1.8
D	0.84	1.8	1.9	1.8	1.9	1.6
E	0.90	1.6	1.2	1.6	1.8	1.7
F	0.90	1.5	1.4	1.5	1.7	1.3

A total of 595, 419, 512, and 204 temperatures were compared for 2014, 2015, 2016, and 2017 respectively. Overall, the observed and modeled temperatures showed high correlations, the RMSE varied between 1.2 $^{\circ}\text{C}$ and 2.0 $^{\circ}\text{C}$ and the R^2 ranged from 0.82 to 0.91. However, the scenarios with the highest degrees of saturation (30% and 40%), C, E, and F, showed the highest R^2 (0.90-0.91), and the lowest RMSEs (1.2 - 1.8 $^{\circ}\text{C}$), with F showing the lowest total RMSE.

4.4.2 Model calibration to weather parameters

According to materials' properties calibration, a porosity of 0.3 and a degree of saturation of 40% was applied and several scenarios were investigated to calibrate the numerical model to weather parameters. Variations in snow thickness (from 0% to 45% of snowfall) and net radiation (from 50% to 100%) were applied to the RSF-3 thermistor string model (Figure 4.3).

Figure 4.8 presents 2015 and 2016 RSF-3 measured temperatures compared to modeled cyclic subsurface temperatures at 0.5 m, 2.5 m, and 4.5 m depths for two different scenarios: (1) snow thickness of 0% snowfall (100% snow ablation) and 100% net radiation; and (2) 15% snowfall (85% snow ablation) and 50% net radiation. The presence of a snow cover influenced modeled temperatures during the winter and spring months. During winter, given the insulating effect of

snow, scenarios with snow covers were warmer than the bare waste rock scenario, from around 2 °C and 9 °C at 4.5 m and 0.5 m depths, respectively. Subsurface temperatures in snow cover scenarios were also closer to measured temperatures than the bare waste rock scenario, indicating the presence of a snow cover. The RSF-3 simulation with a snow cover of around 0.25 m in winter 2014-2015 and 0.15 m in winter 2015-2016 showed an influence on temperatures down to 4.5 m depth. Snow depth was not measured on-site, the snowpack thickness was computed in the model with a ratio of 1:10 of mm of water to snow and a set thermal conductivity. Comparisons with other weather scenarios at fixed net radiations revealed that the influence of a snow cover on the thaw depth was insignificant, from 0.01 to 0.04 m between 2014 and 2016 for 85% snow ablation compared to the bare waste rock scenario.

From mid-April to June, the bare waste rock scenario was closer to measured temperatures than all snow-covered scenarios. Scenarios with snow were all colder than the bare waste rock scenarios and the measured temperatures, suggesting a higher modeled insulation effect from the snow cover. This could be the result of a slower modeled snow ablation than real site conditions. Furthermore, with the thawing during spring compared to winter months, the snow is denser, and its water content is higher; this increases the thermal conductivity and, thus, heat transfer (Lachance, 2014). To best fit the model to the observed temperatures, snow cover from mid-April to June was not considered.

Summer temperatures at 0.5 m depth followed the decrease in net radiation from 100% to 50%. Comparing the variation in the maximum temperature reached each year between the two scenarios at depths above and below the insulation cover limit, at 2.5 m and 4.5 m (Figure 4.8), the variation of net radiation (100% to 50%) had low influence on temperatures. The temperature differences were approximately 0.5 °C to 1 °C between both scenarios. However, small changes in temperature will result in the movement of the 0 °C isotherm upwards or downwards. Comparing bare waste rock scenarios revealed that the influence of net radiation on the thaw depth was around 0.30 m to 0.40 m between 2014 and 2016 for a change of 100% to 50% net radiation.

Net radiation is influenced by material albedo, high albedo decreases the energy available at the surface lowering the evaporation (Carey et al., 2005). On-site, the NPAG cover is mainly composed

of ultramafic soapstone characterized by talc, which is pale and reflective and thus has a high albedo. The correction of net radiation may be explained by the difference in the rock albedo.

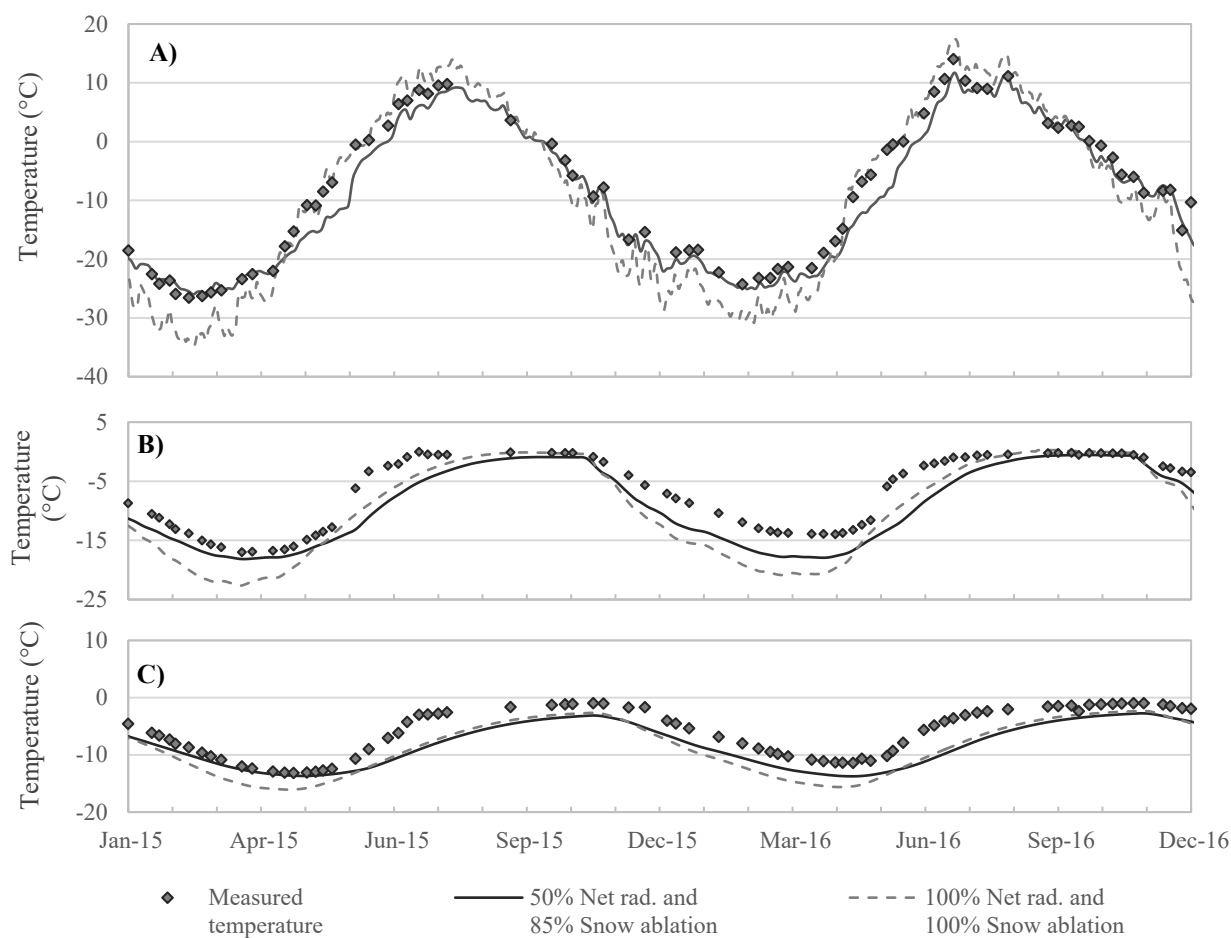


Figure 4.8: RSF-3 measured and modeled temperatures with variations in snow thickness (0% to 10% snowfall) and net radiation (50 to 100%) for 2015 and 2016 at: A) 0.5 m depth, 173.5 MASL; B) 2.5 m depth, 171.5 MASL; and C) 4.5 m depth, 169.5 MASL.

The best-fitted weather parameters for the RSF-3 thermistor string are 75% of net radiation with 15% of snowfall ending in mid-April, with a total RMSE of 1.7 °C and an R^2 of 0.94.

Figure 4.9 presents a total of 1871 measured versus modeled temperatures, the computed R^2 values, and RMSEs for the best-fit weather scenario for RSF-3 from January 2014 to May 2017. The high R^2 (0.94) suggests that the differences between the modeled and observed temperatures are meaningless. The RMSEs were lower with depth, with the exception at depth 1.5 m. Furthermore, the temperature differences were highest at 0.5 m (black crosses) at the extreme temperature range,

while at 1.5 m depth, the differences were noticeable between 0 °C and 10 °C. Model precision is harder to achieve close to the surface, given the significant temperature fluctuations. Additionally, at the bottom, modeled temperatures were influenced by the measured temperatures entered as the BCs at 19.5 m depth.

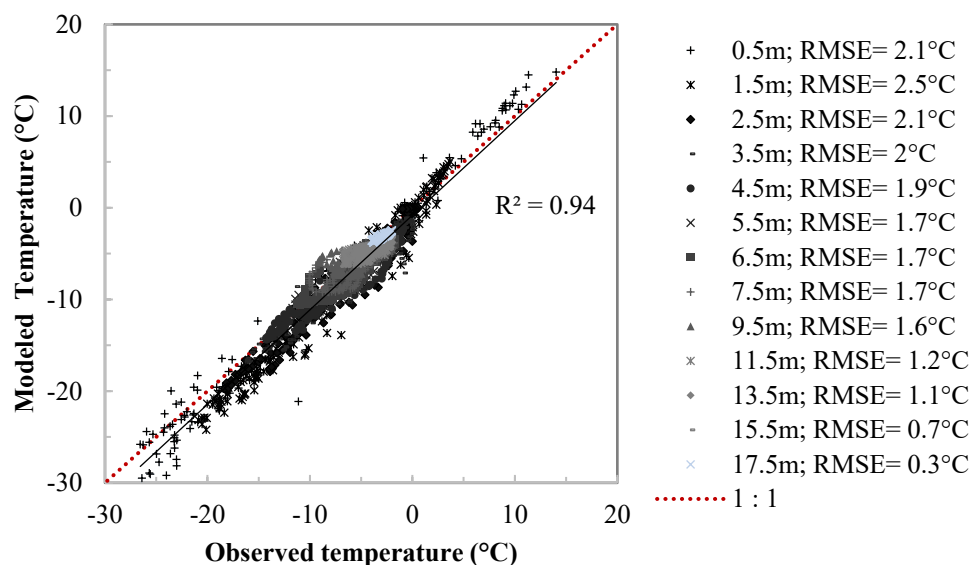


Figure 4.9: Computed R^2 and RMSEs for modeled versus observed temperatures in RSF-3 best fit weather scenario from 2014 to 2017.

Variations in net solar radiation and snow thickness were applied to all thermistor stations, apart from RSF-4, for which only 2014 temperatures were available. The best-fitted weather parameters and the associated RMSEs and R^2 for all the modeled stations are presented in Table 4.9. Net radiation was in accordance with the total net radiation measured on-site, apart from RSF-3 (75%) and RSF-14 (50%). The best-fitted parameters did not reveal any trends in net radiation from one slope orientation to another. Best-fit snow ablation parameters varied between 55% to 95% for the five stations where winter temperatures were available for calibration. Calibration to weather parameters for RSF-8 (35% of snowfall) and RSF-10 (45% of snowfall) revealed a thicker snowpack. RSF-8 and RSF-10 are positioned on the edge of the slope where snow is pushed from the road and where the snowpack is likely to be heavier than other stations. RSF-16 was not modeled for the winter period but is in the vicinity of RSF-5, where the model suggested a light snowpack (15% of snowfall). A light snowpack was also calibrated for RSF-3 (15%) and RSF-6

(5%), while snowpack could not be calibrated for RSF-12 and RSF-14 due to a lack of winter temperature data. The simulation of the snowpack is consistent with on-site observations where the wind scatters most of the snow off the WRP, but the snow is still visible on benches and slopes.

Total RMSEs for the studied stations varied from 1.1 °C (RSF-14) to 3.3 °C (RSF-5) and varied from year to year. The R^2 ranged from 0.86 (RSF-16) to 0.97 (RSF-14).

Table 4.9: Best-fitted parameters for all modeled stations and the associated RMSE and R^2 .

Station	Net Radiation	Snow Ablation	Number of comparison points	R^2	RMSE (°C)				
					Total	2014	2015	2016	2017
RSF-3	75%	85%	1871	0.94	1.7	1.4	1.6	2.0	1.7
RSF-5	100%	85%	844	0.89	3.3	2.8	3.7	3.0	4.6
RSF-6	100%	95%	2586	0.90	2.6	2.7	3.0	2.0	2.5
RSF-8	100%	65%	704	0.89	2.2	-	-	1.9	2.5
RSF-10	100%	55%	681	0.87	2.2	-	-	2.3	2.1
RSF-12	100%	-	357	0.90	2.1	-	-	2.0	2.2
RSF-14	50%	-	233	0.97	1.1	-	-	0.7	1.3
RSF-16	100%	-	208	0.86	2.1	-	-	2.8	1.1

Modeled (solid lines; Figure 4.10) and measured (dashed lines; Figure 4.10) maximum and minimum profiles revealed that almost all modeled profiles represent well the observed temperature trends well but were colder overall. The total average difference for all maximum and minimum temperatures available between 2014 and 2017 was -1.4 °C, excluding RSF-14 which was warmer by 0.1 °C on average (Figure 4.10). However, small changes in temperature will result in the move of the 0 °C isotherm upwards or downwards, affecting the thaw depths. Comparing the measured and modeled thaw depths, RSF-3, RSF-5, RSF-12, and RSF-14 were less than 0.8 m from the depth of measured data, while RSF-14 was the only thermistor string with a modeled thaw depth around 1 m deeper than the measured data. Significant thaw depth differences were observed for thermistor stations RSF-6, RSF-8, RSF-10, and RSF-16 with thaw depths shallower of 1.2 m (RSF-10) to 4.3 m (RSF-16).

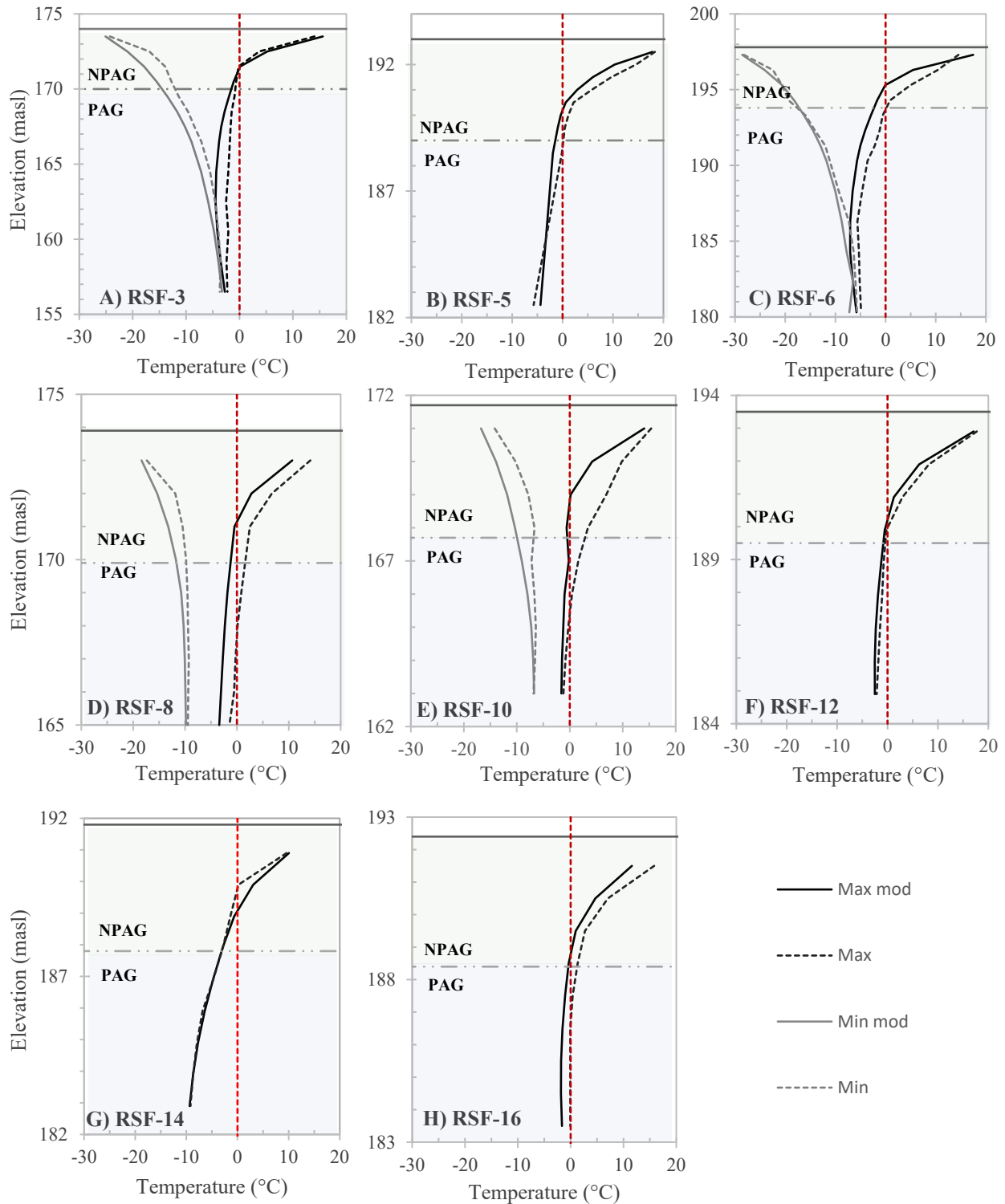


Figure 4.10: Comparison of maximum and minimum (when observed temperatures are available) modeled (solid lines) and observed (dash lines) 2016 temperature profiles for: A) RSF-3, B) RSF-5, C) RSF-6, D) RSF-8, E) RSF-10, F) RSF-12, G) RSF-14, and H) RSF-16.

4.5 Discussion

4.5.1 Material properties and hypotheses

The numerical model assumes that the material properties and the structure are homogeneous throughout the WRP. However, it is well known that the particle arrangements in WRPs are highly heterogeneous (Fala, 2008; Lahmira, 2009; Lahmira et al., 2016). Layers of fine-grained materials, which are more efficient at retaining water, may be present at different depths resulting in ice lenses. The deconstruction of a portion of waste rock at Diavik Diamond Mine revealed the presence of a 1- to 2-m-thick continuous sheet of void-filled ice over 100 m at a depth of around 5 to 10 m (Zak, 2017). The presence of ice may also be a result of snow trapped during waste rock deposition. Significant latent heat effects, affecting the thaw depth, were observed at several stations in the studied WRP, suggesting water contents higher than residual values at various depths and the presence of ice layers. Furthermore, the model supposes that the WRP's water content does not evolve. However, the initial water content of waste rock changes from blasting to deposition. Additionally, during the first years, the WRP undergoes wetting-up phase towards a volumetric residual water content (Fretz et al., 2013). Water and ice content and the structural layout of the waste rocks also affect the thermal properties, which were calibrated for one thermistor string and a representative sample of waste rocks. Mineralogical differences in the Meadowbank waste rocks may also influence the thermal conductivity, and thus the heat transfer.

4.5.2 Heat transfers mechanisms

The model that was developed assumes that the main heat transfer process is conduction with phase change and that there is no heat generation inside the WRP. However other heat transfer processes have been observed in WRPs. Lefebvre et al. (2001 a, b) summarized studies of heat transfer in two WRPs with contrasting waste rock properties: the Doyon Mine in Quebec, Canada ($D_{10} = 2$ mm and sulfide content around 7 wt.%) and Nordhale, Ronnenburg, Germany ($D_{10} = 0.02$ mm and sulfide content around 3.1 wt. %). Oxygen concentration and temperature profiles combined with numerical simulations indicated that convective gas transport was active in both cases but strongly dominated in the Doyon WRP. In both cases, exothermic sulfide mineral oxidation inside the WRP generated heat, enhancing the thermal gradient and, therefore, the heat transfer processes. Since

the sulfide content of Meadowbank's PAG wastes is low (0.36 wt.%) compared to the Nordhale and Doyon wastes, and there is no evidence of heat generation in the Meadowbank WRP (such as cyclic in situ temperatures above seasonal normal cycles), internal heat generation from sulfide mineral oxidation was neglected in this study. Pham et al. (2015) studied the thermal transfer in an 80-m-high waste rock pile constructed at Diavik Mine and presents results of long-term simulations under climate change scenarios. The simulation results showed that the effect of the wind on the thermal regime was insignificant in the center of the pile, but stronger at the sides where the permeability was around 10^{-8} m^2 and winds reached 20 km/h. The average wind speed at Meadowbank is a little less than 20 km/h, suggesting that air convection by wind may be present on the WRP's sides. However, a compilation of measured air permeabilities at other mine sites (see Amos et al., 2015) ranged between 10^{-13} to 10^{-9} m^2 . Air convection may also be visualized by a non-symmetrical thermal profile with a constant temperature over a layer (i.e. curve deformity) in the coldest temperatures or a reverse gradient when convection is high (Arenson et al., 2007; Gaumond et al., 2012; Doré et al., 2012); this behavior is not significantly present in our study. Additionally, when conduction is the main thermal transfer, a time lag of several months (depending on the depth) will be observed between a peak in temperature at the surface and the specific depth (Pham et al., 2010). When convection is dominant, the time lag will be very small or negligible. Trumpet curves for the Meadowbank WRP are generally symmetrical if latent heat effects are not considered, and a peak surface temperature has a time lag of several months, suggesting that conduction is the dominant heat transfer mechanism in the WRP. Given that no evidence of convection was observed and that numerical simulations of conduction fit the measured data well, convection was not investigated.

4.5.3 Weather parameters

The model was calibrated to net radiation and snow thickness. Weeks et al. (2003) noted that slope orientation had an impact over the solar radiation and that the effect was especially pronounced at high latitudes. Strunk (2008) also observed the influence of slope orientation, the south-facing slope of the landfill cover study had near-surface temperatures higher than the north-facing slope over the year. However, in the present study, the fitted weather parameters from the calibration did not reveal a trend from the north- or south-facing slopes, nor any significant correlation in observed

thermal profiles along the same slope orientation. Following weather calibration, net radiation was lowered at only two thermistor stations. The correction of net radiation may be explained by differences in the rock albedo. Additionally, it is well known that snow influences the ground thermal regime (Goodrich, 1982). Khyn and Elberling (2001) noted the importance of simulating snowpack over the Nanisivik tailings with an insulation cover. There, a snowpack as low as 2 cm was enough to influence temperatures at 2 m deep. Indeed, the RSF-3 simulation with a snow cover around 0.25 m influenced temperatures at 4.5 m deep, but the extraction of heat during winter for the bare soil scenario did not significantly affect the thaw depth.

4.6 Concluding remarks

The main objective of this study was to assess the thermal behavior of an insulation cover system built on the full-scale WRP at Meadowbank mine, with a focus on the thaw depth. Full-scale and subsurface in situ temperature profiles were interpreted from data collected between 2013 and 2017 from thermistor strings installed in the studied WRP. Hydrogeotechnical and thermal material properties were measured in laboratory. To better understand the heat transfer processes in the WRP, a numerical model was created and calibrated using observed temperatures for material properties and site-specific weather parameters such as net radiation and snow cover.

Near-zero temperatures associated with latent heat caused a freezing delay in the central section of the temperature profiles and revealed that the WRP was not completely frozen and had not achieved thermal equilibrium during the studied period. Also, latent heat effects associated with water distribution were present at several subsurface thermistor stations and influenced the thermal profiles. Subsurface temperature profiles over the WRP had similar trends but were further apart in the winter due to variations in the thickness of the snowpack.

Calibration for material properties, considering heat conduction and phase change, showed a high correlation between modeled and measured results (RMSE of 1.6 °C). Weather parameter calibrations resulted in a higher RMSE for RSF-3 (1.7 °C). This greater difference was expected given the fluctuations in temperatures caused by the weather parameters used as a boundary conditions compared to the material properties calibration where observed temperatures were entered as the upper BC. The best-fit weather parameters from calibration did not reveal a trend from the north- or south-facing slopes, nor significant differences in maximum temperatures near

the cover's base with variations of net radiation. However, small changes in temperatures affected the thaw depth by around 0.30 m to 0.40 m when 100% or 50% net radiation was applied. In contrast snow cover calibration revealed no significant influence on the thaw depth of the WRP even if it affected the temperatures up to 9 °C at 0.5 m depth in the winter.

Overall, RMSEs for all modeled thermistor strings were relatively low (1.1-3.3 °C) given the high heterogeneity (i.e. grain-size distribution, mineralogy, and arrangement) of WRPs. In general, the results of the calibrated models were colder compared to measured temperatures for all years, but the general trend followed the measured data. Colder modeled temperatures compared to the measured temperatures resulted in the upwards move of the 0 °C isotherm, thus lowering the thaw depth. The observed thaw depth was 3.9 m on average; thus, the active layer was mostly contained in the 4-m-thick NPAG waste rock conduction insulation cover. However, RSF-8, RSF-10, and RSF-16 thermistor strings revealed thaw depths below the cover/waste interface but decreasing over the year. Temperature monitoring from these thermistor strings should be pursued carefully while the WRP reaches thermal equilibrium.

The high heterogeneity of waste rock piles combined with latent heat effects, and that the WRP has not reached thermal equilibrium yet, may explain the differences in modeled versus measured temperatures. Overall, the RMSEs of modeled temperatures computed against measured data revealed that the model was a good representation with an overall average of 2.2 °C over a range of 45 °C (i.e. between -30 and 15°C). The numerical model may be used to simulate the long-term thermal behavior of the WRP and predict if the temperatures of the PAG wastes under the NPAG insulation cover will stay below 0 °C. Temperatures should continue to be monitored on-site and would allow for further refinement of the numerical model when approaching thermal equilibrium.

References

- Amos, R. T., Blowes, D. W., Bailey, B. L., Segó, D. C., Smith, L., & Ritchie, A. I. M. (2015). Waste-rock hydrogeology and geochemistry. *Applied Geochemistry*, 57, 140-156. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.apgeochem.2014.06.020>
- Andersland, O. B., & Ladanyi, B. (2004). *Frozen ground engineering*: John Wiley & Sons.
- Arenson, L. U., Pham, H.-N., Klassen, R., & Segó, D. C. (2007). *Heat convection in coarse waste-rock piles*. Paper presented at the Proceedings of the 60th Canadian Geotechnical Society (CGS) conference and 8th joint CGS/IAH-CNC groundwater specialty conference.
- Aubertin, M., Bernier, L., & Bussière, B. (2002). *Environnement et gestion des rejets miniers [ressource électronique]: manuel sur cédérom*: Mont-Royal, Québec: Presses internationales Polytechnique.
- Aubertin, M., Fala, O., Molson, J., Gamache-Rochette, A., Lahmira, B., Martin, V., Chouteau, M. (2005). *Évaluation du comportement hydrogéologique et géochimique des haldes à stériles*. Paper presented at the Symposium Rouyn-Noranda: L'Environnement et les Mines.
- Boulanger-Martel, V., Bussière, B., Côté, J., & Gagnon, P. (2017). *Design, construction, and preliminary performance of an insulation cover with capillary barrier at Meadowbank Mine, Nunavut*.
- Boulanger-Martel, V., Poirier, A., Bussière, B., & Côté, J. (2018). *Thermal conductivity of Meadowbank's mine waste rocks and tailings*. Paper presented at the GeoEdmonton, Edmonton.
- Bussière, B., & Aubertin, M. (2015). *Development and Application of Mine Site Reclamation Methods to Control Acid Generation in Canada*. Paper presented at the Symposium 2015 Mines and the Environment, Rouyn-Noranda.
- Caissie, D., El-Jabi, N., & Satish, M. G. (2001). Modelling of maximum daily water temperatures in a small stream using air temperatures. *Journal of Hydrology*, 251(1-2), 14-28.
- Carey, S., Barbour, S., & Hendry, M. (2005). Evaporation from a waste-rock surface, Key Lake, Saskatchewan. *Canadian Geotechnical Journal*, 42(4), 1189-1199.
- Chapuis, R. P., Masse, I., Madinier, B., & Aubertin, M. (2006). A drainage column test for determining unsaturated properties of coarse materials. *Geotechnical testing journal*, 30(2), 83-89.
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2005a). A generalized thermal conductivity model for soils and construction materials. *Canadian Geotechnical Journal*, 42(2), 443-458.
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2005b). Thermal conductivity of base-course materials. *Canadian Geotechnical Journal*, 42(1), 61-78.
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2007). Indirect methods to assess the solid particle thermal conductivity of Quebec marine clays. *Canadian Geotechnical Journal*, 44(9), 1117-1127.

- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2009). Assessment of structure effects on the thermal conductivity of two-phase porous geomaterials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52(3), 796-804.
- Côté, J., Rahimi, M., & Konrad, J.-M. (2012). Thermal Conductivity of Compacted Snow *Cold Regions Engineering 2012* (pp. 833-843).
- Dawson, R. F., & Morin, K. A. (1996). *Acid mine drainage in permafrost regions: issues, control strategies and research requirements*: CANMET.
- DeVries, D. A. (1963). Soil thermal properties *Physics of plant environment* (Vol. 1, pp. 103-143). Amsterdam: North-Holland Publishing Company.
- Doré, G., Ficheur, A., Guimond, A., & Boucher, M. (2012). Performance and cost-effectiveness of thermal stabilization techniques used at the Tasiujaq airstrip *Cold Regions Engineering 2012: Sustainable Infrastructure Development in a Changing Cold Environment* (pp. 32-41).
- Elberling, B. (2005). Temperature and oxygen control on pyrite oxidation in frozen mine tailings. *Cold Regions Science and Technology*, 41(2), 121-133. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.coldregions.2004.09.004>
- Elberling, B., Schippers, A., & Sand, W. (2000). Bacterial and chemical oxidation of pyritic mine tailings at low temperatures. *Journal of Contaminant Hydrology*, 41(3-4), 225-238. doi:[http://dx.doi.org/10.1016/S0169-7722\(99\)00085-6](http://dx.doi.org/10.1016/S0169-7722(99)00085-6)
- Fala, O. (2008). *Analyses des conditions d'écoulement non saturé dans les haldes à stériles*: ProQuest.
- Fredlund, D. G., Rahardjo, H., & Fredlund, M. D. (2012). *Unsaturated soil mechanics in engineering practice*: John Wiley & Sons.
- Fretz, N. M. (2013). *Multi-year hydrologic response of experimental waste-rock piles in a cold climate: active-zone development, net infiltration, and fluid flow*. University of British Columbia.
- Gaumond, F., Doré, G., & Guimond, A. (2012). *Monitoring the Thermal and Mechanical Behaviours of Puvirnituk Airstrip, Nunavik, Northern Quebec*.
- GEOSLOPE. (2017). *Heat and mass transfer modeling with Geostudio 2018* (Second ed.). Calgary, Alberta, Canada.
- Goodrich, L. E. (1982). The influence of snow cover on the ground thermal regime. *Canadian Geotechnical Journal*, 19(4), 421-432. doi:10.1139/t82-047
- Hernandez, M. (2007). Une étude expérimentale des propriétés hydriques des roches stériles et autres matériaux à granulométrie étalée. *Mémoire de maîtrise. Département des génies civil, géologique et des mines. École Polytechnique de Montréal, Canada*.
- Hinzman, L. D., Goering, D. J., & Kane, D. L. (1998). A distributed thermal model for calculating soil temperature profiles and depth of thaw in permafrost regions. *Journal of Geophysical Research: Atmospheres* (1984-2012), 103(D22), 28975-28991. doi:10.1029/98JD01731

- Holubec, I. (2004). Covers for Reactive Tailings Located in Permafrost Regions Review, MEND Report 1.61. 6: Natural Resources Canada, Minerals and Metals Sector: Ottawa, ON, Canada.
- Janssen, P., & Heuberger, P. (1995). Calibration of process-oriented models. *Ecological Modelling*, 83(1-2), 55-66.
- 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(2), 133-142.
- Lahmira, B. (2009). *Modélisation numérique des processus physiques affectant le comportement des haldes à stériles produisant du drainage minier acide* (Ph D.). Université du Québec, Institut national de la recherche scientifique.
- Lahmira, B., Lefebvre, R., Aubertin, M., & Bussière, B. (2016). Effect of heterogeneity and anisotropy related to the construction method on transfer processes in waste rock piles. *Journal of Contaminant Hydrology*, 184, 35-49.
- Lawrence, R., & Wang, Y. (1996). Determination of neutralizing potential for acid rock drainage prediction. MEND/NEDEM report 1.16. 3 *Canadian Centre for Mineral and Energy Technology, Ottawa, Canada*.
- Lefebvre, R., Hockley, D., Smolensky, J., & Gélinas, P. (2001a). Multiphase transfer processes in waste rock piles producing acid mine drainage: 1: Conceptual model and system characterization. *Journal of Contaminant Hydrology*, 52(1-4), 137-164. doi:[http://dx.doi.org/10.1016/S0169-7722\(01\)00156-5](http://dx.doi.org/10.1016/S0169-7722(01)00156-5)
- Lefebvre, R., Hockley, D., Smolensky, J., & Lamontagne, A. (2001b). Multiphase transfer processes in waste rock piles producing acid mine drainage: 2. Applications of numerical simulation. *Journal of Contaminant Hydrology*, 52(1), 165-186.
- Lunardini, V. J. (1981). *Heat Transfer in Cold Climates* United States of America: Litton Educational Publishing, Inc.
- Mbonimpa, M., & Aubertin, M. (2003). *Mouvement des gaz en milieux poreux partiellement saturés*: École polytechnique, EPM-RT-2003-04.
- Neuner, M. (2009). *Water flow through unsaturated mine waste rock in a region of permafrost*. (Text). Retrieved from <https://open.library.ubc.ca/collections/24/items/1.0052367>
- Newman, G. P., & Wilson, G. W. (1997). Heat and mass transfer in unsaturated soils during freezing. *Canadian Geotechnical Journal*, 34(1), 63-70.
- Peregoedova, A. (2012). *Étude expérimentale des propriétés hydrogéologiques des roches stériles à une échelle intermédiaire de laboratoire* (Ph D.). École Polytechnique de Montréal.
- Pham, N., Amos, R. T., Blowes, D., Smith, L., & Segó, D. (2015). *The diavik waste rock project heat transfer in a large scale waste rock pile constructed in a permafrost region*. Paper presented at the 10th International Conference on Acid Rock Drainage & IMWA Annual Conference, Chile.
- Pham, N. (2013). *Heat transfer in waste-rock piles constructed in a continuous permafrost region*. University of Alberta.

- Pham, N., & Sego, D. (2010). Wind and barometric pressure effects on the heat fluctuations within Northern waste rock piles. *GEO 2010*.
- Poirier, A. (2019). *Étude du comportement thermique d'une halde à stériles en milieu nordique*. (Master), Polytechnique Montréal, Montréal.
- Rykaart, M., & Hockley, D. (2010). Cold Regions Cover Research–Phase 2. *Mine Environment Neutral Drainage (MEND). Rapports. Prévission, 1*.
- Stevens, C. W., Shapka-Fels, T., & Rykaart, M. (2018). Thermal Cover Design for Mine Waste Facilities in Cold Regions.
- Van Genuchten, M., Leij, F., & Yates, S. (1991). The RETC code for quantifying the hydraulic functions of unsaturated soils.
- Voyer, E., & Robert, S. (2015). *Waste rock management and closure planning in Northern climate: The Meadowbank Mine, Nunavut*. Paper presented at the Symposium sur l'environnement et les mines, Rouyn-Noranda.
- Weeks, B., & Wilson, G. W. (2003). Net Radiation and the Prediction of Evaporation from Sloped Soil Surfaces. *Geotechnical News*, 21(4), 21-25.
- Zak, J. (2017). *Hydrologic investigations of waste rock test piles in a permafrost environment*. (Text). Retrieved from <https://open.library.ubc.ca/collections/24/items/1.0343973>

CHAPITRE 5 DISCUSSION GÉNÉRALE

Dans les chapitres précédents, les propriétés des matériaux ont été déterminées et un modèle numérique 1D représentant la halde à stériles étudiée a été créé. Cependant, certains résultats des essais pour la conductivité thermique présentés au chapitre 3 étaient étonnants et nécessitent d'être discutés davantage. De plus, il a été jugé important d'étudier numériquement en 2D l'effet de bord de la halde à stériles sur les températures sous la surface.

5.1 Conductivité thermique des stériles

Les essais de conductivité thermique réalisés sur les stériles NPAG ont démontré des valeurs de λ_s différentes selon les deux méthodes d'analyse utilisées (voir tableau 3.12 de la section 3.5.5). Les résultats de λ_s des essais réalisés avec la méthode de la cellule de conductivité thermique à fluxmètre (ou fluxmètre) se situaient entre 3,15 et 4,17 W/m K, comparativement aux résultats obtenus par la méthode de la sonde à aiguille qui se situaient entre 6,47 et 6,70 W/m K. Il a été supposé que la disparité des résultats provienne principalement de la méthode utilisée et le type d'échantillon. Les essais par la méthode du fluxmètre ont été réalisés sur des carottes de roches contrairement aux essais à la sonde à aiguille qui ont été réalisés sur des fractions granulaires fines (0-1,25mm et 1,25-5 mm). Les essais réalisés sur les cylindres par le fluxmètre sont basés sur un flux de chaleur qui se propage perpendiculairement au cylindre, donc principalement perpendiculaire à la structure des minéraux formant la roche. Pour les essais à la sonde à aiguille, les échantillons ont été saturés et légèrement compactés. Cette manipulation des échantillons influence l'orientation des particules fines, selon une orientation préférentielle parallèle. Puisque le flux de chaleur induit par la méthode de la sonde à aiguille est radial, il a été supposé que la conductivité thermique mesurée représente la composante parallèle, en d'autres termes, que le flux de chaleur était mesuré le long des particules orientées et donc que l'information quant à l'anisotropie naturelle de la roche était perdue.

Les orientations parallèle et perpendiculaire représentent les directions où la conductivité thermique d'un cristal ou d'un agrégat est à son maximum et à son minimum, respectivement (Diment et Pratt, 1988). De plus, l'anisotropie existe à plusieurs échelles, bien qu'une roche soit formée de minéraux qui présentent une anisotropie, la conductivité thermique globale peut sembler

isotrope à l'échelle macroscopique, compte tenu de l'orientation aléatoire des cristaux (Clauser et Huenges, 1995). Ce n'est pas tous les minéraux et les types de roche qui présentent une anisotropie. À titre d'exemple, pour certaines roches métamorphiques, la λ_s selon l'orientation peut être évaluée parallèlement ou perpendiculairement à la foliation sans différence. Ce phénomène a été également observé dans la littérature. En effet, Clauser et Huenges (1995) ont étudié la conductivité thermique de certains minéraux et ont mis en évidence les différentes valeurs de conductivité thermique du talc mesurées dans trois études différentes. L'étude de Horai (1971) a utilisé une technique de sonde à aiguille pour déterminer la conductivité thermique de minéraux finement broyés, tel que le talc. Comparativement aux deux études réalisées sur des échantillons granulaires énumérés dans Clauser et Huenges (1995), la valeur obtenue par Horai (1971) pour la conductivité thermique du talc était deux fois plus élevée. Cette étude suppose que cette différence est due à une sédimentation orientée des particules de talc dans le compartiment d'échantillon saturé pour la méthode de la sonde à aiguille. À titre informatif, un effet similaire, bien que moins prononcé, avait aussi été observé pour les minéraux de la famille de la serpentine, mais aucun minéral de ce type n'a été identifié dans la minéralogie du NPAG (voir tableau 5.1).

Afin de vérifier l'hypothèse d'une orientation préférentielle de certains minéraux dans le cas de la mine Meadowbank, des analyses minéralogiques par DRX supplémentaires ont été réalisées sur les 2 cylindres et les 2 échantillons granulaires (0-1,25 mm et 1,25-5 mm). Le tableau 5.1 présente tous les résultats des analyses minéralogiques réalisées pour les stériles NPAG.

Tableau 5.1 : Analyses minéralogiques des différents échantillons de NPAG

Phase minérale	Pourcentage minéralogique (wt %) / échantillon				
	0-20 mm U59925	0-1,25 mm No 64243	1,25-5 mm No 64244	Cyl. A NPAGA	Cyl. B NPAGB
Actinolite	9,26	6,68	10,09	-	-
Calcite	7,95	4,69	3,14	-	-
Chlorite	26,38	38,64	37,96	37,36	28,67
Dolomite	18,71	9,77	4,82	27,27	20,85
Ilménite	-	-	-	2,03	2,54
Quartz	6,98	-	-	-	-
Talc	30,72	40,21	44,00	33,35	47,94

Les analyses minéralogiques dévoilent que le talc et les chlorites sont les phases minérales les plus abondantes dans tous les échantillons de stériles NPAG, avec un pourcentage moyen de 39% et 34%, respectivement. La dolomite est le troisième minéral le plus abondant avec un pourcentage moyen de 11%, tandis que l'actinolite et la calcite sont présentes dans les 3 échantillons granulaires et l'ilménite seulement dans les cylindres. Le quartz est quant à lui seulement identifié avec un pourcentage massique d'environ 7% dans l'échantillon de 0-20 mm.

Le talc et le groupe de minéraux de chlorite sont des phyllosilicates en feuillets, la dolomite et la calcite sont des carbonates, l'actinolite est une amphibole à double chaîne de la famille des inosilicates, l'ilménite est un oxyde avec un système cristallin trigonal - rhomboédrique et le quartz est un silicate présentant un système cristallin rhomboédrique.

Afin de vérifier l'effet de l'orientation des flux parallèles et perpendiculaires, la λ_s a été estimée selon les conductivités thermiques des minéraux du tableau 2.6 et selon les conductivités thermiques orientées des minéraux. Selon Clauser et Huenges (1995), il est attendu que les minéraux en feuillets présentent une orientation préférentielle parallèle au flux lors des mesures de conductivité thermique effectuée par la méthode de la sonde à aiguille, donc le talc et les chlorites. Aucune donnée de conductivité orientée pour les chlorites n'a été trouvée dans la littérature, l'effet de l'orientation des flux parallèles et perpendiculaires a donc, été vérifié seulement avec la λ_s estimée selon les conductivités thermiques orientées pour le talc.

Le tableau 5.2 présente les λ_s estimées par la moyenne géométrique avec la conductivité thermique du talc (λ_{talc}) du tableau 2.6 ($\lambda_{\text{talc}} = 6,10 \text{ W/m K}$) et comparées aux λ_s estimés avec les valeurs de conductivité thermique du talc orientée perpendiculairement ($\lambda_{\text{talc}} \perp = 1,76 \text{ W/m K}$) et parallèlement ($\lambda_{\text{talc}} \parallel = 10,69 \text{ W/m K}$) tirées de Clauser et Huenges (1995). De plus, à titre indicatif, la λ_s estimée à partir de la minéralogie initialement déterminée d'un échantillon du 0-20 mm, ainsi que les conductivités thermiques déterminées selon les essais par fluxmètres (FLUX) et par la sonde à aiguille (NP) sont repris et présentées dans le tableau 5.2.

Tableau 5.2 : Conductivités thermiques des solides des stériles NPAG prédites et mesurées

Critère d'estimation/ méthode de mesure	λ_s (W/m K) / échantillon				
	0-20 mm	0-1,25 mm	1,25-5 mm	Cyl. A	Cyl. B
λ_s ($\lambda_{\text{talc_tableau 2.7}}$)	5,29	5,31	5,29	5,42	5,70
λ_s ($\lambda_{\text{talc } \parallel}$)	6,66	6,77	6,54	6,86	6,29
λ_s ($\lambda_{\text{talc } \perp}$)	3,22	3,06	3,58	3,76	3,61
Flux	-	-		3,34	4,11
NP	-	6,70	6,47	-	-

La conductivité thermique des solides des stériles NPAG estimées avec la λ_{talc} du tableau 2.7 présente une valeur moyenne de 6,10 W/m K, comparativement à 10,67 W/m K et 1,74 W/m K avec une $\lambda_{\text{talc } \parallel}$ et $\lambda_{\text{talc } \perp}$, respectivement. La différence entre la valeur maximale et minimale des λ_s estimées selon les différentes λ_{talc} , se situent entre 0,398 W/m K et 0,696 W/m K. Pour les échantillons de 0-1,25 mm et 1,25-5mm, la comparaison entre les λ_s solides des stériles NPAG estimées avec la $\lambda_{\text{talc } \parallel}$ et celles déterminées par la méthode indirecte de la sonde à aiguille, soient de 6,77 W/m K et 6,54 W/m K comparativement à 6,70 W/m K et 6,47 W/m K, respectivement, sont très proches. De plus, une forte similarité est aussi présente pour les échantillons de cylindres A et B, soit de 3,76 W/m K et 3,61 W/m K comparativement à 3,34 W/m K et 4,11 W/m K pour les λ_s solides des stériles NPAG estimées avec la $\lambda_{\text{talc } \perp}$ et celles déterminées par la méthode des fluxmètres. Cette comparaison des valeurs de λ_s mesurées et estimées présentées dans le tableau 5.2 indique que l'hypothèse des flux thermiques perpendiculaire et parallèle pourrait expliquer la grande différence entre les mesures de la cellule de conductivité thermique et de la sonde à aiguille. Sur cette base d'interprétation, la valeur générale de λ_s des stériles NPAG devrait se situer entre les valeurs du flux thermique perpendiculaire (i.e. cellule de conductivité) et radial (i.e. sonde à aiguille). La valeur moyenne de toutes les valeurs λ_s mesurées et estimées en prenant l'orientation associée pour le talc est de λ_s de 4,92 W/m K, cette valeur peut être considérée comme une bonne approximation. Par conséquent, la valeur de 4,8 W/m K utilisée pour extrapoler les courbes de conductivité thermique en fonction de la saturation selon le modèle généralisé de Côté et Konrad (2005a, 2009) est une bonne approximation. Cette valeur est d'ailleurs assez proche de celle proposée par Diment et al. (1988) pour une roche de type « soapstone » de 5 W/m K.

5.2 Effet 2D sur les températures en bordure de la halde à stériles

Cette section présente une modélisation réalisée pour évaluer l'effet en 2D en bordure d'une halde à stériles sur les températures proches de la surface, plus précisément sur la profondeur de la couche active. Le mécanisme de transfert de chaleur par conduction avec changement de phase a été appliqué au modèle créé dans TEMP/W. De façon générale, la modélisation en 2D a été effectuée selon le même principe que la modélisation en 1D pour la calibration des matériaux (voir la section 4.2.4.1). Les données de température à 0,5 m de profondeur de la chaîne de thermistance RSF-3 ont été utilisées comme condition frontière à la surface. Selon cette méthode, aucune donnée climatique ne doit être prise en considération, et par le fait même, le module SEEP/W n'a pas besoin d'être utilisé pour tenir compte de l'évaporation. Cependant, contrairement à la modélisation en 1D, un flux géothermique a été appliqué comme condition frontière à la base du modèle.

En résumé, la création du modèle se fait selon les étapes suivantes qui seront présentées ci-dessous: la définition de la géométrie et d'un maillage préliminaire; l'intégration des propriétés des matériaux; l'application des conditions frontière et l'identification d'un maillage et d'un pas de temps adéquat qui permet la convergence. Une modélisation en régime permanent a ensuite été réalisée et appliquée comme condition initiale pour le régime transitoire.

La figure 5.1 présente la configuration du modèle géométrique 2D. La géométrie est composée de deux bancs et d'un plateau, d'une hauteur et d'une longueur d'environ 20 m. La longueur et la hauteur totale du modèle sont de 80 m et 108,5 m de hauteur, respectivement. Le modèle est divisé en quatre zones (du haut vers le bas) : un recouvrement de 3,5 m NPAG au-dessus de 65 m de PAG, 10 m de till et 30 m de substrat rocheux.

Pour le PAG et le NPAG, les propriétés des matériaux calibrés de la modélisation 1D ont été utilisées dans le modèle 2D. Le modèle thermique complet a été analysé pour un recouvrement de NPAG de 3,5 m et pour un modèle thermique simple pour le PAG, tel qu'effectué dans la modélisation 1D. La conductivité thermique en fonction de la température a été extrapolé entre les conductivités thermiques gelées (λ_f) et non gelées (λ_u) en prenant l'outil d'estimation de TEMP/W pour un gravier. Le modèle thermique simplifié a été introduit pour les stériles PAG, le till et le

substrat rocheux. Pour le till et le substrat rocheux, les données proviennent de l'étude thermique effectuée pour la halde à stériles projetée du site satellite à Meadowbank, Amaruq, et préparée par Golder and Associates (2017). Le tableau 5.3 présente les propriétés des matériaux utilisées dans la modélisation.

Tableau 5.3 : Propriétés des matériaux utilisés dans la modélisation en 2D

Matériau	Degré de Saturation %	Porosité [-]	Teneur en eau volumique %	Conductivité thermique		Capacité thermique volumétrique	
				W/m K	W/m K	MJ/m ³ /K	MJ/m ³ /K
				Non gelée	Gelée	Non gelée	Gelée
NPAG	40	0.30	0.12	1.8	2.2	2.0	1.7
PAG	40	0.30	0.12	1.7	2.1	2.0	1.7
Till	100	0.30	0.30	1.5	1.8	2.5	2.0
Substrat rocheux	100	0.01	0.01	3.0	3.0	2.0	2.0

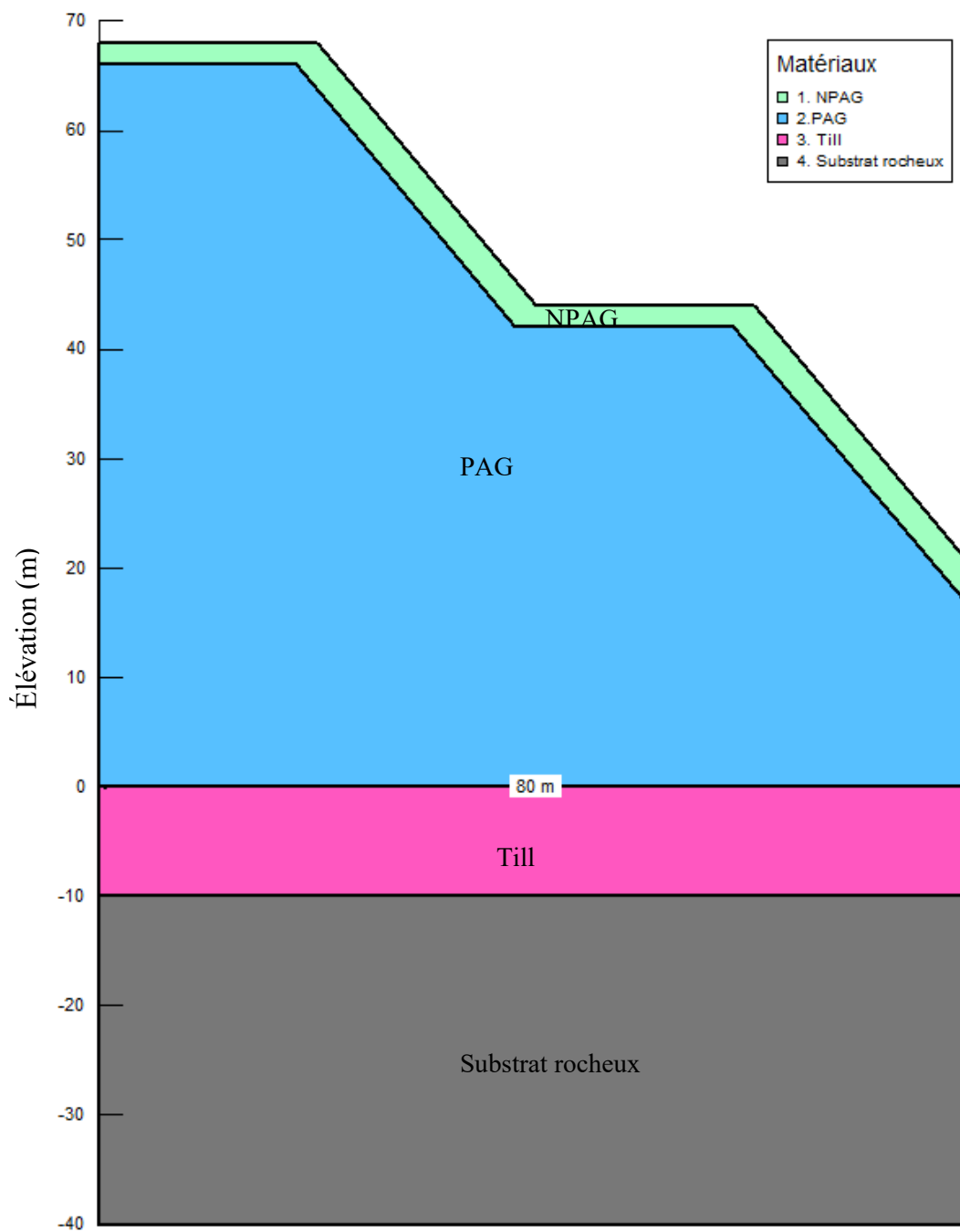


Figure 5.1 : Géométrie du modèle en 2D

La figure 5.2 illustre les contours des températures extrapolées dans la modélisation du régime permanent. Les conditions frontières sont aussi présentées, soient, une température de -23°C à la surface (ligne bleue), de -3°C à 8.5 m de profondeur (ligne verte) et -7°C à la limite entre le PAG et le till (ligne jaune) et à la base du substrat rocheux modélisé (ligne rouge). De plus, un flux nul a été appliqué sur les côtés (ligne vert-jaune avec marques en triangles). Les températures du régime permanent ont servi de conditions initiales pour le modèle en régime transitoire. Les conditions frontières du régime transitoire sont présentées à la figure 5.3. Un flux nul a été appliqué sur les 2 côtés de la structure (ligne verte-jaune avec marques en triangles), puis les données de températures de 2014 de la RSF-3 à une profondeur de 0.5 m, présentées à la figure 5.4, ont été appliquées comme condition frontière à la surface (ligne rouge foncé). Finalement, un flux de 0,048 J/sec, tel que proposé dans les travaux de Golder (2017), a été appliqué comme condition frontière à la base.

La figure 5.3 présente le maillage du modèle qui contient un total de 47 652 nœuds intégrés dans des éléments de types quadrilatères et triangles. Pour que la convergence soit atteinte, des éléments de taille 0,025 m ont été utilisés au sommet; cette taille a été augmentée progressivement à 0,25 m à la limite NPAG- PAG, à 2 m dans la couche de till et finalement à 4 m dans le substrat rocheux. Un pas de temps de 15 minutes a été appliqué pour un total de 365 jours de modélisation et un enregistrement à tous les 14 jours.

À partir des résultats de la modélisation, trois profils de température ont été tracés et comparés : 13 m (A), 8m (B) et 4m (C) et distances à partir du côté de la halde sur le plateau. La figure 5.3 montre l'emplacement des données de température prises pour réaliser les profils. L'évolution des profils aux 14 jours est présentée aux figures 5.4, 5.5 et 5.6 et les températures maximales et minimales sont comparées à la figure 5.7. On observe que les températures ne sont pas à l'équilibre entre environ 8 m et 18 m de profondeur du côté chaud, et ce, pour environ les premiers 6 mois de modélisation. Cependant, les conditions initiales ne semblent pas influencer les températures maximales et minimales qui sont atteintes dans la seconde moitié de l'année modélisée. Pour ne pas tenir compte de l'effet des conditions initiales, seulement les données entre les jours 169 et 365 ont été prises en considération pour tracer les profils des températures maximales.

Selon la figure 5.7, profils A et B sont très semblables, mais les températures des profils minimales sont plus froides jusqu'à environ 5°C entre le profil C et les profils A et B. Cependant, les températures maximales sont très similaires pour les 10 premiers mètres et la différence entre les profondeurs de couches actives des trois profils est de moins de 0,6 m. Selon ces observations, il semble que les températures modélisées soient influencées par l'effet de 2D, mais principalement du côté des températures froides. Il ne semble pas avoir d'effet 2D prononcé sur le profil du côté des températures chaudes, et donc, sur la profondeur de la couche active.

Afin de pousser plus loin l'interprétation, une modélisation en 1D avec les mêmes conditions frontières et propriétés des matériaux a été réalisée et comparée au profil du modèle 2D. La figure 5.9 présente les températures maximales et minimales du modèle en 1D. Les profils sont comparés aux températures maximales et minimales du profil A et montrent que les températures entre les modélisations en 1D et 2D sont très similaires. Selon ces résultats sommaires de cette modélisation, un effet de bord est présent, mais pour les portions qui ne sont pas très près des bordures (la grande majorité du volume de stériles contenu dans la halde) les profils peuvent être représentés par une modélisation en 1D. L'analyse des températures en 1D est considérée adéquate pour prédire le comportement thermique global d'une halde à stériles comme celle du site à l'étude.

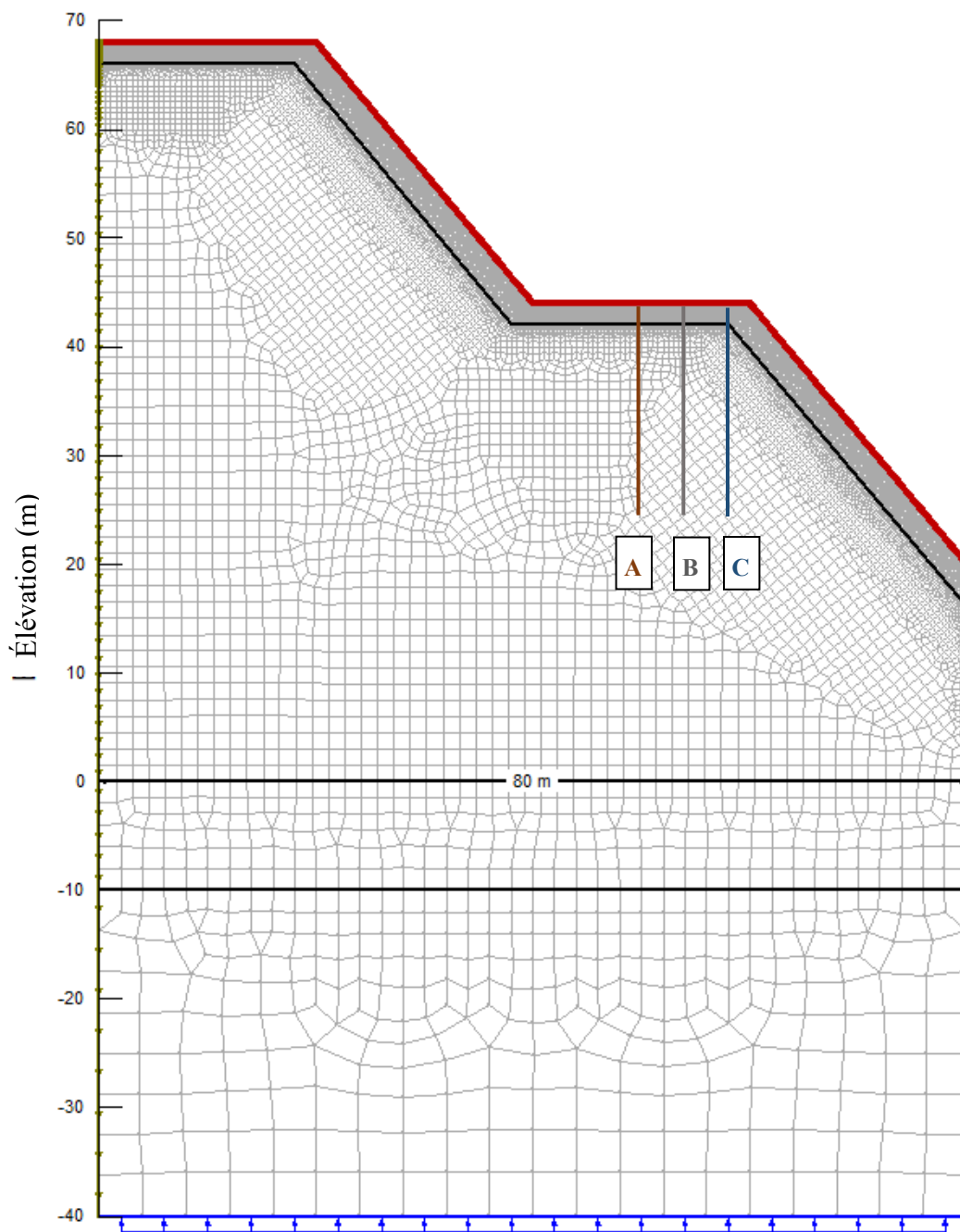


Figure 5.2 : Maillage et conditions frontières du modèle 2D en régime transitoire et positionnement des profils des températures : A) distance de 13 m du côté, B) distance de 8 m du côté et C) distance de 4 m du côté.

