

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

**Effet des changements climatiques sur la stabilité géotechnique d'un parc à
résidus**

MARYLIN GANDONOU

Département des génies civil, géologique et des mines

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

Génie minéral

Mai 2019

© Marylin Gandonou, 2019.

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

Effet des changements climatiques sur la stabilité géotechnique d'un parc à résidus

présenté par **Marylin GANDONOU**

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

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

Bruno BUSSIÈRE, président

Thomas PABST, membre et directeur de recherche

Nicolas PÉPIN, membre

DÉDICACE

"Engineering is the art of making what you want from what you get"

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier mon directeur de recherche, Monsieur Thomas Pabst pour sa disponibilité, son implication, ses qualités humaines, sa passion et sa constante bienveillante écoute. Je tiens à lui exprimer toute ma gratitude pour son encadrement et son soutien à toutes les étapes de ce projet de maîtrise.

Mes remerciements s'adressent également à Monsieur Michael James pour m'avoir guidé à travers la géotechnique dans le domaine minier. J'aimerais aussi remercier les étudiants Louis-Philippe Grimard, Guillaume Léveillé, Karim Essayad pour leur assistance et leur soutien indéfectible durant cette belle aventure. Ils ont su me partager le meilleur de leurs connaissances.

Je remercie les employés de Golder et Associés et particulièrement Monsieur Nicolas Pépin pour son aide dans la collecte d'informations. À tous les étudiants, professeurs, collègues, parents et amis qui m'ont appuyé durant mon parcours à l'IRME et qui ont été impliqués de près ou de loin, ce mémoire est le produit de vos contributions.

RÉSUMÉ

L'industrie minière génère annuellement d'importants volumes de résidus miniers qui sont généralement entreposés dans des bassins ceinturés par des digues appelés parcs à résidus. La stabilité de ces parcs est une priorité pour les compagnies minières en raison des conséquences graves causées par une rupture. L'une des causes principales de rupture est les conditions climatiques extrêmes. En raison de leur très longue durée de vie, les parcs à résidus sont soumis à des fluctuations climatiques importantes notamment en lien avec les changements climatiques.

Ce projet de recherche s'inscrit dans une plus vaste étude visant à proposer une nouvelle approche méthodologique visant à intégrer les changements climatiques dès la phase de conception des infrastructures minières (digues, recouvrements et ouvrage de gestion d'eau de surface).

Des simulations numériques en 2D ont été réalisées avec les logiciels SEEP/W et SLOPE/W de la suite GeoStudio sur deux modèles géométriques simplifiés (actuel et final), inspirés du parc à résidus de la mine Canadian Malartic dans le secteur de la digue centrale et les comportements simulés ont été comparés pour les climats actuels et futurs. Les variables climatiques (précipitations, température, humidité relative et vent) ont été appliquées comme conditions frontière à la surface du parc pour la période actuelle et les horizons 2050 et 2080. L'impact de différentes propriétés des résidus miniers (résidus densifiés et non consolidés) et de diverses intensités de précipitations a été évalué. Cette étude inclut également une analyse probabiliste réalisée avec la méthode de Monte-Carlo. L'impact du coefficient de variation et de la distribution normale des paramètres a été étudié afin d'évaluer leur influence sur la valeur du facteur de sécurité moyen, la probabilité de rupture et l'indice de fiabilité.

Le comportement simulé des deux modèles simplifiés de parc à résidus indique que les changements climatiques projetés dans la région de l'Abitibi pourraient avoir un impact négatif sur la stabilité géotechnique des ouvrages. L'augmentation de la quantité d'eau de pluie sur le site en raison de périodes de précipitation plus intenses, plus longues et plus fréquentes, aurait tendance à générer des pressions interstitielles plus élevées dans le parc en particulier pour la géométrie finale prévue à la fermeture.

Les résultats numériques indiquent également que :

- la stabilité du modèle du parc inspiré de la mine Canadian Malartic est particulièrement affectée par la configuration géométrique (nombre de rehaussements et épaisseur des résidus entreposés).
- la prise en compte des propriétés géotechniques des résidus non consolidés (angle de frottement interne et cohésion) entreposés dans le parc, a une influence marquée sur les pressions interstitielles et la stabilité du parc pour des ruptures globale et locale (2).
- La présence d'une couche d'argile sous les résidus et la berme de départ entraîne une réduction du facteur de sécurité des trois types de ruptures considérés.
- Le facteur de sécurité semble diminuer progressivement après des PMP de printemps pour des climats actuel et futurs.

ABSTRACT

The mining industry produces every year large volumes of tailings. These tailings are generally stored in large ponds and retained by dikes. Tailings impoundment stability is a major issue for mining companies. One of the main cause for dam failure is extreme weather conditions. Because of their long lifespans, tailings impoundments are submitted to important climatic fluctuations especially with climate change.

This project is part of a broader research program which aims to develop a new design methodology to integrate climate change during the design phase of mining infrastructures (dams, covers and surface water management systems).

Numerical simulations (2D) were carried out using SEEP/W and SLOPE/W (GEO-SLOPE 2018) for two different simplified models (current geometry and geometry at closure) inspired by the central dike at the Canadian Malartic mine. Simulated hydrogeotechnical behaviors were compared for future climate predictions. Climatic variables (precipitation, temperature, relative humidity and wind) were applied as boundary conditions to the model for the current period and for the 2050 and 2080 horizon. The behaviour of various scenarios including different tailings properties and various rainfall intensities were evaluated. Probabilistic analyses with the Monte Carlo method were also conducted in this research project. The impact of the coefficient of variation and the normal distribution of parameters was evaluated, and their influence on the mean value of the safety factor, the probability of failure and the reliability index.

The simulated behavior of the two tailings impoundments (simplified models) indicates that the expected climate change in Abitibi region may have a negative impact on the dam geotechnical stability. The increase of rainwater infiltration (because of more intense, longer and more frequent precipitation periods) would tend to generate higher pore pressures in the tailings impoundment, especially for the final geometry at closure. The numerical results also indicate that :

- the stability of the tailings impoundment (inspired by the Canadian Malartic mine) can be particularly affected by the geometric configuration (thickness of tailings);
- imposing the geotechnical properties of the unconsolidated tailings (internal friction angle and cohesion) stored in the tailings impoundment, has a marked influence on the pore pressures and the stability of the dyke for global and local failures ②;

- the presence of a layer of clay under the tailings leads to a reduction of the safety factor of the local and global failures considered;
- the safety factor appears to be gradually decreasing after spring PMPs from current and future climates.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT	VII
TABLE DES MATIÈRES	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XIV
LISTE DES FIGURES.....	XVII
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXIV
LISTE DES ANNEXES.....	XXVIII
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Objectifs du projet de recherche.....	3
1.2 Contenu du mémoire	3
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	5
2.1 Roches stériles.....	5
2.1.1 Généralités.....	5
2.1.2 Propriétés hydrogéotechniques des stériles.....	6
2.2 Résidus miniers de mines en roches dures	9
2.2.1 Généralités.....	9
2.2.2 Propriétés hydrogéotechniques des résidus miniers.....	10
2.2.3 Méthodes conventionnelles de déposition.....	15
2.2.4 Densification des résidus.....	15
2.3 Parcs à résidus miniers	16
2.3.1 Généralités.....	16

2.3.2	Méthodes de construction.....	17
2.4	Écoulement de l'eau en milieu non saturée.....	19
2.4.1	Équation de base.....	19
2.4.2	Courbe de rétention d'eau	20
2.4.3	Fonction de perméabilité.....	22
2.5	Analyse de la stabilité	23
2.5.1	Méthodes d'analyse.....	24
2.5.2	Facteur de sécurité.....	24
2.6	Changements climatiques.....	25
2.6.1	Modèles climatiques et scénarios d'émission de GES.....	25
2.6.2	Projections climatiques pour le Québec	26
2.6.3	Incertitudes des projections climatiques	27
2.7	Changements climatiques et stabilité géotechnique.....	28
2.7.1	Impact des précipitations sur la stabilité géotechnique.....	28
2.7.2	Impact des températures sur la stabilité géotechnique.....	29
2.7.3	Instabilités des parcs à résidus associés aux conditions climatiques	29
2.7.4	Exemples de cas de ruptures causées par une augmentation non contrôlée du niveau de l'eau et l'érosion.....	30
2.7.5	Approches pour quantifier l'impact des changements climatiques sur la stabilité géotechnique.....	31
2.7.6	Exemples de prise en compte des changements climatiques sur la stabilité des ouvrages géotechniques.....	33
2.8	Modèles numériques	34
2.8.1	Modèles hydrogéologiques	34
2.8.2	Modèles géotechniques	36

2.8.3	Incertitudes dans la modélisation en ingénierie	37
2.9	Méthode probabiliste d'analyse de stabilité	38
2.9.1	Simulation de Monte-Carlo	39
2.9.2	Incertitudes des paramètres d'entrée pour la simulation de Monte-Carlo	41
2.9.3	Probabilité de rupture	42
2.9.4	Indice de fiabilité.....	44
2.10	Parc à résidus de la mine Canadian Malartic	45
CHAPITRE 3 APPROCHE MÉTHODOLOGIQUE POUR LES SIMULATIONS NUMÉRIQUES.....		47
3.1	Approche générale.....	47
3.2	Outils numériques	47
3.2.1	SEEP/W.....	47
3.2.2	SLOPE/W.....	49
3.3	Vérification des modèles.....	49
3.4	Profils étudiés et propriétés des matériaux et des modèles	50
3.4.1	Profils étudiés.....	50
3.4.2	Propriétés des matériaux	52
3.4.3	Propriétés du modèle SEEP/W.....	56
3.4.4	Propriétés du modèle SLOPE/W.....	58
3.5	Calibration du modèle	59
3.5.1	Approche méthodologique	59
3.5.2	Ajustements entre les propriétés mesurées et calibrées	62
3.5.3	Évaluation de la calibration du modèle	64
3.5.4	Analyse de sensibilité des paramètres du modèle numérique	68
CHAPITRE 4 RÉSULTATS DE L'ANALYSE DE STABILITÉ.....		71

4.1	Simulations du modèle climatique	71
4.1.1	Données climatiques actuelles	71
4.1.2	Projections climatiques	73
4.2	Scénarios simulés	76
4.3	Modèle BM4.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du parc en juillet 2017 et climat projeté avec RCP 4.5.....	78
4.3.1	Bilan hydrique	78
4.3.2	Variations des pressions interstitielles	80
4.3.3	Facteur de sécurité.....	88
4.4	Modèle BM8.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du parc en juillet 2017 et climat projeté avec RCP 8.5.....	89
4.4.1	Variations des pressions interstitielles	89
4.4.2	Facteur de sécurité.....	91
4.5	Modèle FM4.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du parc prévue à la fermeture et climat projeté avec RCP 4.5	92
4.5.1	Variation des pressions interstitielles.....	92
4.5.2	Facteurs de sécurité	93
4.6	Modèle FM8.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du parc prévue à la fermeture et climat projeté avec RCP 8.5	95
4.6.1	Variation des pressions interstitielles.....	95
4.6.2	Facteur de sécurité.....	96
4.7	Effet de la présence d'une couche d'argile	97
4.8	Effet des propriétés des résidus non consolidés	98
4.9	Effet des précipitations extrêmes (PMP).....	101
4.10	Analyse limite	104

CHAPITRE 5	MÉTHODE PROBABILISTE D'ANALYSE DE STABILITÉ.....	105
5.1	Méthodologie	105
5.2	Effet des distributions normales de γ , de ϕ' et de $\gamma-\phi'$ sur la distribution probabiliste du facteur de sécurité.....	108
5.3	Effet du COV sur la distribution probabiliste du facteur de sécurité	110
5.4	Comparaison avec l'analyse déterministe pour le modèle BM avec une PMP de printemps sur l'horizon 2080	112
5.5	Comparaison des approches déterministes et probabilistes	113
CHAPITRE 6	SYNTHÈSE, DISCUSSIONS, CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS	115
6.1	Synthèse, discussions et conclusions	115
6.2	Recommandations	119
RÉFÉRENCES.....		121

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 : Propriétés physiques de stériles typiques de mines en roches dures au Canada	9
Tableau 2.2 : Résumé des propriétés physiques typiques des résidus miniers de roches dures au Canada (adapté de Grimard, 2018).	14
Tableau 2.3 : Facteurs de sécurité suggérés pour les analyses de stabilité (adapté de la directive 019 sur l'industrie minière, 2012).....	25
Tableau 2.4 : Caractéristiques principales des scénarios RCP (adapté de Charron, 2016).....	26
Tableau 2.5 : Caractéristiques générales des modèles hydrologiques choisis (Davies 2011).....	35
Tableau 2.6 : Niveau de confiance et écart type associé (adapté de Maqsoud et al, 2012).	40
Tableau 2.7 : Coefficients de variation de quelques propriétés géotechniques typiques (adapté de Duncan 2000).	42
Tableau 2.8 : Niveau de performance en fonction de l'indice de fiabilité et probabilité de rupture associée (adapté de USACE, 1999).....	44
Tableau 3.1 : Paramètres du logiciel SEEP/W utilisés dans l'analyse d'écoulement des différents modèles.....	48
Tableau 3.2 : Propriétés hydrogéologiques des matériaux simulés avec SEEP/W.....	54
Tableau 3.3 : Paramètres géotechniques des matériaux simulés avec SLOPE/W.	56
Tableau 3.4 : Conditions frontières verticales des modèles pour les deux configurations géométriques étudiées.	57
Tableau 3.5 : Intervalles de variation des paramètres hydrogéologiques des matériaux de la digue.	60
Tableau 3.6 : Valeurs des paramètres du modèle numérique calibré (profil géométrique simplifié représentant le parc à résidus de septembre 2016).....	63
Tableau 3.7 : Calcul de la NRMSE et du coefficient NS du modèle numérique pour les périodes de septembre 2016 et de juillet 2017.	65

Tableau 3.8 : Résultats de l’analyse de sensibilité réalisée sur les divers paramètres hydrauliques des matériaux du parc à résidus (profil géométrique simplifié représentant le parc à résidus de septembre 2016).	68
Tableau 4.1 : Périodes de 5 années simulées pour chaque scénario d’émission considéré.....	73
Tableau 4.2 : Coordonnées des points A, B et C utilisés pour le suivi des pressions interstitielles dans les modèles.....	80
Tableau 4.3 : Précipitations totales annuelles des climats actuel et futurs simulés pour le scénario RCP 4.5.	83
Tableau 4.4 : Comparaison des facteurs de sécurité obtenus entre les modèles BM4.5 et BM8.5.	91
Tableau 4.5 : Comparaison des facteurs de sécurité minimum obtenus entre les modèles BM4.5 et FM4.5.	94
Tableau 4.6 : Comparaison des facteurs de sécurité minimum obtenus entre les modèles FM4.5 et FM8.5.	97
Tableau 4.7 : Comparaison des facteurs de sécurité obtenus entre les modèles simulant les différentes épaisseurs de la couche d’argile et BM8.5.....	98
Tableau 4.8 : Paramètres géotechniques des résidus miniers contractants simulés (tiré de Golder et associés, 2017).	99
Tableau 4.9 : Comparaison des facteurs de sécurité minimum obtenus entre les modèles simulant les résidus densifiés et les résidus non consolidés.	100
Tableau 4.10 : Valeurs des PMP historiques et futures.....	101
Tableau 4.11 : Comparaison des facteurs de sécurité obtenus du modèle BM après 365 jours pour une rupture locale ①.	103
Tableau 5.1 : Variables impliquées dans les simulations numériques réalisées avec la méthode de Monte-Carlo.	107

Tableau 5.2 : Résultats obtenus avec la méthode probabiliste de Monte-Carlo en utilisant un COV de 7% pour γ et 13% pour ϕ' pour les distributions normales de ϕ' , γ et $\gamma-\phi'$ et pour une rupture locale ①.....	110
Tableau 5.3 : Comparaison entre les valeurs de FS obtenues avec les méthodes déterministe et probabiliste pour les trois types de rupture.	113

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Causes de rupture des digues de parcs à résidus de 1915 à 2016 (adapté de Roche et al., 2017).....	1
Figure 2.1 : Fuseau de distribution granulométrique des stériles miniers (tiré de James, 2009).	7
Figure 2.2 : Fuseau de la distribution granulométrique des résidus de mines en roches dures, à partir des données tirées de Vick (1990), Aubertin et al. (1996), Qiu et Sego (2001), Wijewickreme et al. (2005), Bussière (2007) (adapté de Saleh-Mbemba, 2016).....	11
Figure 2.3 : Granulométrie des résidus de la mine Canadian Malartic d’après a) Bolduc (2012); b) Contreras (2013); c) Essayad (2015); d) Grimard (2018).	11
Figure 2.3 (suite): Granulométrie des résidus de la mine Canadian Malartic d’après a) Bolduc (2012); b) Contreras (2013); c) Essayad (2015); d) Grimard (2018).	12
Figure 2.4 : Configurations typiques de digues pour les parcs à résidus miniers (tiré de Aubertin et al., 2002) a) Dans une vallée, b) Digue de pourtour, c) À flanc de coteau, d) Combinaison de a) et c), e) Bassin excavé.	17
Figure 2.5 : Méthodes de rehaussement des digues d’un parc à résidus : a) la méthode amont, b) la méthode aval et c) la méthode de l’axe central (adapté de James 2009).	19
Figure 2.6 : Courbe de rétention d’eau typique d’un silt (tiré de Dubuc, 2018; adapté de Fredlund et Xing, 1994).....	20
Figure 2.7 : Composantes du bilan d’eau (adapté de Davies, 2011).	36
Figure 2.8 : Distribution normale du facteur de sécurité (tiré de Lacasse et Nadim, 1996). Les courbes 1 et 2 représentent deux conceptions avec le même facteur de sécurité moyen ($FS_{moyen} = 2$) et des écarts-type respectifs de 0,4 et de 1,2. Les aires hachurées sous chaque courbe indiquent les probabilités d’obtenir un facteur de sécurité inférieur à 1 (probabilité de rupture).	43
Figure 2.9 : Relation entre indice de fiabilité et probabilité de rupture (GEO-SLOPE Intl Ltd, 2018).	45
Figure 2.10 : Localisation de la digue centrale du parc à résidus de la mine Canadian Malartic. .	46

Figure 3.1 : Localisation de la coupe C-C' de la berme de départ centrale (adapté de Golder et associés, 2017).	51
Figure 3.2 : Modèle simplifié représentant la configuration géométrique du parc en juillet 2017.	52
Figure 3.3 : Modèle simplifié représentant la configuration géométrique finale du parc à résidus prévue à la fin des opérations.....	52
Figure 3.4 : CRE des résidus et des stériles. Les valeurs mesurées ont été adaptées des stériles de (Peregoedova, 2012) et des résidus (Golder et associés, 2014).	55
Figure 3.5 : Fonction de perméabilité estimée à partir des essais au laboratoire. Adapté de : stériles (Peregoedova, 2012) et résidus (Golder et associés, 2014).....	55
Figure 3.6 : Modèle simplifié indiquant les conditions frontières. En bleu la condition frontière appliquée à la limite amont ($x = 0$ m) et en vert celle appliquée à la limite aval ($x = 325$ m).	56
Figure 3.7 : Configuration du maillage typique pour une simulation avec SEEP/W.....	58
Figure 3.8 : Exemples de cercles de rupture locale et globale : a) rupture locale ①, b) rupture locale ② c) rupture globale.	59
Figure 3.9 : Localisation des puits d'observation sur une vue en plan du secteur de la berme de départ centrale (adapté de Golder et associés, 2017).	61
Figure 3.10 : Coupe C-C' montrant l'emplacement des puits d'observation.....	62
Figure 3.11 : Charges hydrauliques totales mesurées et calibrées dans les puits d'observation pour le profil géométrique simplifié représentant le parc à résidus de septembre 2016.	64
Figure 3.12 : Charges hydrauliques totales mesurées et calibrées dans les puits d'observation pour le profil géométrique simplifié représentant le parc à résidus de juillet 2017.	64
Figure 3.13 : Résultats des charges hydrauliques totales simulées et observées en septembre 2016 (rouge) et juillet 2017 (bleu) dans les puits d'observation.....	66