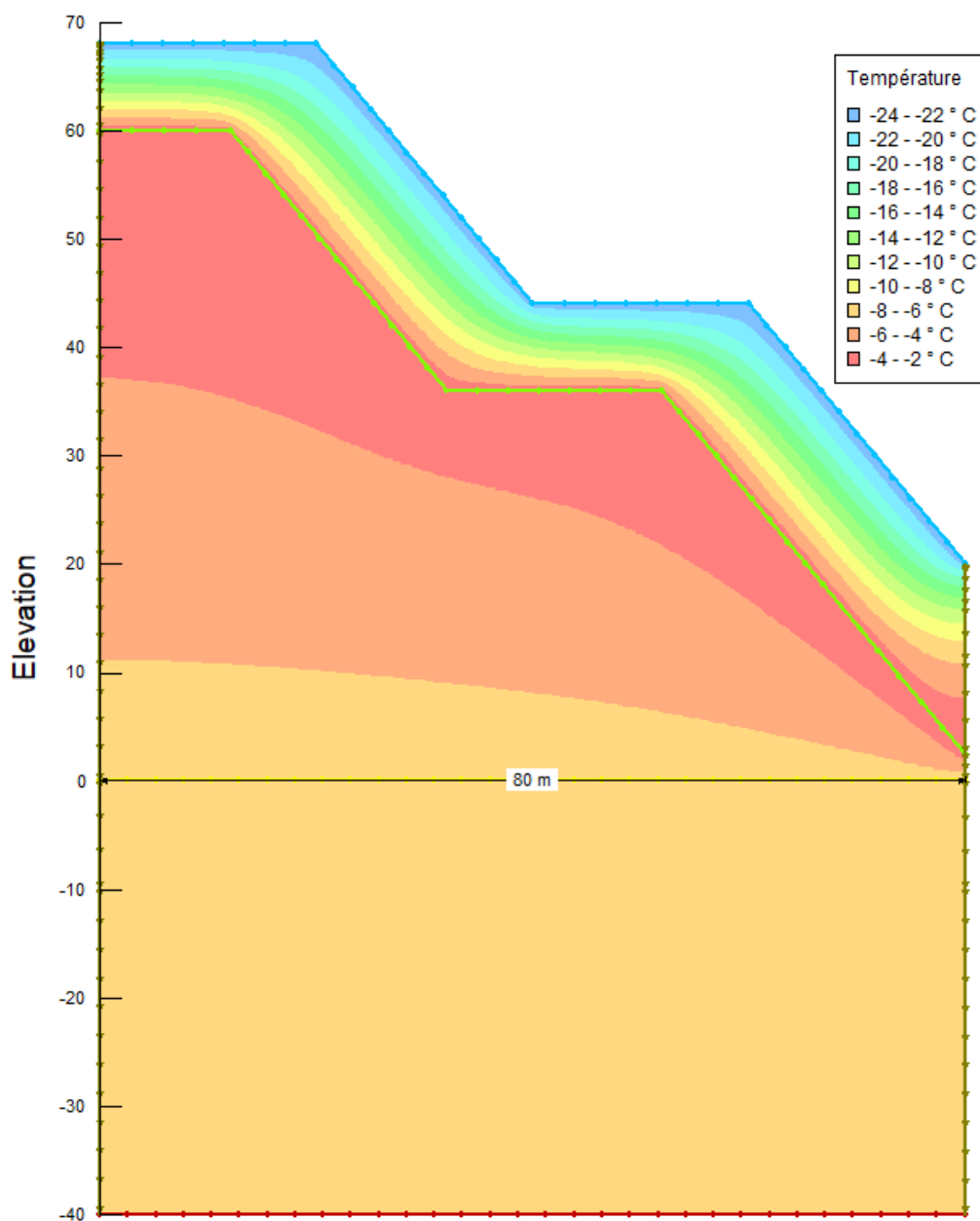


Figure 5.3 : Contour de température du modèle en régime permanent et conditions frontières du modèle en régime permanent : température de -23°C à la surface (ligne bleue), de -3°C à 8.5 m de profondeur (ligne verte) et -7°C à la limite entre le PAG et le till (ligne jaune) et à la base du substrat rocheux modélisé (ligne rouge).

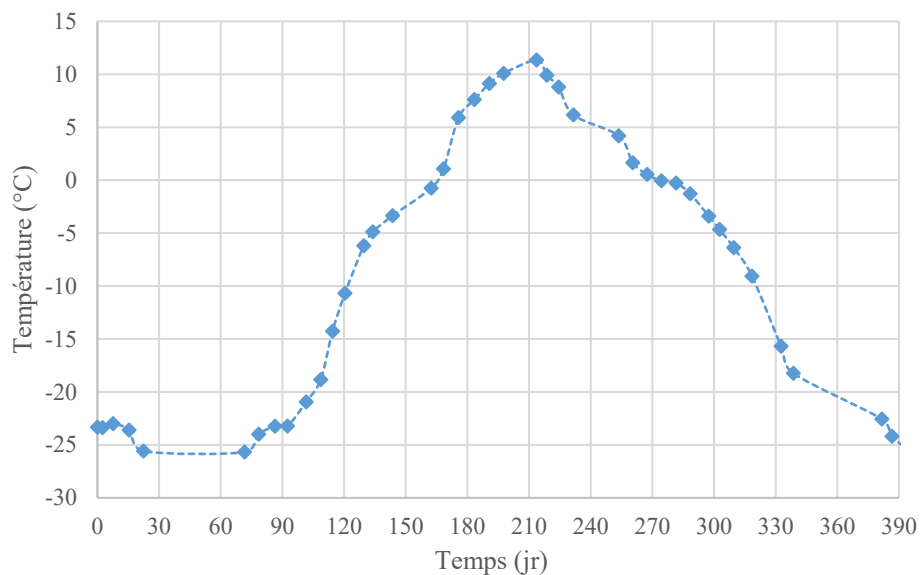


Figure 5.4 : Condition frontière de température appliquée à la surface du modèle 2D

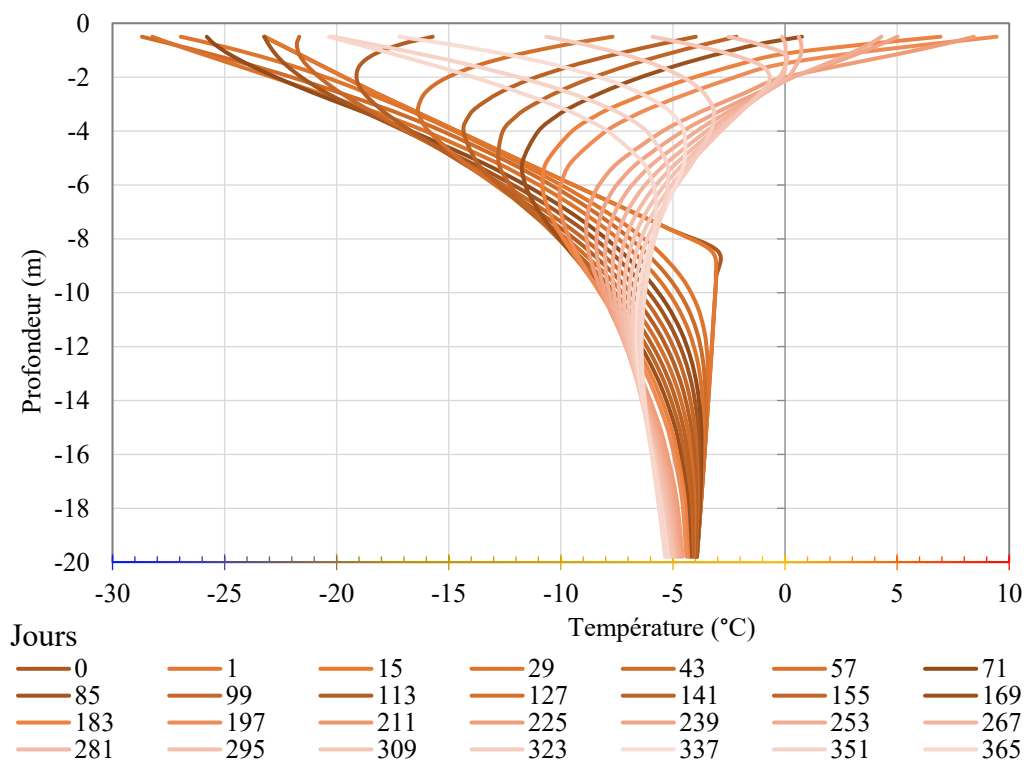


Figure 5.5 : Profils de température à 13 m du côté de la halde (A) de la modélisation en 2D

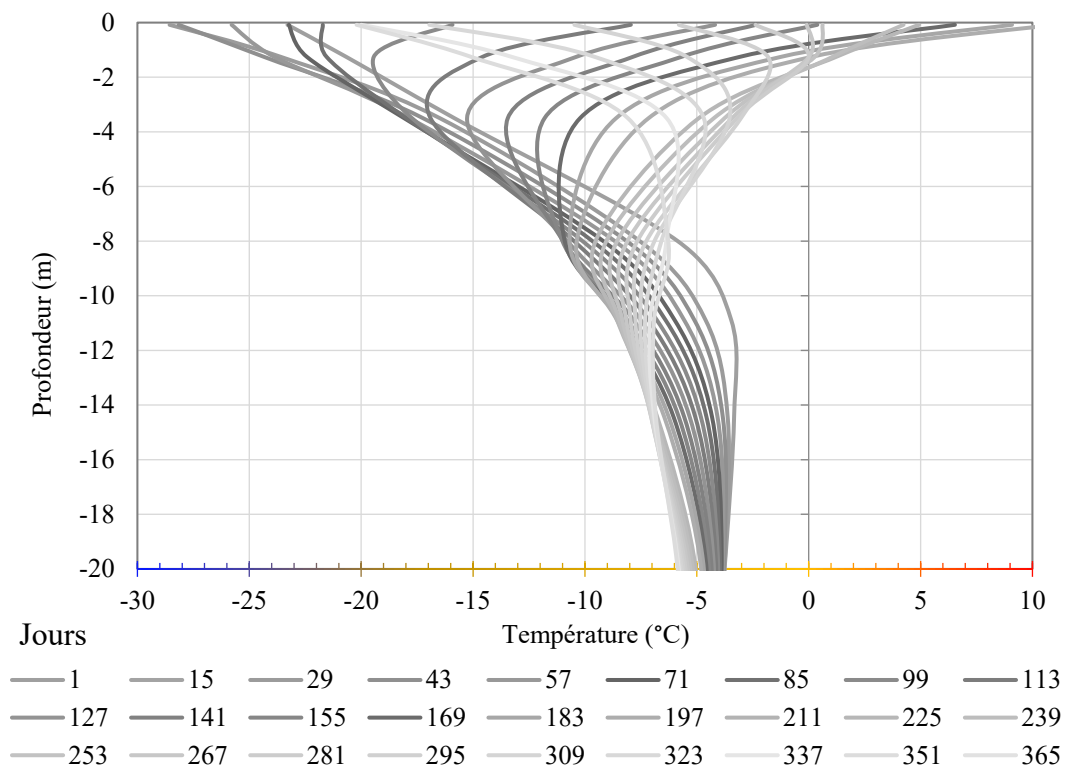


Figure 5.6 : Profils de température à 8 m du côté de la halde (B) de la modélisation en 2D

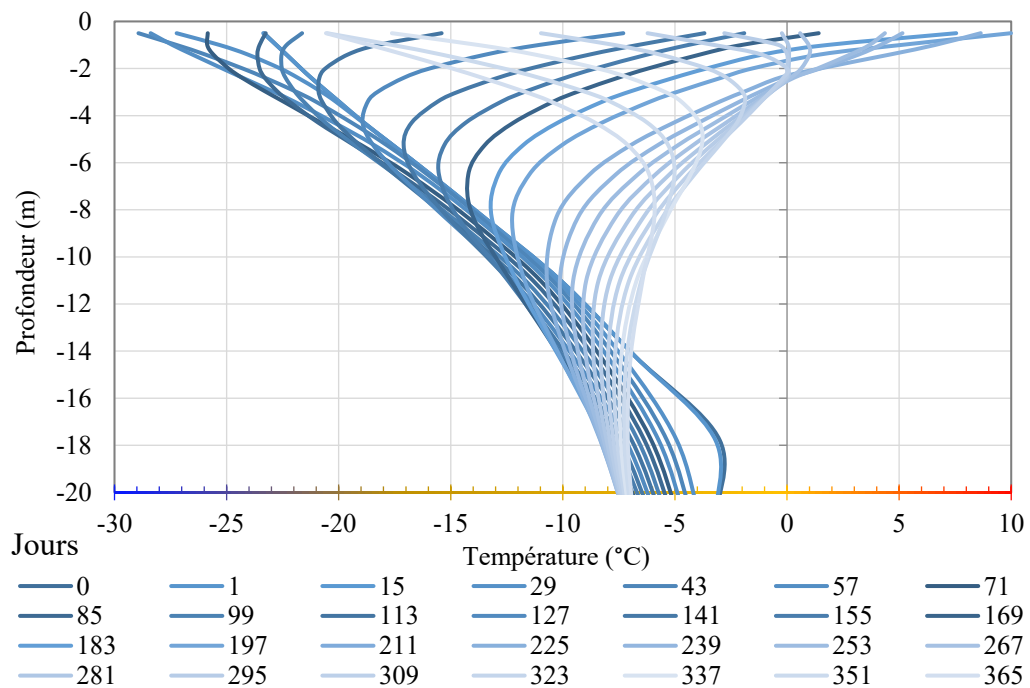


Figure 5.7 : Profils de température à 4 m du côté de la halde (C) de la modélisation en 2D

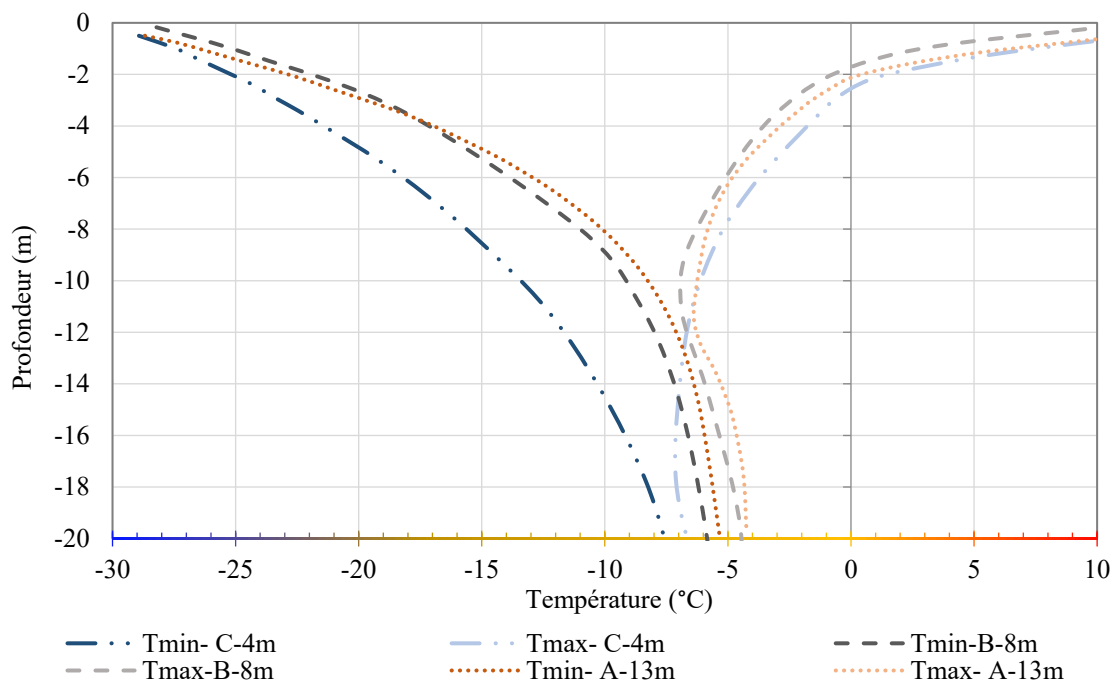


Figure 5.8 : Les profils de températures maximales et minimales en bordure et au centre du plateau

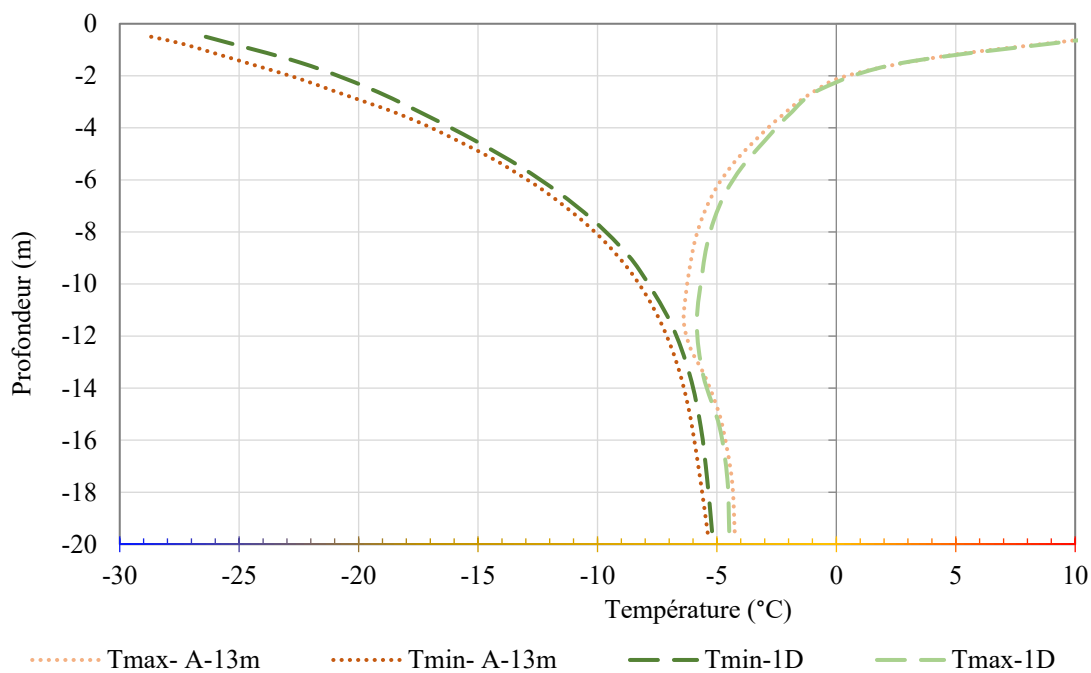


Figure 5.9 : Profils de températures maximales et minimales au centre du plateau (13 m du côté, A) et selon la modélisation en 1D

5.3 Calibrage de la radiation nette

Lors de calibrage des conditions climatiques, la radiation nette a été diminuée pour la RSF-3 (75%) et la RSF-14 (50%), afin de d'obtenir la meilleure correspondance entre les températures *in situ* et modélisées. Dans la littérature, il a été observé que l'orientation de la pente avait un impact sur le rayonnement solaire et que l'effet était particulièrement prononcé aux hautes latitudes (Strunk, 2008; Week et al., 2003). Cependant, dans la présente étude, les paramètres météorologiques les mieux ajustés au cours du calibrage n'ont révélé aucune tendance des pentes nord ou sud, ni aucune corrélation significative entre les profils thermiques observés sur la même orientation de la pente.

L'hypothèse était que l'abaissement de la radiation nette pour ces 2 stations pouvait être expliqué par la différence de l'albédo des stériles à la surface de la halde. En rappel, la radiation nette (R_n) représente le bilan radiatif à la surface d'un sol selon l'équation suivante (Musy et Soutter, 1991) :

$$R_n = (R_h \downarrow - R_h \uparrow) + (R_b \downarrow - R_b \uparrow) \quad (6.1)$$

où $R_h \downarrow$ est rayonnement solaire incident et réfléchi $R_h \uparrow$, $R_b \uparrow$ le rayonnement terrestre émis par la terre et $R_b \downarrow$ le rayonnement terrestre réfléchi par les nuages et émis par l'atmosphère. En considérant que les rayonnements de basses fréquences sont négatifs (R_b) et que le rayonnement solaire réfléchi est le produit du rayonnement global (R_g) et de l'albédo (α), l'équation du rayonnement net peut être écrite comme suit (Musy et Soutter, 1991) :

$$R_n = R_g(1 - \alpha) - R_b \quad (6.2)$$

En diminuant la radiation nette c'est le bilan d'échanges radiatifs qui est diminué. Cependant, sur le terrain l'albédo peut varier d'un endroit à l'autre, ainsi le bilan radiatif global peut être affecté par la différence d'albédo (d'où l'hypothèse des diminutions à 75% et 50% pour RSF-3 et RSF-14, respectivement). Si l'hypothèse de l'albédo s'avérait fautive et que l'on applique une radiation nette sans ajustement (100% de la valeur mesurée sur le terrain), les résultats de modélisation en 1D présentent un R^2 et un RMSE de 0,94, 1,7 °C, et 0,98, 1,4 °C, pour la RSF-3 et RSF-14, respectivement.

Pour la station RSF-14, le RMSE avec radiation nette non ajustée est un peu plus élevé comparativement au RMSE de pour le modèle où la radiation nette est ajustée (1,1 °C), mais le R^2 est un peu moins élevé (0,97). Pour la station RSF-3, le RMSE des premières thermistances est plus élevé pour une radiation nette non ajustée (2,6°C à 0.5 m et 1,5 m de profondeur) comparativement au modèle avec radiation nette ajustée (2,1°C et 2,5°C à 0,5 m et 1,5 m de profondeur), mais les résultats de RMSE et de R^2 global sont identiques entre les modélisations avec ou sans la radiation nette ajustée. Les modèles non ajustés représentent tout de même une bonne correspondance entre les températures modélisées et mesurées.

CHAPITRE 6 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

6.1 Conclusion

Dans le cadre du présent projet de recherche, le comportement thermique d'une halde à stériles avec recouvrement isolant a été étudié pour le cas de la mine Meadowbank avec un intérêt particulier pour les températures proche de la surface. Plus spécifiquement, les températures *in situ* ont été prises et analysées en détail, puis la caractérisation des propriétés thermiques, hydrogéologiques et minéralogiques a été réalisée pour les stériles PAG et les matériaux de recouvrement NPAG. Afin de mieux comprendre les températures à l'intérieur de la halde, un modèle numérique a été créé et calibré selon les propriétés et les conditions de terrain.

Les travaux de caractérisation ont démontré que les stériles NPAG ont une granulométrie plus étalée avec un $C_U = 284$ et un $D_{10} = 0.04$ mm comparativement à un $C_U = 13$ et un $D_{10} = 1.01$ mm pour les stériles PAG, mais de façon générale les propriétés hydro-géotechniques évaluées étaient semblables pour les deux stériles étudiés. La conductivité hydraulique saturée mesurée pour le NPAG et le PAG était en moyenne de $1,3 \times 10^{-1}$ cm/s et de $1,1 \times 10^{-1}$ cm/s, respectivement alors que les pressions d'entrée d'air sont inférieures à 5 cm d'eau. Les principaux minéraux formant le NPAG est le talc (31%) et les chlorites (26%), tandis que le PAG est composé majoritairement de quartz (44%) et de chlorites (14%). Le PAG contient environ 0,36% de soufre, contre 0,05% pour le NPAG. Les carbonates sont présents dans les deux échantillons avec 0,3% pour le NPAG et environ 2% pour les deux échantillons de NPAG. La conductivité thermique des solides a été évaluée à 5,27 W/m °K pour le PAG et à 4,80 W/m °K pour le NPAG.

L'évaluation des profils de températures *in situ* de la RSF-3, RSF-5 ont RSF-6 suggère que la halde n'est pas encore gelée et qu'elle n'a pas encore atteint l'équilibre thermique. À partir des profils, la profondeur d'amplitude nulle a été évaluée à environ 15 m. Des indices de chaleur latente ont été observés dans les huit premiers mètres de la halde pour les stations RSF-5 (entre 2 et 4 m de profondeur), RSF-16 (entre 4 et 8 m) de profondeur et RSF-8 et RSF-10 (entre 3 et 5 m de profondeur). À l'interface entre le recouvrement de NPAG et PAG, la température a varié de -17 °C (RSF-6) à 1,6 °C (RSF-10) avec une température moyenne globale de -6,2 °C. Un décalage d'environ 3 mois a été observé entre les températures de l'air maximales et les températures à 4 m

de profondeur. Les profondeurs de la couche active ont été évaluées entre 1,9 m (RSF-14) et 7,9 m (RSF-16). De plus, selon la tendance globale, les profondeurs de la couche active diminuent avec les années. La profondeur moyenne de dégel était de 3,9 m pour un total de 8 chaînes de thermistances et selon les températures disponibles entre 2014 et 2017; ainsi, la couche active était principalement contenue dans le recouvrement composé de NPAG de 4 m d'épaisseur. Toutefois, en 2016 et 2017, les chaînes de thermistances RSF-8 (5,1 et 4,2 m), RSF-10 (5,9 et 5,7 m) et RSF-16 (7,9 et 6,2 m) ont révélé des profondeurs de dégel inférieures à l'interface NPAG/PAG. Ainsi, le dégel se propage jusqu'à environ 4 m de profondeur dans la couche de PAG pour certaines zones de la halde à stériles. Cependant, l'épaisseur des couches actives desdites thermistances diminue avec les années. En effet, il a aussi été observé que l'épaisseur des couches actives pouvait diminuer de plusieurs mètres sur une période de plusieurs années.

Le calibrage du modèle a démontré que les propriétés des matériaux avaient peu d'influence sur le modèle. Les paramètres météorologiques au cours des calibrages n'ont révélé aucune tendance des pentes nord ou sud, ni des différences significatives des températures maximales près de l'interface NPAG/PAG avec une variation du rayonnement net. Cependant, de petits changements de température affectaient la zone active d'environ 0,30 m à 0,40 m pour une différence de 100% à 50% du rayonnement net appliqué. Le calibrage de l'épaisseur du couvert de neige n'a révélé aucune influence significative sur la profondeur de dégel de la halde; la présence de neige affecte les températures jusqu'à 9°C à une profondeur de 0,5 m en hiver.

Le calibrage du modèle en conduction avec changement de phase pour la RSF-3 a démontré une bonne représentation avec un RMSE de 1,5 °C pour le calibrage des propriétés des matériaux et de 1,7°C pour le calibrage des propriétés météorologiques. Le RMSE pour l'ensemble des 8 chaînes de thermistances se situe entre 1,1 °C (RSF-14) et 3,3 °C (RSF-5) avec une moyenne globale de 2,2 °C. En général, les modèles calibrés présentaient des températures plus froides que les températures mesurées pour toutes les années, mais la tendance était sensiblement la même que températures mesurées.

Une étude plus poussée sur la conductivité thermique des solides (λ_s) des stériles NPAG a permis d'expliquer la différence entre les λ_s évalués par la cellule de conductivité thermique à fluxmètres (3,15 et 4,17 W/m K) par la sonde à aiguille (6,47 et 6,70 W/m K). La disparité des résultats

provient principalement de la méthode utilisée (i.e. la sonde à aiguille) et la composition de l'échantillon (présence significative de talc). L'estimation des λ_s par la moyenne géométrique à l'aide de la minéralogie et selon la composante de conductivité thermique orientée du talc a permis d'expliquer cette différence. La modélisation en 2D a permis de visualiser l'effet de bord de la halde sur les températures. L'effet était prononcé du côté des températures froides, mais avait peu d'influence sur les températures chaudes près de la surface, donc sur la profondeur de la couche active.