- Figure 3.14 : CRE mesurées et calibrées suite aux simulations numériques. Les valeurs mesurées ont été adaptées des stériles de (Peregoedova, 2012) et des résidus (Golder et associés, 2014).67
- Figure 3.15 : Fonctions de perméabilité estimées à partir des essais au laboratoire et calibrées dans les simulations numériques. Adapté de : stériles (Peregoedova, 2012) et résidus (Golder et associés, 2014).67
- Figure 3.16 : Résultats de l'analyse de sensibilité réalisée sur la taille des éléments du modèle pour la configuration de septembre 2016. Le maillage 1 représente des éléments de 1,5 m, 2 m respectivement dans les stériles et les résidus; le maillage 2 représente des éléments de 0,75 m, 1 m respectivement dans les stériles et les résidus et le maillage 3 représente des éléments de 0,5m, 1 m respectivement dans les stériles et les résidus.69
- Figure 3.17 : Résultats de l'analyse de sensibilité réalisée sur la longueur du modèle pour la configuration de septembre 2016.69
- Figure 4.1 : Variables climatiques journalières sur la période de 2013-2017 mesurée à la station de Val d'Or (Environnement Canada) a) température moyenne journalière (°C), b) précipitations totales journalières (mm/jour), c) humidité relative moyenne journalière (%) et d) vitesse du vent moyenne journalière (m/s)..... 72
- Figure 4.2 : Diagramme de dispersion pour les scénarios RCP 4.5 et RCP 8.5 (tiré de Gobeil, 2018). 18 simulations ont été réalisées à partir de 9 modèles climatiques sur les horizons 2050 et 2080. Les cercles et les triangles représentent les modèles climatiques simulés respectivement pour les scénarios RCP 4.5 et RCP 8.5. Les symboles encerclés de rouge indiquent les simulations sélectionnées et représentent des variations moyennes (cercle encerclé) et extrêmes (triangle encerclé) des précipitations. 74
- Figure 4.3 : Évolution des précipitations totales annuelles pour les scénarios RCP 4.5 et RCP 8.5 dans la région de Malartic. 74
- Figure 4.4 : Variables climatiques sur les périodes actuelle (bleu) et futures (horizon 2050 – rouge) et (horizon 2080 – noir) pour le scénario d'émission RCP4,5 : a) précipitation, b) température, c) humidité relative, d) vitesse du vent. 75

- Figure 4.5 : Variables climatiques sur les périodes actuelle (bleu) et futures (horizon 2050 – rouge) et (horizon 2080 – noir) pour le scénario d’émission RCP8,5 : a) précipitation, b) température, c) humidité relative, d) vitesse du vent. 76
- Figure 4.6 : Organigramme des résultats présentés. Les données du climat actuel BC (trait en pointillés) sont indépendantes des scénarios d’émission RCP 4.5 et RCP 8.5 étudiés et proviennent de la station météo Val d’Or. 77
- Figure 4.7 : Étapes des analyses numériques réalisées dans cette étude. 78
- Figure 4.8 : Bilan hydrique à la surface du modèle BM4.5 pour les périodes BC, FC1 et FC2. 79
- Figure 4.9 : Emplacement des points et des sections utilisés pour l’évaluation des pressions interstitielles dans les simulations. 80
- Figure 4.10 : a) Localisation des points A, B et C, b) variation des pressions interstitielles au point A, c) variation des pressions interstitielles au point B, d) variation des pressions interstitielles au point C pour les conditions climatiques BC, FC1 et FC2. (zone grisée = hiver). 81
- Figure 4.10 (suite) : a) Localisation des points A, B et C, b) variation des pressions interstitielles au point A, c) variation des pressions interstitielles au point B, d) variation des pressions interstitielles au point C pour les conditions climatiques BC, FC1 et FC2. (zone grisée = hiver). 82
- Figure 4.11 : Précipitations et pressions simulées au point A pour le scénario RCP4,5 a) pour la période BC, b) pour la période FC1 et c) pour la période FC2. 82
- Figure 4.12 : a) Localisation de la section A-A’; Variation des pressions interstitielles le long de la section A-A’ pour b) le climat BC, c) le climat FC1, d) le climat FC2. 84
- Figure 4.13 : Variation des pressions interstitielles le long de la section C-C pour a) le climat BC, b) le climat FC1, c) le climat FC2. 85
- Figure 4.13 (suite) : Variation des pressions interstitielles le long de la section C-C pour a) le climat BC, b) le climat FC1, c) le climat FC2. 86
- Figure 4.14 : a) Configuration géométrique du parc en juillet 2017. Variation des pressions interstitielles à la base du modèle, au contact avec le roc de la fondation pour b) le climat BC, c) le climat FC1, d) le climat FC2. 87

Figure 4.15 : Variations du facteur de sécurité minimum sur les 5 cycles climatiques, pour une surface de rupture a) locale ①, b) locale ②, et c) globale.	89
Figure 4.16 : Pressions interstitielles au point B des modèles BM4.5 et BM8.5 pour a) la période FC1, b) la période FC2 (zone grisée = hiver).....	90
Figure 4.17 : Pressions interstitielles au point C des modèles BM4.5 et BM8.5 pour a) la période FC1, b) la période FC2 (zone grisée = hiver).....	90
Figure 4.18 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture locale ① des modèles BM4.5 et BM8.5 pour a) la période FC1, b) la période FC2 (zone grisée = hiver).	91
Figure 4.19 : Pressions interstitielles simulées dans les modèles BM4.5 et FM4.5 a) au point B, b) au point C pour les conditions climatiques actuelles (BC) et projetées (FC1 et FC2); (zone grisée = hiver).....	92
Figure 4.19 (suite) : Pressions interstitielles simulées dans les modèles BM4.5 et FM4.5 a) au point B, b) au point C pour les conditions climatiques actuelles (BC) et projetées (FC1 et FC2); (zone grisée = hiver).....	93
Figure 4.20 : Facteurs de sécurité des modèles BM4.5 et FM4.5 a) pour une rupture locale ① b) pour une rupture locale ②, c) pour une rupture globale et pour les ensembles climatiques BC, FC1 et FC2. (zone grisée = hiver).	94
Figure 4.21 : Pressions au point B entre les modèles FM4.5 et FM8.5 pour a) la période FC1, b) la période FC2 (zone grisée = hiver).....	95
Figure 4.22 : Pressions au point C entre les modèles FM4.5 et FM8.5 pour a) la période FC1, b) la période FC2 (zone grisée = hiver).....	96
Figure 4.23 : Facteurs de sécurité minimum local ① des modèles FM4.5 et FM8.5 pour a) la période FC1 et b) la période FC2 (zone grisée = hiver).....	96
Figure 4.24 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture locale ① pour les ensembles climatiques BC, FC1 et FC2 avec a) les résidus miniers densifiés et b) les résidus non consolidés.	99

Figure 4.25 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture locale ② pour les ensembles climatiques BC, FC1 et FC2 avec a) les résidus miniers densifiés et b) les résidus non consolidés.....	100
Figure 4.26 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture globale pour les ensembles climatiques BC, FC1 et FC2 avec a) les résidus miniers densifiés et b) les résidus non consolidés.....	100
Figure 4.27 : Distribution SCS de type II des PMP Historique et futures.	102
Figure 4.28 : Variation du facteur de sécurité minimum sur une année (365 jours) pour une rupture : a) locale ①, b) locale ②, c) globale.	103
Figure 4.29 : Analyse limite pour le mode de rupture local ①. Les valeurs affichées sur le graphique représentent les facteurs de sécurité obtenus suite à une variation des propriétés géotechniques des résidus miniers.	104
Figure 5.1 : Approche générale de la simulation de Monte-Carlo (adapté de Hutchinson et Bandalos, 1997).....	106
Figure 5.2 : Distribution normale de l'angle de frottement et du poids volumique des résidus pour les différentes COV a) pour l'angle de frottement, b) pour le poids volumique.....	108
Figure 5.3 : Distribution normale de l'angle de frottement et du poids volumique des stériles pour les différentes COV a) pour l'angle de frottement, b) pour le poids volumique.....	108
Figure 5.4 : Distribution normale du facteur de sécurité pour une rupture locale ① avec les variables ϕ' , γ et $\gamma-\phi'$ pour a) COV minimum, b) COV moyen et c) COV maximum.	109
Figure 5.5 : a) Distribution normale du facteur de sécurité obtenue avec la méthode de Monte-Carlo de SLOPE/W pour différentes valeurs du COV (2%, 5%, 7%, 11%, 13%) et pour une rupture locale ①.....	111
Figure 5.6 : Effet de la variation du COV sur la distribution de : a) la probabilité de rupture, b) l'indice de fiabilité, c) le facteur de sécurité d) de l'écart type pour une rupture locale ①.	111

Figure 5.6 (suite) : Effet de la variation du COV sur la distribution de : a) la probabilité de rupture, b) l'indice de fiabilité, c) le facteur de sécurité d) de l'écart type pour une rupture locale ①.	112
Figure 5.7 : Distribution normale du facteur de sécurité et fonction de densité de probabilité des ruptures locales ① et ② et globale pour un modèle simulé avec la PMP de printemps sur l'horizon 2080.	113
Figure 6.1 : Approche méthodologique proposée.	119

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

AEV	Valeur d'entrée d'air (<i>Air Entry Value</i>) [L]
a_c	Coefficient d'adhésion (modèle MK) [-]
BC	Climat actuel (<i>Baseline Climate</i>)
BM	Modèle de Base (<i>Baseline Model</i>)
c'	Cohésion effective [kPa]
CC	Changements climatiques
CM	Canadian Malartic
CMIP <i>Project</i>)	Projet d'inter-comparaison des modèles couplés (<i>Coupled Model Intercomparison Project</i>)
CO ₂	Dioxyde de carbone
COV	Coefficient de variation [%]
CRE	Courbe de rétention d'eau
C _U	Coefficient d'uniformité
D _r	Densité relative des grains solides [-]
D ₁₀	Diamètre des grains correspondant à 10% passant [L]
D ₆₀	Diamètre des grains correspondant à 60% passant [L]
e	Indice des vides [-]
ESA	Analyse en contraintes effectives (<i>Effective Stress Analysis</i>)
ETP	Évapotranspiration potentielle
FC1	Climat futur sur l'horizon 2050 (<i>Future Climate</i>)
FC2	Climat futur sur l'horizon 2080
FM	Modèle final (<i>Final Model</i>)
FORM	Méthode de fiabilité du premier ordre

FOSM	Méthode du second moment de premier ordre
FS	Facteur de sécurité
GES	Gaz à effet de serre
GIEC	Groupe d'Experts Intergouvernementaux sur l'évolution du Climat
h_{co}	Hauteur de remontée capillaire équivalente [L]
IRME	Institut de Recherche en Mines et Environnement
k	Conductivité hydraulique [LT^{-1}]
k_r	Conductivité hydraulique relative [-]
k_{sat}	Conductivité hydraulique saturée [LT^{-1}]
MRCC	Modèles Régionaux du Climat Canadien
MK	Modèle Kovács Modifié (<i>Modified Kovács</i>)
MKs	Modification du modèle MK
MCG	Modèle Climatique Global
MCR	Modèle Climatique Régional
MCS	Simulation de Monte-Carlo
n	Porosité [-]
n_v	Constante d'ajustement du modèle
N_{MC}	Nombre d'itérations de Monte-Carlo
NRMSE	Erreur quadratique moyenne normalisée
NS	Coefficient de Nash-Sutcliffe
m	Coefficient qui dépend de la distribution de la taille des pores [-]
m_v	Constante d'ajustement du modèle
m_{vG}	Constante du modèle de van Genuchten [-]
OMM	Organisation Météorologique Mondiale

PAR	Parc à résidus
PMP	Précipitation Maximale Probable
P_f	Probabilité de rupture [%]
PWP	Pressions interstitielles (<i>Pore Water Pressure</i>)
RCP	Representative Concentration Pathways
RQD	Indice de qualité du roc
RTFT	Rio Tinto Fer et Titane
TEV	Teneur en Eau Volumique [$L^3 \cdot L^{-3}$]
USCS	Système de Classification Unifiée des Sols (<i>Unified Soil Classification System</i>)
WEV	Valeur d'entrée d'eau (<i>Water Entry Value</i>) [L]
USA	Analyse en contraintes totales (<i>Undrained Strength Analysis</i>)
α_v	Constante d'ajustement du modèle [L^{-1}]
θ	Teneur en eau volumique [$L^3 \cdot L^{-3}$]
θ_e	Teneur en eau volumétrique réduite [$L^3 \cdot L^{-3}$]
θ_r	Teneur en eau volumique résiduelle [$L^3 \cdot L^{-3}$]
θ_s	Teneur en eau volumique à saturation [$L^3 \cdot L^{-3}$]
S_a	Degré de saturation dû à l'adhésion [-]
S_c	Degré de saturation dû à la capillarité [-]
S_r	Degré de saturation [-]
β	Indice de fiabilité
γ	Poids volumique [$M \cdot L^{-3}$]
ϕ'	Angle de frottement effectif [°]
ψ	Succion matricielle [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$] ou [L]
ψ_a	Pression d'entrée d'air [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$] ou [L]

ψ_n	Paramètre de normalisation du modèle de Kovács Modifié [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$] ou [L]
ψ_r	Succion résiduelle [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$] ou [L]
ψ_0	Succion à l'état initial ($t = 0$) [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$] ou [L]

LISTE DES ANNEXES

Annexe A VÉRIFICATION DES LOGICIELS SEEP/W ET SLOPE/W	134
Annexe B COUPE C-C' DE LA BERME DE DÉPART CENTRALE	144
Annexe C RAPPORTS DE SONDAGES	146
Annexe D RÉSULTATS DE L'ANALYSE DE LA STABILITÉ POUR DES RUPTURES LOCALE ② ET GLOBALE.....	155
Annexe E CERCLES DE RUPTURES ASSOCIÉS AUX FACTEURS DE SÉCURITÉ MINIMUM DES RUPTURES LOCALE ①, LOCALE ② ET GLOBALE	159

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

L'industrie minière produit d'importantes quantités de rejets qui sont généralement entreposés en surface. Les rejets du concentrateur, encore appelés résidus miniers, sont des matériaux finement broyés entreposés dans des parcs à résidus miniers (Aubertin et al., 2016). Ces parcs font partie des plus grandes structures construites (Robertson, 1982; Wickland et Wilson, 2005; McLemore et al., 2009).

La rupture de 198 digues de parcs à résidus avant l'an 2000 et de 20 digues depuis l'année 2000 (Azam et Li, 2010) a amené les opérateurs à prendre conscience de l'importance d'une gestion responsable de ces structures. Malgré cela, les ruptures de parcs à résidus continuent de se produire régulièrement sur les sites miniers, causant quelquefois des pertes en vies humaines (Blight, 2010). L'eau est généralement le principal facteur menant à la rupture des digues des parcs à résidus (figure 1.1). La modification des régimes de précipitation causée par le changement des conditions climatiques constitue donc un risque supplémentaire pour la stabilité géotechnique des parcs.

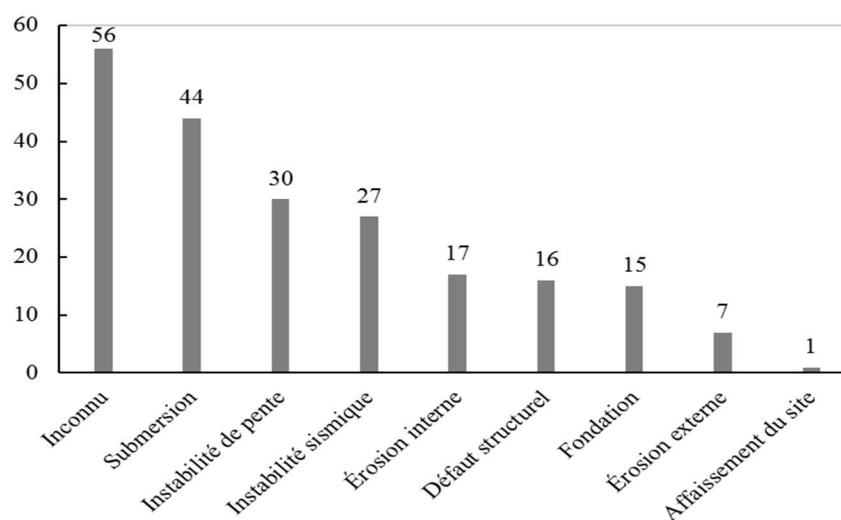


Figure 1.1 : Causes de rupture des digues de parcs à résidus de 1915 à 2016 (adapté de Roche et al., 2017).

Il est donc attendu que les ouvrages de rétention des résidus miniers soient soumis à des conditions climatiques plus extrêmes qu'actuellement. Il n'existe actuellement aucun outil permettant de

prendre en considération les changements climatiques de façon réaliste lors de la conception des parcs à résidus. D'une part, la méthode proposée par le Ministère des Transports du Québec recommande une majoration de 10% des précipitations pour la prise en compte des CC (Mailhot et al., 2012). D'autre part, des rapports du Bureau d'Audiences Publiques sur l'Environnement mentionnent des majorations de 4% (Mine Arnaud Inc., 2013). En raison de leur durée de vie indéfinie (Vick, 1990), le comportement post-exploitation de ces ouvrages est considéré comme l'un des principaux défis associés à leur performance. Face à cette situation, le secteur minier se doit de réagir rapidement et d'adapter les approches de conception afin de minimiser les risques environnementaux, économiques et sociétaux.

La mine Canadian Malartic, située à 25 kilomètres à l'ouest de la ville de Val-d'Or, dans la région de l'Abitibi-Témiscamingue (Québec, Canada) a été choisie dans ce mémoire pour produire des modèles représentatifs d'un cas réel. Cette mine à ciel ouvert est la plus grande mine aurifère en exploitation au Canada (« Agnico Eagle Mines Limited - Exploitations et projets de mise en valeur - Exploitations - Canadian Malartic », s. d.). En Abitibi, les changements climatiques impliqueront un accroissement des événements de précipitation (moyennes et extrêmes) et on prévoit des périodes de pluie plus intenses et plus fréquentes (Ouranos, 2015). Ces changements de régime de précipitation pourraient entraîner une augmentation des niveaux phréatiques, contribuant à diminuer la résistance au cisaillement des résidus et à augmenter le risque d'instabilité des parcs à résidus. En effet, sous l'effet des précipitations, la teneur en eau des résidus peut augmenter significativement, ce qui entraîne une augmentation du poids des ouvrages et des pressions interstitielles. La contrainte effective du matériau diminue, conduisant à une perte de la résistance au cisaillement. Afin de mieux comprendre l'effet des changements climatiques sur la stabilité de parcs à résidus, l'impact du climat actuel sur un modèle géométrique inspiré de la digue centrale à la mine Canadian Malartic a été étudié et comparé aux résultats obtenus pour des conditions climatiques projetées aux horizons 2050 et 2080. L'analyse de la stabilité sous l'effet des changements climatiques a été modélisée avec un modèle hydrogéotechnique couplé (c.-à-d. hydrologique et géotechnique).

1.1 Objectifs du projet de recherche

L'objectif principal de ce projet était d'étudier l'impact des changements climatiques sur la stabilité d'ouvrages de retenue des résidus et d'appliquer la méthodologie proposée à un cas inspiré d'un site réel.

Les objectifs spécifiques du projet étaient de :

- Calibrer et valider un modèle numérique inspiré du parc à résidus de la mine CM (secteur de la digue centrale) à partir des mesures piézométriques des puits d'observation enregistrées sur le site.
- Évaluer le comportement du modèle sous les climats actuel et futurs au moyen de simulations en 2 dimensions pour différentes configurations géométriques (basées sur la géométrie du parc en 2017 et sur celle du parc prévue à la fermeture).
- Évaluer la stabilité du modèle sur les périodes actuelle et futures par la méthode déterministe à partir du modèle couplé hydrogéotechnique.
- Développer une analyse stochastique des principaux paramètres géotechniques pour évaluer la stabilité de l'ouvrage simulé.
- Proposer une approche méthodologique pour intégrer de manière réaliste l'effet des changements climatiques à la conception des parcs à résidus miniers.

1.2 Contenu du mémoire

Ce mémoire est composé de 6 chapitres. À la suite du premier chapitre d'introduction, le chapitre 2 présente une synthèse des connaissances et des pratiques actuelles dans la gestion des rejets miniers. Les propriétés et la gestion des résidus miniers et des roches stériles sont abordées, ainsi que l'écoulement de l'eau dans les sols non saturés, les incertitudes associées aux projections climatiques et l'analyse probabiliste par la méthode de Monte-Carlo. Le chapitre 3 décrit les caractéristiques des simulations numériques réalisées avec les codes SEEP/W et SLOPE/W (GEOSLOPE International, 2018) et présente la calibration du modèle. Le chapitre 4 est consacré

aux résultats obtenus par les simulations numériques des différents cas étudiés. Le chapitre 5 discute les résultats de l'analyse probabiliste réalisée. Le chapitre 6 présente une synthèse de l'ensemble des résultats numériques, les conclusions de l'étude et propose quelques recommandations pour les travaux futurs.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Les larges structures construites pour entreposer les rejets miniers doivent être physiquement et géochimiquement stable, mais aussi financièrement économique. Le volume et la superficie des ouvrages de retenue des résidus miniers tendent à augmenter avec la croissance de l'industrie et la multiplication des opérations à ciel ouvert (Aubertin et al., 2013). Ces structures sont particulièrement vulnérables aux changements climatiques (CC; Bussière et al., 2017). En effet, au moins 25% des 200 ruptures de parcs à résidus répertoriés au cours des 100 dernières années étaient attribuables au climat (Roche et al., 2017). La stabilité des parcs à résidus miniers sous l'effet des CC devient dès lors une préoccupation majeure dans la gestion des rejets miniers à long terme.

2.1 Roches stériles

2.1.1 Généralités

Les roches stériles représentent la portion issue de la roche encaissante excavée pour accéder la zone minéralisée. Elles sont produites par sautage, ce qui influence directement leurs propriétés. Une quantité limitée de stériles peut être retournée sous terre pour remblayer les chantiers dans le cas d'une mine souterraine ou entreposée et accumulée en surface sous forme d'empilements appelés haldes (Aubertin et al., 2002). Ces haldes peuvent couvrir une grande superficie (100 ha) et atteindre des hauteurs de 300 m (Bussière, 2007). Les roches stériles peuvent être utilisées comme matériau de construction des digues de parcs à résidus et peuvent aussi servir à construire des inclusions dans les parcs à résidus de façon à améliorer le drainage et la résistance géotechnique (James et al., 2017).

Les roches stériles sont généralement composées de particules angulaires avec une distribution granulométrique très étalée allant des particules fines de silt jusqu'à des blocs plurimétriques (Aubertin et al., 2005). Il s'avère difficile de déterminer les propriétés des stériles en place étant donné que la distribution des particules et des blocs est hétérogène.

2.1.2 Propriétés hydrogéotechniques des stériles

Les propriétés mécaniques, la disponibilité et parfois la non-réactivité des stériles miniers font que ces matériaux sont souvent utilisés pour construire les digues de rétention des parcs à résidus miniers. De plus, la réutilisation des stériles sur le site de la mine permet de réduire le volume à entreposer dans les haldes à stériles et limite les emprunts au milieu naturel. Les propriétés géotechniques des stériles varient en fonction de la méthode d'excavation, du concassage (éventuel) et des caractéristiques de la roche mère (James, 2009).

Granulométrie

Les stériles issus de l'exploitation d'une mine en roches dures sont produits principalement par dynamitage et un éventuel concassage. Leur granulométrie est généralement très étalée allant des blocs (> 1 m) jusqu'aux particules de tailles argileuses ($< 1 \mu\text{m}$) avec un coefficient d'uniformité souvent supérieur à $C_u = 20$ (Aubertin et al., 2002b; Martin, 2003; Gamache-Rochette, 2004; Fala et al., 2005; Maknoon, 2016) (figure 2.1). Selon le Système de classification des sols (USCS), les stériles miniers sont généralement considérés comme des graviers sableux avec des cailloux (selon la fraction tronquée) (Leps 1970; Robertson 1985; Quine 1993; Hawley 2001).

Bolduc (2007) a réalisé des essais sur les stériles de la mine Canadian Malartic tronqués à 10 cm et a obtenu des valeurs de D_{10} de 6,5 mm et de D_{60} de 28,5 mm. Le coefficient d'uniformité C_u avait une valeur de 4,38 et le coefficient de courbature C_c une valeur de 1,13. Ces stériles ont été classés comme un gravier uniforme GP (USCS, ASTM D422, 2007b).

Les stériles miniers sont généralement caractérisés par une granulométrie variable et très étalée, une minéralogie souvent hétérogène et une répartition spatiale qui dépend du mode de dépôt (Aubertin et al., 2008).

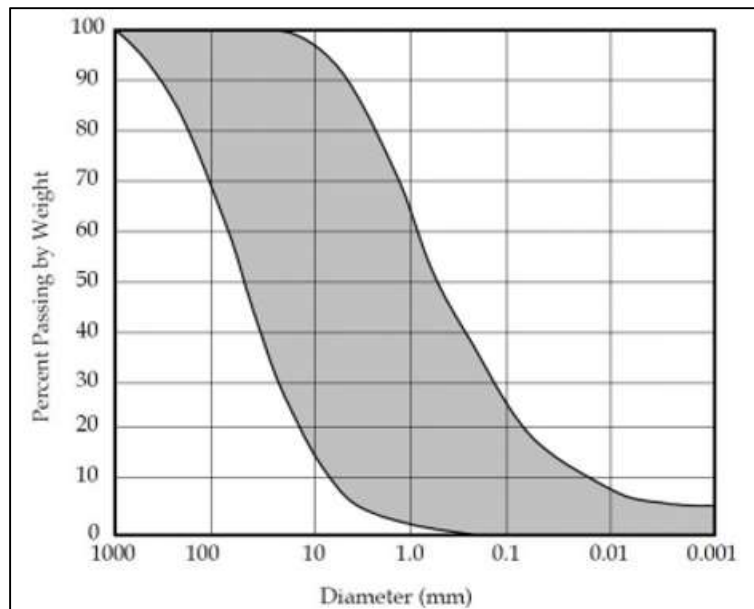


Figure 2.1 : Fuseau de distribution granulométrique des stériles miniers (tiré de James, 2009).

Densité relative des grains solides

La densité relative des grains solides des roches stériles peut varier de 2,6 à 4,8 voire plus selon la minéralogie de la roche encaissante (Bussièrre, 2007). Les travaux de Bolduc (2012) sur les stériles de la mine Canadian Malartic ont montré que les valeurs de la densité relative des roches stériles étaient comprises entre 2,64 et 2,71.

Porosité

La porosité totale des stériles se situe généralement entre 30% et 40% (Morin et al., 1991; Aubertin et al., 2002a; Hernandez, 2007; Azam et al., 2007), mais varie selon les opérations et à l'intérieur même des haldes. Par exemple à la mine Tio (RTFT, Québec), les échantillons de stériles tronqués à 5 cm ont une porosité qui varie entre 25% et 43% (Peregoedova, 2012).

Résistance au cisaillement

L'angle de frottement interne des stériles miniers dépend de la nature de la roche, de l'angularité des grains, de l'étalement granulométrique et de la contrainte de confinement (Leps, 1970). Les stériles utilisés pour la construction de la digue centrale et des rehaussements de la mine Canadian Malartic ont un angle de friction interne de 38° (Golder et associés, 2016).

Conductivité hydraulique saturée

La conductivité hydraulique saturée des roches stériles est souvent de l'ordre de 10^{-3} à 10^{-1} m/s (et plus, en présence de macroporosité) (Peregoedova, 2012). Les valeurs de la conductivité hydraulique saturée mesurées suite à des essais d'infiltration en grande colonne sur des stériles de la mine Canadian Malartic étaient de l'ordre 1×10^{-3} m/s à 2×10^{-3} m/s (Bolduc, 2012). Les valeurs de k_{sat} obtenues par Gamache-Rochette (2004) sur les stériles de la mine Laronde et par Peregoedova (2012) sur ceux de la mine Tio, étaient plus faibles en raison de la teneur élevée des particules fines.

Un résumé des principales propriétés des stériles de différents sites miniers est présentée au tableau 2.1.

Tableau 2.1 : Propriétés physiques de stériles typiques de mines en roches dures au Canada

Propriétés	Unités	Auteurs		
		Gamache-Rochette (2004)	Bolduc (2012)	Peregoedova (2012)
Mine	[-]	Laronde	Canadian Malartic	Lac Tio (RTFT)
Tamissage	[-]	Tronqué à 100 mm	Tronqué à 100 mm	Tronqué à 50 mm
Minerai	[-]	Or et Argent	Or	Titane
USCS	[-]	-	GP	SW
D ₆₀	[µm]	18000 à 20000	28500	870 à 6700
D ₁₀	[µm]	70 à 80	6500	50 à 220
e	[-]	0,32 à 0,5	0,27 à 1,07	0,25 à 0,43
D _r	[-]	2,8	2,64 à 2,71	3,96 à 4,23
Particules inférieures à 75 µm	[%]	10	3	8
k _{sat}	[m/s]	1,9×10 ⁻⁷ à 1×10 ⁻⁵	1,3×10 ⁻³ à 1,8×10 ⁻³	1,1×10 ⁻³ à 3,6×10 ⁻⁵

2.2 Résidus miniers de mines en roches dures

2.2.1 Généralités

Les résidus miniers ou rejets du concentrateur se composent généralement de roches broyées finement dont on a extrait les substances ayant un intérêt commercial (Aubertin et al., 2002). Les propriétés physiques et chimiques des résidus dépendent des opérations et des sites (Vick, 1990).

Cette recherche est axée sur les résidus miniers de mines en roches dures. Cependant, les résultats issus de cette étude pourraient s'appliquer à d'autres types de résidus miniers (les résidus de mines en roches tendres, les résidus fins et les résidus grossiers) puisque la méthodologie proposée est indépendante des propriétés des matériaux.

2.2.2 Propriétés hydrogéotechniques des résidus miniers

Plusieurs facteurs influencent les propriétés géotechniques des résidus miniers de roches dures en place et en particulier la composition minéralogique, les procédés d'extraction utilisés, le traitement du minerai, la méthode de déposition, la pression de confinement et l'état initial des résidus lors de la déposition (Vick, 1990). Ces propriétés ont été étudiées en détail dans la littérature par de nombreux auteurs (voir par exemple Vick, 1990; Aubertin et al., 2002; Wijewickreme, Sanin, & Greenaway, 2005; Bussière, 2007 ; James, 2009; James et al., 2011).

Granulométrie

Les résidus de mines en roches dures sont généralement caractérisés par une granulométrie variant du silt au sable fin (Vick, 1990). La variabilité de la granulométrie s'explique par les différentes méthodes de concassage et de broyage employées pour extraire le minerai. Les résultats des travaux de Bussière (2007) effectués sur des résidus miniers de roches dures de 9 différentes mines canadiennes indiquent que la proportion de particules fines ($< 75\mu\text{m}$) est généralement comprise entre 70% et 97%. La figure 2.2 présente un fuseau général de la distribution granulométrique des résidus de mines en roches dures (Saleh-Mbemba, 2016).

Bolduc (2012), Contreras (2013), Essayad (2015), Grimard (2018) ont caractérisé plus particulièrement les résidus de la mine Canadian Malartic (figure 2.3). Ces résidus s'identifient à du silt non plastique (ML selon la classification USCS) avec des valeurs comprises entre 97% et 100% des particules fines ($< 75\mu\text{m}$). On observe des valeurs des diamètres D10 et D60 qui varient respectivement entre 1 μm et 5 μm et entre 18 μm et

47 μm . Les courbes sont étalées avec des valeurs de coefficient d'uniformité CU entre 10 et 30.

La taille des grains et la distribution granulométrique des résidus influencent plusieurs propriétés telles que la conductivité hydraulique saturée et l'angle de frottement interne.

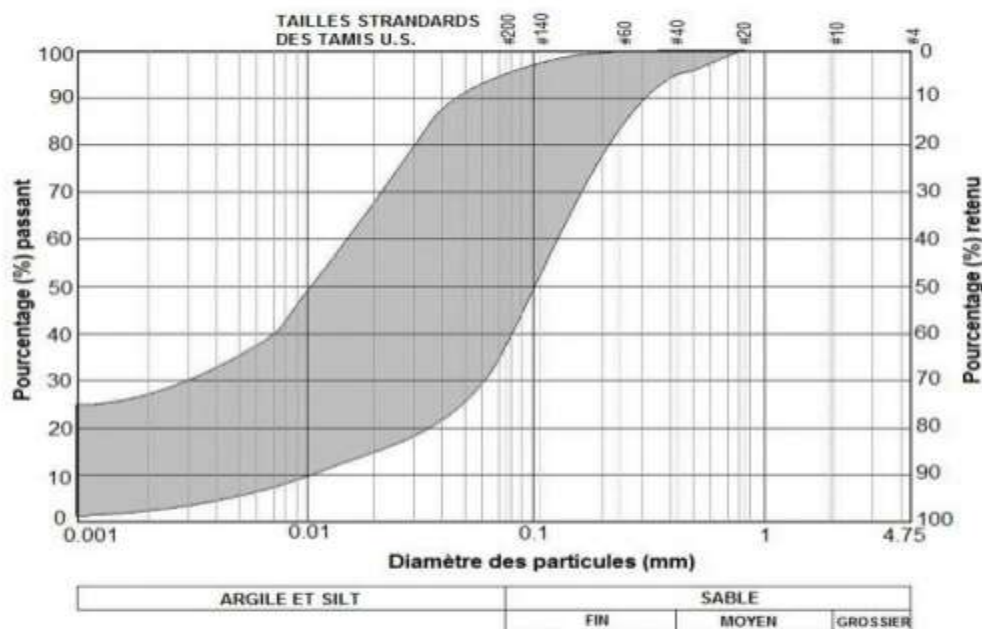


Figure 2.2 : Fuseau de la distribution granulométrique des résidus de mines en roches dures, à partir des données tirées de Vick (1990), Aubertin et al. (1996), Qiu et Segó (2001), Wijewickreme et al. (2005), Bussière (2007) (adapté de Saleh-Mbemba, 2016).

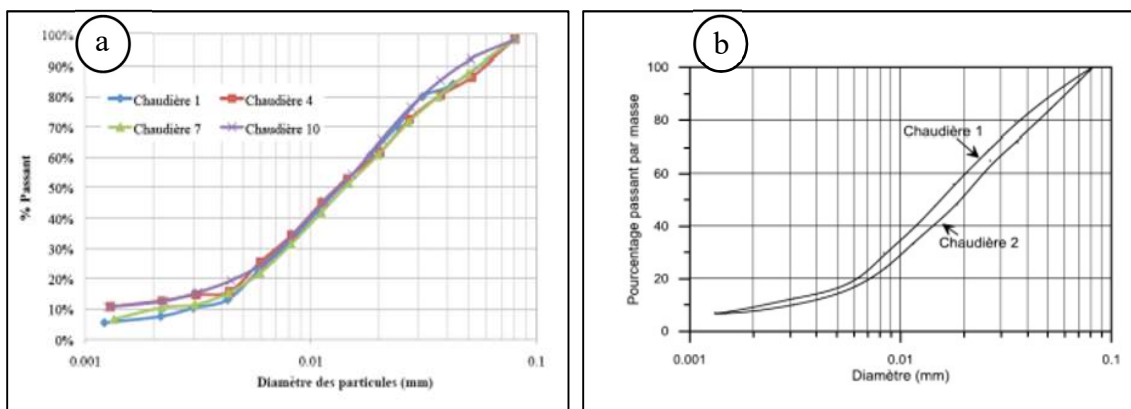


Figure 2.3 : Granulométrie des résidus de la mine Canadian Malartic d'après a) Bolduc (2012); b) Contreras (2013); c) Essayad (2015); d) Grimard (2018).

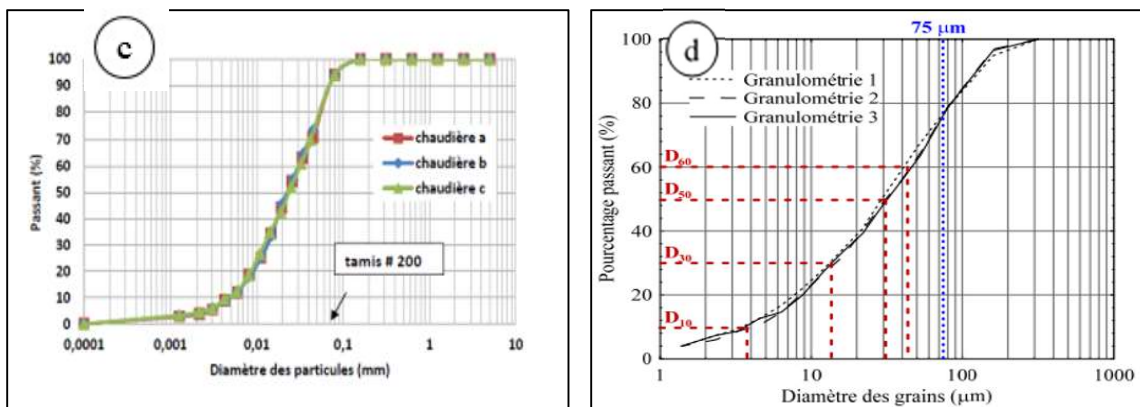


Figure 2.4 (suite): Granulométrie des résidus de la mine Canadian Malartic d'après a) Bolduc (2012); b) Contreras (2013); c) Essayad (2015); d) Grimard (2018).

Densité relative des grains solides

Les résidus miniers de roches dures sont souvent constitués de particules angulaires avec une densité relative des grains solides typiquement comprise entre 2,6 et 4,0 (Vick, 1990; Aubertin et al., 2002). La densité relative peut atteindre des valeurs plus élevées jusqu'à $D_r = 4.42$ en raison de la présence des minéraux lourds dans la composition minéralogique (Wijewickreme et al., 2005). La densité relative des grains (D_r) des résidus de la mine Canadian Malartic se situe entre 2,73 et 2,76 (tableau 2.1).

Indice des vides

Les fractions fines des résidus miniers ont généralement un indice des vides initial compris entre 0,6 et 1,7 et les fractions plus grossières ont un indice des vides qui est compris usuellement entre 0,6 et 0,9 (Aubertin et al., 2011). Ces indices des vides diminuent au cours du temps à mesure que les résidus se consolident (Saleh-Mbemba, 2016; Boudrias, 2018).

L'indice des vides minimal (e_{\min}) des résidus miniers de la mine Canadian Malartic varie entre 0,54 et 0,61 (Proctor modifié) et l'indice des vides maximal (e_{\max}) se situe entre 1,51 et 1,60 (ASTM D-4254-16) (Grimard, 2018).

Résistance au cisaillement

La cohésion effective est généralement considérée nulle pour les résidus miniers de mines en roches dures notamment en raison de leur faible plasticité (Aubertin et al., 1996). Typiquement, l'angle de frottement interne effectif des résidus en condition drainée se situe entre 30° et 42° (Vick, 1990; Bussière, 2007). Lorsque les résidus sont soumis à des chargements en condition non drainée, l'angle de frottement peut diminuer jusqu'à des valeurs comprises entre 14° et 25° (Aubertin et al., 2011).

L'angle de frottement effectif des résidus de la mine Canadian Malartic se situe entre 30° et 37° avec une cohésion effective nulle (Contreras, 2013; Golder et Associés, 2014).

Conductivité hydraulique saturée

La conductivité hydraulique saturée est fonction de l'indice des vides, de la granulométrie des résidus et d'autres facteurs tels que la tortuosité et la viscosité. Elle varie généralement entre 10^{-5} m/s pour les échantillons plus grossiers à 10^{-8} m/s (voire moins) pour les fractions plus fines des résidus (Aubertin et al., 1996; Qiu et Sego, 2001; Bussière, 2007). Boudrias (2018) fournit des valeurs de conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) qui varient entre 4×10^{-8} m/s et 5×10^{-7} m/s pour les résidus de la mine CM.

Le tableau 2.2 présente une synthèse des principales propriétés hydrogéotechniques des résidus de mines de roches dures au Canada et de la mine Canadian Malartic en particulier.

Tableau 2.2 : Résumé des propriétés physiques typiques des résidus miniers de roches dures au Canada (adapté de Grimard, 2018).

Propriétés	Auteurs						
	Bussière (2007)		Bolduc (2012)	Contreras (2013)	Golder et Associés (2014)	Essayad (2015)	Grimard (2018)
Origine	9 mines canadiennes	13 mines québécoises	Mine Canadian Malartic				
Minéral	Or						
Densité relative - D_r [-]	2,6 à 2,9 (Quartz) et 2,9 à 4,5 (résidus sulfureux)		2,75	2,73	2,74	2,76	2,69
Diamètre des grains pour 10% de passant - D_{10} [um]	1 à 4	0,9 à 6	1,3 à 3	2,2 à 3	4	4,6	3,5 à 4,2
Diamètre des grains pour 60% de passant - D_{60} [um]	10 à 50	10 à 80	18 à 19	20 à 25	40	37	41,2 à 46,6
Classification USCS	ML	ML/SM	ML	ML	ML	ML	ML
Indice des vides en place - e_0 [-]	0,5 à 1,5		0,87 à 1,08	1,01 à 1,04	0,65 à 0,91	0,82 à 1,00	0,60 à 0,66
Conductivité hydraulique saturée - k_{sat} [m/s]	10^{-6} à 10^{-8} pour des résidus fins	10^{-4} à 10^{-6} pour des résidus grossiers	10^{-7} à 4×10^{-7}	-	1×10^{-8} à 5×10^{-7}	9×10^{-8} à 10^{-6}	8×10^{-8} à 3×10^{-7}
Angle de frottement effectif - ϕ' [°]	30 à 42		-	36,8	30 ^(a)	-	-
Cohésion effective - c' [kPa]	0		-	0	0	-	-
Notes : ^(a) Cette valeur ne provient pas des essais en laboratoire. Il s'agit d'une valeur conservatrice utilisée pour les modèles numériques (Golder et associés, 2014).							

2.2.3 Méthodes conventionnelles de déposition

Les résidus miniers sont habituellement pompés et transportés sous forme de pulpe (entre 30% à 40% de teneur en solides) jusqu'au site d'entreposage, ceinturé partiellement ou totalement par des digues (Bussière, 2007). Ils peuvent être déchargés suivant plusieurs méthodes de déposition, comme la décharge ponctuelle, la décharge par lance à robinets ou la décharge par hydrocyclone.