6.2 Recommandations

Ce projet de recherche a permis de mieux comprendre les transferts de chaleur dans la halde à stériles de Meadowbank. Afin de pousser plus loin notre compréhension des flux thermiques dans les haldes à stériles, il serait pertinent de poursuivre la collecte et l'analyse des données de température pour évaluer l'évolution des températures vers un équilibre thermique et particulièrement pour les chaînes de thermistances RSF-8, RSF-10 et RSF-16. Il serait aussi intéressant d'évaluer la température critique afin de faire le lien entre les températures et le potentiel de génération d'acide des stériles. De plus, il serait intéressant de calibrer le modèle 2D avec les températures *in situ* des thermistances inclinées et de comparer les résultats modélisés et observés. Les résultats ont démontré qu'un modèle numérique en 1D peut être utilisé pour représenter la température interne. Des indices dans les huit premiers mètres sous la surface suggèrent que la teneur en eau est inégale dans la partie supérieure de la halde, ce qui ajoute un élément d'hétérogénéité à la halde. Il serait intéressant de mesurer les teneurs en eau et d'étudier la formation de glace près de la base de la couche active afin de voir l'effet sur les mouvements d'eau et les transferts de chaleur. Finalement, il serait très intéressant d'utiliser le modèle pour prédire les températures à long terme, et ce, en incorporant les effets des changements climatiques.

RÉFÉRENCES

- Aachib, M., Aubertin, M., & Mbonimpa, M. (2002). *Laboratory measurements and predictive equations for gas diffusion coefficient of unsaturated soils*. Paper presented at the Proceedings of the 55th Canadian Geotechnical Conference and 3rd joint IAH-CNC and CGS Groundwater Specialty Conference, Niagara Falls, Ont.
- AGRA, E. E. L. (1996). *Acid mine drainage in permafrost regions: Issues, controls strategies and research requirements*. Ottawa.
- Amos, R. T., Blowes, D. W., Bailey, B. L., Segó, D. C., Smith, L., & Ritchie, A. I. M. (2015). Waste-rock hydrogeology and geochemistry. *Applied Geochemistry*, 57, 140-156. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.apgeochem.2014.06.020>
- Andersland, O. B., & Ladanyi, B. (2004). *Frozen ground engineering*: John Wiley & Sons.
- Arenson, L. U., Pham, H.-N., Klassen, R., & Segó, D. C. (2007). *Heat convection in coarse waste-rock piles*. Paper presented at the Proceedings of the 60th Canadian Geotechnical Society (CGS) conference and 8th joint CGS/IAH-CNC groundwater specialty conference.
- Aubertin, M., Bernier, L., & Bussière, B. (2002). *Environnement et gestion des rejets miniers [ressource électronique]: manuel sur cédérom*: Mont-Royal, Québec: Presses internationales Polytechnique.
- Aubertin, M., 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, Ont.*
- Aubertin, M., Fala, O., Molson, J., Chouteau, M., Anterrieu, O., Hernandez, M. A., Lefebvre, R. (2008). *Caractérisation du comportement hydrogéologique et géochimique des haldes à stériles*. Paper presented at the Proceedings: Symposium.
- Aubertin, M., Fala, O., Molson, J., Gamache-Rochette, A., Lahmira, B., Martin, V., Chouteau, M. (2005). *Évaluation du comportement hydrogéologique et géochimique des haldes à stériles*. Paper presented at the Symposium Rouyn-Noranda: L'Environnement et les Mines.
- 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(6), 1104-1122.
- Aubertin, M., Pabst, T., Bussière, B., James, M., Mbonimpa, M., Benzaazoua, M., & Maqsood, A. (2015). *Revue des meilleures pratiques de restauration des sites d'entreposage des rejets miniers générateurs de DMA* Paper presented at the Proc. Symposium 2015 on Mines and the Environment, Rouyn-Noranda.

- Azam, S., Wilson, G. W., Fredlund, D. G., & Van Zyl, D. (2009). *Geotechnical characterization of mine waste rock*. Paper presented at the Proceedings of the Seventh International Conference Soil Mechanics and Geotechnical Engineering.
- Azam, S., Wilson, G. W., Herasymuk, G., Nichol, C., & Barbour, L. S. (2007). Hydrogeological behaviour of an unsaturated waste rock pile: a case study at the Golden Sunlight Mine, Montana, USA. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 66(3), 259-268. doi:10.1007/s10064-006-0077-7
- Barry-Macaulay, D., Bouazza, A., Wang, B., & Singh, R. (2015). Evaluation of soil thermal conductivity models. *Canadian Geotechnical Journal*, 52(11), 1892-1900.
- Blowes, D., Ptacek, C., Jambor, J., & Weisener, C. (2003). The geochemistry of acid mine drainage. *Treatise on geochemistry*, 9, 612.
- Blowes, D. W., Holland, S. P., Sinclair, S. A., Langman, J. B., Bailey, B. L., Amos, R. T., Macdonald, G. (2015). *Diavik Waste Rock Project: An Integrated Study of Waste Rock Evolution*. Paper presented at the Symposium 2015 Rouyn Noranda.
- Boulanger-Martel, V., Bussière, B., Côté, J., & Gagnon, P. (2017). *Design, construction, and preliminary performance of an insulation cover with capillary barrier at Meadowbank Mine, Nunavut*.
- Boulanger-Martel, V., Poirier, A., Bussière, B., & Côté, J. (2018). *Thermal conductivity of Meadowbank's mine waste rocks and tailings*. Paper presented at the GeoEdmonton, Edmonton.
- Brooks, R., & Corey, A. (1964). Hydraulic properties of porous media, Hydrology Papers, No. 3, Colorado State University, Ft. Collins, Colo.
- Budhu, M. (2011). *Mechanics and foundations* (3e éd.): John Wiley & Sons, Inc.
- Burdine, N. (1953). Relative permeability calculations from pore size distribution data. *Journal of Petroleum Technology*, 5(3), 71-78.
- Bussière, B. (1999). *Étude du comportement hydrique de couverture avec effets de barrière capillaire inclinées à l'aide de modélisations physiques et numériques*. Thèse de doctorat, École polytechnique de Montréal, Canada.
- Bussière, B., & Aubertin, M. (2015). *Development and Application of Mine Site Reclamation Methods to Control Acid Generation in Canada*. Paper presented at the Symposium 2015 Mines and the Environment, Rouyn-Noranda.
- Caissie, D., El-Jabi, N., & Satish, M. G. (2001). Modelling of maximum daily water temperatures in a small stream using air temperatures. *Journal of Hydrology*, 251(1-2), 14-28.
- Carey, S., Barbour, S., & Hendry, M. (2005). Evaporation from a waste-rock surface, Key Lake, Saskatchewan. *Canadian Geotechnical Journal*, 42(4), 1189-1199.
- Chapuis, R. P., & Legare, P.-P. (1992). A simple method for determining the surface area of fine aggregates and fillers in bituminous mixtures *Effects of aggregates and mineral fillers on asphalt mixture performance*: ASTM International.

- Chapuis, R. P., Masse, I., Madinier, B., & Aubertin, M. (2006). A drainage column test for determining unsaturated properties of coarse materials. *Geotechnical testing journal*, 30(2), 83-89.
- Clauser, C., & Huenges, E. (1995). Thermal conductivity of rocks and minerals. *Rock physics & phase relations: a handbook of physical constants*, 105-126.
- Côté, J., Fillion, M.-H., & Konrad, J.-M. (2011). Intrinsic permeability of materials ranging from sand to rock-fill using natural air convection tests. *Canadian Geotechnical Journal*, 48(5), 679-690.
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2005a). A generalized thermal conductivity model for soils and construction materials. *Canadian Geotechnical Journal*, 42(2), 443-458.
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2005b). Thermal conductivity of base-course materials. *Canadian Geotechnical Journal*, 42(1), 61-78.
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2007). Indirect methods to assess the solid particle thermal conductivity of Quebec marine clays. *Canadian Geotechnical Journal*, 44(9), 1117-1127.
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2009). Assessment of structure effects on the thermal conductivity of two-phase porous geomaterials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52(3), 796-804.
- Côté, J., Rahimi, M., & Konrad, J.-M. (2012). Thermal Conductivity of Compacted Snow *Cold Regions Engineering 2012* (pp. 833-843).
- Coulombe, V. (2012). *Performance de recouvrements isolants partiels pour contrôler l'oxydation de résidus miniers sulfureux*. École Polytechnique de Montréal.
- Davis, J. D. (2004). *Mitigating Acid Rock Drainage: An Evaluation of the Method Used at the East Kemptville Mine*.
- Dawson, R. F., & Morin, K. A. (1996). *Acid mine drainage in permafrost regions: issues, control strategies and research requirements*: CANMET.
- Delage, P. (2000). L'eau dans les sols non saturés. *Techniques de l'ingénieur-Construction*(C 301).
- DeVries, D. A. (1963). Soil thermal properties *Physics of plant environment* (Vol. 1, pp. 103-143). Amsterdam: North-Holland Publishing Company.
- Diment, W. H., & Pratt, H. R. (1988). *Thermal conductivity of some rock-forming minerals: a tabulation* (2331-1258). Retrieved from
- Dold, B. (2017). Acid rock drainage prediction: A critical review. *Journal of Geochemical Exploration*, 172, 120-132. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.gexplo.2016.09.014>
- Dong, Y., McCartney, J. S., & Lu, N. (2015). Critical Review of Thermal Conductivity Models for Unsaturated Soils. *Geotechnical and Geological Engineering*, 33(2), 207-221. doi:10.1007/s10706-015-9843-2
- Doré, G., Ficheur, A., Guimond, A., & Boucher, M. (2012). Performance and cost-effectiveness of thermal stabilization techniques used at the Tasiujaq airstrip *Cold Regions Engineering*

- 2012: *Sustainable Infrastructure Development in a Changing Cold Environment* (pp. 32-41).
- Dreyer, W. (1974). *Properties of Anisotropic Solid-State Materials: Thermal and Electric Properties*: Springer, Wien.
- 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(1), 99-107.
- Elberling, B. (2005). Temperature and oxygen control on pyrite oxidation in frozen mine tailings. *Cold Regions Science and Technology*, 41(2), 121-133. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.coldregions.2004.09.004>
- Elberling, B., Schippers, A., & Sand, W. (2000). Bacterial and chemical oxidation of pyritic mine tailings at low temperatures. *Journal of Contaminant Hydrology*, 41(3-4), 225-238. doi:[http://dx.doi.org/10.1016/S0169-7722\(99\)00085-6](http://dx.doi.org/10.1016/S0169-7722(99)00085-6)
- Fala, O. (2002). *Étude des écoulements non saturés dans les haldes à stériles à l'aide de simulations numériques* (Master), Polytechnique de Montréal.
- Fala, O. (2008). *Analyses des conditions d'écoulement non saturé dans les haldes à stériles*: Paper presented at the 5th Canadian Geotechnical Conference and 3rd joint IAH-CNC and CGS Groundwater Specialty Conference, Niagara Falls, Ont
- Fala, O., Aubertin, M., Molson, J., Bussière, B., Wilson, G., Chapuis, R., & Martin, V. (2003). *Numerical modelling of unsaturated flow in uniform and heterogeneous waste rock piles*. Paper presented at the Sixth International Conference on Acid Rock Drainage (ICARD), Australasian Institute of Mining and Metallurgy, Cairns, Australia, Publication Series.
- Farouki, O. T. (1981). *Thermal properties of soils*. Cold regions research and engineering lab Hanover NH
- Fillion, M.-H., Côté, J., & Konrad, J.-M. (2011). Thermal radiation and conduction properties of materials ranging from sand to rock-fill. *Canadian Geotechnical Journal*, 48(4), 532-542.
- Fredlund, D., Xing, A., & Huang, S. (1994). Predicting the permeability function for unsaturated soils using the soil-water characteristic curve. *Canadian Geotechnical Journal*, 31(4), 533-546.
- Fredlund, D. G., Rahardjo, H., & Fredlund, M. D. (2012). *Unsaturated soil mechanics in engineering practice*: John Wiley & Sons.
- Freeze, R., & Cherry, J. A. (1979). *Groundwater*. Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, NJ.
- Fretz, N. M. (2013). *Multi-year hydrologic response of experimental waste-rock piles in a cold climate: active-zone development, net infiltration, and fluid flow*. University of British Columbia.
- Gardner, W. (1958). Some steady-state solutions of the unsaturated moisture flow equation with application to evaporation from a water table. *Soil science*, 85(4), 228-232.
- Gaumond, F., Doré, G., & Guimond, A. (2012). *Monitoring the Thermal and Mechanical Behaviours of Puvirnituk Airstrip, Nunavik, Northern Quebec*.

- Genty, T. (2012). *Comportement hydro-bio-géo-chimique de systèmes passifs de traitement du drainage minier acide fortement contaminé en fer* (Maîtrise). Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue.
- GEOSLOPE. (2017). *Heat and mass transfer modeling with Geostudio 2018* (Second ed.). Calgary, Alberta, Canada.
- GOLDER. (2017). Whale Tail pit project waste rock storage facility cover thermal assessment. Ref. No 1774579-124-TM-Rev0-2500.
- Goodrich, L. E. (1982). The influence of snow cover on the ground thermal regime. *Canadian Geotechnical Journal*, 19(4), 421-432. doi:10.1139/t82-047
- Granger, R. J., & Gray, D. (1989). Evaporation from natural nonsaturated surfaces. *Journal of Hydrology*, 111(1-4), 21-29.
- Harries, J. R., & Ritchie, A. I. M. (1981). The use of temperature profiles to estimate the pyritic oxidation rate in a waste rock dump from an openpit mine. *Water, Air, and Soil Pollution*, 15(4), 405-423. doi:10.1007/bf00279423
- Herasymuik, G. (1996). *Hydrogeology of a sulfide waste rock dump*. M. Sc. thesis, Department of Civil Engineering, University of Saskatchewan, Saskatoon, Sask.
- Hernandez, M. (2007). Une étude expérimentale des propriétés hydriques des roches stériles et autres matériaux à granulométrie étalée. *Mémoire de maîtrise. Département des génies civil, géologique et des mines. École Polytechnique de Montréal, Canada*.
- Hillel, D. (2004). *Introduction to Environmental Soil Physics*. Amsterdam: Academic Press.
- Hinzman, L. D., Goering, D. J., & Kane, D. L. (1998). A distributed thermal model for calculating soil temperature profiles and depth of thaw in permafrost regions. *Journal of Geophysical Research: Atmospheres (1984–2012)*, 103(D22), 28975-28991. doi:10.1029/98JD01731
- Holtz, R. D., & Kovacs, W. D. (1991). *Introduction à la géotechnique*: Presses inter Polytechnique.
- Holubec, I. (2004). Covers for Reactive Tailings Located in Permafrost Regions Review, MEND Report 1.61. 6: Natural Resources Canada, Minerals and Metals Sector: Ottawa, ON, Canada.
- Horai, K. i. (1971). Thermal conductivity of rock-forming minerals. *Journal of Geophysical Research*, 76(5), 1278-1308.
- Janssen, P., & Heuberger, P. (1995). Calibration of process-oriented models. *Ecological Modelling*, 83(1-2), 55-66.
- Johansen, O. (1977). *Thermal conductivity of soils*. Cold Regions Research and Engineering Lab Hanover, NH.
- 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(1), 57-68.
- Kwong, Y.-T. J. (1993). *Prediction and prevention of acid rock drainage from a geological and mineralogical perspective* (p.47). 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(2), 133-142.
- Lahmira, B. (2009). *Modélisation numérique des processus physiques affectant le comportement des haldes à stériles produisant du drainage minier acide*. Université du Québec, Institut national de la recherche scientifique.
- Lahmira, B., Lefebvre, R., Aubertin, M., & Bussière, B. (2016). Effect of heterogeneity and anisotropy related to the construction method on transfer processes in waste rock piles. *Journal of Contaminant Hydrology*, 184, 35-49.
- Lahmira, B., Lefebvre, R., Hockley, D., & Phillip, M. (2009). *Sullivan mine fatalities incident: Numerical modeling of gas transport and reversals in flow directions*. Paper presented at the 8th International Conference on Acid Rock Drainage (ICARD) and Securing the Future: Mining, Metals & the Environment in a Sustainable Society.
- Lamontagne, A., Lefebvre, R., Poulin, R., & Leroueil, S. (1999). *Modelling of acid mine drainage physical processes in a waste rock pile with layered co-mingling*. Paper presented at the Proceedings of the 52nd Canadian Geotechnical Conference, Regina, Sask.
- Larochelle, C. G. (2019). *Utilisation de stériles générateurs d'acide comme couche de bris capillaire dans une couverture avec effets de barrière capillaire*. Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue.
- Lawrence, R., & Wang, Y. (1996). Determination of neutralizing potential for acid rock drainage prediction. MEND/NEDEM report 1.16. 3 *Canadian Centre for Mineral and Energy Technology, Ottawa, Canada*.
- Lebeau, M., & Konrad, J.-M. (2016). Non-Darcy flow and thermal radiation in convective embankment modeling. *Computers and Geotechnics*, 73, 91-99.
- Lefebvre, R. (1994). *Caractérisation et modélisation numérique du drainage minier acide dans les haldes de stériles (Characterization and numerical simulation of acid mine drainage in waste rocks)*. PhD Thesis, Univ Laval, Quebec City, Canada (in French).
- Lefebvre, R., & Gélinas, P. J. (1995). Numerical modelling of AMD production in waste rock dumps. *Proceedings Mining and the Environment 1995*, 869-878.
- Lefebvre, R., Hockley, D., Smolensky, J., & Gélinas, P. (2001a). Multiphase transfer processes in waste rock piles producing acid mine drainage: 1: Conceptual model and system characterization. *Journal of Contaminant Hydrology*, 52(1-4), 137-164. doi:[http://dx.doi.org/10.1016/S0169-7722\(01\)00156-5](http://dx.doi.org/10.1016/S0169-7722(01)00156-5)
- Lefebvre, R., Hockley, D., Smolensky, J., & Lamontagne, A. (2001b). Multiphase transfer processes in waste rock piles producing acid mine drainage: 2. Applications of numerical simulation. *Journal of Contaminant Hydrology*, 52(1), 165-186.
- Levintal, E., Dragila, M. I., Kamai, T., & Weisbrod, N. (2017). Free and forced gas convection in highly permeable, dry porous media. *Agricultural and Forest Meteorology*, 232, 469-478.
- Lunardini, V. J. (1981). *Heat Transfer in Cold Climates* United States of America: Litton Educational Publishing, Inc.

- Martin, V. (2004). *Étude des propriétés non saturées des stériles miniers* (Maîtrise). École Polytechnique de Montréal.
- Mbonimpa, M., & Aubertin, M. (2003). *Mouvement des gaz en milieux poreux partiellement saturés*: École polytechnique. EPM-RT-2003-04.
- Mbonimpa, M., Aubertin, M., & Bussière, B. (2006). Predicting the unsaturated hydraulic conductivity of granular soils from basic geotechnical properties using the modified Kovacs (MK) model and statistical models. *Canadian Geotechnical Journal*, 43(8), 773-787.
- Mbonimpa, M., Aubertin, M., Chapuis, R., & Bussière, B. (2002). Practical pedotransfer functions for estimating the saturated hydraulic conductivity. *Geotechnical & Geological Engineering*, 20(3), 235-259.
- Mbonimpa, M., Aubertin, M., Aachib, M., & Bussière, B. (2002). *Oxygen diffusion and consumption in unsaturated cover materials*: Montréal: École polytechnique de Montréal. EPM-RT-2002-04
- Molson, J. W., Fala, O., Aubertin, M., & Bussière, B. (2005). Numerical simulations of pyrite oxidation and acid mine drainage in unsaturated waste rock piles. *Journal of Contaminant Hydrology*, 78(4), 343-371. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.jconhyd.2005.06.005>
- Morin, K., Gerencher, E., Jones, C., & Konasewich, D. (1991). Critical literature review of acid drainage from waste rock. *MEND Report*, 1(1).
- Mualem, Y. (1976). A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media. *Water Resources Research*, 12(3), 513-522.
- Musy, A., & Soutter, M. (1991). *Physique du sol* (Vol. 6): PPUR presses polytechniques.
- Nastev, M., Therrien, R., Lefebvre, R., & Gélinas, P. (2001). Gas production and migration in landfills and geological materials. *Journal of Contaminant Hydrology*, 52(1-4), 187-211. doi:[http://dx.doi.org/10.1016/S0169-7722\(01\)00158-9](http://dx.doi.org/10.1016/S0169-7722(01)00158-9)
- Neuner, M. (2009). *Water flow through unsaturated mine waste rock in a region of permafrost*. (Text). Retrieved from <https://open.library.ubc.ca/collections/24/items/1.0052367>
- Newman, G. P., & Wilson, G. W. (1997). Heat and mass transfer in unsaturated soils during freezing. *Canadian Geotechnical Journal*, 34(1), 63-70.
- Nichol, C., Smith, L., & Beckie, R. (2005). Field-scale experiments of unsaturated flow and solute transport in a heterogeneous porous medium. *Water Resources Research*, 41(5).
- Nordstrom, D. K. (2000). Advances in the hydrogeochemistry and microbiology of acid mine waters. *International Geology Review*, 42(6), 499-515.
- Nordstrom, D. K., Blowes, D. W., & Ptacek, C. J. (2015). Hydrogeochemistry and microbiology of mine drainage: an update. *Applied Geochemistry*, 57, 3-16.
- OKC. (2016). *Summary of Thermal Modelling of Portage RSF at Meadowbank Mine* (948-4). Retrieved from
- Otwinowski, M. (1995). *Scaling analysis of acid rock drainage*: Synergetic Technology.

- Paktunc, A. (1999). Mineralogical constraints on the determination of neutralization potential and prediction of acid mine drainage. *Environmental Geology*, 39(2), 103-112.
- Penman, H. L. (1948). *Natural evaporation from open water, bare soil and grass*. Paper presented at the Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences.
- Peregoedova, A. (2012). *Étude expérimentale des propriétés hydrogéologiques des roches stériles à une échelle intermédiaire de laboratoire* (Maîtrise). École Polytechnique de Montréal.
- Pham, N., Amos, R. T., Blowes, D., Smith, L., & Segó, D. (2015). *The diavik waste rock project heat transfer in a large scale waste rock pile constructed in a permafrost region*. Paper presented at the 10th International Conference on Acid Rock Drainage & IMWA Annual Conference, Chile.
- Pham, N. (2013). *Heat transfer in waste-rock piles constructed in a continuous permafrost region*. University of Alberta.
- Pham, N., & Segó, D. (2010). Wind and barometric pressure effects on the heat fluctuations within Northern waste rock piles. *GEO 2010*.
- Pham, N., Segó, D. C., Arenson, L. U., Blowes, D. W., Amos, R. T., & Smith, L. (2013). The Diavik Waste Rock Project: Measurement of the thermal regime of a waste-rock test pile in a permafrost environment. *Applied Geochemistry*, 36, 234-245. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.apgeochem.2013.05.007>
- Price, W. A. (2009). Prediction manual for drainage chemistry from sulphidic geologic materials. *CANMET Mining and Mineral Sciences Laboratories, Canada*.
- Rykaart, M., & Hockley, D. (2010). Cold Regions Cover Research—Phase 2. *Mine Environment Neutral Drainage (MEND). Rapports. Prévision, 1*.
- Shepherd, R. G. (1989). Correlations of permeability and grain size. *Groundwater*, 27(5), 633-638.
- Smith, L. J. D., Moncur, M. C., Neuner, M., Gupton, M., Blowes, D. W., Smith, L., & Segó, D. C. (2013). The Diavik Waste Rock Project: Design, construction, and instrumentation of field-scale experimental waste-rock piles. *Applied Geochemistry*, 36, 187-199. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.apgeochem.2011.12.026>
- Stevens, C. W., Shapka-Fels, T., & Rykaart, M. (2018). Thermal Cover Design for Mine Waste Facilities in Cold Regions.
- Taylor, D. (1948). *Fundamentals of soil mechanics*: Chapman And Hall, Limited.; New York.
- Van Genuchten, M. T. (1980). A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil science society of America journal*, 44(5), 892-898.
- Van Genuchten, M., Leij, F., & Yates, S. (1991). The RETC code for quantifying the hydraulic functions of unsaturated soils.
- Voyer, E., & Robert, S. (2015). *Waste rock management and closure planning in Northern climate: The Meadowbank Mine, Nunavut*. Paper presented at the Symposium sur l'environnement et les mines, Rouyn-Noranda.

- Weeks, B., & Wilson, G. W. (2003). Net Radiation and the Prediction of Evaporation from Sloped Soil Surfaces. *Geotechnical News*, 21(4), 21-25.
- Wilson, G., Fredlund, D., & Barbour, S. (1997). The effect of soil suction on evaporative fluxes from soil surfaces. *Canadian Geotechnical Journal*, 34(1), 145-155.
- Wilson, J. A. (2003). Numerical modelling of unsaturated flow in vertical and inclined waste rock layers using the seep/w model (Master). University of Saskatoon.
- Zak, J. (2017). *Hydrologic investigations of waste rock test piles in a permafrost environment*. (Text). Retrieved from <https://open.library.ubc.ca/collections/24/items/1.0343973>

ANNEXE A RÉSULTATS DES ESSAIS DE CONDUCTIVITÉ THERMIQUE

Tableau A.1 Résultats des essais de conductivité thermique à la cellule de conductivité thermique aux fluxmètres des échantillons cylindriques

Paramètre	Unité	CYL_NPAG_A	CYL_NPAG_A_2	CYL_PAG_B	CYL_PAG_B_2	CYL_PAG_A
Δh	m	0.08415	0.08415	0.08068	0.07150	0.05699
flux1 (q_1)	W/m ²	213.3	261.82	241.98	295.69	344.67
flux2 (q_2)	W/m ²	245.9	268.49	275.37	294.42	355.62
flux moy	W/m ²	229.6	265.15	258.68	295.05	350.14
T haut	°C	9.00	7.70	8.11	6.90	8.09
T bas	°C	2.87	1.59	3.11	1.77	4.07
ΔT	°C	6.13	6.11	5.00	5.13	4.02
Grad T	°C/m	72.82	79.39	62.00	71.81	70.57
λ_s	W/(m°C)	3.15	3.34	4.17	4.11	4.96

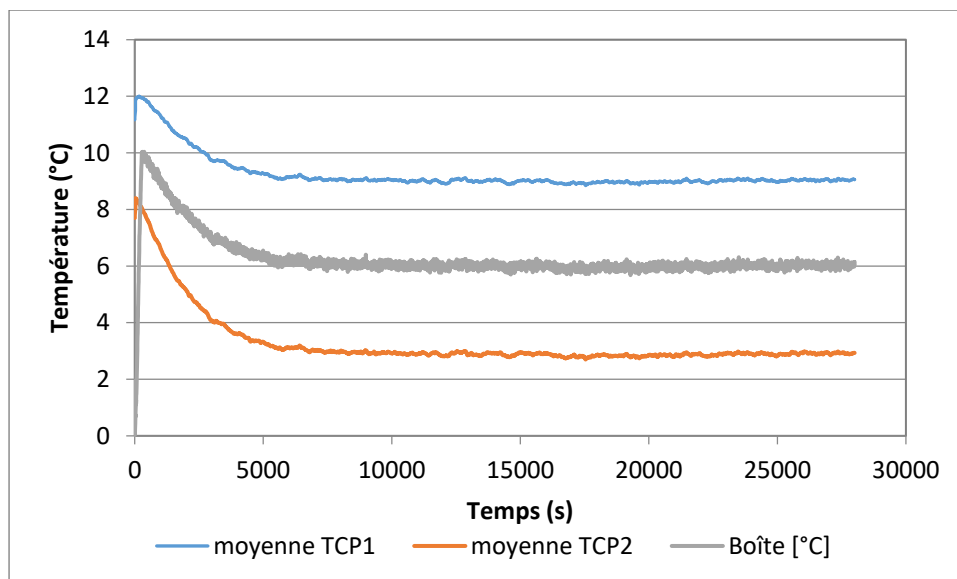


Figure A.1 : Températures lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_A

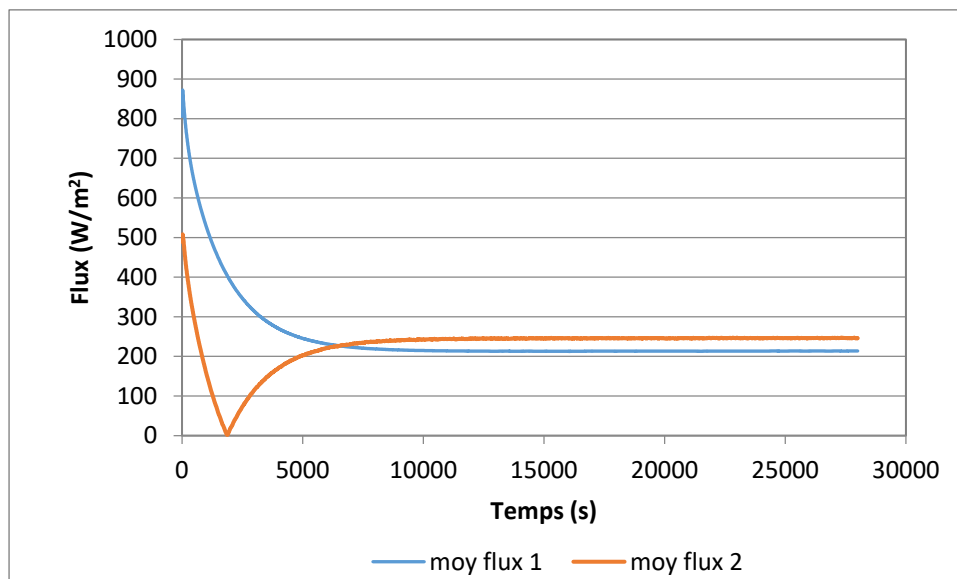


Figure A.2 : Flux thermiques lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_A