La décharge ponctuelle offre généralement peu de flexibilité dans la gestion des résidus et est rarement recommandée (Aubertin et al., 2002). L'utilisation des lances à robinets favorise une déposition plus uniforme, mais contribue à une ségrégation importante des résidus (Blight, 2010). Les grains les plus grossiers tendent à s'accumuler près de la digue alors que les matériaux plus fins sont transportés vers le centre du parc. Enfin, la décharge par hydrocyclone permet de séparer les particules grossières des particules fines par force centrifuge (MacGregor et al., 2014).

2.2.4 Densification des résidus

Les résidus peuvent également être densifiés afin de réduire les risques d'instabilité associés aux charges induites par le poids de l'eau et des résidus sur les ouvrages de retenue. Plusieurs méthodes permettent de réduire leur teneur en eau et d'augmenter la teneur en solides (Fell et al., 2014) :

- La méthode des résidus épaisés a été proposée par Robinsky (1975) pour diminuer les risques environnementaux engendrés par la déposition en pulpe. Les résidus sont amenés à une teneur en solides variant entre 50% et 70% au moyen d'épaississeurs. La technique contribue à réduire les risques associés à la présence d'un étang d'eau permanent dans le parc à résidus et permet de construire l'empilement de façon progressive (Robinsky, 1999). Malgré les avantages de l'utilisation des résidus épaisés en surface, cette technologie comporte certains défis opérationnels, comme le transport et le pompage (Vick, 1983; Ritcey, 1989).
- La déposition des résidus en pâte nécessite l'utilisation d'épaississeurs et de disques filtrants pour augmenter la teneur en solides à des valeurs comprises entre 70% et 85% (Martin et al., 2004). Cette technique a été développée pour la première fois dans les années

1970 pour le remblayage des mines souterraines (Hassani et Archibald, 1998). Les résidus en pâte permettent de créer des empilements homogènes du fait de leur densité en solides élevée, de limiter la ségrégation durant le dépôt et de réduire la nécessité de construire des digues de rétention (Cincilla et al., 1997). Pour une application réussie, les résidus doivent avoir au moins 15% des particules plus fines que 0,020 mm afin que l'eau ne puisse pas se drainer (Fell et al., 2014).

- Les résidus peuvent également être amenés à une teneur en solides de 80% à 90% au moyen de filtres sous haute pression (Davies et Rice, 2001). Les résidus filtrés ont de meilleures propriétés géotechniques, mais doivent être transportés par camions ou convoyeurs. C'est par exemple le cas de la mine Raglan située dans le nord du Québec, au Canada, qui dépose les résidus sous forme filtrée (Kemp 2005). Les coûts associés à la filtration et au transport des résidus filtrés sont considérablement plus élevés que ceux liés aux méthodes conventionnelles de déposition des résidus (Bussière, 2007).

2.3 Parcs à résidus miniers

2.3.1 Généralités

La majorité des mines à ciel ouvert et souterraines entreposent leurs résidus miniers dans des bassins de retenue appelés parcs à résidus miniers. Certains de ces ouvrages atteignent une hauteur de plus de 100 m et peuvent contenir des centaines de millions de mètres cubes de résidus sur des superficies de plusieurs kilomètres carrés (Aubertin et al., 2002). La stabilité de ces structures doit être assurée pour une durée de vie indéterminée ce qui représente l'un des défis les plus importants auquel est confrontée l'industrie minière (Azam et Li., 2010).

Les digues des parcs à résidus sont le plus souvent construites avec les rejets miniers, notamment pour des raisons de coûts (Aubertin et al., 2002). Certaines digues peuvent être constituées également de matériaux d'emprunt comportant une zone "imperméable" (un parement de till ou un noyau de till ou d'argile), une zone drainante (matériau granulaire), une zone de transition (ou filtre) et une zone de protection contre l'érosion (Aubertin et al., 2013). Elles peuvent être construites en

travers de vallées, à flanc de coteaux, au pourtour du site sur un terrain relativement plat avec ou sans excavation, ou une combinaison de ces approches (figure 2.4).

Les parcs à résidus miniers sont sensibles aux variations des niveaux phréatiques, et les variations climatiques et des situations extrêmes doivent donc être prises en compte dans le design (ICOLD, 2001).

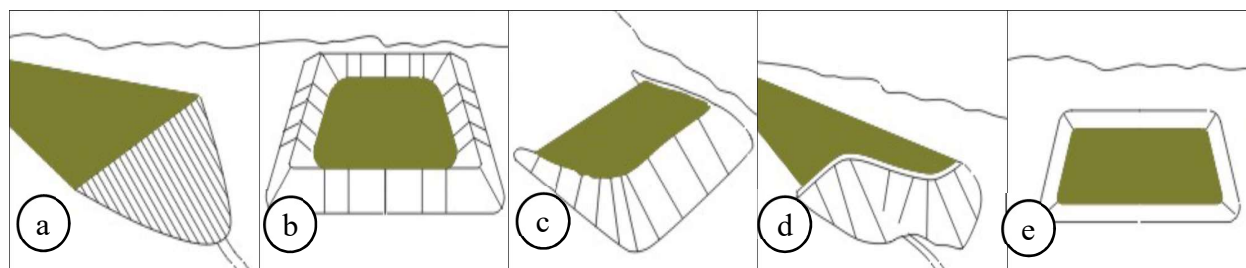


Figure 2.5 : Configurations typiques de digues pour les parcs à résidus miniers (tiré de Aubertin et al., 2002) a) Dans une vallée, b) Digue de pourtour, c) À flanc de coteau, d) Combinaison de a) et c), e) Bassin excavé.

2.3.2 Méthodes de construction

Les digues des parcs à résidus sont construites progressivement sur plusieurs années en fonction des besoins d'entreposage de la mine et afin de minimiser l'investissement initial (Fell et al., 2014). Une digue de départ permettant d'entreposer environ deux ans de production (3 m à 6 m de hauteur) est construite puis rehaussée en fonction de la production de la mine (Aubertin et al., 2002). La construction des digues des parcs à résidus se fait principalement selon trois méthodes (Morgenstern, 1985; Vick, 1990; Aubertin et al., 2002a; Aubertin et al., 2011; Fell et al., 2014) : la méthode amont, la méthode aval et la méthode de l'axe central.

Méthode amont

Cette méthode s'applique surtout pour les résidus de roches dures (silt, sable) (MacGregor et al., 2014) et devrait être utilisée uniquement quand la région est à faible risque sismique et pour des digues dont la hauteur est inférieure à 20 m ou 30 m, en raison notamment des risques de

liquéfaction (Aubertin et al., 2013). Les résidus grossiers doivent être déposés près de la digue de départ (figure 2.5a) afin de contrôler les pressions interstitielles aux abords de la structure de confinement. La construction des digues par la méthode amont est économique puisqu'elle requiert le moins de matériaux. Cependant, elle est souvent considérée comme la moins stable et elle représente le plus grand nombre de défaillances, notamment lors des événements sismiques. En effet, les digues construites à chaque rehaussement reposent sur des résidus fins, peu consolidés et ayant une résistance au cisaillement relativement faible (Vick, 1990; Aubertin et al., 2002, 2012, 2013; Fell et al., 2014).

C'est la méthode principale utilisée sur le site minier de Canadian Malartic et en particulier pour la digue centrale. Les résidus sur lesquels sont construits les rehaussements sont épaissis et des inclusions de roches stériles installées dans le parc facilitent le drainage (Golder et associés, 2016).

Méthode aval

La ligne de l'axe central de la digue se déplace vers la face aval du parc à résidus. Contrairement à la méthode amont, cette méthode offre une augmentation progressive du volume disponible dans le bassin avec la hauteur (figure 2.5b). La méthode aval est la plus stable du point de vue géotechnique, mais nécessite un plus grand volume de matériaux (Fell et al., 2014). Cette méthode de construction est utilisée dans plusieurs pays surtout dans les régions à haut risque sismique comme les États-Unis, le Canada et le Chili (Blight, 2010).

Méthode de l'axe central

Cette méthode maintient la ligne de l'axe central à une même position tout au long de la construction (figure 2.5c). Les digues construites par la méthode de l'axe central sont plus stables que celles construites par la méthode amont et nécessitent moins de matériaux que la méthode aval. Afin de maintenir le niveau de la nappe phréatique dans la digue en dessous du parement aval, il est souvent nécessaire d'utiliser la méthode de déposition par hydrocyclones pour séparer les fractions grossières et fines. La méthode de l'axe central peut être utilisée dans presque toutes les situations, sauf si la fraction grossière des rejets n'est pas assez abondante (Blight, 2010; Aubertin et al., 2013).

La méthode de construction dépend des caractéristiques de la mine telles que la nature des résidus miniers, le taux de production, les conditions climatiques, la topographie locale, la sismicité, la quantité de stériles et le contrôle des écoulements (MacGregor et al., 2014).

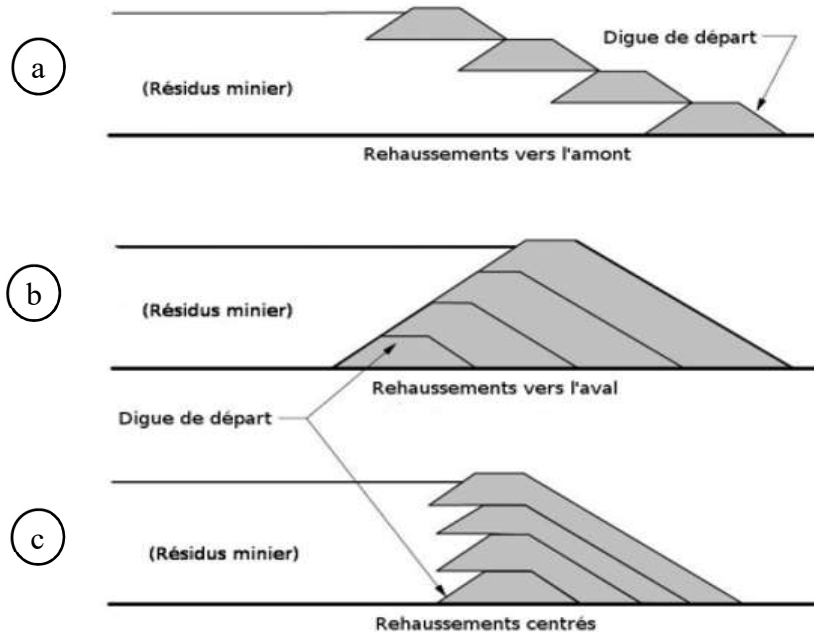


Figure 2.6 : Méthodes de rehaussement des digues d'un parc à résidus : a) la méthode amont, b) la méthode aval et c) la méthode de l'axe central (adapté de James 2009).

2.4 Écoulement de l'eau en milieu non saturée

Un parc à résidus se trouve généralement au-dessus de la nappe phréatique dans des conditions non saturées, ce qui affecte l'écoulement de l'eau dans les résidus.

2.4.1 Équation de base

En milieu non saturé, la conductivité hydraulique k est une fonction de la teneur en eau volumique du sol (θ), qui est elle-même fonction de la pression d'eau (ψ). La loi de Darcy développée à l'origine pour les écoulements en milieu saturé a été étendue par Richards (1931) aux écoulements en milieu non saturé :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial z} \right) \quad (2.1)$$

Cette équation différentielle générale est résolue à l'aide de codes numériques et nécessite de connaître la courbe de rétention d'eau du matériau et sa fonction de perméabilité.

2.4.2 Courbe de rétention d'eau

La courbe de rétention d'eau (CRE) décrit l'évolution de la teneur en eau volumique (ou le degré de saturation S_r) en fonction de la succion matricielle. La rétention d'eau dans un sol dépend principalement de la taille et la distribution des pores (Fredlund et Xing, 1994 ; Aubertin et al., 1998, 2003). La CRE d'un sol n'est pas toujours unique en raison du phénomène d'hystérésis (figure 2.6). La courbe en drainage est celle utilisée dans ce projet, pour des raisons de simplifications. La CRE est caractérisée par la pression d'entrée d'air (Air Entry Value, AEV ou ψ_a), qui correspond à la succion à laquelle le matériau commence à se désaturer, la succion résiduelle (Water Entry Value, WEV ou ψ_r si l'effet d'hystérésis est négligé) est la valeur de succion à laquelle un matériau atteint sa teneur en eau résiduelle (θ_r), la teneur en eau résiduelle (θ_r) et la teneur en eau à saturation (θ_s) (Aubertin et al, 1995 et 1996).

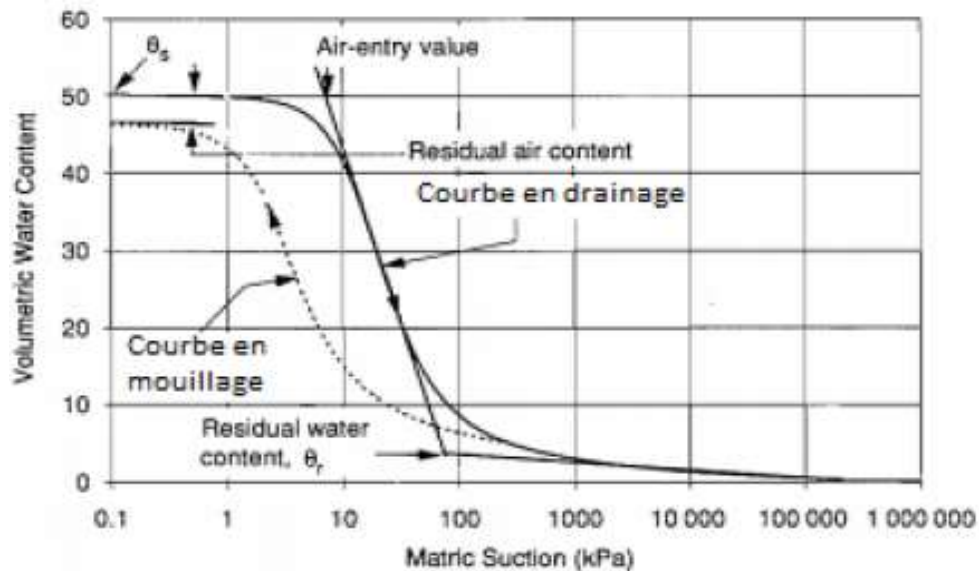


Figure 2.7 : Courbe de rétention d'eau typique d'un silt (tiré de Dubuc, 2018; adapté de Fredlund et Xing, 1994).

La courbe de rétention d'eau peut être mesurée au laboratoire (Aubertin et al., 1995; Delage et Cui, 2000; Chapuis et al., 2006; ASTM D6836, 2008) et sur le terrain (Bussière et al., 2007) et décrite au moyen de différents modèles descriptifs : Gardner (1958), Brooks et Corey (1964), van Genuchten (1980) et Fredlund et Xing (1994). L'équation suivante présente le modèle descriptif de van Genuchten (1980) :

$$\theta = \theta_r + (\theta_s - \theta_r) \left[\frac{1}{1 + (\alpha_v \psi)^{n_v}} \right]^{m_v} \quad (2.2)$$

Où,

θ : teneur en eau volumique [$L^3 \cdot L^{-3}$]

θ_s : teneur en eau volumique à saturation [$L^3 \cdot L^{-3}$]

θ_r : teneur en eau résiduelle [$L^3 \cdot L^{-3}$]

α_v : constante d'ajustement du modèle ($\approx 1/AEV$) [L^{-1}]

n_v, m_v : constantes d'ajustement du modèle

ψ : charge de succion matricielle [L]

La CRE peut aussi être déterminée au moyen de modèles prédictifs, comme le modèle de Kovacs Modifié (MK) (Aubertin et al., 1998, 2003) qui prédit la CRE pour un matériau granulaire à partir de ses propriétés géotechniques de bases (la porosité et la granulométrie), ou le modèle MKs (Peregoedova, 2012) qui est une modification du modèle MK capable de prendre en compte le diamètre équivalent des roches stériles.

Le degré de saturation S_r du modèle MK est obtenu selon l'équation suivante :

$$S_r = \frac{\theta}{n} = 1 - \langle 1 - S_a \rangle \langle 1 - S_c \rangle \quad (2.3)$$

Avec :

S_a : degré de saturation dû aux forces d'adhésion

S_c : degré de saturation dû à la capillarité

$\langle \rangle$: crochets de Macauley $\langle y \rangle = 0,5(y + |y|)$

$$S_a = a_c \cdot \left[1 - \frac{\ln(1 + \frac{\psi}{\psi_r})}{\ln(1 + \frac{\psi_0}{\psi_r})} \right] \cdot \left[\frac{(\frac{h_{co}}{\psi_n})^{\frac{2}{3}}}{e^{\frac{1}{3}} (\frac{\psi}{\psi_n})^{\frac{1}{6}}} \right] \quad (2.4)$$

$$S_c = 1 - \left[1 + \left(\frac{h_{co}}{\psi} \right)^2 \right]^m \exp \left[-m \left(\frac{h_{co}}{\psi} \right)^2 \right] \quad (2.5)$$

Où :

a_c : coefficient d'adhésion [-]

ψ_0 : succion lorsque la teneur en eau volumique est nulle [L]

ψ_n : paramètre de normalisation [L]

ψ_r : succion résiduelle [L]

h_{co} : hauteur de remontée capillaire équivalente [L]

m : coefficient qui dépend de la distribution de la taille des pores $m = 1/C_U$ [-]

Dans le modèle MK, la succion résiduelle et la hauteur de remontée capillaire s'estiment par les équations suivantes (Aubertin et al., 2006) :

$$\psi_r = 0,8h_{co}^{1,2} \quad (2.6)$$

$$h_{co} = \frac{0,75}{[1 + 1,17 \log(C_U)] e D_{10}} \quad (2.7)$$

2.4.3 Fonction de perméabilité

La conductivité hydraulique diminue quand un sol ou un résidu se désature, en raison de la présence d'air dans le matériau (Mbonimpa et al., 2006). La fonction de perméabilité décrit la variation de la conductivité hydraulique en fonction de la succion. Des matériaux grossiers peuvent donc devenir moins perméables que des sols fins sous certaines conditions de succions.

Différents modèles statistiques permettent d'estimer la fonction de perméabilité, mais elle est généralement obtenue à partir de la CRE (Child et Collis-George, 1950; Burdine, 1953; Mualem,

1976 et Fredlund et al., 1994). Dans cette étude, le modèle de Mualem (1976) combiné à celui de van Genuchten (1980) est utilisé. Ce modèle est fréquemment utilisé dans la littérature pour les sols et les rejets miniers (Bussière, 1999; Zhuang et al., 2011; Lévesque, 2015; Maknoon, 2016; Dubuc, 2018) :

$$k_r = \frac{\{1 - (a' \psi)^{n-1} [1 + (a' \psi)^n]^{-m}\}^2}{[1 + (a' \psi)^n]^{\frac{m}{2}}} \quad (2.8)$$

Avec :

k_r : conductivité hydraulique relative [-]

a' , m , n : paramètres d'ajustement de la courbe [-]

ψ : succion [L]

2.5 Analyse de la stabilité

L'évaluation de la stabilité des ouvrages de retenue des résidus miniers peut se faire au moyen du calcul d'un facteur de sécurité basé sur la résistance au cisaillement des matériaux pour divers modes de rupture. Les digues des parcs à résidus doivent avoir la capacité de supporter les combinaisons de charges statique et dynamique les plus défavorables pendant la durée d'exploitation de la mine et après sa fermeture (Aubertin et al., 2013).

Les logiciels d'analyse de la stabilité des pentes des ouvrages miniers sont des outils très répandus et utilisés fréquemment qui reposent sur plusieurs étapes (Vick 1990, Aubertin et al. 2002, D'Appolonia Engineering 2009, Blight 2010 et MacGregor et al. 2014) : une caractérisation du site et des matériaux, l'évaluation du volume d'entreposage en fonction du temps, l'étude de la configuration géométrique des lieux et des ouvrages, ainsi que l'analyse de la réponse des composantes aux sollicitations imposées en termes de contraintes, de déplacements et de facteurs de sécurité contre la rupture (Aubertin et al., 2013).

2.5.1 Méthodes d'analyse

Toutes les méthodes déterministes d'analyse de la stabilité passent par la définition d'un facteur de sécurité minimal associé à la rupture selon la surface qui produit les conditions les plus défavorables (Hamade et al., 2011). Les méthodes d'analyse par équilibre limite (Fellenius, Janbu simplifié, Bishop simplifié, Spencer, Morgenstern-Price, Lowe-Karafiath, Sarma, Janbu généralisé, Corps des ingénieurs) s'appuient sur des calculs mathématiques effectués de façon itérative (Abramson et al., 2002).

2.5.2 Facteur de sécurité

Le facteur de sécurité est défini par rapport aux conditions d'équilibre statique, qui se résument en général au rapport entre la somme des forces (ou des moments) qui induisent la rupture et la somme des forces (ou des moments) qui y résistent (Nash, 1987; Duncan and Wright, 2005). Les valeurs du facteur de sécurité retenues pour la construction des digues de parcs à résidus dépendent des caractéristiques des ouvrages, de la réglementation en vigueur et surtout des dangers et conséquences d'une défaillance. Un facteur de sécurité « FS=1 » signifie théoriquement que la rupture est imminente. Il est donc nécessaire de choisir une valeur raisonnable pour le facteur de sécurité qui satisfait à la fois la sécurité et aux conditions économiques (Aubertin et al., 2013).

Les principaux paramètres qui influencent la stabilité d'une digue sont la géologie, la morphologie, le couvert végétal, les conditions climatiques et les sollicitations cycliques (vent, chocs thermiques, séismes) (Bastone et De la Torre, 2011).

Le tableau 2.3 présente les valeurs du facteur de sécurité proposées pour l'analyse de stabilité des digues sous diverses conditions de sollicitation.

Tableau 2.3 : Facteurs de sécurité suggérés pour les analyses de stabilité (adapté de la directive 019 sur l'industrie minière, 2012)

Zone	Condition	Facteur de sécurité
Amont et aval	Fin de construction (selon les dommages)	1.3 à 1.5
Aval	Écoulement stationnaire (selon les dommages)	1.3 à 1.5
Amont	Vidange rapide	1.2 à 1.3
Aval	Analyse pseudo-statique, pour chargement sismique avec un bassin rempli et un écoulement stationnaire (selon les dommages)	1.1 à 1.3
Centrale	Glissement horizontal de la digue sous chargement statique	1.5
Centrale	Glissement horizontal de la digue pour les pressions générées par des résidus lors de leur liquéfaction	1.3
Centrale	Capacité portante du sol sous le remblai	1.5

2.6 Changements climatiques

2.6.1 Modèles climatiques et scénarios d'émission de GES

Le changement climatique désigne un changement continu à long terme (réchauffement ou refroidissement) par rapport aux conditions de base (Charron, 2016). Il se traduit par une augmentation des températures, des précipitations ainsi que des phénomènes extrêmes (sécheresse, inondation). Ce changement est attribué à l'accumulation, dans l'atmosphère, des gaz à effet de serre (GES) produit par le développement des activités humaines (Ouranos, 2017).

De nombreux modèles climatiques ont été développés par différents centres de climatologie dans le monde afin de représenter l'évolution du climat dans le futur (Charron, 2016). Les modèles climatiques sont divisés en deux catégories principales : les modèles climatiques globaux (MCG) dont l'étendue des grilles couvre l'ensemble du globe et les modèles climatiques régionaux (MCR) dont les grilles de calcul ne couvrent seulement qu'une partie de la planète. Les MCG ont une résolution spatiale horizontale d'environ 200 km tandis que les MCR ont une résolution horizontale plus fine de 45 km ou moins (Charron, 2016).

Pour une étude d'impact des changements climatiques (CC), il est recommandé d'utiliser plusieurs modèles, sachant qu'une combinaison des modèles donne des résultats plus fiables (Ouranos 2011; Charron, 2016).

Les scénarios climatiques décrivent différents futurs plausibles en fonction des émissions de GES dans l’atmosphère. Plus d’un scénario d’émissions de gaz à effet de serre est généralement utilisé dans l’élaboration d’un ensemble de simulations climatiques. Dans les troisième et quatrième rapports du GIEC (Groupe d’Experts Intergouvernementaux sur l’évolution du Climat), l’évolution des GES est décrite au moyen de quatre profils de trajectoires de concentrations représentatives, appelés RCP (Representative Concentration Pathways) (van Vuuren et al., 2011). Cette normalisation permet une comparaison plus efficace entre les modèles et simulations climatiques (Moss et al., 2010). Les quatre RCP développés, ont été nommés en se basant sur leur forçage radiatif total autour de l’année 2100 (tableau 2.4). Par exemple, un profil RCP 8.5 correspond à une augmentation constante des concentrations de CO₂ dans l’atmosphère au cours du 21^e siècle (un futur où aucun effort n’est fait pour réduire les émissions de GES) tandis qu’un profil RCP 4.5 définit une trajectoire stable sans dépassement des concentrations de CO₂ (un futur où il y a une prise de conscience et une réduction des émissions de GES (Ouranos 2015 et 2016).

Tableau 2.4 : Caractéristiques principales des scénarios RCP (adapté de Charron, 2016).

Nom	Forçage radiatif vers 2100 (W/m ²)	Trajectoire	Concentration des GES (ppm)	Réchauffement moyen global vers 2100 (°C) ^(a)
RCP 2.6	2,6	Pic en 2050 puis déclin avant 2100	490	1,5
RCP 4.5	4,5	Stabilisation sans dépassement	650	2,4
RCP 6.0	6,0	Stabilisation sans dépassement	850	3,0
RCP 8.5	8,5	Croissante	1370	4,9
Notes :				
^(a) Réchauffement moyen global estimé par rapport aux observations de l’année 1850.				

2.6.2 Projections climatiques pour le Québec

Plusieurs projections climatiques basées sur divers scénarios d’émission de GES proposent de prédire l’évolution des principaux paramètres climatiques à l’échelle mondiale (GIEC, 2007). Ces projections peuvent également être obtenues pour des régions plus limitées (Ouranos, 2017). Ainsi,

les projections climatiques prédisent pour le sud du Québec et l'Abitibi en particulier (Ouranos, 2015) :

- L'élévation des températures d'environ 4°C à 7°C pour l'horizon 2080 par rapport aux observations sur la période de 1971-2000 dans le sud du Québec. Ces températures ont été projetées avec un scénario de trajectoire d'émission croissante de GES (RCP 8.5).
- Les périodes de retour des maximums annuels de précipitations seraient raccourcies de façon significative sur l'ensemble du Québec. Par exemple, un maximum annuel dont la période de retour serait de 20 ans pour la période 1986-2005 pourrait survenir plus fréquemment vers 2046-2065 avec une période de retour réduite à 7 ou 10 ans.
- La modification du régime des précipitations avec une augmentation de la quantité maximale annuelle pour toutes les durées et pour toutes les périodes de retour : pour toutes les régions du Québec, des hausses significatives de précipitations abondantes et extrêmes en hiver et au printemps seraient à prévoir aux horizons 2050 et 2080.

Cette augmentation des précipitations au printemps associée à l'humidité antécédente élevée due à la fonte des neiges en hiver pourrait augmenter la vulnérabilité des digues de parcs à résidus (Bussière et al., 2017).

2.6.3 Incertitudes des projections climatiques

La science du climat est par nature incertaine et le degré d'incertitude ne peut pas être facilement quantifié. Les projections climatiques sont sujettes à de nombreuses sources d'incertitudes et en particulier les imprécisions des modèles climatiques, les émissions de GES et la variabilité naturelle du climat (Charron, 2016). La résolution d'un modèle climatique régional (MCR) n'est pas toujours suffisante pour capturer le forçage météorologique local à l'échelle de quelques kilomètres (par exemple, des turbulences à petite échelle, la microphysique des nuages) (Charron, 2016). Les projections climatiques associées aux précipitations sont généralement soumises à une variabilité beaucoup plus grande que les projections de température. Les projections de précipitation ont principalement tendance à se concentrer sur les changements prévus dans les conditions moyennes

à long terme, plutôt que sur la fréquence et l'ampleur des événements extrêmes susceptibles de générer des précipitations très intenses localement et par intermittence (Ho et al., 2017).

De nombreux modèles sont donc généralement utilisés pour réaliser les simulations couvrant la plage la plus complète possible de tous les futurs potentiels. Des quatre scénarios d'émission (RCP) simulés, il est difficile de déterminer à l'heure actuelle, lequel est le plus réaliste (Charron, 2016). L'évolution du climat est également influencée par des fluctuations naturelles imprévisibles. Cette variabilité naturelle rend encore plus difficile le calcul de la probabilité d'événements extrêmes et oblige les modélisateurs du climat à effectuer de nombreuses simulations du même modèle, du même scénario d'émissions de GES (Ouranos, 2015; Charron, 2016).

2.7 Changements climatiques et stabilité géotechnique

La variabilité du climat et la récurrence des événements extrêmes liées aux CC n'ont pas été nécessairement toujours prises en compte dans la conception et la construction des digues de retenue des résidus miniers existantes (Roche et al., 2017). Une étude réalisée par Rico et al. (2008) montre que les pluies intenses sont responsables (en partie ou en totalité) de 25% des cas de ruptures de digues de parcs à résidus dans le monde. Plusieurs auteurs ont évalué l'impact des changements climatiques sur la stabilité des ouvrages en géotechnique et ont recommandé de considérer l'impact de ces changements climatiques dans leur conception (Collison et al., 2010; Davies, 2011; Vardon, 2015; Robinson et al., 2016).

2.7.1 Impact des précipitations sur la stabilité géotechnique

Les changements climatiques devraient influencer sur la fréquence et l'intensité des événements de précipitations extrêmes dans la région de l'est du Canada (Québec) (Bush et al., 2014; Ouranos, 2015). Cette augmentation des précipitations dans les projections futures pourrait entraîner une montée du niveau de la nappe phréatique dans les parcs à résidus et donc une réduction de la résistance au cisaillement. L'infiltration ou la percolation augmenteront également en intensité; ce qui pourrait entraîner l'accroissement de l'érosion interne ou externe. En cas de précipitations extrêmes, il pourrait même se produire une submersion des digues (Al Heib et Cherkaoui, 2014).

2.7.2 Impact des températures sur la stabilité géotechnique

La température au cours du siècle à venir devrait augmenter avec les émissions continues de GES partout au Canada (van Oldenborgh et al., 2013). Dans l'Est canadien, la température de l'air augmentera durant toutes les saisons, et l'augmentation la plus importante est généralement attendue au cours des mois d'hiver (albédo des neiges) (Ho et al., 2017). Les variations importantes de la température dues aux CC pourraient affecter la stabilité de l'ouvrage par exemple en provoquant des changements dans le couvert végétal (changement du type de végétation ou disparition de la végétation existante) ce qui pourrait accélérer l'érosion externe (Bo et al., 2008). Cependant, cet impact ne sera pas étudié dans ce mémoire puisque le modèle géométrique simplifié, inspiré de la configuration finale de la digue centrale de la mine Canadian Malartic ne prend pas en compte la restauration du parc prévue à la fermeture.

2.7.3 Instabilités des parcs à résidus associés aux conditions climatiques

Aujourd'hui, la rupture occasionnelle d'une digue de parcs à résidus miniers n'est plus considérée comme un risque normal et acceptable découlant des activités minières (Glos, 1999).

Entre 1915 et 2016, environ 213 cas de défaillances de digues de parcs à résidus ont été répertoriés (ICOLD, 2001; Roche et al., 2017). De la période avant l'an 2000 à celle après l'an 2000, le nombre de ruptures associées à une pluie extrême ont presque doublé, passant de 25% à 40%. Cette augmentation est attribuable aux changements des conditions climatiques particulièrement pour les sites miniers situés à proximité des océans qui reçoivent de fortes précipitations (Azam et Li, 2010).

Les données disponibles sur les cas documentés indiquent que les défaillances de digues de parcs à résidus sont causées le plus souvent par un mauvais contrôle du bilan d'eau, l'érosion et la submersion (ICOLD, 2001; Rico et al., 2008; WISE, 2017) et que les ruptures sont plus susceptibles de se produire durant la période d'exploitation qu'à la fermeture (Kossoff et al., 2014).

L'érosion des sols est un phénomène qui a lieu à la surface de la structure (transport des matériaux et instabilité potentielle induite) ou à l'intérieur (augmentation de la perméabilité et réduction de la résistance) (Vardon, 2015). L'érosion externe peut être causée par le ruissellement et le vent. Elle est fonction notamment du climat, de l'érodabilité des matériaux et de la végétation. L'érosion interne est souvent associée au phénomène de renard et se produit lorsqu'il y a un mouvement de

particules causé par un gradient élevé au travers des digues ou de la fondation. La mauvaise conception des filtres et/ou des drains et la présence de fissures, de voies de percolation, ou de zones lâches dans des matériaux hétérogènes augmentent les risques d'érosion interne (Aubertin et al., 2002; Blight, 2010).

La submersion quant à elle, est généralement provoquée par une montée excessive du niveau de l'eau dans les résidus miniers jusqu'à dépasser la crête de la digue de retenue.

2.7.4 Exemples de cas de ruptures causées par une augmentation non contrôlée du niveau de l'eau et l'érosion

Stava, Italie, 1985

Les deux barrages en remblais composés de stériles miniers, étaient destinés à retenir les eaux (300 000 m³) issues de l'exploitation minière de la mine de fluorite du Val de Stava en Italie. Les barrages construits par hydro cyclonage des résidus de sable et rehaussés par la méthode amont ont rompu le 19 juillet 1985. Les pluies intenses qui se sont produites durant les deux jours précédant la catastrophe sur le site minier de fluorite en opération a été considérée comme un facteur déclencheur (Wood, 2012; Niekerk et al., 2017). Cette quantité d'eau précipitée (22% de plus que les précipitations normales) a engendré des surpressions interstitielles dans la fondation et a conduit à une augmentation du niveau de l'eau dans le parc et les digues (érosion externe). Environ 190 000 m³ de résidus se sont déversés sur le village de Stava faisant 269 morts et détruisant 62 immeubles et 8 ponts (ICOLD, 2001).

Huelva, Espagne, 1998

En décembre 1998, une forte tempête combinée à l'érosion de la digue par l'eau de mer créa une brèche et causa ainsi la rupture de la digue de rétention des rejets de phosphate dans la rivière Rio Tinto. Environ 50 000 m³ d'eaux usées d'acides phosphoriques (pH = 1,5) et d'autres déchets de phosphate liquéfiés et d'uranium furent déversés dans l'estuaire dans le sud-ouest de l'Espagne. La digue qui a cédé avait été construite en 1997 afin de récupérer les rejets provenant de la mine de phosphate située au Maroc (Wood, 2012).

Aurul S.A. Mine, Baia Mare - Roumanie, 2000

La digue de la mine d'or d'Aurul S.A., construite initialement par la méthode aval puis rehaussée plus tard par la méthode amont, était constituée de résidus déposés par cyclonage. Les fortes précipitations (120 mm de neige) de décembre 1999 au mois de janvier 2000, combinée à la fonte rapide des neiges du 27 janvier 2000 et à 40 mm de pluie le 30 janvier 2000 ont provoqué une montée des niveaux d'eau jusqu'aux niveaux critiques; la berme de départ fut totalement saturée engendrant des déplacements au sein de la digue. Le 30 janvier 2000, une brèche d'environ 25 m de longueur et 2,5 m de profondeur s'est ouverte et a conduit à la rupture de l'ouvrage. Près de 100 000 m³ d'eau contenant jusqu'à 120 tonnes de cyanure et de métaux lourds se sont déversés dans les rivières avoisinantes, contaminant l'eau potable de plus de 2 millions d'habitants en Hongrie et tuant de nombreuses espèces aquatiques (Baia Mare Task Force, 2000). Cette catastrophe a été qualifiée de pire désastre écologique en Europe de l'Est depuis Tchernobyl (Roche et al., 2017).

2.7.5 Approches pour quantifier l'impact des changements climatiques sur la stabilité géotechnique

Trois grandes approches se distinguent pour quantifier l'impact des changements climatiques sur la stabilité géotechnique soient les modèles basés sur la mécanique, l'évaluation de scénario basée sur les systèmes et le test des contraintes (Ho et al., 2017).

Les modèles basés sur la mécanique

Plusieurs pays (Italie, Thaïlande, Royaume-Uni) ont de plus en plus recours à l'utilisation des modèles numériques pour évaluer l'impact des CC sur les ouvrages. Les mesures in situ sont utilisées pour vérifier et calibrer les modèles numériques. Ce type d'approche essentiellement basé sur la mécanique permet d'analyser la sensibilité et d'étudier les changements potentiels sous différents régimes de précipitations. Cependant, il est difficile d'intégrer de manière réaliste dans le modèle, la variabilité des conditions du terrain (propriétés des sols), et en particulier les éventuelles caractéristiques géologiques locales.

Cette approche est celle utilisée dans cette étude. Elle a été fréquemment utilisée pour analyser l'impact des précipitations sur la stabilité géotechnique des remblais et des haldes à stériles (Davies, 2011; Maknoon, 2016; Pk, 2017).

L'évaluation de scénario basée sur les systèmes

Cette approche alternative a été développée par le bureau d'ingénierie géotechnique (Geotechnical Engineering Office) à Hong Kong (Ho et al., 2017). Elle utilise le concept de PMP (Précipitation Maximum Probable) largement utilisé dans la pratique géotechnique, pour établir des scénarios plausibles d'évènements de précipitations extrêmes. Dans cette approche, les scénarios de précipitations extrêmes plausibles sont définis comme des évènements de niveaux 1 et 2. Ils sont comparés à la PMP afin de mettre en perspective la sévérité des précipitations extrêmes. L'évènement de niveau 1 correspond à la plus forte précipitation observée depuis plus de 100 ans d'enregistrements de précipitations transposés dans la région la plus vulnérable d'une région densément urbanisée. L'évènement de niveau 2 correspond à une tempête de pluie simulée plus sévère (jusqu'à présent non observée, mais plausible) que l'extrême historique projetée jusqu'à la fin du XXIe siècle en tenant compte de l'effet des changements climatiques.

Le test des contraintes (Évaluation Quantitative des Risques)

Les méthodes d'évaluation quantitative des risques estiment les différentes composantes du risque : le danger (probabilité temporelle d'apparition d'une menace), la vulnérabilité, l'exposition d'éléments de risque, ainsi que l'utilité ou la valeur des éléments à risque. Ces méthodes fournissent une estimation quantitative de la perte attendue. L'un des défis de la gestion des risques associés aux évènements extrêmes est que le mécanisme qui déclenche un évènement extrême peut être différent de celui qui déclenche les évènements plus fréquents et les expériences passées peuvent ne plus être un prédicteur fiable du caractère futur et de la fréquence des évènements.

2.7.6 Exemples de prise en compte des changements climatiques sur la stabilité des ouvrages géotechniques

Collison et al. (2000)

Collison et al. (2000) ont utilisé la technique de réduction d'échelle des MCG développée par Buma et Dehn (1998) pour prédire l'impact des changements climatiques sur la fréquence et l'importance des glissements de terrain en Angleterre. Les projections climatiques ont été simulées à partir des MCG du centre Hadley. Les données climatiques obtenues sur une base horaire ont été utilisées dans un modèle hydrologique à une dimension pour estimer l'évolution du niveau de la nappe phréatique. Le modèle de pente infinie a ensuite été simulé pour évaluer le facteur de sécurité en se basant sur le niveau de la nappe phréatique, les propriétés des sols et la géométrie de la pente. Les résultats obtenus des modèles hydrogéologique et géotechnique combinés ont été validés sur la base d'observations et de mesures de terrain sur la période 1960-1989. Les auteurs ont conclu que les effets de l'augmentation des précipitations 2020-2079 seraient équilibrés par l'augmentation de l'évapotranspiration potentielle.

Davies (2011)

Davies (2011) a réalisé une étude portant sur l'effet des changements climatiques sur un remblai de chemin de fer dans le sud de l'Angleterre. Les données climatiques pour les climats présent et futur ont été générées en utilisant le MCG EARWIG. Les projections climatiques simulées ont fourni des variables climatiques horaires pour l'horizon 2080 basé sur le scénario d'émission RCP 8.5. Aucune augmentation dans les précipitations annuelles n'a été observée dans les résultats, mais une hausse importante de l'intensité des pluies et des températures a été remarquée. Le modèle couplé hydrogéotechnique (SHETRAN-FLAC) a été utilisé pour évaluer la stabilité du remblai pour les climats présent et futur. Davies (2011) a conclu que le climat futur caractérisé surtout par une augmentation des températures contribuait à améliorer la stabilité de l'ouvrage.

Pk (2017)

L'impact des CC sur la stabilité des remblais constitués de silt et de sable en Ontario au Canada ont été étudiés par Pk (2017). La stabilité a été analysée pour des climats actuel et futurs à partir

des outils numériques. Les modèles hydrogéotechniques couplés SEEP/W-SLOPE/W et HYDRUS 2D-SLOPE/W ont été utilisés pour modéliser les comportements hydrogéologiques et géotechniques des remblais. Les variables climatiques journalières (température, précipitations, humidité relative, vent) des projections climatiques ont été fournies par trois modèles climatiques globaux pour le scénario RCP 8.5 sur l'horizon 2080. Au total, 42 simulations ont été réalisées et Pk (2017) a conclu que les effets des CC dépendaient principalement des propriétés hydrogéologiques des matériaux. Le remblai de sable était plus susceptible à une instabilité pour des événements de précipitations courtes et intenses alors que des pluies moins intenses, mais de longue durée pouvaient déclencher une instabilité sur le remblai de silt.

2.8 Modèles numériques

2.8.1 Modèles hydrogéologiques

Il existe une large gamme des modèles hydrogéologiques qui offrent une variété de fonctionnalités et de niveaux de détails (Pk, 2017). Les variations des pressions interstitielles sont un des facteurs les plus importants pour l'estimation du facteur de sécurité (Maknoon, 2016). L'étude de l'impact des changements climatiques sur la stabilité des pentes nécessite donc un modèle hydrogéologique capable de déterminer avec précision les pressions interstitielles. Davies (2011) suggère également qu'un modèle hydrogéologique devrait satisfaire les conditions suivantes pour évaluer de façon effective l'impact des changements climatiques :

- Être un modèle à 2 ou 3 dimensions;
- Être capable de simuler les données climatiques d'une plus grande résolution;
- Être capable d'évaluer le taux d'infiltration, d'évaporation et de ruissellement;
- Être capable de simuler un écoulement non saturé;
- Pouvoir simuler la végétation à la surface du sol;
- De façon préférentielle, être capable de simuler le phénomène d'hystérésis.