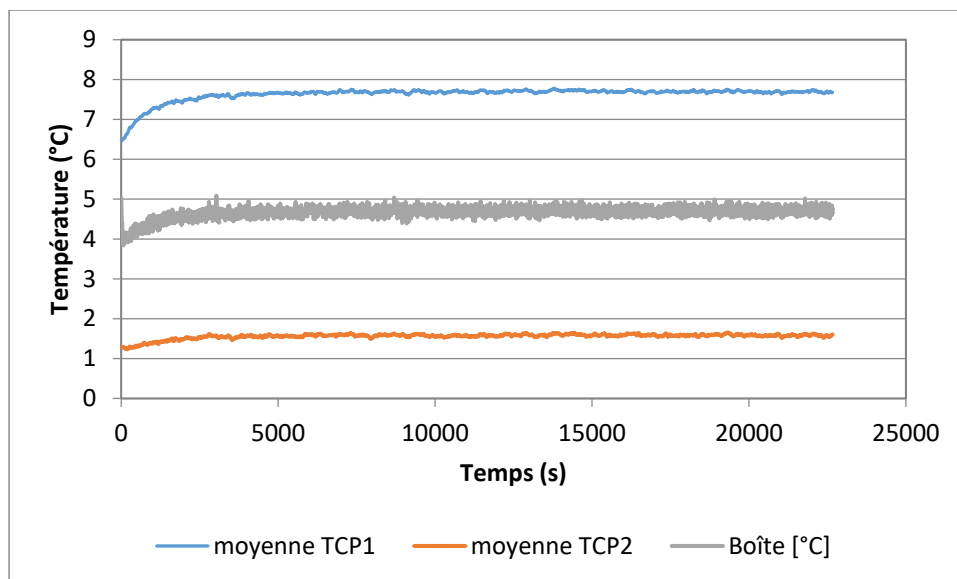


Figure A.3 : Températures lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_A_2

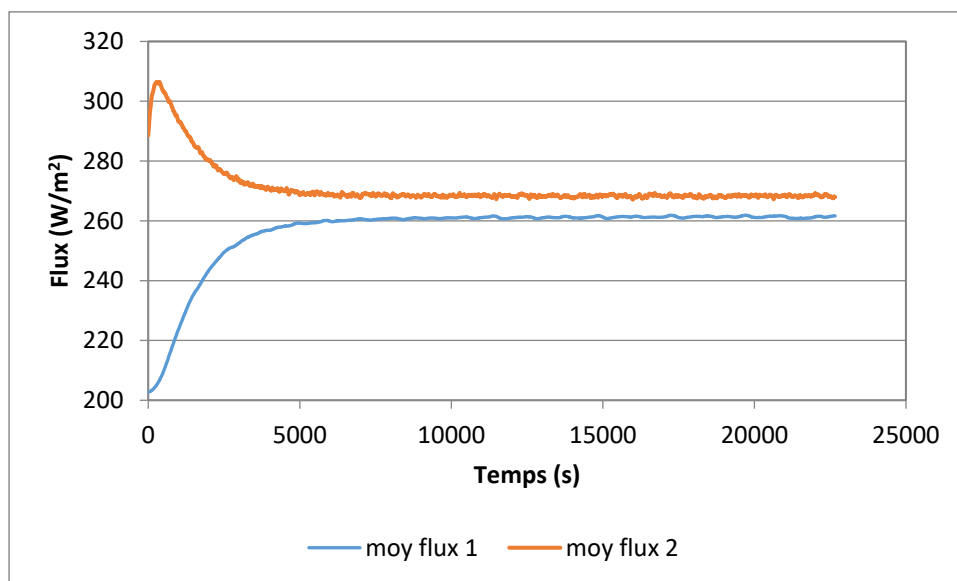


Figure A.4 : Flux thermiques lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_A_2

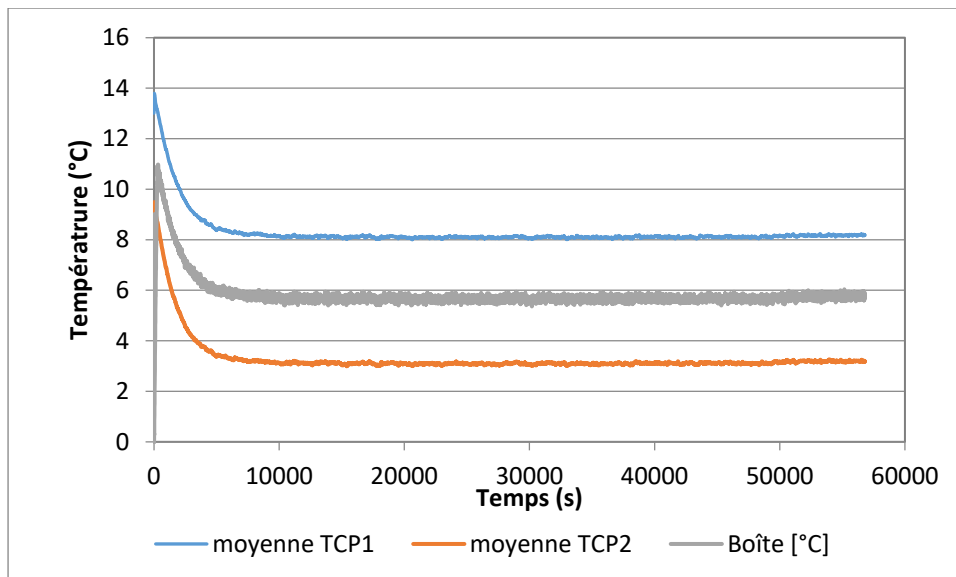


Figure A.5 : Températures lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_B

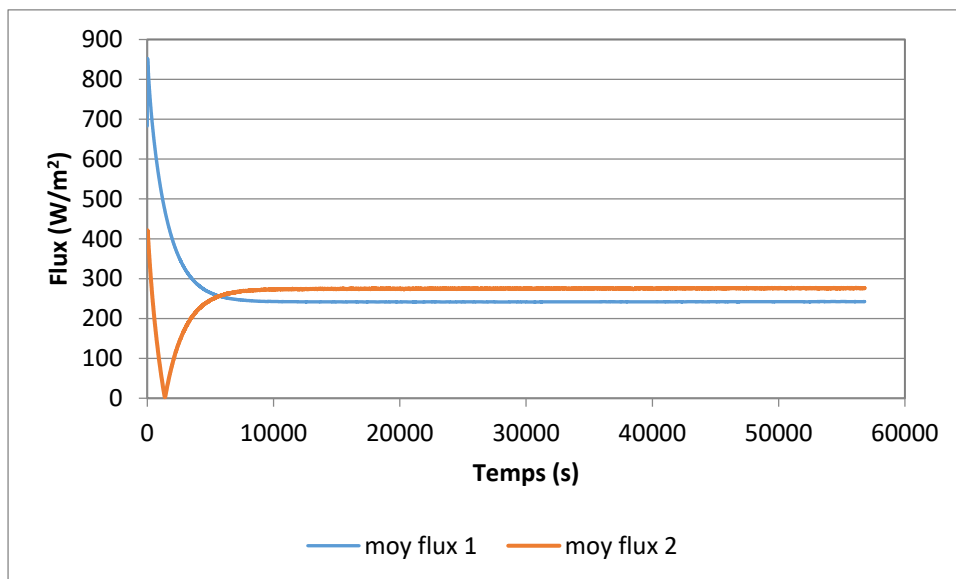


Figure A.6 : Flux thermiques lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_B

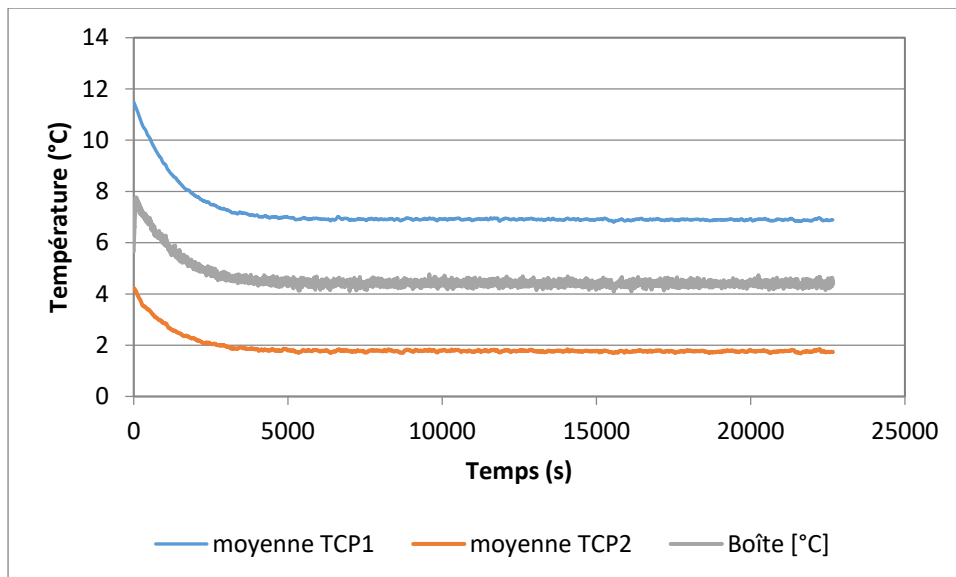


Figure A.7 : Températures lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_B_2

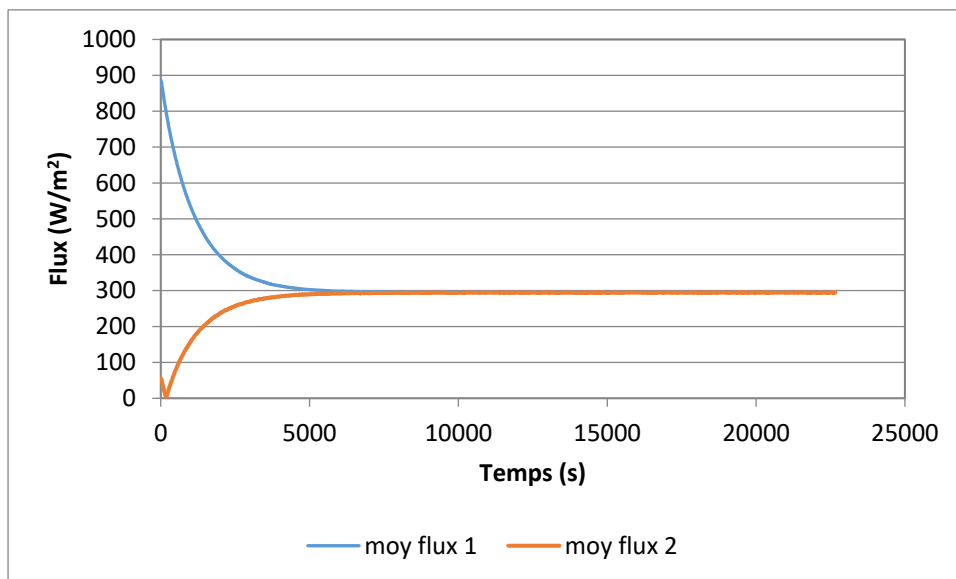


Figure A.8 : Flux thermiques lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-NPAG_B_2

Essais CYL_PAG

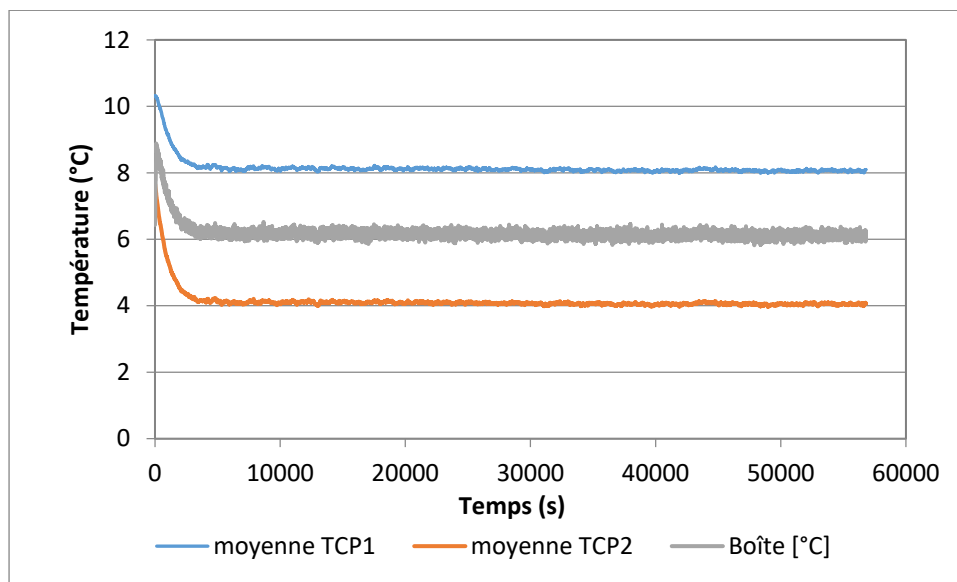


Figure A.9 : Températures lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-PAG

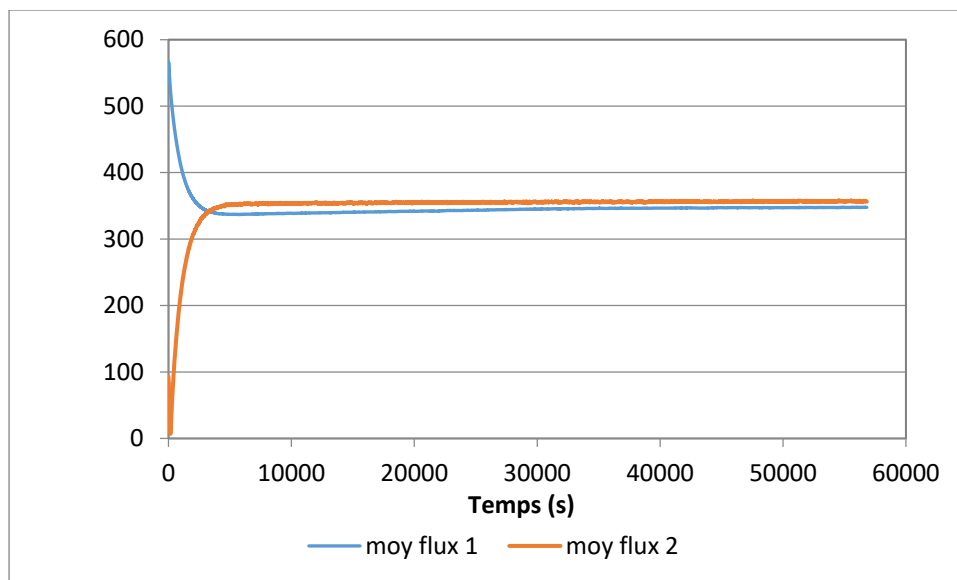


Figure A.10 : Flux thermiques lors de l'essai de conductivité thermique dans la cellule à fluxmètres pour le CYL-PAG

Tableau A.2 : Résultats des essais de conductivité thermique par la cellule à fluxmètres pour les échantillons de 0-20 mm de stériles PAG

Paramètre	Unité	λ_{dry}	$\lambda_{Sr_21_u}$	$\lambda_{Sr_22_F}$	$\lambda_{Sr_67_u}$	$\lambda_{Sr_69_F}$
Δh	m	0.07834	0.07834	0.07834	0.07834	0.07834
flux1 (q_1)	W/m ²	60.7	121.65	135.80	208.54	181.61
flux2 (q_2)	W/m ²	62.6	129.95	137.06	212.54	211.94
flux moy	W/m ²	61.6	125.80	136.43	210.54	196.78
T haut	°C	7.69	9.31	-3.93	2.36	-4.39
T bas	°C	1.02	2.43	-10.68	8.51	-9.38
ΔT	°C	6.67	6.88	6.74	-6.15	4.99
Grad T	°C/m	85.10	87.87	86.05	78.51	63.71
λ	W/(m°C)	0.72	1.43	1.59	2.68	3.09

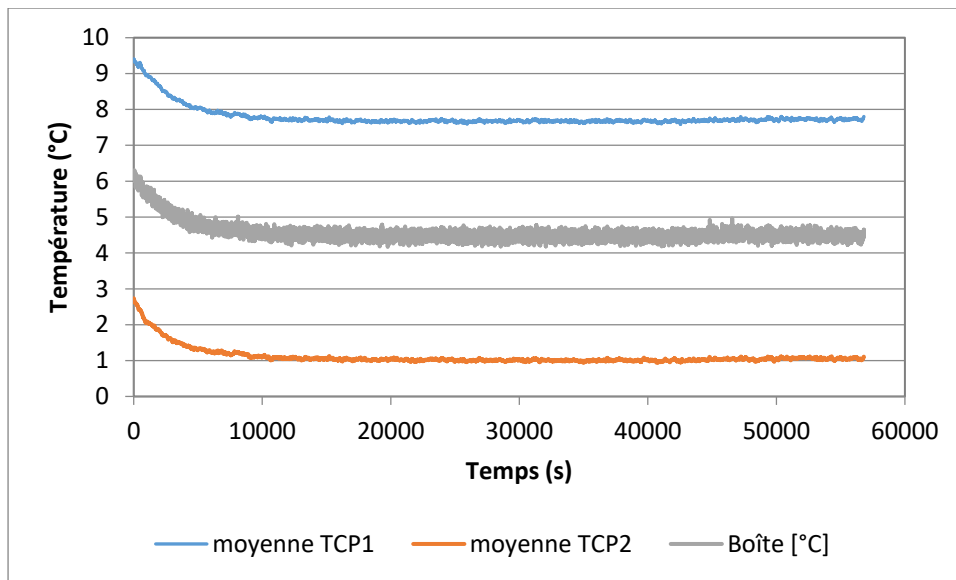


Figure A.11 : Températures des essais à l'état sec

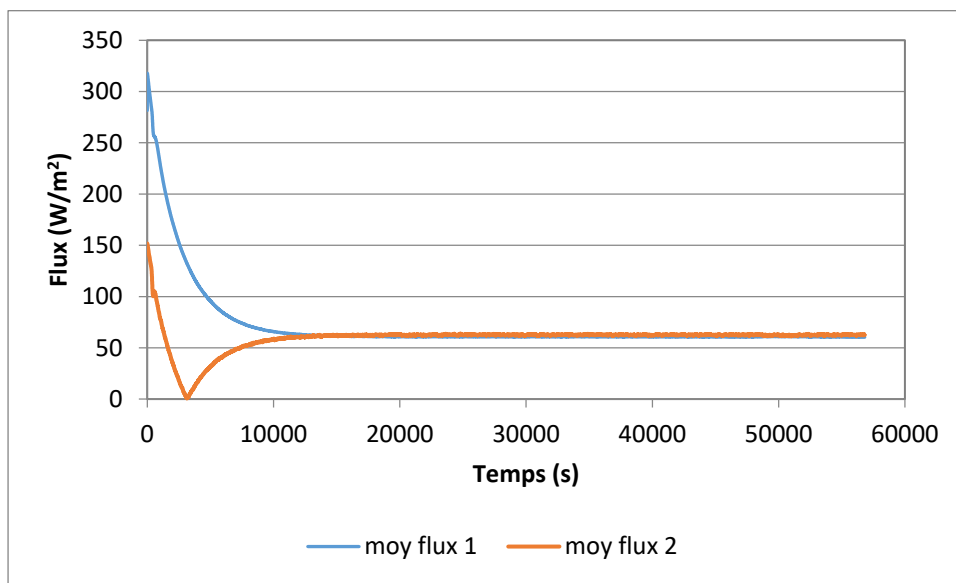


Figure A.12 : Flux thermiques de l'essai à l'état sec

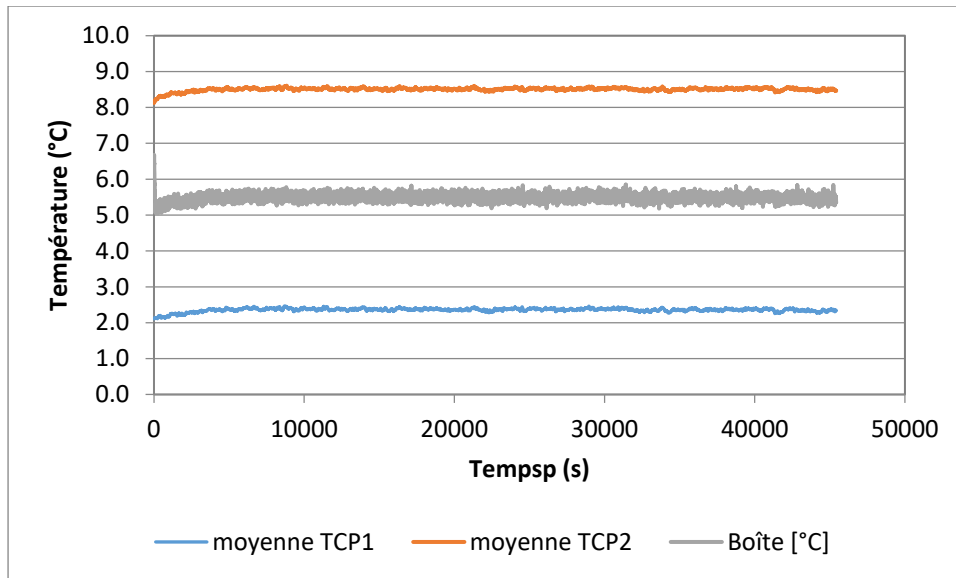


Figure A.12: Températures de l'essai à 67% de saturation et l'état non gelé ($\lambda_{Sr_{67_u}}$) pour le 0-20 mm PAG

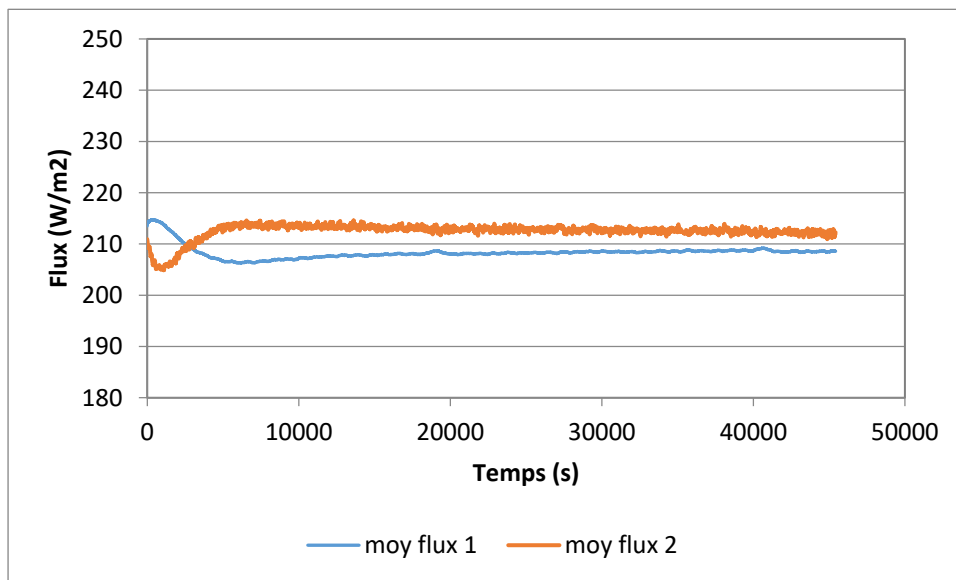


Figure A.13: Flux thermiques de l'essai à 69% de saturation et l'état non gelé ($\lambda_{Sr_{67_u}}$) pour le 0-20 mm PAG

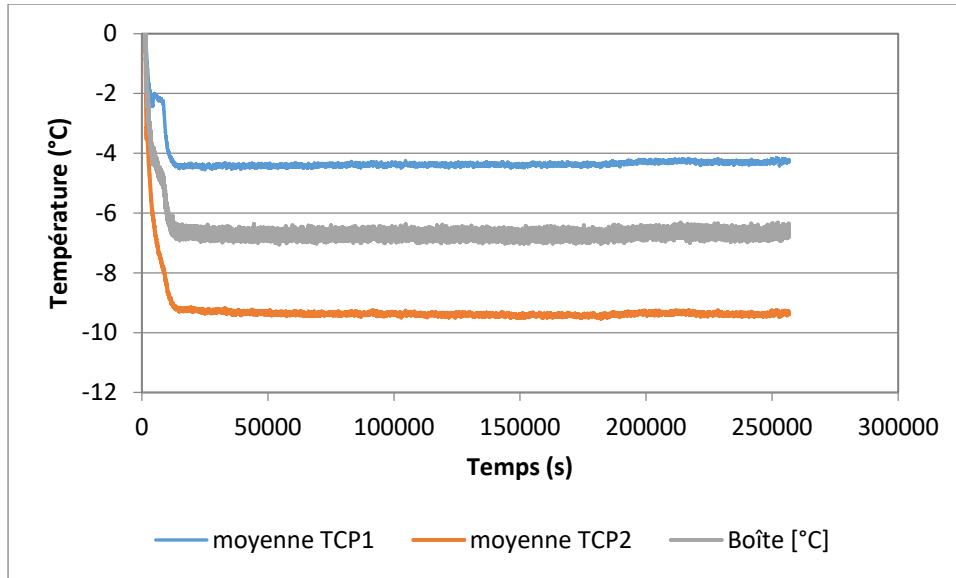


Figure A.14 : Températures de l'essai à 69% de saturation et l'état gelé ($\lambda_{Sr_{69_F}}$) pour le 0-20 mm PAG

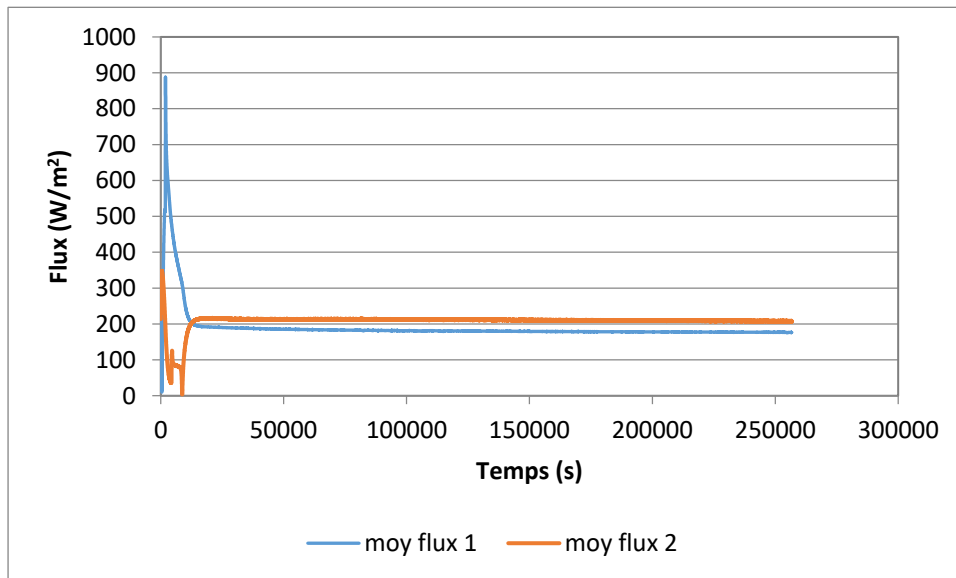


Figure A.15 : Flux thermiques de l'essai à 69% de saturation et l'état gelé ($\lambda_{Sr_{69_F}}$) pour le 0-20 mm PAG

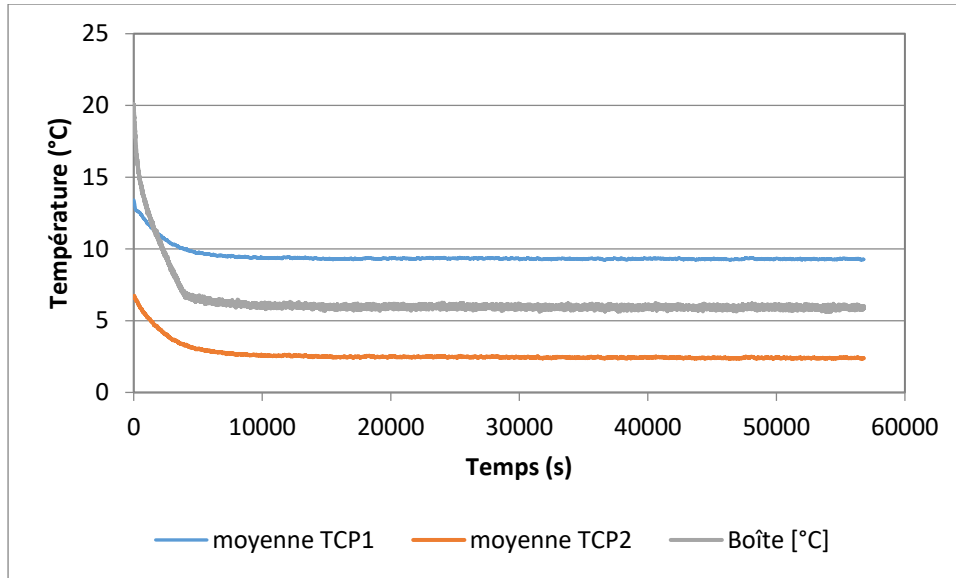


Figure A.16 : Températures de l'essai à 21% de saturation et l'état non gelé ($\lambda_{Sr_{21_u}}$) pour le 0-20 mm PAG