HYDRUS (PC-Progress), SEEP/W (GEO-SLOPE) et SHETRAN (Newcastle University) sont trois codes de simulations hydrogéologiques capables de modéliser l'infiltration et l'écoulement à travers une digue de parc à résidus et remplissant les critères de Davies (2011). Certaines caractéristiques de ces codes sont présentées au tableau 2.5.

Tableau 2.5 : Caractéristiques générales des modèles hydrologiques choisis (Davies 2011).

	HYDRUS	SEEP/W	SHETRAN
Code	Éléments finis	Éléments finis	Différences finies
1D / 2D / 3D	1D, 2D et 3D	2D	3D
1 phase / 2 phases	1	1	1
Équation écoulement non saturé	Forme modifiée de l'équation de Richards	Équation de Richards modifiée pour la vapeur par Wilson (1990) et Milly (1982)	Équation de Richards
Modèle hydraulique des sols	Brooks et Corey (1964), van Genuchten (1980), van Genuchten modifiée, Kosugi (1996)	Fredlund et Xing (1994), van Genuchten (1980)	Van Genuchten (1980)
Hystérésis	Oui	Non	Non
Modèle d'évapotranspiration	Oui (dépend des conditions frontières, Neuman et al.,1974)	Oui (Penman-Monteith 1965, Penman-Wilson 1990)	Oui (Penman-Monteith 1965)
Modèle d'absorption des racines	Oui	Oui	Oui
Effet de la végétation saisonnière	Oui	Oui	Oui
Ruissellement	Le modèle 1D suppose que l'eau peut stagner à la surface, les modèles 2D et 3D supposent que toute l'eau qui ne s'infiltré pas est considérée comme un ruissellement	L'eau qui ne s'infiltré pas s'accumule à la surface et est considérée comme un ruissellement	Oui, Équation modifiée de St-Venant

Bilan d'eau

Une partie des précipitations qui tombent sur la surface du parc s'infiltré dans le sol, le reste étant perdu par évapotranspiration et par ruissellement. Les différents facteurs pris en compte dans l'évaluation d'un bilan hydrique incluent le précipitation, l'infiltration nette, le ruissellement, la transpiration et l'évaporation réelle (figure 2.7). L'infiltration nette à la surface du sol peut ainsi être définie par l'équation suivante (Pk, 2017) :

$$NI = P - R - T - AE \quad (2.9)$$

Où :

NI : l'infiltration nette [L.T⁻¹]

P : les précipitations [L.T⁻¹]

T : la transpiration [L.T⁻¹]

AE : l'évaporation réelle [L.T⁻¹]

R : le ruissellement [L.T⁻¹]

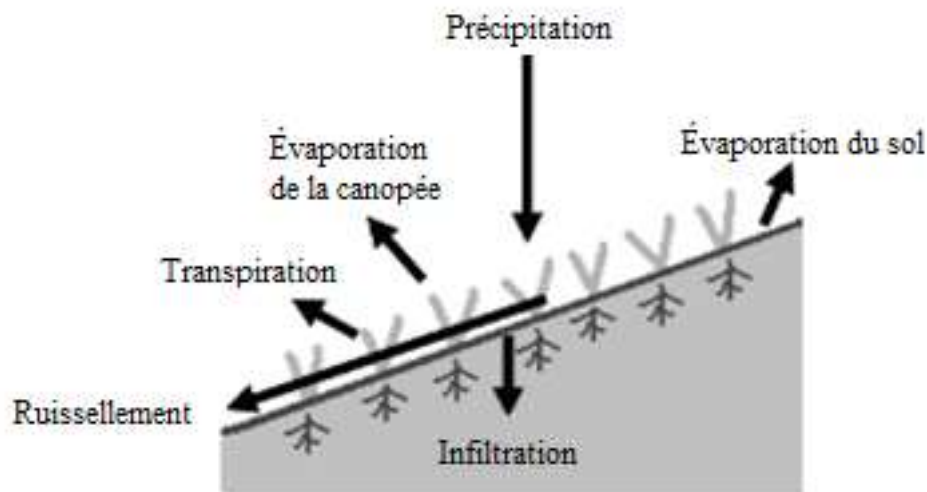


Figure 2.8 : Composantes du bilan d'eau (adapté de Davies, 2011).

2.8.2 Modèles géotechniques

Les modèles géotechniques peuvent utiliser les résultats des modèles hydrogéologiques (notamment les pressions d'eau) pour évaluer la stabilité des structures. Plusieurs auteurs (par exemple Collison et al., 2000; Rouainia et al., 2009; Davies, 2011; Robinson et al., 2016; Pk, 2017) ont réalisé une étude d'impact des changements climatiques basée sur les modèles couplés (hydrogéologiques et géotechniques). Plusieurs codes de simulations géotechniques sont disponibles et couramment employés parmi lesquels :

HYDRUS (PC-PROGRESS) possède deux modules pour évaluer la stabilité des pentes des ouvrages. L'analyse de la stabilité peut se faire soit par la méthode des éléments finis ou celle des équilibres limites. Le modèle géotechnique d'HYDRUS permet de faciliter le transfert des pressions interstitielles obtenues avec le modèle hydrogéologique.

PLAXIS (PLAXIS BV) est un logiciel d'éléments finis qui permet de réaliser des analyses de stabilité en deux ou trois dimensions. Il peut simuler les écoulements non saturés au moyen d'un module complémentaire. Ce programme contient des modèles de comportement avancés qui prennent en compte la non-linéarité, la dépendance temporelle et le comportement anisotrope des sols.

FLAC (ITASCA Consulting Group) est disponible en 2D et en 3D. C'est un programme par différences finies capable de modéliser de larges déformations, le comportement non linéaire d'un matériau et des systèmes instables. FLAC permet de modéliser les écoulements non saturés au moyen d'un module complémentaire. Le logiciel a été utilisé au cours d'études antérieures visant à simuler l'effet des CC sur les ouvrages géotechniques (Rouainia et al., 2009; Davies 2011).

SLOPE/W (GEO-SLOPE International Ltd) est un logiciel de la suite GeoStudio qui utilise la méthode d'équilibre limite pour analyser la stabilité des pentes (GEO-SLOPE International Ltd. 2018). Il permet également un transfert des pressions interstitielles calculées par SEEP/W pour l'évaluation du facteur de sécurité. SLOPE/W permet de modéliser les écoulements non saturés. Les travaux numériques de Rahardjo et al. (2017) et de Pk (2017) sur des remblais de sols ont notamment prouvé l'efficacité de cette méthode. Ce logiciel a été utilisé dans ce projet pour simuler la réponse d'un modèle géométrique inspiré du parc à résidus de la mine CM dans le secteur de la digue centrale face aux CC.

2.8.3 Incertitudes dans la modélisation en ingénierie

En ingénierie, l'incertitude fait référence à la variabilité des propriétés, des événements naturels (Hartford et Baecher, 2004), à la géométrie et à la variabilité des propriétés des matériaux (Murphy et al., 2011). On distingue généralement l'incertitude physique, l'incertitude statistique et l'incertitude du modèle (Thoft-Christensen et Baker, 1982).

L'incertitude physique décrit les caractéristiques physiques des variables considérées dans les simulations, comme les dimensions de la digue de retenue et le niveau de la nappe phréatique (Thoft-Christensen et Baker, 1982). Ces paramètres peuvent varier indépendamment les uns des autres pendant la durée de vie de la structure. Ces variations peuvent être plus ou moins marquées et ne sont pas toujours fonction du temps (Preziosi, 2013).

L'incertitude statistique prend en compte la précision et l'exactitude des mesures de caractérisation. En pratique, un grand nombre de données d'échantillons sont nécessaires pour permettre une estimation précise des paramètres à utiliser dans les simulations (Preziosi, 2013).

L'incertitude du modèle correspond aux limites du modèle utilisé pour reproduire mathématiquement la structure « réelle ». En ingénierie, le modèle mathématique ne considère pas tous les aspects du comportement de la structure (Thoft-Christensen et Baker, 1982). Ces incertitudes reflètent la variabilité naturelle de la structure, ainsi que les connaissances limitées relatives à la précision du modèle développé (Baecher et Christian, 2005).

2.9 Méthode probabiliste d'analyse de stabilité

La variabilité spatiale des propriétés du sol, l'incertitude statistique due aux données d'échantillonnage limitées et les erreurs sur les mesures sont les trois principales sources d'incertitudes dans la caractérisation des propriétés des sols (Vanmarcke, 1977a). L'analyse déterministe conventionnelle ne tient pas compte de l'incertitude et s'appuie sur des paramètres et une conception conservateurs. L'impact de l'application d'une telle approche ne peut être évalué que difficilement, et les expériences passées ont montré que les conceptions apparemment conservatrices ne sont pas toujours exemptes de tout risque de rupture (El-Ramly et al., 2002).

L'approche probabiliste fournit un moyen de prendre en compte ces incertitudes et d'estimer la probabilité d'une performance satisfaisante de manière systématique (Zhang et al., 2016). Il n'existe aucune relation directe entre le facteur de sécurité de l'approche déterministe et la probabilité de rupture de l'approche probabiliste (Cao et al., 2017). L'évaluation de l'incertitude requiert la mise en place de concepts et de méthodes probabilistes. L'analyse probabiliste de stabilité des pentes a été introduite pour la première fois dans l'ingénierie géotechnique en 1970 (Cao et al., 2017).

Plusieurs méthodes d'analyse probabiliste ont depuis été développées pour estimer l'indice de fiabilité et la probabilité de rupture des ouvrages géotechniques. Les méthodes les plus courantes sont la méthode de fiabilité du premier ordre (FORM) (Low and Tang, 1997; Low et al., 1998; Low, 2003), la méthode du second moment de premier ordre (FOSM) (Tang et al., 1976; Christian et al., 1994; Hassan et Wolff, 1999), et la simulation de Monte-Carlo (MCS) (El-Ramly et al., 2002; Griffiths et Fenton, 2004; El-Ramly et al., 2005).

2.9.1 Simulation de Monte-Carlo

La méthode de Monte-Carlo a été développée en 1949 par John Von Neumann et Stanislaw Ulam. Le concept impliquait l'utilisation des procédures d'échantillonnage aléatoire pour le traitement mathématique des situations déterministes. La méthode probabiliste de Monte-Carlo de la stabilité des pentes implique un processus itératif. Plus le nombre d'itérations N_{MC} utilisés dans une analyse est élevé, plus précise sera la solution (Cao et al., 2017).

Cao et al. (2017) recommandent que le nombre d'essais N_{MC} soit au moins égal à 10 fois l'inverse de la probabilité de rupture (P_f) du niveau de performance souhaité pour s'assurer d'atteindre le niveau de précision souhaité (Robert et Casella 2004; Wang 2011; Wang et al. 2011). L'ordre de grandeur des probabilités qui intéressent l'ingénieur en géotechnique se trouve généralement entre 10^{-3} et 10^{-5} (Sekkak, 2014) :

$$N_{MC} > \frac{10}{P_f} \quad (2.10)$$

Krahn (2004) propose l'équation statistique suivante :

$$N_{MC} = \left[\frac{(d^2)}{(4(1-\varepsilon)^2)} \right]^m \quad (2.11)$$

Avec :

N_{MC} : le nombre d'itérations de Monte-Carlo,

ε : le niveau de confiance souhaité (0 à 100%) exprimé sous forme décimale,

d : l'écart type normal correspondant au niveau de confiance (tableau 2.6) et

m : le nombre de variables.

Hahn et Shapiro (1967) proposent que le nombre minimum d'itérations requis soit fonction du nombre de variables aléatoires et du niveau de confiance désiré (équation 2.12) :

$$N_{MC} = m \left(\frac{100d}{\varepsilon} \right)^2 \frac{(1-P_f)}{P_f} \quad (2.12)$$

Où :

N_{MC} : le nombre minimum d'itérations de Monte-Carlo,

ε : le niveau de confiance souhaité (0 à 100%) exprimé sous forme décimale,

d : l'écart type normal correspondant au niveau de confiance désiré,

m : le nombre de variables aléatoires et

P_f : la probabilité de rupture.

Pour utiliser l'équation 2.12, une valeur de P_f est requise avant le processus de simulation. Hahn et Shapiro (1967) recommandent l'utilisation de $P_f = 0,5$ pour effectuer une estimation du nombre minimal d'itérations. Le tableau 2.6 présente les différents niveaux de confiance avec l'écart-type normal correspondant.

Tableau 2.6 : Niveau de confiance et écart type associé (adapté de Maqsood et al, 2012).

Niveau de confiance (ε)	Écart-type standard (d)
80%	1,282
90%	1,645
95%	1,960
99%	2,576

La simulation de Monte-Carlo est disponible dans le code SLOPE/W de la suite GeoStudio 2018 et l'utilisation de la méthode implique les étapes suivantes (Geoslope International Ltd, 2018) :

- le choix d'une méthode d'analyse déterministe (par exemple : Spencer, Janbu, Morgenstern-Price); un ou plusieurs cercles de rupture sont déterminés en utilisant la méthode d'équilibre limite ou la méthode d'éléments finis;
- le choix des paramètres d'entrée à modéliser de manière probabiliste et la représentation de leur variabilité par rapport à un modèle de distribution choisi;

- la conversion de toute fonction de distribution en fonction d'échantillonnage, l'échantillonnage aléatoire de nouveaux paramètres d'entrée et la détermination de nouveaux facteurs de sécurité;
- l'évaluation de la probabilité de rupture basée sur le nombre de facteurs de sécurité inférieurs à 1 par rapport au nombre total de surfaces de rupture ayant convergé.

2.9.2 Incertitudes des paramètres d'entrée pour la simulation de Monte-Carlo

Les propriétés du sol sont définies comme des variables aléatoires en utilisant la valeur moyenne, le coefficient de variation et une fonction de distribution de probabilité (GEO-SLOPE International Ltd, 2018). Le coefficient de variation (COV) est une mesure normalisée de la dispersion d'une distribution de probabilité. Il est généralement exprimé en pourcentage et représente le rapport de l'écart type (σ) à la moyenne (μ) (Zhang et al., 2016).

$$COV (\%) = \frac{\sigma}{\mu} \times 100 \quad (2.13)$$

Les valeurs de COV sont différentes d'un site à l'autre et pour différentes propriétés. La plupart des paramètres géotechniques ont des COV compris entre 0 et 68% (Duncan, 2000). Des valeurs représentatives de COV existent pour différentes propriétés et matériaux (tableau 2.7; Harr, 1987; Kulhawy, 1992; Lacasse, 1997; Duncan 2000).

Tableau 2.7 : Coefficients de variation de quelques propriétés géotechniques typiques (adapté de Duncan 2000).

Propriétés	COV (%)	Références
Poids volumique γ	3-7	Harr (1987), Kulhawy (1992)
Angle de frottement effectif ϕ'	2-13	Harr (1987), Kulhawy (1992), Duncan (2000)
Cisaillement non drainée s_u	13-40	Harr (1987), Kulhawy (1992), Lacasse et Nadim (1997)
Angle de frottement effectif ϕ' du sable	5-15 5-11 13-14 2-5 12 5-15 15-25	Singh (1972); Höeg et Murarka (1974); Lumb (1974); Lee et al. (1983) Phoon et Kulhawy (1996) Phoon et Kulhawy (1999) Lacasse (1996) Harr (1987) Becker (1997); Cherubini (2000) Becker (1997)
Angle de frottement effectif ϕ' de l'argile et du silt	12-56 10-50 4-12 7-56 3-29 6-20 10-50 5-25	Singh (1972); Lumb (1974); Lee et al. (1983) Phoon and Kulhawy (1996) Phoon and Kulhawy (1999) Phoon and Kulhawy (1999) Phoon (1995) Becker (1997); Cherubini (2000)
Angle de frottement effectif ϕ' de l'alluvion	21	White et al. (2005)

2.9.3 Probabilité de rupture

Il existe un nombre infini de combinaisons aléatoires basées sur les données statistiques des propriétés du sol (valeur moyenne, écart-type). Bien que les éléments de chaque groupe de propriétés aient les mêmes statistiques, la combinaison des éléments «propriétés de sol élevées» et «propriétés de sol faibles» est différente pour chaque itération. Ce processus itératif conduit à des résultats différents dans l'analyse probabiliste par éléments finis. La probabilité de rupture (P_f) représente la probabilité d'avoir un facteur de sécurité inférieur à 1. La probabilité de rupture P_f d'un ouvrage est estimée par la relation suivante (Duncan, 2000; Fell et al, 2014; Cao et al., 2017) :

$$P_f = \frac{n_f}{n_{sim}} \quad (2.14)$$

Où :

n_f est le nombre d'itérations réalisées pour atteindre la rupture;

n_{sim} est le nombre total d'itérations dans le processus de simulation.

Les conceptions ayant des probabilités de rupture égales auraient un niveau de sécurité plus uniforme que les conceptions avec un facteur de sécurité égal (Lacasse et Nadim, 1996). Par exemple, la figure 2.8 montre la distribution normale du facteur de sécurité. Les courbes 1 et 2 représentent deux conceptions avec le même facteur de sécurité moyen, mais avec des écarts types respectifs de 0,4 et de 1,2. Les aires hachurées sous chaque courbe représentent les probabilités de rupture. On remarque que pour des facteurs de sécurité moyens égaux, la probabilité de rupture du concept 2 est environ 10 fois plus grande que celle du concept 1 du fait de sa plus grande incertitude.

Baecher (1987) a indiqué que la valeur cible de la probabilité de rupture devrait être d'environ 0,0001 pour être considérée comme acceptable pour les grands ouvrages en géotechnique.

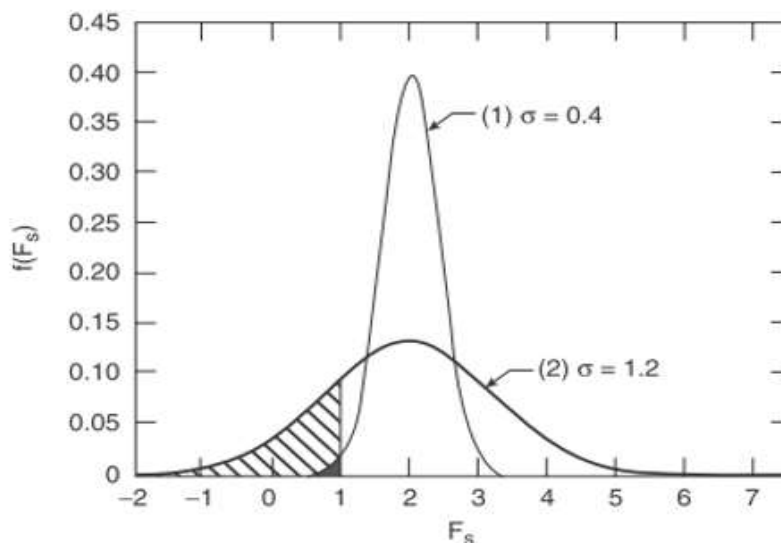


Figure 2.9 : Distribution normale du facteur de sécurité (tiré de Lacasse et Nadim, 1996). Les courbes 1 et 2 représentent deux conceptions avec le même facteur de sécurité moyen ($FS_{moyen} = 2$) et des écarts-type respectifs de 0,4 et de 1,2. Les aires hachurées sous chaque courbe indiquent les probabilités d'obtenir un facteur de sécurité inférieur à 1 (probabilité de rupture).

2.9.4 Indice de fiabilité

L'indice de fiabilité (β) a été développé pour permettre d'évaluer la stabilité géotechnique des ouvrages et le risque d'instabilité associé. C'est une mesure alternative de la sécurité qui est uniquement associée à la probabilité de rupture (Duncan, 2000). La valeur de β indique l'écart-type entre le facteur de sécurité $FS=1$ et le facteur de sécurité basé sur les valeurs les plus probables des variables. Les valeurs de β sont basées sur le calcul de la marge de sécurité ($MS = \text{Capacité} - \text{Demande}$) (Cao et al., 2017). L'indice de fiabilité se définit de la manière suivante (Christian et al., 1994) :

$$\beta = \frac{\mu_{FS}-1}{\sigma_{FS}} \quad (2.15)$$

Avec μ_{FS} et σ_{FS} respectivement la valeur moyenne et l'écart-type du facteur de sécurité.

Le tableau 2.8 répertorie les gammes d'indices de fiabilité et la probabilité de rupture associée en fonction du niveau de performance (USACE, 1999). L'USACE (United States Army Corps of Engineering) (1997) recommande une valeur minimale $\beta=3$ ($P_f < 0,001$) pour des projets géotechniques avec un niveau de performance attendu « au-dessus de la moyenne ». Pour des structures plus grandes (digues, barrages) cette valeur devrait être plus proche de 5. La relation entre l'indice de fiabilité et la probabilité présentée au tableau 2.8 est illustrée à la figure 2.9.

Tableau 2.8 : Niveau de performance en fonction de l'indice de fiabilité et probabilité de rupture associée (adapté de USACE, 1999).

Niveau de performance attendu	Indice de fiabilité	Probabilité de rupture
Élevé	5.0	0.0000003
Bon	4.0	0.00003
Au-dessus de la moyenne	3.0	0.001
En dessous de la moyenne	2.5	0.006
Pauvre	2.0	0.023
Insatisfaisant	1.5	0.07
Dangereux	1.0	0.16

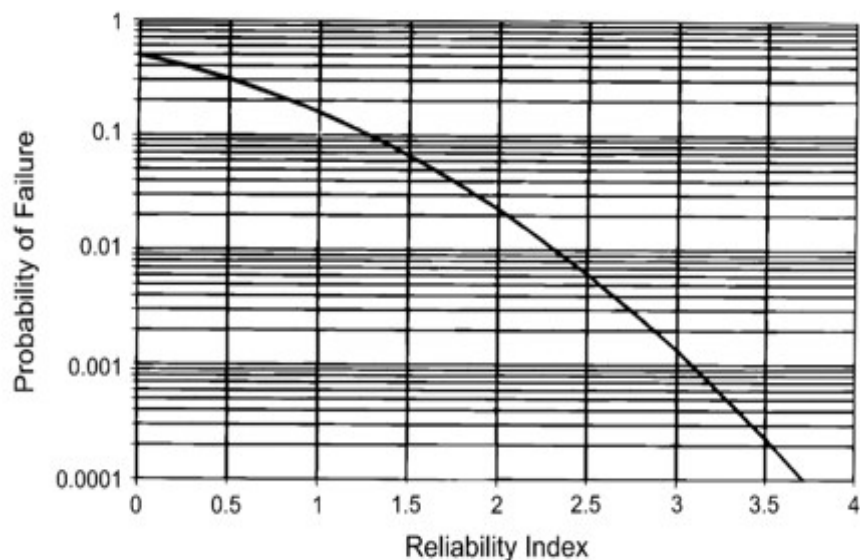


Figure 2.10 : Relation entre indice de fiabilité et probabilité de rupture (GEO-SLOPE Intl Ltd, 2018).

2.10 Parc à résidus de la mine Canadian Malartic

Le parc à résidus de la mine Canadian Malartic est situé dans la région minière de l'Abitibi, au sud-est de la ville de Malartic. Le parc à résidus a été construit sur l'ancien parc de la mine East-Malartic. Le parc est ceinturé par des digues et des inclusions drainantes ont été installées afin de favoriser le drainage et d'accélérer la consolidation des résidus (Golder et associés, 2014). La digue centrale sur laquelle s'inspire le modèle simplifié de cette étude est située au nord de la digue 5 et du bassin Sud-Est, et au sud du parc PR2A (figure 2.10). Dans ce secteur, la berme de départ est construite jusqu'à une élévation de 334 m et des rehaussements d'environ 2 m d'épaisseur ont été construits par méthode amont. La berme de départ construite en 2011, visait à retenir les résidus miniers tout en permettant à l'eau de s'exfiltrer vers un réseau de fossé aménagé pour acheminer l'eau vers le bassin sud-ouest, et ainsi favoriser la consolidation. Elle est essentiellement constituée de stériles miniers dont le parement amont est recouvert d'un géotextile et d'une couche de résidus compactés. En juillet 2017, la digue avait une élévation de 352 m et les résidus étaient entreposés jusqu'à l'élévation de 351 m. La hauteur totale de la digue de départ est d'environ 10 m et les pentes amont et aval sont de 3H :1V. Des forages réalisés sur le site indiquent que la majorité des sections du parc sont construites directement sur le roc (Golder et associés., 2014; 2015). Plus de détails sur la géométrie et les matériaux sont présentés aux sections (3.4.1, 3.4.2 et 3.4.3).

Le site minier est sous l'influence d'un climat continental froid et modérément humide, caractérisé par de fortes amplitudes thermiques annuelles et journalières ainsi que des précipitations fréquentes et irrégulières (Golder et associés., 2015; Ouranos, 2017). Les conditions climatiques actuelles et projetées sur le site de la mine Canadian Malartic sont discutées en détail à la section (4.1).

Les analyses de stabilité ont été réalisées sur deux modèles géométriques inspirés du parc à résidus dans le secteur de la digue centrale de la mine CM, soit le parc tel que construit en juillet 2017 et le parc tel que prévu à la fin des opérations avant l'étape de restauration. Ces deux géométries simplifiées ont fait l'objet d'une évaluation approfondie afin de déterminer les pressions interstitielles dans les résidus et la position de la nappe phréatique selon les conditions climatiques actuelles et futures.

Les simulations numériques réalisées dans le cadre de cette étude n'ont pas pour objectif de prédire le comportement du parc à résidus dans le secteur de la digue centrale à long terme, mais plutôt à évaluer l'impact des CC sur la stabilité d'un parc à résidus inspiré du cas de la mine Canadian Malartic.

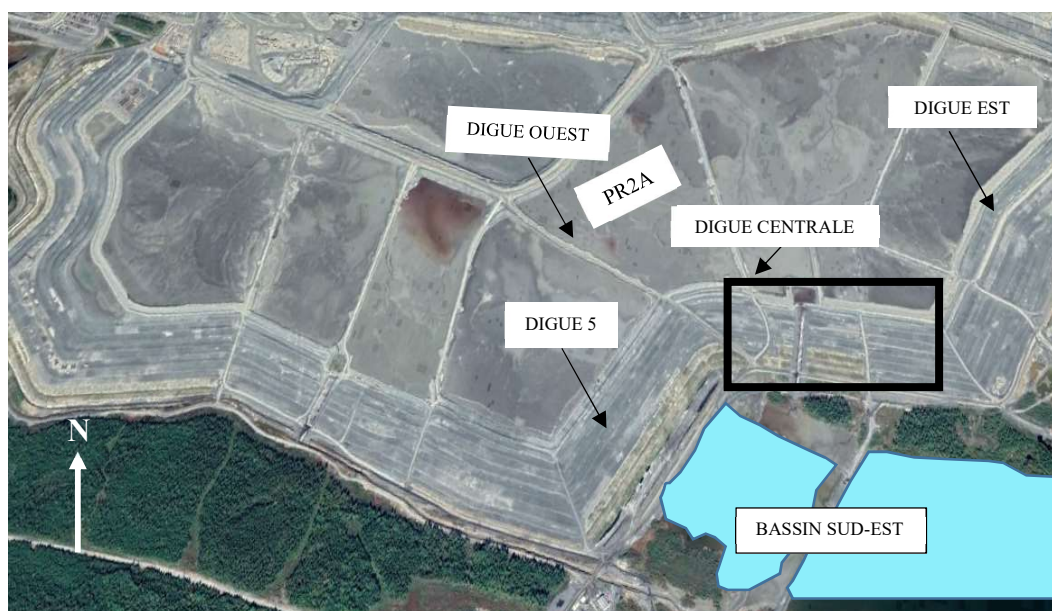


Figure 2.11 : Localisation de la digue centrale du parc à résidus de la mine Canadian Malartic.

CHAPITRE 3 APPROCHE MÉTHODOLOGIQUE POUR LES SIMULATIONS NUMÉRIQUES

3.1 Approche générale

La stabilité d'une digue de parc à résidus est fonction de la résistance des matériaux qui la constituent, elle-même fonction des pressions interstitielles. Durant un évènement climatique (pluie, orage, neige) la quantité d'eau qui peut s'infiltrer dépend de plusieurs facteurs parmi lesquels la conductivité hydraulique, l'état initial des matériaux, la durée, l'intensité des précipitations, l'évapotranspiration.

La complexité des processus d'infiltration dans les sols non saturés nécessite l'utilisation de codes numériques. La fiabilité du modèle doit être validée par une calibration préliminaire basée sur des données de suivi in situ (Damiano et Mercogliano, 2013).

L'analyse de la stabilité consiste à déterminer le facteur de sécurité minimum associé au cercle de rupture critique. Elle a été réalisée ici, en couplant un modèle d'écoulement à un modèle de stabilité de pentes. L'analyse numérique a d'abord consisté à simuler les changements climatiques afin d'évaluer la variation des pressions interstitielles puis à évaluer l'effet de ces CC sur la stabilité des modèles définis.

3.2 Outils numériques

Les codes SEEP/W et SLOPE/W de la suite GEO-STUDIO (GEO-SLOPE International Ltd, 2018) ont été utilisés pour réaliser l'analyse numérique sur les modèles géométriques de parcs à résidus miniers inspirés du cas de la mine Canadian Malartic.

3.2.1 SEEP/W

SEEP/W est un logiciel d'éléments finis capable de simuler les écoulements à travers les matériaux poreux (Krahn, 2007b). La version 9.0.4 du logiciel a été utilisée pour cette étude afin d'évaluer

les pressions interstitielles dans les stériles et les résidus en fonction des conditions climatiques actuelles et futures. SEEP/W permet de réaliser des simulations en régime permanent ou transitoire sous des conditions saturées et/ou non saturées. Ce code numérique a été utilisé dans plusieurs études de stabilité de digues de parcs à résidus et de haldes à stériles (Chapuis et al., 2001; Fala, 2002; Maknoon, 2016; Pk, 2017). La géométrie du modèle est définie en deux dimensions. Des hypothèses simplificatrices ont été adoptées afin de réaliser les simulations avec SEEP/W :

- le phénomène d'hystérésis n'a pas été pris en compte;
- l'effet de la végétation a été négligé;
- les matériaux sont considérés homogènes et isotropes;
- les données climatiques ont été supposées constantes au cours d'une même journée;
- les inclusions des roches stériles construites dans le parc n'ont pas été considérées.

Le tableau 3.1 présente un résumé des paramètres nécessaires pour réaliser l'analyse d'écoulement avec SEEP/W.

Tableau 3.1 : Paramètres du logiciel SEEP/W utilisés dans l'analyse d'écoulement des différents modèles.

	Paramètres	Symboles	Unités
Propriétés du sol	Conductivité hydraulique saturée	k_{sat}	m/s
	Teneur en eau saturée	θ_s	-
	Teneur en eau résiduelle	θ_r	-
	Paramètre «a» de van Genuchten	a	kPa
	Paramètre «n» de van Genuchten	n	-
Données météorologiques journalières	Évapotranspiration	ET	mm/jour
	Température de l'air	T	°C
	Précipitation	P	mm/jour
	Humidité relative	RH	%
	Vitesse du vent	u	m/s
	Radiation solaire	G	kJ/jour/m ²
	Albédo	a	-

3.2.2 SLOPE/W

L'analyse de la stabilité a été réalisée au moyen du code SLOPE/W (version 9.0.4). SLOPE/W utilise la théorie des équilibres limites pour calculer le facteur de sécurité (Krahn, 2007c). Plusieurs méthodes (par exemple : Janbu, Morgenstern-Price, Bishop) sont disponibles dans ce logiciel pour évaluer le facteur de sécurité d'une pente. La méthode de Morgenstern-Price a été utilisée dans cette étude. Elle prend en compte l'équilibre statique des forces et des moments (Fredlund & Krahn, 1977). SLOPE/W permet également une analyse probabiliste de la stabilité (Méthode de Monte-Carlo). Les analyses de stabilité ont été réalisées à long terme pour refléter les conditions du sol après que les changements se soient produits et les résistances au cisaillement ont été définies en termes de contraintes effectives. Ce cas d'analyse représente la condition la plus critique notamment pour l'étude de la stabilité des digues constituées de matériaux granulaires (Duncan et al., 2014).

Les modules SEEP/W et SLOPE/W peuvent être couplés en assignant le modèle hydrogéologique comme modèle parent du modèle de la stabilité des pentes. Le modèle de stabilité des pentes utilise les pressions interstitielles calculées dans SEEP/W comme paramètre d'entrée et calcule le facteur de sécurité de l'ouvrage à partir des propriétés de cisaillement. La géométrie des modèles hydrogéologiques et géotechniques est identique et les pressions interstitielles des différentes simulations sont automatiquement disponibles dans SLOPE/W. Le modèle couplé assure ainsi une certaine continuité dans l'évaluation du facteur de sécurité pour chaque pas de temps simulé.

3.3 Vérification des modèles

Une utilisation non adéquate et une mauvaise compréhension des modèles numériques peuvent conduire à des résultats non réalistes et erronés (Chapuis et al., 2001). Il est donc nécessaire de vérifier le code numérique. Pour ce faire, les résultats provenant du logiciel (solution numérique) ont été comparés avec des solutions analytiques connues pour des cas simples. Dans certains cas, la solution numérique peut être comparée à des résultats expérimentaux ou à d'autres solutions numériques provenant des logiciels qui ont été déjà validés (Chapuis et al., 2001). Une validation des logiciels SEEP/W et SLOPE/W a été réalisée dans le cadre de cette étude et est présentée à l'Annexe A.

3.4 Profils étudiés et propriétés des matériaux et des modèles

3.4.1 Profils étudiés

Le modèle numérique est inspiré de la géométrie du parc à résidus de la mine Canadian Malartic. La géométrie considérée dans les analyses provient de la coupe C-C' (figure 3.1). La stratigraphie de la coupe a été déterminée à partir des rapports de forage provenant de l'étude géotechnique réalisée par Golder et EcoMétrix (Golder et associés, 2014 et 2018). Les journaux de sondage sont présentés à l'Annexe C. À l'endroit de la coupe C-C', la stratigraphie des fondations est constituée d'un socle rocheux d'épaisseur variant de 1,4 m à 1,98 m surmonté d'une mince couche de till (0,03 m à 1,06 m). Le modèle utilisé dans cette étude ne prend pas en compte la couche de till en raison de sa faible épaisseur et de ses propriétés similaires à celles des résidus miniers.

La berme de départ du modèle numérique inspiré du parc à résidus de la mine CM, est constituée de stériles miniers d'une hauteur maximale de 10 m (élévation 334 m) avec des pentes amont et aval de conception de 3H :1V et une crête d'environ 12 m de largeur. En amont, un premier rehaussement plus étroit d'environ 10 m de largeur ayant des pentes aval de 2,5H :1V et amont de 1,4H :1V a été construit contre la berme de départ jusqu'à l'élévation 337 m. Les rehaussements subséquents ont une largeur de 18 m et les mêmes pentes latérales. Les rehaussements de 2 m d'épaisseur ont été mis en place jusqu'à l'élévation 352 m, atteinte en juillet 2017. Les deux modèles géométriques (figures 3.2 et 3.3) analysés dans cette étude sont inspirés des configurations du parc à résidus de la mine CM pour les périodes correspondantes :

- Configuration en juillet 2017 : le dernier rehaussement se trouve à l'élévation 352 m et les résidus sont à l'élévation 349,5 m (Golder et associés, 2014)
- Configuration finale (prévue pour 2029) : le dernier rehaussement devrait être construit à l'élévation 365 m et les résidus seront déposés jusqu'à l'élévation 364,5 m (Golder et associés, 2014).

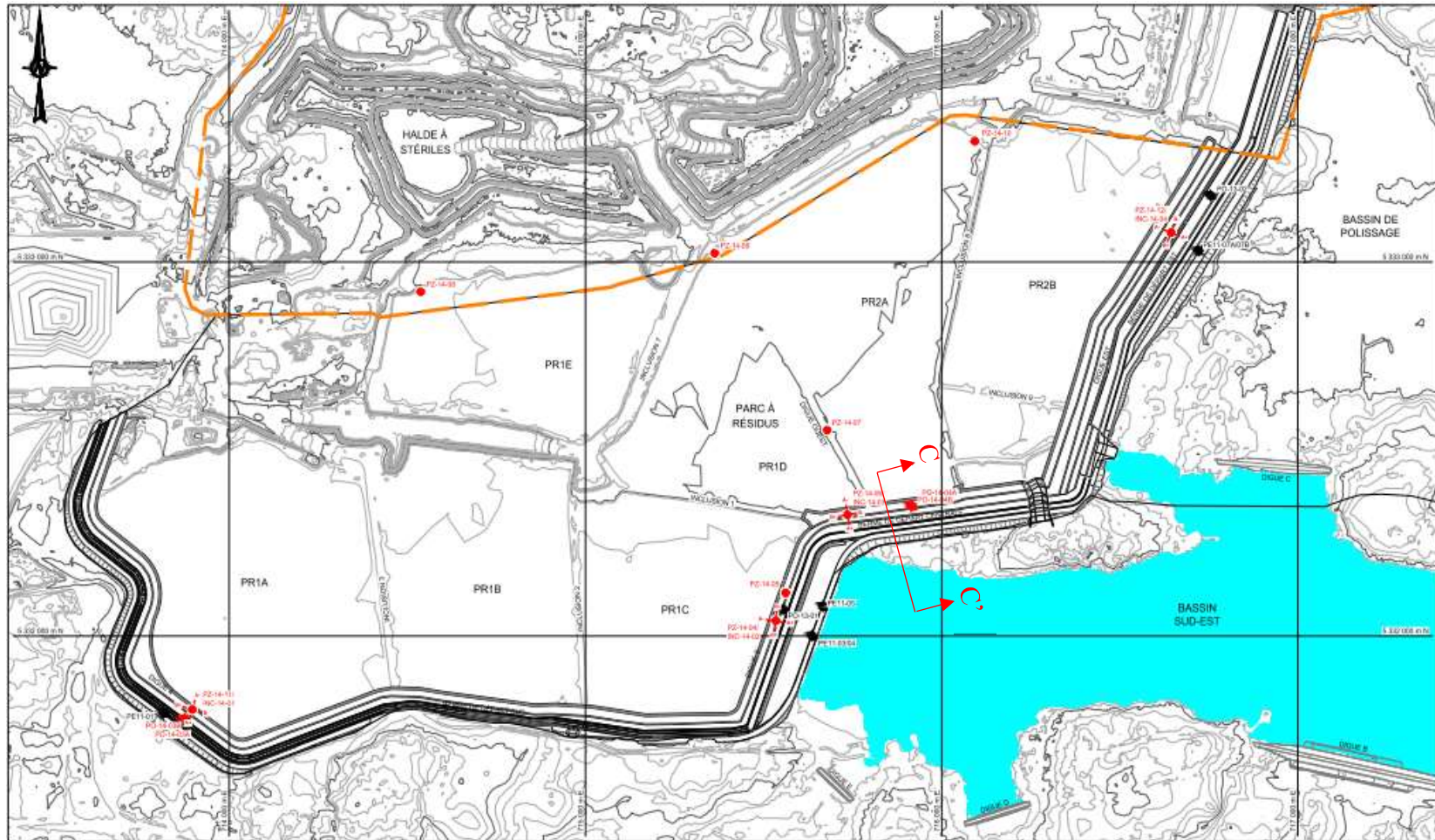


Figure 3.1 : Localisation de la coupe C-C' de la berme de départ centrale (adapté de Golder et associés, 2017).

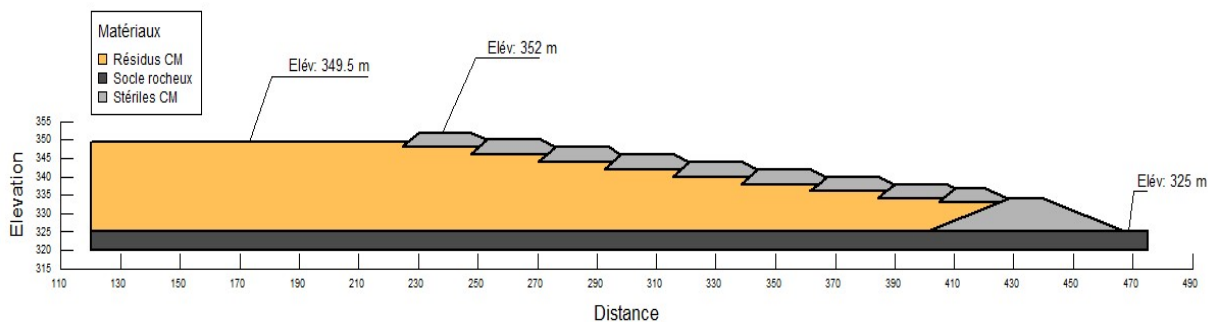


Figure 3.2 : Modèle simplifié représentant la configuration géométrique du parc en juillet 2017.