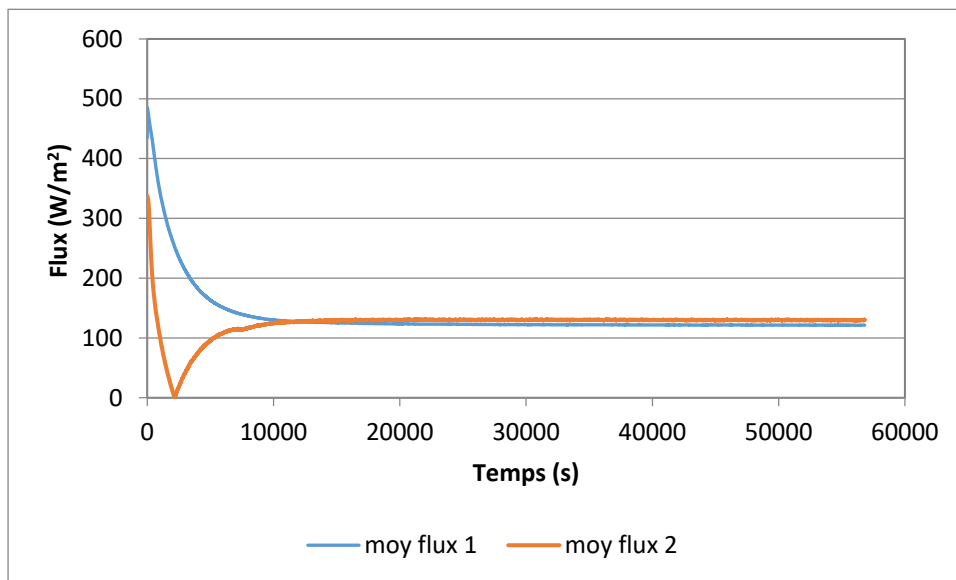


Figure A.17: Flux thermiques de l'essai à 21% de saturation et l'état non gelé ($\lambda_{Sr_{21_u}}$) pour le 0-20 mm PAG

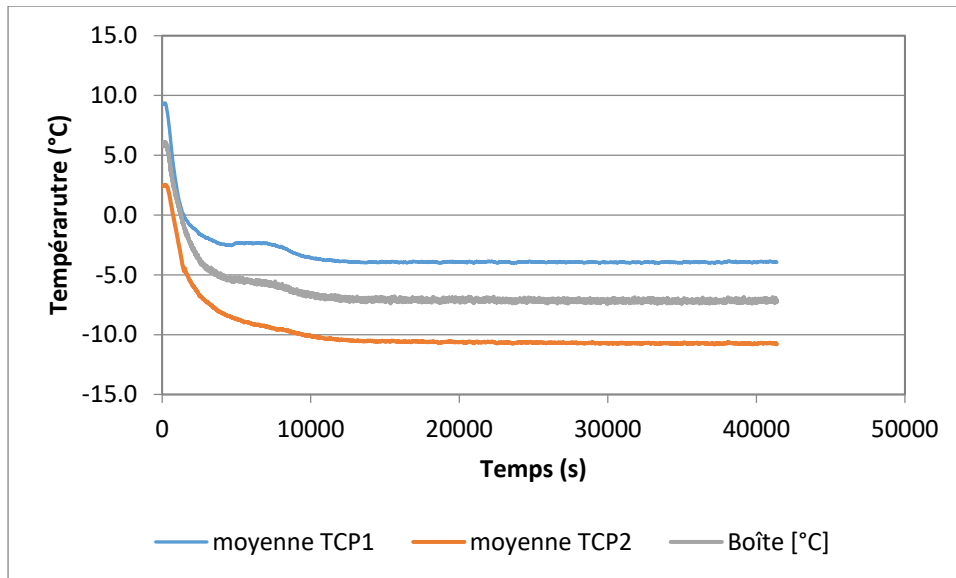


Figure A.18 : Températures de l'essai à 22% de saturation et l'état gelé ($\lambda_{sr_{22_f}}$) pour le 0-20 mm PAG

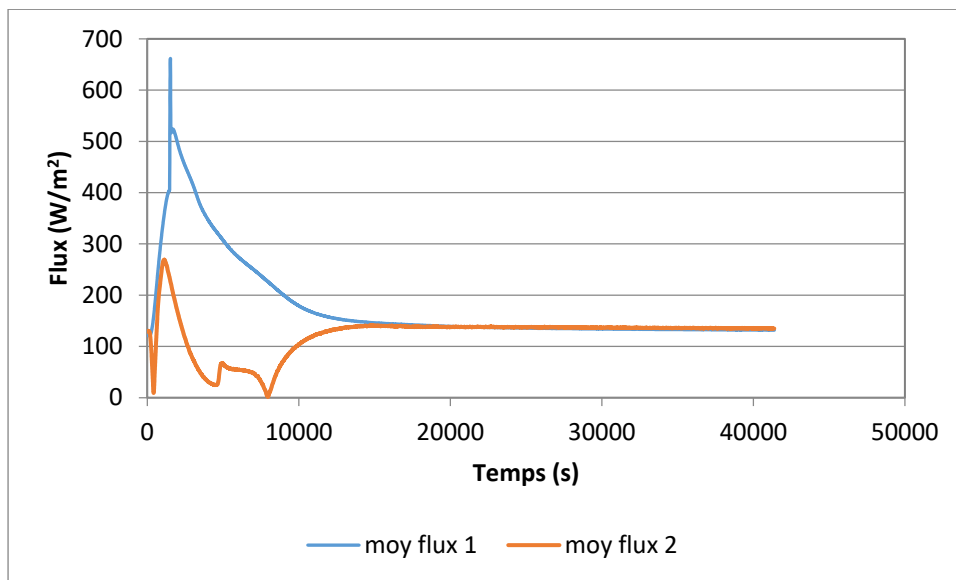


Figure A.19 : Flux thermique l'essai à 22% de saturation et l'état gelé ($\lambda_{sr_{22_f}}$) pour le 0-20 mm PAG

Tableau A.3 : Résultats des essais de conductivité thermique par la méthode de la sonde à aiguille

Paramètre	Unité	PAG		NPAG	
		0-1,25 mm	1,25-5 mm	0-1,25 mm	1,25-5 mm
λ_{NP_moy}	W/(m°C)	2,18	2,02	2,23	2,19
λ_s	W/(m°C)	5,74	5,10	6,70	6,44

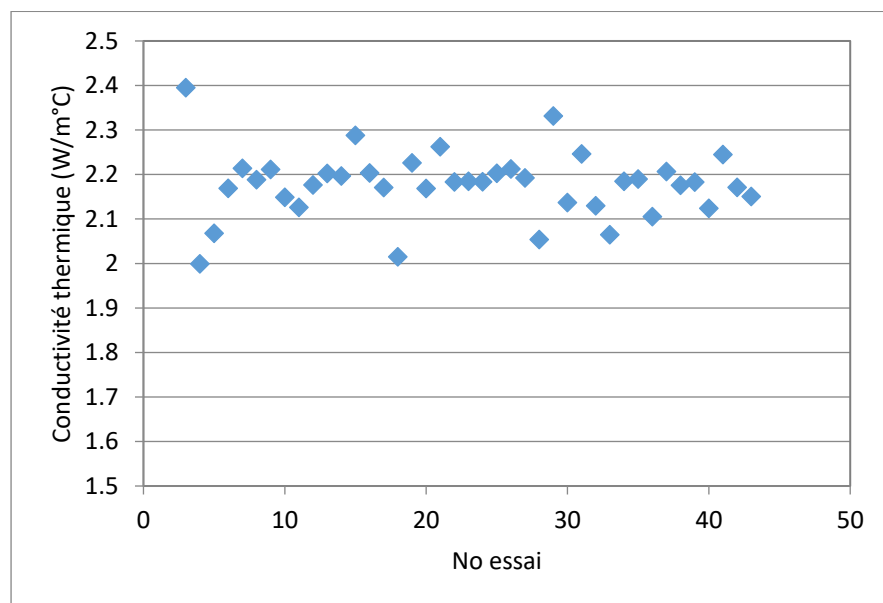


Figure A.20 : Résultats des conductivités thermiques pour le 0-1,25 mm PAG

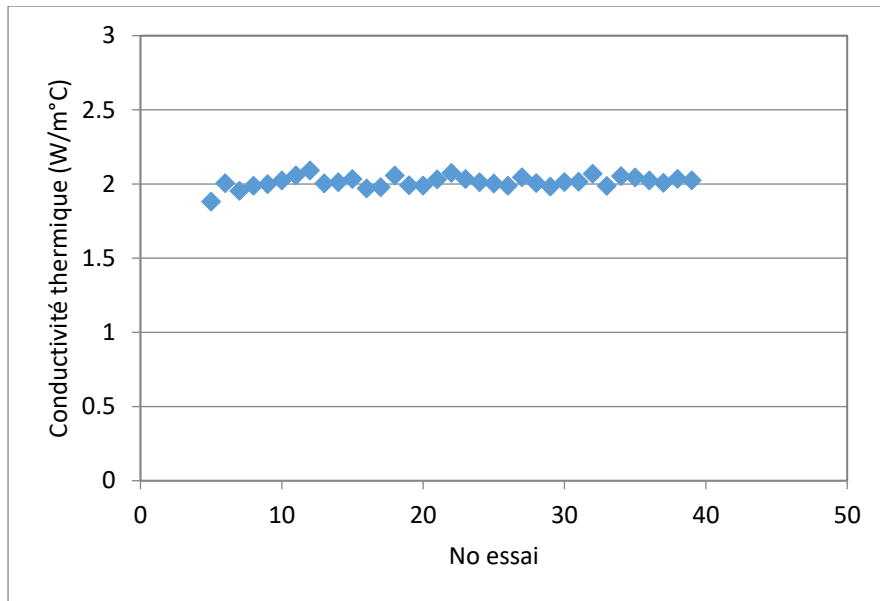


Figure A.21 : Résultats des conductivités thermiques pour le 1,25-5 mm PAG

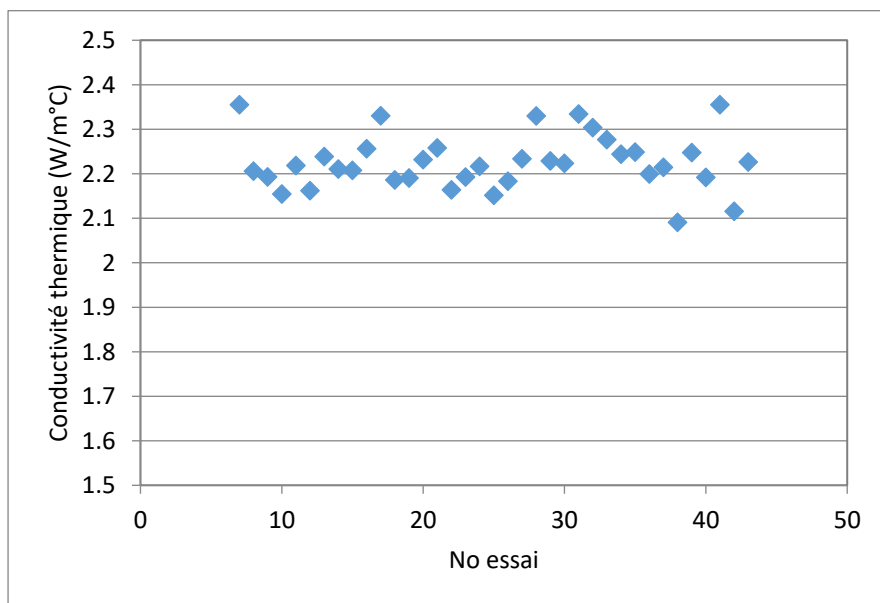


Figure A.22 : Résultats des conductivités thermiques pour le 0-1,25 NPAG

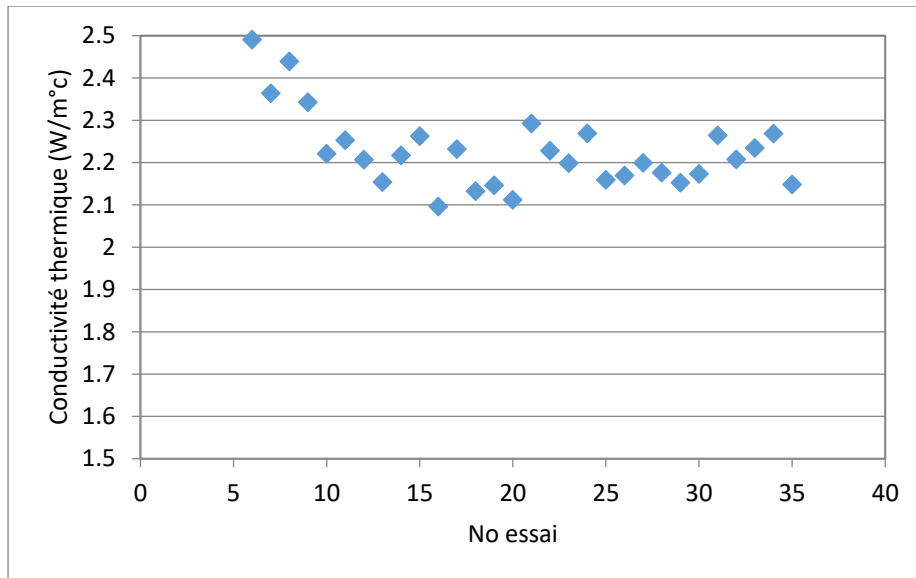


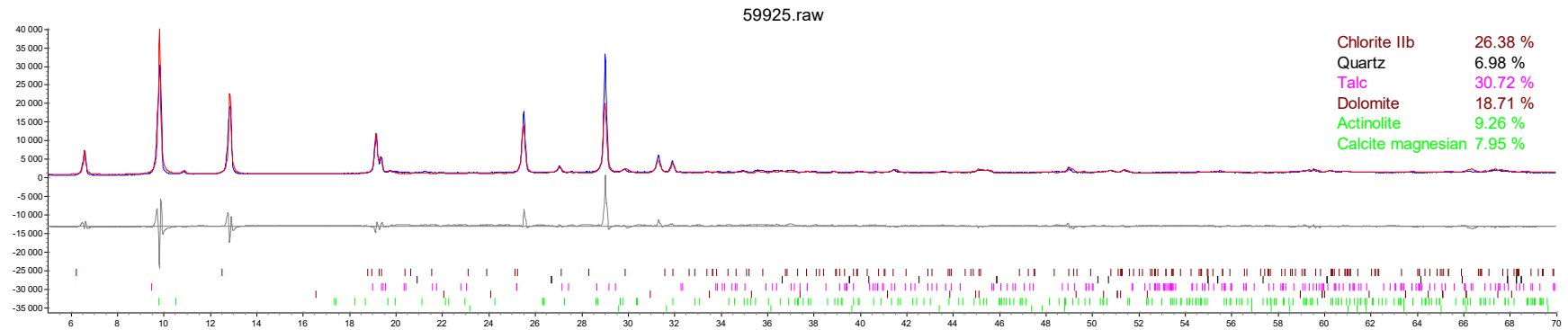
Figure A.23 : Résultats des conductivités thermiques pour le 1,25-5mm NPAG

ANNEXE B DIFFRACTOGRAMMES DES ANALYSES MINÉRALOGIQUES PAR DRX

Analyse minéralogique semi-quantitative par diffraction des rayons X

Projet : PI-Vincent
Préparation : Patrick Bernèche
Analyse : Vincent Boulanger-Martel
Date : 31 août 2017

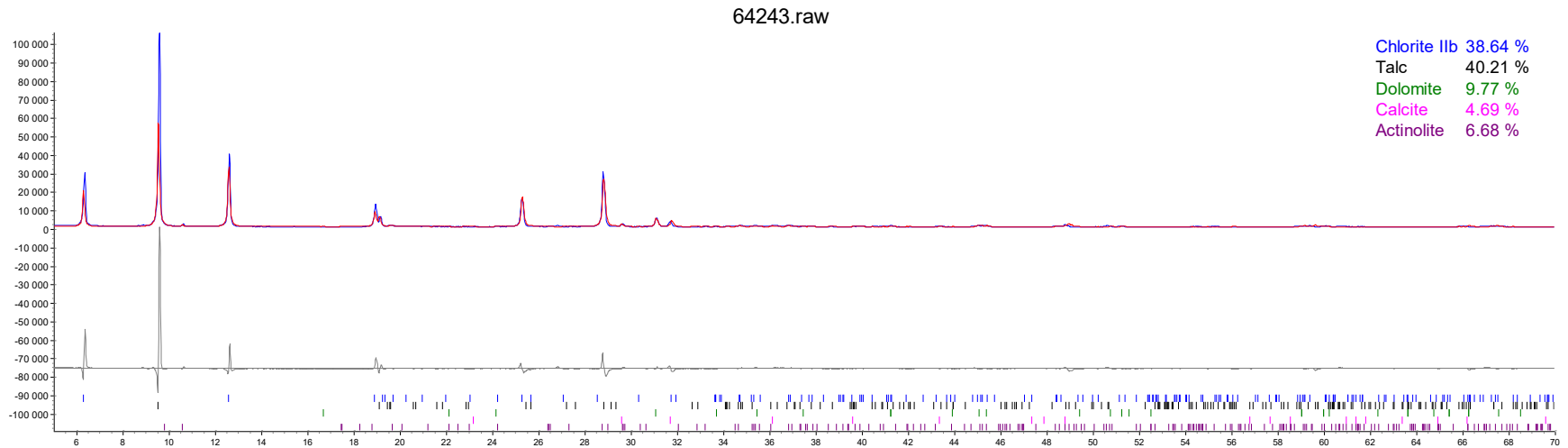
U59925 – NPAG - Général (0-20 mm)



Analyse minéralogique semi-quantitative par diffraction des rayons X

Projet : PI-Andrée
Préparation : Joël Beauregard
Analyse : Mohamed Edahbi
Date : 07 octobre 2017

NPAG – 0-1.25 mm

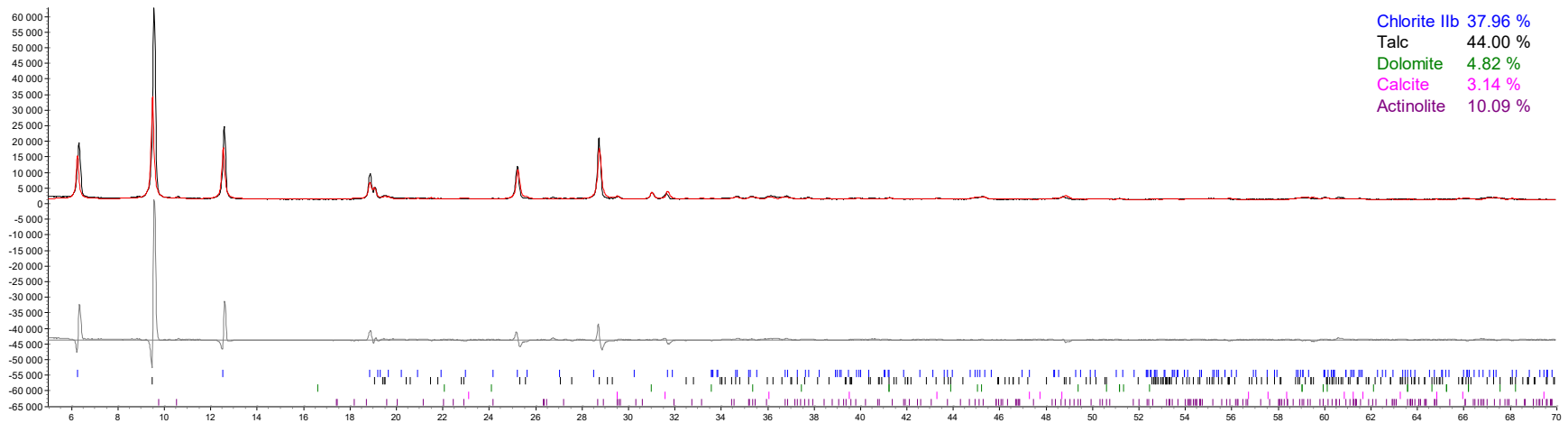


Analyse minéralogique semi-quantitative par diffraction des rayons X

Projet : PI-Andrée
Préparation : Joël Beauregard
Analyse : Mohamed Edahbi
Date : 07 octobre 2017

NPAG – 1.25-5.00 mm

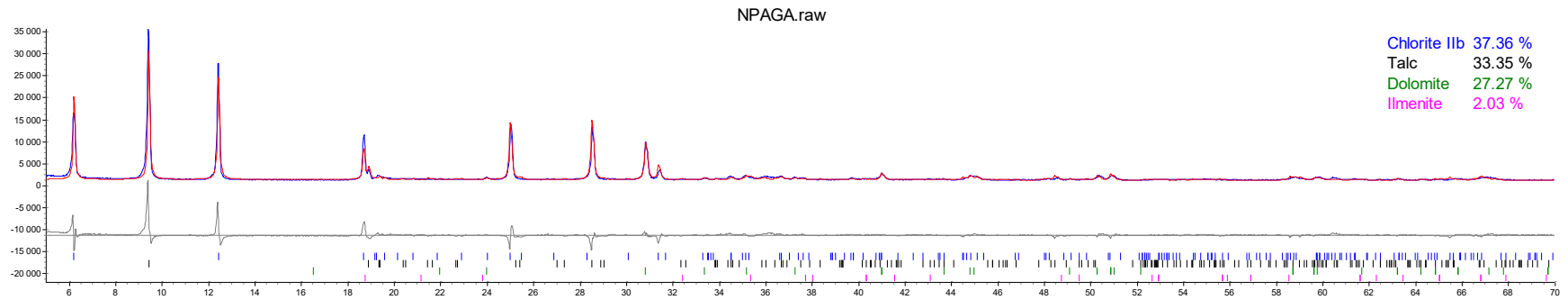
64244.raw



Analyse minéralogique semi-quantitative par diffraction des rayons X

Projet : PI-Vincent
Préparation : Patrick Bernèche
Analyse : Vincent Boulanger-Martel
Date : 18 avril 2018

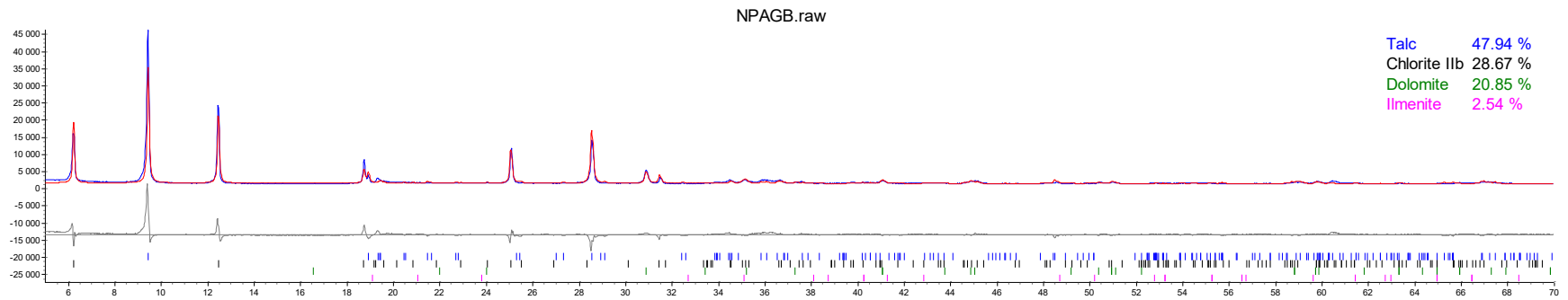
Cylindre NPAG A



Analyse minéralogique semi-quantitative par diffraction des rayons X

Projet : PI-Vincent
Préparation : Patrick Bernèche
Analyse : Vincent Boulanger-Martel
Date : 18 avril 2018

DRX cylindre 2



ANNEXE C TABLEAUX DES TEMPÉRATURES MOYENNES MENSUELLES DES CHÂNES DE THERMISTANCES

Tableau C.1 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-3

Thermistance / Élévation (masl)																															
Température moyenne mensuelle (°C)																															
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B#12	B#13	B#14	B#15	B#16	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B#12	B#13
			173.5	172.5	171.5	170.5	169.5	168.5	167.5	166.5	164.5	162.5	160.5	158.5	156.5	154.5	152.5	150.5	150.5	148.5	146.5	144.5	140.5	138.5	136.5	135.5	134.5	133.5	132.5	130.5	128.5
2013	Nov	20	-9.07	-2.21	-0.44	-0.11	-0.21	-0.66	-1.18	-2.02	-4.18	-4.24	-4.91	-3.70	-2.36	-2.49	-0.86	-1.14	-1.08	-0.22	-0.01	-0.05	-0.12	-0.15	-0.15	-0.19	-0.05	-0.04	-0.51	-1.32	-2.07
	Dec	9	-15.96	-7.33	-4.08	-1.60	-1.09	-1.54	-2.20	-2.91	-4.14	-4.95	-5.06	-4.54	-3.71	-2.95	-2.17	-1.96	-1.90	-0.89	-0.02	-0.05	-0.19	-0.23	-0.50	-0.56	-0.09	-0.16	-0.92	-1.71	-2.15
2014	Jan	5	-24.06	-16.86	-12.94	-9.89	-6.52	-5.13	-4.41	-4.57	-4.70	-4.56	-4.42	-4.37	-3.79	-3.14	-2.75	-2.38	-2.33	-1.38	-0.04	-0.08	-0.23	-0.36	-0.65	-0.67	-0.12	-0.56	-1.32	-1.85	-2.16
	Fev	3	-22.86	-19.76	-16.20	-12.88	-10.19	-7.45	-6.32	-6.16	-5.54	-4.42	-4.35	-4.23	-3.73	-3.14	-2.84	-2.44	-2.38	-1.39	-0.08	-0.10	-0.26	-0.44	-0.71	-0.75	-0.14	-0.80	-1.38	-1.87	-2.16
	Mar	5	-24.86	-20.42	-17.88	-15.51	-12.93	-10.90	-9.72	-9.13	-7.78	-5.53	-4.60	-4.19	-3.65	-3.12	-2.72	-2.18	-2.10	-1.36	-0.12	-0.11	-0.30	-0.54	-0.78	-0.85	-0.28	-1.07	-1.45	-1.88	-2.17
	Avr	4	-19.32	-18.70	-17.80	-16.17	-14.11	-11.90	-10.55	-10.04	-9.03	-6.43	-4.99	-4.29	-3.62	-2.98	-2.51	-1.92	-1.86	-1.25	-0.13	-0.12	-0.32	-0.58	-0.82	-0.94	-1.00	-1.26	-1.50	-1.88	-2.15
	Mai	5	-5.22	-10.56	-13.22	-13.71	-13.32	-12.25	-10.91	-9.48	-7.74	-6.63	-5.26	-4.44	-3.63	-2.89	-2.37	-1.77	-1.71	-1.18	-0.20	-0.14	-0.35	-0.61	-0.87	-1.00	-1.14	-1.34	-1.54	-1.89	-2.14
	Jun	4	1.31	-3.88	-7.73	-9.63	-10.35	-10.15	-9.20	-8.04	-7.06	-6.43	-5.36	-4.56	-3.65	-2.80	-2.28	-1.71	-1.49	-1.15	-0.20	-0.15	-0.36	-0.64	-0.89	-0.99	-1.19	-1.36	-1.56	-1.89	-2.14
	Jul	4	8.72	1.55	-2.00	-4.74	-6.19	-6.99	-7.30	-7.51	-7.18	-6.33	-5.42	-4.64	-3.69	-2.78	-2.22	-1.61	-1.55	-1.03	-0.16	-0.15	-0.34	-0.61	-0.86	-1.03	-1.20	-1.38	-1.57	-1.90	-2.14
	Aout	4	8.56	3.19	-0.32	-0.57	-2.31	-5.02	-6.68	-7.58	-7.56	-6.52	-5.57	-4.73	-3.75	-2.78	-2.17	-1.56	-1.51	-0.95	-0.17	-0.16	-0.39	-0.60	-0.90	-1.04	-1.21	-1.38	-1.57	-1.90	-2.13
	Sept	3	2.13	1.59	0.45	-0.18	-1.34	-3.19	-4.82	-6.11	-7.04	-6.57	-5.68	-4.82	-3.83	-2.79	-2.13	-1.52	-1.38	-0.92	-0.06	-0.08	-0.19	-0.55	-0.92	-1.05	-1.21	-1.38	-1.57	-1.86	-2.12
	Oct	5	-1.94	-0.35	-0.08	-0.29	-1.03	-2.28	-3.45	-4.49	-5.89	-6.15	-5.52	-4.82	-3.92	-2.88	-2.17	-1.54	-1.42	-0.96	-0.07	-0.07	-0.20	-0.57	-0.91	-1.05	-1.22	-1.38	-1.55	-1.79	-2.11
	Nov	3	-10.37	-3.59	-1.26	-0.83	-0.98	-1.61	-2.35	-2.95	-4.06	-5.23	-4.79	-4.61	-3.94	-2.97	-2.24	-1.65	-1.60	-1.02	-0.20	-0.18	-0.38	-0.65	-0.92	-1.05	-1.22	-1.38	-1.56	-1.88	-2.11
Dec	4	-14.81	-8.67	-6.24	-3.75	-2.24	-1.83	-1.89	-2.20	-3.10	-4.10	-4.08	-4.06	-3.70	-3.02	-2.31	-1.50	-1.68	-1.05	-0.22	-0.19	-0.36	-0.67	-0.92	-1.05	-1.21	-1.38	-1.56	-1.87	-2.10	
2015	Jan	4	-22.23	-14.34	-10.65	-7.90	-6.16	-4.51	-3.65	-3.52	-3.68	-3.51	-3.24	-3.58	-3.43	-2.94	-2.45	-1.96	-1.93	-1.13	-0.25	-0.20	-0.36	-0.69	-0.94	-1.07	-1.22	-1.39	-1.57	-1.88	-2.10
	Fev	4	-26.11	-18.09	-14.38	-11.25	-9.15	-6.84	-5.55	-5.19	-4.75	-3.66	-3.16	-3.27	-3.17	-2.81	-2.36	-1.80	-1.75	-1.09	-0.27	-0.20	-0.39	-0.69	-0.94	-1.07	-1.23	-1.39	-1.57	-1.88	-2.10
	Mar	4	-23.38	-19.39	-16.69	-13.99	-11.99	-9.40	-7.83	-7.28	-6.37	-4.33	-3.47	-3.23	-2.99	-2.62	-2.19	-1.62	-1.54	-0.98	-0.29	-0.20	-0.41	-0.69	-0.94	-1.07	-1.23	-1.38	-1.56	-1.87	-2.09
	Avr	3	-18.38	-17.81	-16.42	-14.57	-13.06	-10.78	-9.17	-8.34	-7.29	-5.00	-3.78	-3.28	-2.91	-2.49	-2.07	-1.51	-1.47	-0.95	-0.29	-0.21	-0.42	-0.68	-0.94	-1.07	-1.23	-1.38	-1.56	-1.87	-2.08
	Mai	5	-9.30	-12.38	-13.81	-13.52	-12.79	-11.30	-9.84	-8.59	-7.04	-5.23	-3.97	-3.37	-2.90	-2.43	-1.98	-1.43	-1.35	-0.91	-0.02	0.22	-0.10	-0.48	-0.93	-1.07	-1.22	-1.38	-1.43	-1.91	-2.05
	Jun	3	0.80	-1.22	-3.96	-7.64	-8.89	-10.01	-8.82	-7.67	-6.44	-5.40	-4.22	-3.38	-2.76	-2.14	-1.71	-1.19	-1.22	-0.87	-0.05	-0.04	-0.13	-0.57	-0.92	-1.07	-1.22	-1.36	-1.46	-1.83	-1.96
	Jul	5	7.96	1.01	-0.78	-1.85	-3.82	-5.86	-6.52	-6.39	-5.95	-5.31	-4.48	-3.71	-2.94	-2.24	-1.78	-1.27	-1.24	-0.89	0.13	-0.06	-0.09	0.01	-0.67	-1.06	-1.22	-1.33	-1.53	-1.82	-1.69
	Aout	1	9.77	2.18	-0.50	-1.37	-2.57	-4.46	-5.69	-6.23	-6.15	-5.40	-4.63	-3.87	-3.06	-2.27	-1.84	-1.35	-1.19	-0.87	0.44	0.13	0.21	0.59	-0.72	-1.06	-1.21	-1.23	-1.38	-1.80	-1.32
	Sept	1	3.63	1.91	-0.09	-0.78	-1.63	-3.14	-4.41	-5.32	-5.82	-5.39	-4.71	-3.98	-3.16	-2.31	-1.82	-1.33	-1.29	-0.91	-0.13	-0.10	-0.32	-0.56	-0.96	-1.08	-1.23	-1.36	-1.52	-1.83	-1.95
	Oct	3	-3.13	-0.36	-0.19	-0.65	-1.18	-2.12	-2.96	-3.57	-4.47	-4.96	-4.33	-3.98	-3.29	-2.45	-1.90	-1.43	-1.38	-0.95	-0.31	-0.18	-0.48	-0.70	-0.96	-1.08	-1.22	-1.38	-1.54	-1.83	-2.03
	Nov	2	-8.57	-3.78	-1.28	-0.84	-1.00	-1.62	-2.22	-2.72	-3.58	-4.47	-4.05	-3.84	-3.30	-2.51	-1.97	-1.50	-1.44	-0.98	-0.29	-0.17	-0.47	-0.69	-0.95	-1.07	-1.22	-1.37	-1.53	-1.83	-1.99
Dec	2	-16.05	-7.91	-4.80	-2.77	-1.69	-1.51	-1.76	-1.96	-2.61	-3.47	-3.30	-3.46	-3.18	-2.56	-2.03	-1.48	-1.44	-0.96	-0.34	-0.20	-0.50	-0.71	-0.95	-1.07	-1.22	-1.37	-1.54	-1.83	-2.03	

Tableau C.3 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-4

		Thermistance / Élévation (masl)																													
		Température moyenne mensuelle (°C)																													
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B#12	B#13	B#14	B#15	B #16	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B#12	B#13
			208	207	206	205	204	203	202	200	198	195	190	185	180	175	170	160	150	148	146	144	142	140	138	137	136	135	134	133	131
2013	Nov	20	-0.16	0.54	1.81	3.31	3.41	3.20	2.89	0.20	-0.76	-5.35	-10.22	-1.95	-0.20	1.83	-0.06	1.24	-0.02	0.09	0.03	0.01	-0.06	-0.04	-0.24	-0.64	-0.92	-0.14	-0.95	-1.77	-3.20
	Dec	9	-5.71	-4.34	-2.27	0.62	1.12	1.17	1.06	0.01	-1.94	-8.15	-10.38	-4.82	-0.36	0.58	-0.08	0.21	-0.07	-0.08	-0.11	-0.06	-0.10	-0.15	-1.10	-1.36	-1.45	-0.20	-1.14	-2.33	-3.48
2014	Jan	5	-9.93	-9.09	-7.93	-4.42	-1.92	-0.79	-0.13	-0.79	-3.22	-8.37	-9.53	-5.51	-0.67	0.09	-0.10	-0.08	-0.17	-0.10	-0.14	-0.07	-0.15	-0.70	-1.34	-1.52	-1.66	-1.25	-1.53	-2.67	-3.49
	Fev	3	-13.09	-13.61	-11.55	-9.27	-5.95	-3.66	-2.35	-2.47	-3.88	-7.98	-9.05	-5.48	-0.84	-0.02	-0.11	-0.09	-0.22	-0.16	-0.17	-0.09	-0.22	-0.87	-1.40	-1.60	-1.79	-2.01	-1.90	-2.80	-3.50
	Mar	5	-14.53	-13.46	-12.84	-11.00	-8.25	-6.27	-4.99	-4.19	-4.69	-7.62	-8.53	-5.34	-1.00	-0.06	-0.11	-0.09	-0.27	-0.16	-0.19	-0.09	-0.36	-0.96	-1.45	-1.65	-1.86	-2.16	-2.30	-2.86	-3.49
	Avr	4	-15.28	-14.93	-13.53	-12.25	-10.18	-8.37	-6.96	-5.64	-5.53	-7.27	-7.94	-5.11	-1.20	-0.09	-0.12	-0.10	-0.29	-0.21	-0.22	-0.10	-0.49	-1.03	-1.49	-1.69	-1.91	-2.25	-2.46	-2.99	-3.52
	Mai	5	-13.41	-13.33	-12.93	-12.08	-10.38	-8.71	-7.68	-6.41	-6.17	-7.00	-7.48	-4.88	-1.36	-0.10	-0.12	-0.11	-0.33	-0.23	-0.23	-0.12	-0.56	-1.07	-1.53	-1.73	-1.95	-2.30	-2.56	-3.03	-3.64
	Jun	4	-9.34	-11.18	-11.75	-11.52	-10.46	-9.27	-8.33	-7.19	-6.74	-6.81	-7.02	-4.67	-1.49	-0.11	-0.12	-0.11	-0.35	-0.26	-0.24	-0.12	-0.60	-1.10	-1.56	-1.76	-1.97	-2.33	-2.60	-3.06	-3.52
	Jul	4	-3.17	-6.03	-8.65	-9.77	-9.80	-9.39	-8.74	-7.76	-7.13	-6.85	-6.71	-4.52	-1.53	-0.12	-0.15	-0.12	-0.36	-0.29	-0.25	-0.13	-0.63	-1.13	-1.49	-1.78	-1.99	-2.35	-2.63	-3.07	-3.52
	Aout	5	0.73	-0.87	-3.19	-5.71	-7.41	-8.24	-8.34	-7.95	-7.44	-7.02	-6.45	-4.34	-1.57	-0.12	-0.13	-0.12	-0.38	-0.31	-0.26	-0.14	-0.67	-1.15	-1.60	-1.80	-2.01	-2.36	-2.64	-3.08	-3.51
	Sept	4	1.23	0.16	-0.56	-2.07	-4.09	-5.75	-6.73	-7.46	-7.42	-7.05	-6.25	-4.16	-1.58	-0.13	-0.14	-0.12	-0.39	-0.33	-0.28	-0.15	-0.70	-1.18	-1.62	-1.81	-2.02	-2.37	-2.64	-3.08	-3.51
	Oct	5	0.04	-0.09	-0.57	-1.50	-2.80	-4.10	-5.14	-6.45	-6.93	-6.81	-6.12	-4.00	-1.58	-0.14	-0.14	-0.12	-0.39	-0.34	-0.30	-0.17	-0.73	-1.20	-1.64	-1.82	-2.03	-2.37	-2.65	-3.07	-3.50
	Nov	3	-1.53	-1.31	-1.54	-2.08	-2.94	-3.79	-4.73	-5.83	-6.13	-6.22	-5.81	-3.83	-1.56	-0.14	-0.15	-0.12	-0.39	-0.35	-0.30	-0.19	-0.76	-1.22	-1.65	-1.90	-2.15	-2.39	-2.65	-3.07	-3.49
	Dec	2	-4.50	-1.62	-2.43	-2.69	-2.76	-3.68	-4.15	-5.46	-6.17	-6.33	-5.78	-3.82	-1.56	-0.14	-0.15	-0.12	-0.39	-0.36	-0.31	-0.21	-0.77	-1.24	-1.66	-1.89	-2.14	-2.41	-2.65	-3.14	-3.64
2015	Jan	2	-5.96	-6.27	-4.90	-4.40	-3.63	-4.40	-4.47	-5.43	-5.91	-6.21	-5.68	-3.77	-1.53	-0.16	-0.16	-0.12	-0.41	-0.37	-0.33	-0.26	-0.81	-1.27	-1.69	-1.86	-2.07	-2.42	-2.67	-3.08	-3.49
	Fev	3	-8.60	-7.53	-7.18	-6.61	-5.87	-5.56	-5.34	-5.47	-5.65	-5.89	-5.50	-3.56	-1.52	-0.18	-0.17	-0.13	-0.42	-0.39	-0.37	-0.33	-0.88	-1.30	-1.71	-1.89	-2.08	-2.42	-2.68	-3.08	-3.49
	Mar	1	-9.49	-8.42	-8.03	-8.15	-6.72	-6.33	-5.76	-6.12	-5.66	-5.61	-5.31	-3.47	-1.51	-0.19	-0.16	-0.13	-0.44	-0.39	-0.37	-0.36	-0.89	-1.30	-1.72	-1.89	-2.09	-	-2.68	-3.09	-3.47

Tableau C.4 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-5

Thermistance / Élévation (masl)																												
Température moyenne mensuelle (°C)																												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B #12	B #1	B #2	B #3	B #4	B #13	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B #12	B #13
			193	192.5	192	191.5	191	190.5	190	189	183	173	163	153	150	148	146	144	143	142	141	140	139	138	137	135	133	131
2013	Nov	17	-14.27	-8.18	-4.44	-0.98	0.45	0.34	0.30	-0.08	0.08	0.35	-3.06	-0.27	-0.36	-0.82	-0.15	0.11	0.27	0.16	0.05	-0.83	0.03	-0.83	-0.24	-2.05	-3.19	-3.54
	Dec	9	-19.63	-14.86	-10.96	-5.82	-2.13	-1.14	-0.63	-0.32	-0.19	-0.09	-5.86	-1.91	-1.43	-1.26	-0.60	-0.01	-0.11	-0.20	-0.25	-1.24		-1.41	-0.54	-2.81	-3.38	-3.68
2014	Jan	8	-24.60	-21.03	-17.92	-13.76	-10.22	-6.78	-5.84	-2.03	-0.58	-0.13	-6.56	-3.50	-2.28	-1.64	-1.18	-0.28	-0.02	-0.42	-0.68	-1.11		-1.76	-0.87	-2.95	-3.41	-3.70
	Fev	3	-24.75	-21.11	-18.64	-15.34	-12.26	-10.22	-7.98	-3.49	-1.84	-0.15	-6.63	-3.83	-2.61	-1.94	-1.30	-0.36	-0.05	-0.45	-1.05	-1.49		-2.10				
	Mar	5	-25.12	-22.48	-20.35	-17.23	-14.29	-12.38	-10.28	-6.09	-3.64	-0.16	-6.57	-3.95	-2.67	-2.06	-1.46	-0.70	-0.35	-0.80	-1.23	-1.69		-2.22				
	Avr	4	-19.09	-18.87	-18.21	-16.74	-15.15	-13.96	-12.37	-8.81	-5.01	-0.18	-6.39	-3.98	-2.71	-2.28	-1.70	-1.46	-1.12	-1.36	-1.51	-1.80		-2.29				
	Mai	5	-1.58	-4.63	-6.54	-8.00	-8.94	-9.55	-9.61	-9.26	-5.73	-0.21	-6.13	-4.01	-2.85	-2.66	-2.01	-1.62	-1.58	-1.69	-1.76	-1.96		-2.36				
	Jun	4	5.93	2.38	0.23	-1.35	-2.59	-3.91	-4.88	-6.96	-6.66	-0.23	-5.98	-4.11	-3.00	-2.55	-2.23	-1.71	-1.83	-1.92	-1.94	-2.04		-2.44				
	Jul	4	13.04	9.25	5.78	2.04	-0.32	-1.48	-2.33	-4.48	-6.88	-0.33	-5.89	-4.21	-2.80	-2.02	-1.58	-1.65	-1.87	-1.99	-1.96	-2.12		-2.51				
	Aout	5	9.35	8.26	6.88	4.51	1.90	0.30	-0.35	-1.18	-6.32	-1.07	-5.79	-4.11	-2.35	-1.64	-1.00	-1.47	-1.62	-1.95	-2.06	-2.26		-2.44				
	Sept	4	1.44	2.51	2.87	2.67	2.37	1.65	1.11	0.20	-4.48	-2.09	-5.83	-3.93	-2.21	-1.54	-1.33	-1.54	-1.70	-1.93	-2.04	-2.26		-2.58				
	Oct	5	-5.79	-2.47	-1.06	-0.19	0.13	-0.02	0.04	-0.12	-3.02	-2.90	-5.89	-3.75	-2.05	-1.56	-1.45	-1.60	-1.72	-1.93	-2.03	-2.25		-2.58				
	Nov	3	-22.67	-14.27	-9.20	-4.55	-1.12	-0.39	-0.19	-0.52	-2.15	-3.40	-6.01	-4.38	-2.15	-1.68	-1.57	-1.68	-1.75	-1.95	-2.04	-2.25		-2.58				
Dec	4	-18.41	-15.92	-11.48	-7.72	-7.46	-3.21	-2.28	-1.17	-2.20	-3.44	-6.00	-3.48	-3.08	-1.72	-1.55	-1.70	-1.76	-1.97	-2.02	-2.18		-2.59					
2015	Jan	2	-17.55	-15.79	-12.07	-9.25	-8.85	-4.64	-5.27	-2.57	-2.55	-3.51	-6.09	-3.44	-3.09	-1.84	-1.68	-1.78	-1.81	-2.00	-2.07	-2.27		-2.60				
	Fev	3	-18.44	-15.36	-13.83	-11.85	-9.84	-8.58	-7.06	-4.46	-3.62	-3.50	-6.07	-3.42	-2.24	-1.94	-1.81	-1.84	-1.87	-2.05	-2.10	-2.30		-2.61				
	Mar	1	-17.35	-15.09	-13.85	-12.09	-10.28	-9.29	-7.69	-5.12	-4.27	-3.49	-6.06	-3.48		-2.05	-1.95	-1.87	-1.93		-2.09	-2.31		-2.62				
	Jun	3	3.87	0.56	-0.46	-0.40	-0.55	-2.60	-3.97	-6.77	-8.40	-4.38	-5.40	-3.48	-2.64	-2.44	-2.16	-2.11	-2.10	-2.22	-2.24	-2.41		-2.68				
	Jul	5	12.33	8.31	4.95	1.47	-0.53	-1.64	-2.49	-4.84	-8.56	-4.91	-5.34	-3.53	-2.61	-2.45	-2.19	-2.14	-2.13	-2.24	-2.24	-2.39		-2.64				
	Aout	3	10.71	8.20	6.24	3.51	0.55	-0.74	-1.32	-2.98	-8.21	-5.56	-5.24	-3.58	-2.75	-2.44	-2.27	-2.19	-2.17	-2.28	-2.29	-2.44		-2.67				
	Sept	1	2.20	2.10	2.49	2.20	1.16	-0.09	-0.17	-0.41	-7.16	-6.07	-5.19	-3.58	-2.80	-2.56	-2.32	-2.25	-2.22	-2.32	-2.33	-2.47		-2.72				
	Oct	2	-9.42	-4.34	-1.94	-0.74	-0.10	-0.26	-0.11	-0.16	-5.37	-6.37	-5.23	-3.57	-2.89	-2.61	-2.37	-2.30	-2.27	-2.37	-2.37	-2.51		-2.74				

Tableau C.5 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-5 (suite)

Thermistance / Élévation (masl)																												
Température moyenne mensuelle (°C)																												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B #12	B #1	B #2	B #3	B #4	B #13	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B #12	B #13
			193	192.5	192	191.5	191	190.5	190	189	183	173	163	153	150	148	146	144	143	142	141	140	139	138	137	135	133	131
2016	Jun	3	9.41	4.42	1.48	-1.12	-2.59	-4.21	-5.37	-7.53	-8.62	-7.62	-5.08	-3.58	-2.68	-1.63	-1.55	-2.26	-2.35	-2.61	-2.63	-2.76		-2.93				
	Jul	4	15.23	11.61	8.08	4.01	0.19	-1.38	-2.40	-4.65	-8.73	-6.55	-5.03	-3.48	-2.28	-1.50	-1.45	-2.10	-2.23	-2.49	-2.56	-2.74		-2.95				
	Aout	2	10.97	9.98	8.28	4.94	1.55	-0.37	-0.59	-2.04	-8.76	-6.82	-5.05	-3.40	-2.35	-1.47	-1.42	-2.06	-2.16	-2.42	-2.51	-2.69		-2.94				
	Sept	2	1.93	1.55	2.31	2.29	1.82	0.93	0.37	-0.31	-6.21	-7.22	-5.03	-3.27	-2.20	-1.46	-1.26	-1.84	-1.99	-2.30	-2.42	-2.63		-2.91				
	Oct	3	-1.84	0.66	0.97	1.56	1.03	0.39	0.23	-0.22	-5.77	-7.33	-5.03	-3.23	-2.22	-1.60	-1.40	-1.85	-1.97	-2.28	-2.38	-2.60		-2.90				
2017	Jun	1	11.65	7.06	4.16	0.99	-0.74	-2.08	-3.07	-5.31	-7.90	-6.63	-5.02	-3.44	-3.01	-2.77	-2.68	-2.61	-2.59	-2.68	-2.66	-2.77		-2.95				
	Jul	4	16.66	11.78	8.95	4.47	0.67	-0.92	-1.36	-2.58	-7.60	-6.81	-5.00	-3.48	-3.07	-2.91	-2.72	-2.65	-2.63	-2.78	-2.69	-2.80		-3.69				
	Aout	4	11.27	9.56	8.08	6.10	4.99	1.65	0.77	-0.37	-6.58	-7.01	-4.98	-3.51	-3.11	-2.96	-2.77	-2.70	-2.68	-2.75	-2.74	-2.79		-3.00				
	Sept	3	7.53	4.87	4.10	3.65	3.10	2.12	1.54	-0.28	-5.51	-7.15	-4.96	-3.53	-3.17	-3.04	-2.83	-2.75	-2.73	-2.80	-2.78	-2.88		-3.04				
	Oct	2	-5.00	-3.46	-1.52	-0.35	0.25	0.00	0.12	-0.33	-4.74	-7.19	-4.99	-3.56	-3.20	-3.07	-2.87	-2.80	-2.77	-2.84	-2.82	-2.92		-3.06				

Tableau C.6 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-6

Thermistance / Élévation (masl)																															
Température moyenne mensuelle (°C)																															
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B#12	B#13	B#14	B#15	B #16	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B#12	B#13
			197.3	196.3	195.3	194.3	193.3	192.3	191.3	190.3	189.3	188.3	187.3	186.3	184.3	182.3	180.3	178.3	167.8	157.8	147.8	145.8	143.8	141.8	139.8	137.8	135.8	133.8	131.8	129.8	127.8
2013	Nov	20	-13.07	-6.35	-5.05	-6.39	-5.14	-2.76	-3.17	-4.43	-6.17	-7.01	-6.89	-6.78	-7.20	-6.47	-6.24	-7.71	-3.12	-2.86	-1.53	-1.80	-1.46	-0.11	-0.03	-1.80	-5.73	-6.26	-6.23	-6.52	-6.70
	Dec	8	-21.72	-17.21	-16.03	-16.93	-15.19	-8.99	-6.88	-6.05	-6.60	-7.99	-8.72	-9.13	-9.29	-8.76	-8.12	-7.75	-4.47	-3.64	-3.72	-3.67	-3.11	-0.80	-0.23	-4.33	-5.97	-6.41	-6.44	-6.72	-6.80
2014	Jan	5	-29.29	-26.17	-24.47	-24.31	-22.93	-16.61	-11.89	-10.60	-10.00	-9.60	-9.46	-9.41	-9.39	-8.94	-8.06	-7.18	-5.25	-3.79	-4.23	-4.25	-4.24	-4.10	-3.24	-5.14	-5.91	-6.39	-6.44	-6.74	-6.82
	Fev	2	-28.46	-25.98	-25.13	-25.04	-23.86	-19.26	-15.42	-14.09	-12.43	-11.32	-10.80	-10.03	-9.26	-8.56	-8.12	-6.66	-5.38	-3.81	-4.29	-4.46	-4.65	-4.70							
	Mar	5	-28.23	-27.18	-26.16	-25.67	-24.38	-20.65	-16.47	-15.36	-14.42	-13.35	-12.27	-11.11	-9.43	-8.30	-7.23	-6.37	-5.50	-3.85	-4.39	-4.63	-4.78	-5.06							
	Avr	4	-21.20	-23.32	-24.13	-24.06	-23.17	-20.76	-17.40	-16.50	-15.97	-14.99	-13.65	-12.18	-9.83	-8.26	-7.08	-6.27	-5.38	-3.90	-4.49	-4.76	-4.92	-5.19							
	Mai	5	-5.05	-11.28	-15.31	-17.26	-18.17	-18.25	-18.02	-17.65	-16.76	-15.83	-14.67	-13.00	-10.29	-8.44	-7.20	-6.54	-5.13	-3.93	-4.59	-4.85	-5.02	-5.29							
	Jun	4	4.55	-1.01	-4.54	-7.89	-11.01	-12.22	-14.33	-15.46	-15.39	-15.07	-14.57	-13.29	-10.61	-8.67	-7.43	-6.82	-5.12	-3.97	-4.66	-4.96	-5.09	-5.35							
	Jul	4	12.84	7.62	2.65	-1.35	-6.29	-8.76	-11.47	-12.98	-13.39	-13.42	-13.56	-12.88	-10.79	-8.87	-7.63	-7.01	-5.67	-4.01	-4.73	-5.00	-5.15	-5.40							
	Aout	5	11.00	9.21	5.73	1.32	-1.81	-4.07	-6.97	-9.08	-10.33	-11.34	-11.83	-11.79	-10.58	-8.96	-7.74	-7.02	-6.15	-4.09	-4.79	-5.05	-5.20	-5.45							
	Sept	4	3.98	4.80	3.94	1.85	-0.21	-1.44	-3.63	-5.71	-7.21	-9.43	-9.74	-10.42	-10.07	-8.88	-7.75	-6.81	-6.34	-4.19	-4.85	-5.10	-5.24	-5.48							
	Oct	4	-2.86	-0.20	0.28	0.06	-0.45	-1.08	-2.55	-4.31	-5.89	-7.56	-8.14	-8.52	-9.28	-8.63	-7.63	-6.80	-6.23	-4.26	-4.91	-5.15	-5.28	-5.51							
	Nov	4	-14.46	-7.64	-5.24	-5.08	-3.89	-2.70	-2.92	-4.09	-5.52	-6.91	-7.61	-8.07	-8.47	-7.99	-7.34	-6.59	-5.83	-4.31	-4.94	-5.18	-5.31	-5.40							
Dec	4	-19.43	-14.37	-12.87	-13.78	-11.70	-7.95	-5.36	-5.13	-6.02	-6.64	-7.38	-7.83	-7.98	-7.88	-7.18	-6.66	-5.84	-4.30	-4.93	-5.31	-5.31	-5.56								
2015	Jan	4	-26.75	-22.25	-20.26	-19.90	-17.38	-14.56	-10.31	-8.72	-8.00	-7.64	-7.45	-7.24	-7.36	-7.08	-6.49	-5.81	-5.63	-4.35	-4.98	-5.22	-5.36	-5.58							
	Fev	4	-30.95	-27.49	-25.45	-24.05	-20.38	-17.53	-12.38	-10.73	-9.91	-9.47	-8.68	-7.89	-7.19	-6.70	-6.11	-5.53	-5.58	-4.35	-4.99	-5.24	-5.38	-5.60							
	Mar	3	-26.68	-25.01	-24.18	-23.09	-20.37	-18.33	-13.83	-12.39	-11.77	-11.15	-10.01	-8.74	-7.34	-6.50	-5.83	-5.28	-5.52	-4.37	-4.99	-5.25	-5.39	-5.61							
	Avr	4	-20.38	-21.19	-21.44	-21.17	-19.56	-18.05	-14.36	-13.16	-12.42	-11.78	-10.83	-9.47	-7.64	-6.52	-5.76	-5.30	-5.44	-4.41	-5.01	-5.25	-5.40	-5.61							
	Mai	5	-7.22	-11.72	-15.11	-16.76	-17.10	-16.74	-15.04	-14.24	-13.58	-12.63	-11.57	-10.13	-8.01	-6.62	-5.79	-5.37	-5.24	-4.32	-5.03	-5.27	-5.40	-5.62							
	Jun	3	1.07	-2.48	-4.50	-4.63	-4.23	-7.73	-11.23	-12.88	-13.02	-12.41	-11.73	-10.48	-8.36	-6.86	-5.97	-5.57	-5.10	-4.32	-5.04	-5.28	-5.42	-5.63							
	Jul	5	10.66	5.06	0.79	-1.38	-3.71	-4.92	-7.09	-9.10	-10.12	-10.69	-10.68	-10.07	-8.51	-7.09	-6.20	-5.80	-5.12	-4.34	-5.06	-5.29	-5.42	-5.61							
	Aout	3	11.23	8.66	4.46	0.71	-1.31	-2.85	-5.05	-7.02	-8.25	-9.14	-9.44	-9.28	-8.39	-7.26	-6.43	-5.96													
	Sept	2	2.98	4.01	3.09	1.04	-0.66	-1.58	-3.16	-4.79	-5.98	-7.30	-7.90	-8.15	-7.98	-7.21	-6.49	-6.00	-5.56	-4.42	-5.10	-5.33	-5.46	-5.62							
	Oct	4	-4.59	-1.18	-0.29	-0.47	-0.71	-1.23	-2.27	-3.31	-4.39	-4.11	-5.34	-6.53	-7.37	-7.06	-6.43	-5.81	-5.51	-4.48	-5.12	-5.33	-5.49	-5.62							
	Nov	2	-10.82	-5.94	-4.80	-4.22	-2.47	-2.09	-2.34	-3.09	-4.01	-4.97	-5.54	-6.03	-6.80	-6.73	-6.28	-5.61	-5.45	-4.50	-5.16	-5.34	-5.43	-5.66							
Dec	2	-18.61	-13.93	-10.33	-9.26	-7.00	-5.62	-4.27	-3.93	-4.28	-4.84	-5.27	-5.67	-6.26	-6.32	-6.02	-5.66	-5.78	-4.83	-5.40	-5.55	-5.71	-5.88								

Tableau C.7 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-6 (suite)

Thermistance / Élévation (masl)																															
Température moyenne mensuelle (°C)																															
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B#12	B#13	B#14	B#15	B#16	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10	B #11	B#12	B#13
			197.3	196.3	195.3	194.3	193.3	192.3	191.3	190.3	189.3	188.3	187.3	186.3	184.3	182.3	180.3	178.3	167.8	157.8	147.8	145.8	143.8	141.8	139.8	137.8	135.8	133.8	131.8	129.8	127.8
2016	Jan	5	-22.87	-17.13	-14.60	-13.79	-10.70	-8.94	-6.66	-5.56	-5.14	-5.07	-5.27	-5.42	-5.89	-5.96	-5.75	-5.45	-5.59	-4.62	-5.18	-5.38	-5.50	-5.68							
	Fev	2	-27.14	-20.72	-17.40	-16.47	-13.05	-11.15	-8.35	-6.92	-6.17	-5.71	-5.65	-5.55	-5.66	-5.70	-5.55	-5.35	-5.60	-4.61	-5.18	-5.30	-5.45	-5.60							
	Mar	5	-23.97	-21.73	-20.10	-18.83	-15.63	-13.64	-9.90	-8.20	-7.53	-7.05	-6.57	-6.06	-5.66	-5.50	-5.32	-5.14	-5.59	-4.62	-5.19	-5.38	-5.51	-5.68							
	Avr	3	-19.60	-19.27	-18.08	-17.15	-15.40	-13.98	-10.74	-9.25	-8.74	-8.25	-7.60	-6.78	-5.87	-5.46	-5.19	-5.00	-5.53	-4.60	-5.16	-5.38	-5.51	-5.65							
	Mai	3	-3.52	-7.86	-13.73	-14.88	-14.56	-13.84	-11.78	-10.68	-10.23	-9.48	-8.64	-7.65	-6.22	-5.55	-5.21	-5.10	-5.18	-4.49	-5.18	-5.24	-5.51	-5.60							
	Jun	4	4.28	-1.65	-6.25	-9.32	-11.62	-12.08	-11.62	-11.17	-10.66	-9.90	-9.19	-8.10	-6.58	-5.75	-5.35	-5.28	-4.75	-4.51	-5.15	-5.28	-5.57	-5.39							
	Jul	4	14.74	8.99	2.59	-1.90	-5.73	-7.48			-9.81						-5.55	-5.48													
	Aout	2	12.97	9.45	4.60	0.64	-2.12	-4.00	-6.20	-7.81	-8.44	-8.63	-8.60	-8.16	-7.08	-6.21	-5.72	-5.23	-5.36	-4.65	-5.24	-5.45	-5.49	-5.62							
	Sept	2	3.14	4.50	3.35	0.80	-0.85	-1.76	-3.14	-4.59	-5.67	-6.86	-6.86	-6.96	-6.84	-6.36	-5.92	-5.66	-5.56	-4.66	-5.25	-5.41	-5.50	-5.69							
	Oct	5	0.26	1.72	1.04	0.22	-0.69	-1.31	-2.45	-3.85	-4.74	-5.72	-6.18	-6.44	-6.56	-6.28	-5.94	-5.63	-5.46	-4.62	-5.15	-5.31	-5.40	-5.60							
	Nov	4	-5.65	-2.30	-1.00	-0.88	-1.03	-1.33	-2.17	-3.32	-4.31	-5.19	-5.59	-5.85	-6.22	-6.16	-5.86	-5.55	-5.48	-5.28	-5.17	-5.31	-5.39	-5.58							
	Dec	4	-12.72	-7.77	-5.13	-3.96	-3.06	-2.75	-2.80	-3.26	-3.91	-4.83	-5.12	-5.50	-5.76	-5.95	-5.72	-5.43	-5.54	-4.76	-5.16	-5.30	-5.37	-5.57							
2017	Jan	3	-18.38	-14.33	-9.78	-7.33	-5.94	-5.19	-4.40	-4.18	-4.37	-4.67	-4.94	-5.14	-5.53	-5.64	-5.57	-5.33	-5.55	-4.76	-5.16	-5.30	-5.37	-5.56							
	Fev	3	-19.67	-14.83	-11.30	-9.76	-8.19	-7.25	-5.95	-5.17	-4.96	-4.90	-5.02	-5.08	-5.36	-5.55	-5.50	-5.39	-5.61	-4.76	-5.16	-5.31	-5.38	-5.57							
	Mar	5	-23.18	-18.45	-16.06	-14.09	-11.12	-9.77	-7.86	-6.56	-5.99	-5.61	-5.47	-5.32	-5.27	-5.34	-5.29	-5.25	-5.51	-4.76	-5.17	-5.32	-5.39	-5.56							
	Avr	4	-16.70	-16.43	-14.95	-13.33	-12.06	-11.17	-9.36	-7.85	-6.99	-6.41	-6.11	-5.69	-5.34	-5.25	-5.17	-5.06	-5.36	-4.77	-5.17	-5.32	-5.39	-5.57							
	Mai	4	-7.75	-10.18	-11.91	-12.18	-11.76	-11.24	-9.88	-8.57	-7.66	-7.03	-6.67	-6.31	-5.49	-5.23	-5.07	-4.95	-5.11	-4.75	-5.17	-5.33	-5.39	-5.52							
	Jun	5	7.64	1.02	-1.86	-4.98	-7.20	-8.00	-8.73	-8.47	-7.89	-7.31	-7.04	-6.49	-5.80	-5.33	-5.31	-5.03	-4.99	-4.73	-5.18	-5.27	-5.38	-5.48							
	Jul	4	13.94	8.42	2.15	-0.88	-3.24	-4.45	-5.89	-6.82	-7.04	-7.04	-6.94	-6.56	-5.92	-5.44	-5.18	-5.08	-5.04	-4.71	-5.15	-5.28	-5.39	-5.57							
	Aout	5	11.61	8.52	3.88	0.26	-1.14	-2.22	-3.64	-4.97	-5.73	-6.00	-6.43	-6.33	-5.94	-5.55	-5.23	-5.08	-5.10	-4.72	-5.10	-5.26	-5.34	-5.54							
	Sept	3	6.00	5.33	3.19	0.48	-0.74	-1.37	-2.28	-2.43	-2.19	-1.83	-3.63	-4.85	-5.59	-5.53	-5.27	-5.11	-5.22	-4.72	-5.09	-5.26	-5.34	-5.54							
	Oct	3	-3.19	-0.13	0.56	0.10	-0.53	-0.95	-1.36	-1.72	-2.06	-2.36	-3.13					-5.26	-5.10	-5.23	-4.74	-5.11	-5.27	-5.36	-5.54						

Tableau C.8 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-7

Thermistance / Élévation corrigée selon la pente (masl)												
Température moyenne mensuelle (°C)												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10
			173.0	172.7	172.4	172.1	171.8	171.5	171.1	170.8	170.5	170.2
2015	Oct	3	0.40	0.24	0.71	0.73	0.60	0.16	0.00	-0.02	-0.03	-0.02
	Nov	1	-0.11	-0.13	-0.09	-0.09	-0.09	-0.11	-0.09	-0.11	-0.15	-0.18
	Dec	2	-1.33	-0.45	-0.11	-0.12	-0.13	-0.13	-0.11	-0.15	-0.19	-0.28
2016	Jan	4	-6.22	-4.88	-3.60	-2.56	-1.88	-1.61	-1.47	-1.50	-1.62	-1.70
	Fev	2	-10.38	-9.20	-7.96	-7.07	-6.35	-5.85	-5.50	-5.31	-5.23	-5.21
	Mar	4	-13.54	-12.64	-11.61	-10.80	-10.07	-9.51	-9.05	-8.75	-8.59	-8.49
	Avr	3	-13.85	-13.47	-12.90	-12.44	-12.00	-11.62	-11.26	-11.02	-10.90	-10.80
	Mai	4	-10.49	-10.99	-11.23	-10.70	-11.38	-11.33	-11.22	-11.18	-11.18	-11.15
	Jun	4	1.02	-1.37	-2.97	-3.84	-4.55	-5.21	-5.70	-6.25	-6.58	-6.92
	Jul	3	11.60	8.00	4.95	2.33	0.29	-0.88	-1.47	-2.07	-2.44	-2.83
	Aout	2	11.48	9.83	7.87	4.80	4.04	1.87	0.04	-0.22	-0.26	-0.47
	Sept	2	3.30	3.62	3.50	3.02	2.34	1.60	0.72	-0.04	-0.18	-0.30
	Oct	5	1.62	1.63	1.60	1.52	1.18	0.87	0.49	0.00	-0.15	-0.27
	Nov	4	-0.49	-0.11	-0.04	-0.05	-0.05	-0.06	-0.06	-0.10	-0.15	-0.19
Dec	5	-3.04	-1.97	-0.78	-0.35	-0.14	-0.13	-0.09	-0.12	-0.17	-0.28	
2017	Jan	3	-9.22	-7.20	-5.40	-3.93	-2.64	-1.81	-1.17	-0.86	-0.92	-1.11
	Fev	3	-13.89	-9.34	-8.09	-7.10	-6.24	-5.57	-4.87	-4.32	-4.16	-4.07
	Mar	5	-12.39	-11.40	-10.40	-9.62	-8.94	-8.39	-7.78	-7.23	-7.02	-6.91
	Avr	4	-12.20	-11.82	-11.29	-10.86	-10.44	-10.06	-9.55	-9.08	-8.95	-8.84
	Mai	4	-6.34	-7.77	-8.54	-9.10	-9.46	-9.63	-9.61	-9.54	-9.54	-9.53
	Jun	5	2.91	0.95		-1.35	-1.51	-1.30	-1.49	-2.48	-3.49	-4.29
	Jul	4	9.82	7.18		1.84	1.29	-0.21	-0.76	-1.18	-1.50	-1.78
	Aout	5	8.83	7.71		4.41	2.66	1.05	-0.11	-0.39	-0.59	-0.74
	Sept	3	4.75	4.37	3.17	3.12	2.26	1.33	0.33	-0.18	-0.28	-0.40
	Oct	3	-1.21	0.22		0.56	0.50	0.34	0.11	-0.13	-0.22	-0.32

Tableau C.9 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-8

Thermistance / Élévation (masl)												
Température moyenne mensuelle (°C)												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10
			172.9	171.9	170.9	169.9	168.9	167.9	166.9	165.9	164.9	163.9
2015	Oct	4	-0.88	0.60	0.95	1.03	0.73	0.81	-0.32	-1.27	-1.54	-2.91
	Nov	1	-3.36	-0.32	-0.07	-0.07	1.28	-0.05	-1.79	-2.98	-3.75	-4.28
	Dec	2	-6.68	-2.12	-0.79	-0.83	-1.28	-1.88	-2.53	-3.23	-3.85	-4.44
2016	Jan	5	-12.37	-5.05	-2.94	-2.59	-2.59	-2.91	-3.18	-3.77	-4.50	-5.04
	Fev	2	-15.47	-7.71	-4.75	-3.84	-3.64	-3.78	-4.07	-4.59	-5.20	-6.03
	Mar	5	-16.82	-10.80	-7.57	-6.27	-5.59	-5.44	-5.57	-6.00	-6.74	-7.61
	Avr	3	-15.15	-11.69	-9.40	-8.09	-7.54	-7.34	-7.27	-7.57	-8.25	-9.25
	Mai	3	-9.21	-9.64	-10.24	-9.65	-9.13	-8.85	-8.62	-8.68	-9.00	-9.68
	Jun	4	0.69	-4.45	-7.01	-8.25	-8.80	-9.12	-9.13	-9.26	-9.41	-9.76
	Jul	4	11.58	3.88	-0.33	-3.20	-5.13	-6.60	-7.55	-8.27	-8.74	-9.02
	Aout	2	11.37	6.42	2.06	-0.50	-2.19	-3.76	-4.98	-6.06	-6.96	-7.52
	Sept	2	3.75	3.59	2.25	0.69	-0.17	-0.80	-1.56	-1.33	-2.46	-2.95
	Oct	5	1.37	1.69	1.22	0.58	0.09	-0.45	-1.00	-1.73	-2.23	-2.77
	Nov	4	-4.28	-0.91	-0.08	-0.10	-0.18	-0.66	-1.34	-2.47	-2.92	-3.64
Dec	5	-6.24	-2.07	-0.54	-0.18	-0.40	-0.93	-1.76	-2.49	-3.12	-3.74	
2017	Jan	3	-10.58	-4.84	-2.50	-1.48	-1.25	-1.54	-2.08	-2.85	-3.44	-4.04
	Fev	3	-11.00	-6.47	-4.35	-3.27	-2.72	-2.69	-2.87	-3.40	-3.87	-4.47
	Mai	3	-12.77	-7.83	-5.82	-4.82	-4.25	-4.10	-4.03	-4.29	-4.63	-5.21
	Jun	4	5.18	-1.05	-3.41	-3.73	-3.73	-4.95	-4.96	-5.10	-5.83	-6.33
	Jul	3	8.95	4.58	1.13	-0.11	-0.91	-1.57	-1.52	-1.64	-1.62	-1.50
	Aout	5	9.17	5.50	2.54	0.01	-0.46	-0.94	-0.82	-0.83	-0.71	-0.85
	Sept	3	5.11	3.84	1.99	0.11	-0.32	-0.63	-0.67	-0.90	-1.10	-1.56
	Oct	3	0.12	0.94	0.61	-0.06	-0.36	-0.55	-0.60	-0.76	-1.00	-1.27

Tableau C.10 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-9

Thermistance / Élévation corrigée selon la pente (masl)												
Température moyenne mensuelle (°C)												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10
			170.8	170.5	170.2	169.9	169.6	169.3	169.0	168.7	168.4	168.1
2015	Oct	4	0.62	0.67	0.76	0.65	0.57	0.37	0.26	0.06	-0.04	-0.04
	Nov	1	-0.83	-0.15	-0.07	-0.07	-0.07	-0.11	-0.07	-0.09	-0.07	-0.24
	Dec	2	-4.44	-2.51	-0.95	-0.24	-0.12	-0.16	-0.12	-0.14	-0.12	-0.13
2016	Jan	4	-6.62	-4.81	-3.20	-1.92	-1.19	-0.35	-0.18	-0.20	-0.20	-0.26
	Fev	2	-10.09	-8.14	-6.45	-5.07	-4.02	-3.36	-2.84	-2.55	-2.35	-2.28
	Mar	5	-12.45	-11.05	-9.74	-8.62	-7.72	-7.15	-6.64	-6.36	-6.15	-6.07
	Avr	4	-13.01	-12.24	-11.42	-10.70	-10.05	-9.61	-9.16	-8.87	-8.65	-8.53
	Mai	4	-6.40	-7.48	-8.11	-8.32	-8.78	-9.10	-9.16	-9.19	-9.13	-9.11
	Jun	4	3.02	0.61	-1.18	-1.91	-2.44	-3.04	-3.61	-3.22	-3.44	-3.14
	Jul	4	12.17	8.68	5.40	2.35	0.45	-0.39	-0.81	-1.35	-1.75	-2.02
	Aout	1	10.59	9.37	7.73	6.02	4.05	1.72	-0.09	-0.48	-0.75	-0.98
	Sept	2	3.70	3.79	3.89	3.51	2.82	1.98	1.08	0.31	-0.24	-0.36
	Oct	5	1.34	1.79	1.84	1.71	1.50	1.13	1.37	0.15	-0.14	-0.26
	Nov	4	-0.13	-0.06	0.06	0.06	0.04	0.02	-0.02	-0.06	-0.16	-0.30
Dec	5	-1.42	-0.53	-0.19	-0.08	-0.08	-0.11	-0.06	-0.08	-0.11	-0.18	
2017	Jan	3	-5.01	-3.44	-2.11	-0.98	-0.30	-0.13	-0.09	-0.11	-0.15	-0.25
	Fev	3	-7.12	-5.61	-4.32	-3.21	-2.29	-1.60	-1.11	-1.02	-1.12	-1.26
	Mar	5	-9.93	-8.38	-7.16	-6.22	-5.56	-5.14	-4.51	-4.29	-4.10	-4.08
	Avr	4	-10.46	-9.85	-9.19	-8.62	-8.10	-7.72	-7.22	-6.99	-6.81	-6.73
	Mai	4	-5.36	-6.92	-7.21	-7.35	-7.34	-7.35	-7.22	-7.07	-7.02	-7.04
	Jun	4	5.62	2.33	0.82	-0.34	-0.81	-1.37	-2.31	-2.57	-3.08	-3.41
	Jul	4	11.93	8.15	5.49	3.07	1.18	0.14		-0.60	-1.12	-1.47
	Aout	5	10.38	8.53	6.78	4.93	3.13	1.48		-0.31	-0.51	-0.70
	Sept	3	5.49	5.16	4.54	3.70	2.74	1.72	0.75	-0.06	-0.26	-0.40
	Oct	3	-1.51	0.44	0.94	1.06	0.96	0.68		0.01	-0.18	-0.30

Tableau C.11 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-10

Thermistance / Élévation (masl)												
Température moyenne mensuelle (°C)												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10
			171.1	170.1	169.1	168.1	167.1	166.1	165.1	164.1	163.1	162.1
2015	Oct	4	1.41	2.50	2.49	2.20	2.06	1.60	0.84	0.26	-0.58	-1.22
	Nov	1	-3.36	-1.32	-0.69	-0.77	-0.83	-0.87	-0.36	-1.34	-1.95	-2.34
	Dec	2	-5.04	-1.97	-0.36	-0.13	-0.14	-0.25	-1.00	-1.83	-2.41	-2.60
2016	Jan	4	-8.06	-4.28	-2.08	-0.97	-1.33	-2.24	-2.56	-3.15	-3.68	-3.77
	Fev	2	-11.77	-7.40	-4.63	-3.37	-3.25	-3.50	-3.93	-4.52	-5.11	-5.19
	Mar	5	-13.87	-9.75	-6.65	-5.09	-4.61	-4.70	-5.23	-5.70	-6.21	-6.26
	Avr	4	-13.11	-10.16	-7.56	-6.13	-6.47	-6.08	-6.30	-6.52	-6.83	-6.82
	Mai	4	-7.06	-7.87	-7.32	-6.35	-6.27	-6.21	-6.34	-6.29	-6.37	-6.29
	Jun	4	1.99	-1.97	-3.59	-4.52	-4.99	-5.17	-5.24	-5.04	-4.46	-4.35
	Jul	4	12.98	7.93	4.49	0.49	-1.34	-2.57	-3.35	-3.69	-3.78	-3.75
	Aout	2	12.92	9.55	6.54	3.00	0.98	-0.91	-1.91	-2.52	-3.00	-3.28
	Sept	2	5.41	5.44	4.99	3.18	1.51	0.11	-0.57	-1.21	-1.87	-2.32
	Oct	4	2.42	2.85	2.65	1.91	1.00	0.18	-0.35	-0.92	-1.45	-1.88
	Nov	4	-2.07	-0.07	0.19	0.22	0.02	-0.08	-0.30	-0.86	-1.29	-1.54
Dec	4	-3.22	-1.16	-0.28	-0.13	-0.16	-0.34		-1.39	-1.79	-1.87	
2017	Jan	3	-6.30	-3.12	-1.55	-0.85	-1.07	-1.58		-2.28	-2.51	-2.44
	Fev	3	-7.37	-4.64	-2.93	-2.12	-2.12	-2.32		-2.87	-3.08	-2.93
	Mar	4	-8.95	-5.81	-4.04	-3.15	-3.12	-3.17		-3.81	-4.06	-3.76
	Avr	4	-9.25	-7.16	-5.53	-4.52	-4.32	-4.33		-4.69	-4.81	-4.59
	Mai	4	-5.77	-5.86	-5.36	-4.87	-4.87	-4.71	-4.94	-4.78	-4.53	-3.91
	Jun	5	2.14	-0.78	-2.97	-3.38	-3.79	-3.66	-3.38	-2.89	-1.97	-1.95
	Jul	4	9.40	4.72	1.27	-0.83	-1.80	-1.82	-1.84	-1.59	-1.00	-1.25
	Aout	4	10.32	7.05	3.90	1.51	-0.18	-0.83	-1.05	-1.06	-1.04	-1.23
	Sept	3	6.62	6.13	4.64	2.73	1.22	-0.04	-0.34		-0.83	-1.06
	Oct	3	0.81	2.41	2.17	1.41	0.66	0.03	-0.26	-0.50	-0.73	-0.94

Tableau C.12 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-11

Thermistance / Élévation corrigée selon la pente (masl)												
Température moyenne mensuelle (°C)												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10
			192.6	192.3	192.0	191.7	191.4	191.1	190.8	190.5	190.2	189.9
2015	Oct		-1.44	-0.93	-0.71	-0.71	-0.82	-0.58	-0.26	-0.29	-0.33	-0.30
	Nov		-3.99	-2.71	-1.90	-1.76	-1.79	-0.88	-0.03	-0.22	-0.24	-0.36
	Dec		-9.38	-8.14	-7.09	-6.62	-5.72	-9.33	-9.22	-10.34	-2.83	-2.36
2016	Jan		-14.52	-13.62	-12.78	-12.22	-11.79	-10.19	-8.72	-8.07	-7.49	-6.88
	Mai		-6.97	-8.97	-10.41	-11.18	-11.65	-11.88	-12.56	-12.92	-13.13	-13.06
	Jun		3.49	0.98	-1.43	-2.51	-3.86	-5.10	-6.60	-7.50	-8.37	-9.00
	Jul		12.70	9.14	5.01	1.68	-0.17	-1.12	-1.93	-2.57	-3.33	-3.90
	Aout		11.98	10.72	7.51	4.17	0.91	-0.34	-0.78	-1.07	-1.48	-1.66
	Sept		2.00	2.73	2.57	1.98	1.07	0.10	-0.14	-0.27	-0.36	-0.46
	Oct		0.87	1.09	1.11	0.97	0.64	0.10	-0.11	-0.23	-0.52	-0.66
Nov		-3.08	-3.05	-3.46	-4.06	-4.01	-2.76	-1.63	-1.19	-1.02	-0.90	
2017	Mai		-0.73	-4.36	-3.18	-4.82	-8.28	-9.09	-8.56	-7.36	-6.14	-5.38
	Jun		5.97	3.43	1.24	-0.02	-1.14	-2.84	-4.12	-4.84	-6.25	-7.01
	Jul		12.31	8.78	4.95	1.62	-0.44	-1.23	-1.83	-2.33	-3.11	-3.49
	Aout		10.27	8.16	5.58	2.91	0.32	-0.49	-0.74	-1.31	-1.62	-1.90
	Sept		5.01	4.19	3.16	2.07	0.81	-0.11	-0.32	-0.52	-0.86	-1.07
	Oct		-2.55	-0.75	-0.16	-0.04	-0.25	-0.25	-0.22	-0.38	-0.66	-0.81

Tableau C.13 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-12

Thermistance / Élévation (masl)												
Température moyenne mensuelle (°C)												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10
			192.9	191.9	190.9	189.9	188.9	187.9	186.9	185.9	184.9	183.9
2015	Oct		-2.19	-0.10	-0.16	-0.43	-0.31	-0.36	-0.12	-0.06	-0.05	0.13
	Nov		-5.97	-0.48	-0.15	-0.13	-0.11	-0.28	-0.15	0.36	1.59	0.25
	Dec		-16.30	-9.37	-5.40	-1.97	-0.67	-0.20	-0.18	-0.07	-0.07	-0.01
2016	Jan		-19.60	-14.59	-10.85	-6.58	-4.01	-2.48	-1.48	-0.90	-0.79	-0.90
	Mai		-4.14	-8.13	-9.93	-10.24	-10.05	-9.23	-7.94	-6.44	-5.09	-4.24
	Jun		3.92	-1.37	-3.10	-4.77	-6.49	-7.13	-7.05	-6.33	-5.36	-4.64
	Jul		13.44	7.34	2.03	-1.16	-2.84	-3.99	-4.70	-4.96	-4.92	-4.56
	Aout		12.64	7.48	2.82	-0.56	-1.67	-2.52	-3.37	-3.84	-4.09	-4.06
	Sept		2.70	3.07	1.59	-0.27	-1.00	-1.59	-2.26	-2.68	-3.04	-3.13
	Oct		0.59	1.26	0.65	-0.23	-0.83	-1.32	-1.91	-2.30	-2.62	-2.75
2017	Nov		-9.43	-4.20	-1.95	-0.98	-0.87	-1.07	-1.50	-1.83	-2.15	-2.29
	Mai		-0.73	-4.36	-3.18	-4.82	-8.28	-9.09	-8.56	-7.36	-6.14	-5.38
	Jun		6.75	1.46	-0.28	-2.61	-4.78	-6.00	-6.65	-6.55	-6.05	-5.56
	Jul		13.57	6.91	1.04	-1.23	-2.56	-3.51	-4.40	-4.89	-5.10	-5.01
	Aout		10.95	6.32	1.87	-0.67	-1.61	-2.36	-3.15	-3.66	-3.97	-4.07
	Sept		5.25	3.84	1.41	-0.40	-1.09	-1.67	-2.30	-2.74	-3.14	-3.28
	Oct		-2.64	0.26	0.02	-0.72	-1.22	-1.74	-2.19	-2.57	-2.81	

Tableau C.14: Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-13

Thermistance / Élévation corrigée selon la pente (masl)												
Température moyenne mensuelle (°C)												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10
			191.1	190.8	190.5	190.2	189.9	189.6	189.3	189.0	188.7	188.4
2015	Oct	3	-1.06	-0.59	-0.34	-0.21	-0.21	-0.28	-0.29	-0.37	-0.43	-0.45
	Dec	1	-5.07	-4.32	-3.82	-3.49	-3.33	-3.30	-3.28	-3.43	-3.38	-3.45
2016	Jun	3	3.96	1.03	-1.08	-2.59	-4.19	-5.43	-6.46	-7.39	-8.09	-8.73
	Jul	4	10.11	5.33	1.23	-0.62	-1.46	-2.24	-2.97	-3.71	-4.11	-4.97
	Aout	1	6.94	4.49	2.37	0.16	-0.32	-0.50	-0.90	-1.74	-2.60	-3.30
	Sept	2	1.07	1.08	0.84	0.36	-0.05	-0.38	-0.68	-1.02	-1.41	-1.78
	Oct	3	0.50	0.59	0.46	0.20	-0.16	-0.47	-0.72	-1.05	-1.40	-1.71
2017	Jun	1	6.13	2.42	-0.17	-1.46	-2.67	-3.56	-4.29	-5.01	-5.73	-6.36
	Jul	4	8.80	6.33	2.74	0.41	-0.24	-1.02	-1.82	-2.60	-3.36	-4.00
	Aout	5	8.24	5.71	3.52	1.54	0.44	-0.37	-0.89	-1.37	-1.88	-2.36
	Sept	3	3.90	2.17	1.40	0.65	0.18	-0.26	-0.60	-0.91	-1.27	-1.60
	Oct	3	-2.98	-1.28	-0.47	-0.09	-0.07	-0.28	-0.54	-0.82	-1.13	-1.41

Tableau C.15 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-14

Thermistance / Élévation (masl)												
Température moyenne mensuelle (°C)												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10
			190.9	189.9	188.9	187.9	186.9	185.9	184.9	183.9	182.9	181.9
2015	Oct	3	-2.75	-1.40	-1.25	-1.36	-2.32	-3.10	-3.38	-3.75	-4.35	-5.40
	Dec	1	-7.79	-5.67	-5.15	-4.95	-5.46					
2016	Jun	2	4.04	-1.85	-5.48	-8.53	-10.30	-10.96	-10.90	-10.79	-10.54	-10.39
	Jul	4	7.23	-0.79	-3.34	-5.96	-8.24	-9.65	-10.28	-10.59	-10.61	-10.68
	Aout	2	7.51	0.00	-2.03	-4.27	-6.70	-8.57	-9.44	-10.02	-10.34	-10.64
	Sept	1	0.88	-0.26	-1.48	-3.08	-5.19	-7.23	-8.38	-9.11	-9.62	-10.09
	Oct	3	0.27	-0.48	-1.47	-2.92	-4.88	-6.89	-7.99	-8.74	-9.36	-9.88
2017	Jun	1	3.95	-1.83	-4.63	-7.21	-9.05	-10.09	-10.23	-10.21	-10.01	-9.96
	Jul	4	6.61	-0.75	-2.86	-5.25	-7.36	-8.88	-9.58	-9.95	-10.02	-10.15
	Aout	5	5.85	-0.11	-1.67	-3.63	-5.80	-7.59	-8.51	-9.06	-9.31	-9.64
	Sept	3	2.04	-0.16	-1.37	-2.87	-4.85	-6.67	-7.70	-8.36	-8.77	-9.34
	Oct	3	-3.20	-1.78	-1.91	-2.80	-4.48	-6.28	-7.34	-8.03	-8.49	-9.01

Tableau C.16 : Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-15

Thermistance / Élévation corrigée selon la pente (masl)												
Température moyenne mensuelle (°C)												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10
			191.4	190.9	190.4	189.9	189.4	188.9	188.4	187.9	187.4	186.9
2015	Oct	3	0.32	0.62	1.02	1.33	1.45	1.61	1.77	1.72	1.43	1.79
2016	Jun	3	4.41	1.64	0.53	-0.11	-0.39	-0.54	-0.75	-1.04	-1.39	-1.57
	Jul	4	13.20	10.28	7.60	5.74	3.79	2.22	1.28	0.79	0.20	-0.02
	Aout	2	11.57	9.14	6.40	4.10	3.26	2.86	2.43	2.26	2.24	2.74
	Sept	2	2.94	3.99	4.40	4.48	4.47	4.60	4.59	4.53	4.50	4.37
	Oct	1	0.90	1.61	1.96	1.99	1.92	2.03	1.96	1.90	1.85	1.76
2017	Jun	1	7.98	5.09	2.30	0.50	-0.03	-0.07	-0.13	-0.11	-0.05	-0.03
	Jul	3	11.31	9.12	6.85	5.03	3.42	2.00	0.95	0.57	0.23	0.02
	Aout	4	10.93	9.54	7.74	6.36	4.92	3.10	2.58	1.76	1.18	0.83
	Sept	3	5.10	5.05	4.75	4.55	4.29	4.02	3.83	3.75	3.73	3.59
	Oct	2	-1.60	-0.03	0.70	0.91	0.93	0.98	0.89	0.81	0.75	0.64

Tableau C.17: Température moyenne mensuelle de la chaîne de thermistance RSF-16

Thermistance / Élévation (masl)												
Température moyenne mensuelle (°C)												
Année	Mois	Nb de données par mois	B #1	B #2	B #3	B #4	B #5	B #6	B #7	B #8	B #9	B #10
			191.62	190.62	189.62	188.62	187.62	186.62	185.62	184.62	183.62	182.62
2015	Oct	3	-1.89	0.02	0.35	0.30	0.51	0.48	0.17	0.07	-0.05	-0.24
2016	Jun	3	4.27	0.21	-1.01	-2.14	-2.51	-2.71	-3.11	-3.67	-4.22	-4.72
	Jul	4	12.94	6.26	0.19	-0.28	-0.34	-0.31	-0.32	-0.34	-2.00	-2.99
	Aout	2	11.08	6.48	2.57	0.26	-0.15	-0.14	-0.09	-0.32	-1.38	-1.85
	Sept	2	3.11	3.42	2.28	1.27	0.04	-0.13	-0.09	-0.30	-0.92	-1.54
	Oct	1	0.56	1.43	1.32	0.96	0.38	-0.09	-0.07	-0.26	-0.79	-1.30
2017	Jun	1	7.27	2.03	-0.09	-0.24	-0.92	-0.79	-0.90	-1.45	-2.33	-3.16
	Jul	3	11.74	7.84	3.10	0.48	-0.17	-0.17	-0.09	-0.78	-1.64	-2.39
	Aout	4	11.82	8.17	4.55	1.99	-0.07	-0.11	-0.11	-0.74	-1.46	-2.20
	Sept	3	5.25	4.88	3.78	2.63	1.21	0.06	-0.17	-0.65	-1.19	-1.73
	Oct	2	-1.62	0.82	1.48	1.20	0.63	0.10	-0.19	-0.63	-1.08	-1.57