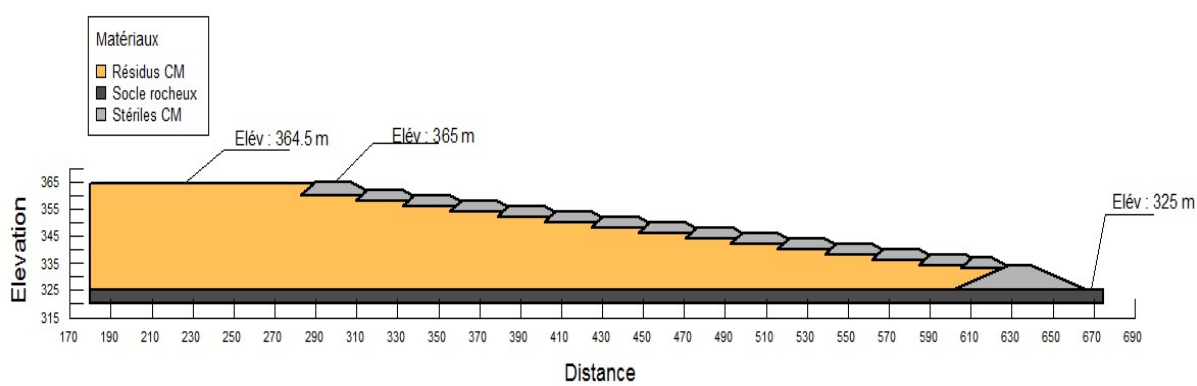


Figure 3.3 : Modèle simplifié représentant la configuration géométrique finale du parc à résidus prévue à la fin des opérations.

3.4.2 Propriétés des matériaux

Stériles miniers

Les stériles miniers constituent le matériau de rehaussement des digues et de construction de la berme de départ (Figures 3.2 et 3.3). Une couche de stériles miniers composée de blocs, de cailloux et de graviers a été interceptée en surface de tous les forages sur une épaisseur comprise entre 3,96 m et 5,49 m (Annexe C). Aux forages PO-16-09 et PZ-14-06 / INC-14-03 (figure B.2), l'unité de stériles est interrompue respectivement sur environ 1,53 m et 6,17 m par des résidus miniers.

Résidus miniers

L'épaisseur des résidus miniers est comprise entre 1,53 m et 17,46 m. Deux types de résidus miniers d'origine différente ont été identifiés au forage PZ-16-14 (Annexe C) : des résidus miniers de l'ancienne mine East Malartic de couleur noir-jaune situés sous la couche de résidus de la mine Canadian Malartic de couleur grise.

Till

Une couche de till composée d'un mélange de sable, de silt et de gravier en proportions variables a été interceptée à l'endroit de tous les forages, excepté au forage PO-14-04B (Annexe C). Cette couche se situe directement au-dessus de la surface du socle rocheux. L'épaisseur de cette couche varie entre 0,03 m et 1,06 m. L'épaisseur totale exacte de cette couche est incertaine, car un seul des 4 forages réalisés la traverse entièrement.

Roc

Seuls les forages PZ-16-14 et PZ-14-06 / INC-14-03 interceptent le socle rocheux dans ce secteur (Annexe C). Le socle présent dans le secteur de la berme de départ centrale a un indice de qualité (RQD) de 100% (Golder et associés, 2014).

Propriétés hydrauliques des matériaux

Les roches stériles utilisées dans la construction des digues du parc à résidus de la mine Canadian Malartic n'ont été que partiellement caractérisées. Les propriétés des roches stériles simulées ici correspondent aux stériles de la mine du Lac Tio caractérisés par Peregoedova (2012).

Les propriétés des résidus miniers de la mine Canadian Malartic proviennent des rapports de Golder et associés (2014 et 2018). Les courbes de rétention d'eau des matériaux ont été estimées avec le modèle MK (Aubertin et al., 2003) et ajustées avec le modèle de van Genuchten (1980) (figure 3.4). La conductivité hydraulique saturée des résidus a été mesurée in situ par Golder et associés (2014) et varie entre 1×10^{-8} m/s à 7×10^{-7} m/s. Les fonctions de perméabilité ont été estimées avec le modèle de Mualem (1976) (figure 3.5). Les courbes de rétention et les fonctions de perméabilité

de ces matériaux sont présentées aux figures 3.4 et 3.5. Ces courbes ont été ajustées durant le processus de calibration du modèle (voir ci-dessous).

La conductivité hydraulique saturée du roc est basée sur les investigations géotechniques menées par Golder et associés (2014) sur le site.

Le tableau 3.2 regroupe les paramètres hydrogéologiques des différents matériaux qui composent le modèle géométrique.

Tableau 3.2 : Propriétés hydrogéologiques des matériaux simulés avec SEEP/W.

Matériau	Modèle du matériau	θ_r [-]	θ_s [-]	a [kPa]	n [-]	AEV [kPa]	WEV [kPa]	k_{sat} [m/s]
Stériles CM	Non saturé	0.01	0.2	1.14	4.42	0,5	2	5.7×10^{-4}
Résidus CM	Non saturé	0.02	0.394	30	2	7	250	5.5×10^{-8}
Roc	Saturé	-	0.2	-	-	-	-	1×10^{-7}
Notes :								
θ_s : teneur en eau volumétrique saturée								
θ_r : teneur en eau volumétrique résiduelle								
a, n : paramètres de van Genuchten dans SEEP/W								
k_{sat} : conductivité hydraulique saturée								
AEV : point d'entrée d'air								
WEV : point d'entrée d'eau								

Convergence du modèle

Un maximum de 500 itérations et 6 chiffres significatifs ont été fixés pour les paramètres de convergence du modèle. La courbe de rétention d'eau des stériles miniers a été adoucie et une valeur de 10^{-14} m/s a été imposée comme limite inférieure de la conductivité hydraulique (Fredlund et al., 1994; Mbonimpa et al., 2006).

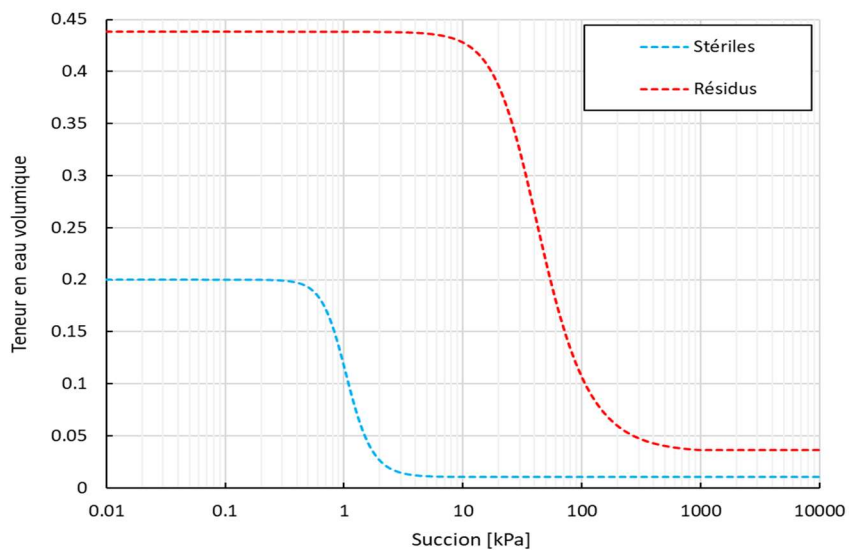


Figure 3.4 : CRE des résidus et des stériles. Les valeurs mesurées ont été adaptées des stériles de (Peregoedova, 2012) et des résidus (Golder et associés, 2014).

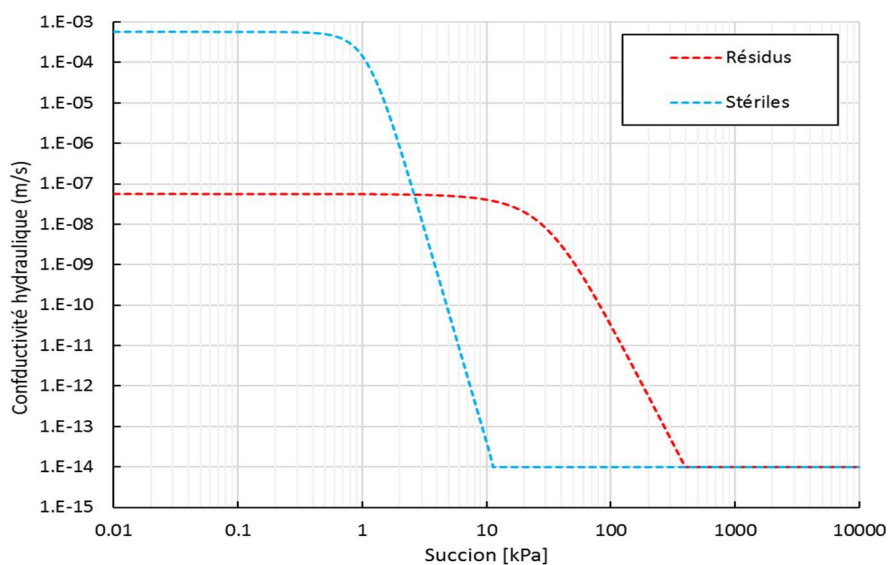


Figure 3.5 : Fonction de perméabilité estimée à partir des essais au laboratoire. Adapté de : stériles (Peregoedova, 2012) et résidus (Golder et associés, 2014).

Propriétés géotechniques des matériaux

Les propriétés géotechniques des résidus miniers de la mine CM utilisés dans les analyses numériques proviennent du rapport géotechnique de Golder et associés (2017) (Tableau 3.3). Les résidus miniers ont une cohésion effective nulle et un angle de frottement effectif de 30° . Ces

valeurs concordent avec les résultats présentés par Bussière (2007) pour des résidus typiques de mines en roches dures. Les stériles miniers de la mine du lac Tio sont des matériaux n'ayant aucune cohésion effective ($c' = 0$ kPa) et un angle de frottement effectif (ϕ') égal à 38° . Le socle rocheux est considéré comme un matériau impénétrable dans les simulations avec SLOPE/W.

Tableau 3.3 : Paramètres géotechniques des matériaux simulés avec SLOPE/W.

Matériau	Poids volumique γ [kN/m ³]	Cohésion c' [kPa]	Angle de frottement ϕ' [°]
Stériles miniers	20	-	38
Résidus miniers	19,5	-	30
Socle rocheux	Impénétrable		

3.4.3 Propriétés du modèle SEEP/W

Conditions initiales

Une faible précipitation ($q = 1 \times 10^{-9}$ m/s) en régime permanent a été imposée à la surface du parc afin de représenter les conditions de succion et de teneur en eau initiale dans les stériles. Une surface de suintement a été considérée à la surface du parc pour éviter toute accumulation d'eau ; ainsi, l'eau en excès est évacuée de la surface comme ruissellement. Des charges hydrauliques de 349,5 m et 325 m ont été imposées respectivement à la limite amont ($x = 0$ m) et à la limite aval ($x = 325$ m pour le modèle simplifié représentant la configuration de juillet 2017) pour simuler le niveau d'eau dans le parc (figure 3.6). La base du modèle ($z = 0$ m) est considérée imperméable.

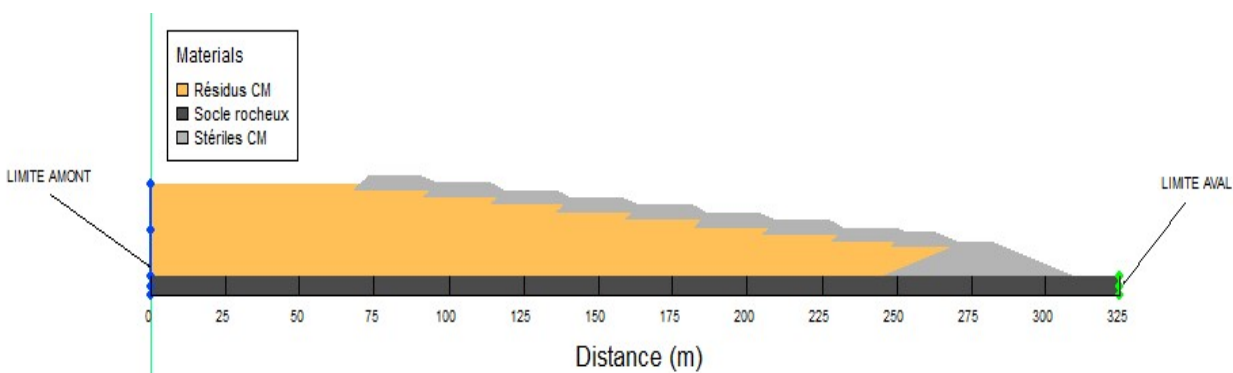


Figure 3.6 : Modèle simplifié indiquant les conditions frontières. En bleu la condition frontière appliquée à la limite amont ($x = 0$ m) et en vert celle appliquée à la limite aval ($x = 325$ m).

Conditions aux frontières

Les modèles numériques des deux configurations étudiées ont des longueurs de 325 m (juillet 2017) et 500 m (finale prévue). La taille des modèles a été choisie de sorte que les conditions aux frontières latérales n'influencent pas les résultats. Les conditions frontières aux limites verticales du modèle ont été appliquées comme des charges totales constantes (tableau 3.4). Les conditions climatiques associées aux CC ont été imposées sur la toute la surface du modèle. Aucune condition n'a été assignée à la base du modèle.

La pression d'eau minimale à la surface de chaque matériau a été limitée à leur succion résiduelle afin d'éviter la génération de succions non réalistes, soit 1000 kPa pour les résidus et 10 kPa pour les stériles.

Tableau 3.4 : Conditions frontières verticales des modèles pour les deux configurations géométriques étudiées.

	Frontière verticale amont	Frontière verticale aval
Modèle simplifié représentant la configuration de juillet 2017	349.5 m (x= 0 m)	325 m (x= 325 m)
Modèle simplifié représentant la configuration finale prévue	364.5 m (x= 0 m)	325 m (x= 500 m)

Maillage

Un maillage initial a été choisi en utilisant la méthode recommandée par Chapuis (2012) qui suggère que la hauteur des éléments n'excède pas la valeur donnant un changement maximal d'un ordre de grandeur de la conductivité hydraulique. Toutefois, une analyse de sensibilité réalisée durant le processus de calibration (voir ci-dessous) a montré que des éléments de 0,5 m dans les stériles et 1 m dans les résidus donnaient des résultats assez précis pour l'analyse de l'écoulement et permettait au modèle de converger (figure 3.7). Le maillage dans le roc est plus grossier (> 1 m).

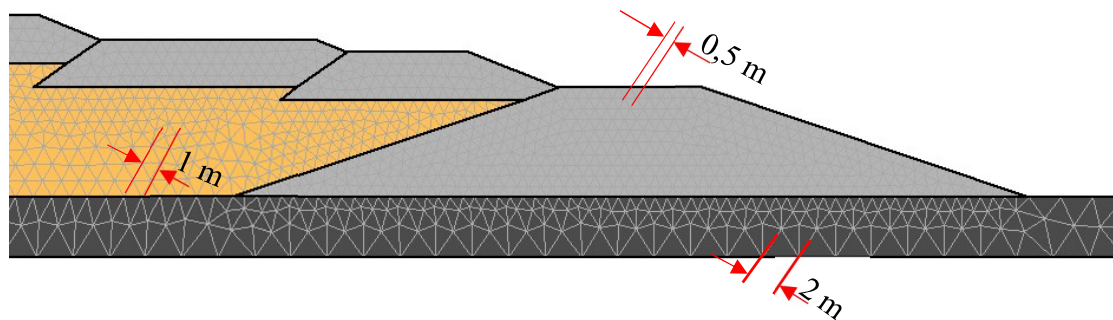


Figure 3.7 : Configuration du maillage typique pour une simulation avec SEEP/W.

Pas de temps

Des pas de temps de 1000 secondes sur 31 jours (pour la calibration) et de 10 000 secondes sur 1825 jours (pour des simulations) avec une variation linéaire ont été choisis pour les analyses des modèles en régime transitoire (voir section 4.1). Des pas de temps plus petits que ceux choisis conduisaient à des temps de calcul trop longs pour une précision des résultats (charge hydraulique totale) au millième près (0,001). Une analyse de sensibilité partielle a montré que des pas de temps plus petits ne modifiaient pas significativement les résultats des simulations.

3.4.4 Propriétés du modèle SLOPE/W

Les analyses de la stabilité ont été réalisées avec SLOPE/W sur les modèles 2D importés depuis SEEP/W. Les modèles de stabilité des pentes sont basés sur les pressions d'eau calculées dans les modèles hydrogéologiques et simulent le comportement géotechnique du parc en utilisant des paramètres de résistance au cisaillement effectifs (tableau 3.3). La résistance des matériaux de remblai et de la fondation ont été modélisés à l'aide du modèle de Mohr-Coulomb. Les analyses de stabilité ont été réalisées selon la méthode de Morgenstern-Price pour les deux modèles simplifiés, inspirés des configurations géométriques du parc à résidus de la mine CM choisies. Cette méthode considère à la fois les équilibres de force et de moment statiques (Fredlund et Krahn, 1977). Le facteur de sécurité de plusieurs surfaces de ruptures potentielles a été calculé selon la technique « Entrée et Sortie » afin de déterminer le facteur de sécurité minimal associée à la surface de rupture critique.

Au total, trois types de ruptures ont été évalués :

- Une rupture locale ① : le cercle de rupture prend en compte uniquement la berme de départ (figure 3.7a);
- Une rupture locale ② : le cercle de rupture passe par les résidus, mais n'implique pas nécessairement toute l'épaisseur du parc (figure 3.7b);
- Une rupture globale : la surface de glissement passe à travers tout le parc à résidus jusqu'à la fondation. Elle implique la berme de départ, les rehaussements et les résidus miniers (figure 3.7c).

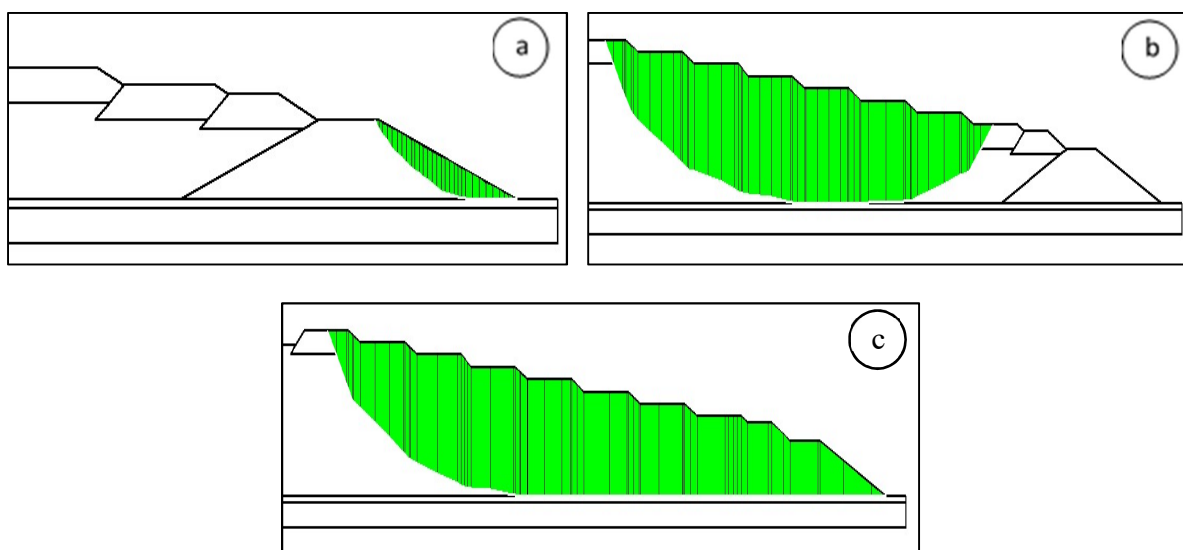


Figure 3.8 : Exemples de cercles de rupture locale et globale : a) rupture locale ①, b) rupture locale ② c) rupture globale.

3.5 Calibration du modèle

3.5.1 Approche méthodologique

La calibration du modèle hydrogéologique a été réalisée en simulant les conditions d'écoulement dans le parc et en comparant les résultats numériques avec les mesures de terrain. Les paramètres hydrogéologiques des matériaux ont été ajustés jusqu'à ce que la position de la nappe phréatique

simulée correspondre aux niveaux d'eau mesurés dans les quatre puits d'observation présentés aux figures 3.9 et 3.10. Les intervalles de variation des paramètres hydrogéologiques mesurés sont regroupés au tableau 3.5.

Les variables climatiques (précipitations, vitesse du vent, l'humidité relative et température) pour les périodes de septembre 2016 et de juillet 2017 proviennent de la station météo installée sur le site de la mine Canadian Malartic. Les modèles ont été simulés en régime transitoire sur chacune des deux périodes (30 jours pour septembre 2016 et 31 jours pour juillet 2017). Le logiciel SEEP/W a été utilisé à cet effet.

Tableau 3.5 : Intervalles de variation des paramètres hydrogéologiques des matériaux de la digue.

Matériau	Indice des vides		Porosité		Conductivité hydraulique saturée [m/s]		Succion matricielle [kPa]	
	min	max	min	max	min	max	min	max
Stériles CM	0.25	0.43	0.2	0.301	3×10^{-5}	1×10^{-3}	0.01	60
Résidus CM	0.65	0.91	0.394	0.476	1×10^{-8}	7×10^{-7}	0.01	1000
Socle rocheux	0.25		0.2		4×10^{-7}	3×10^{-6}	-	

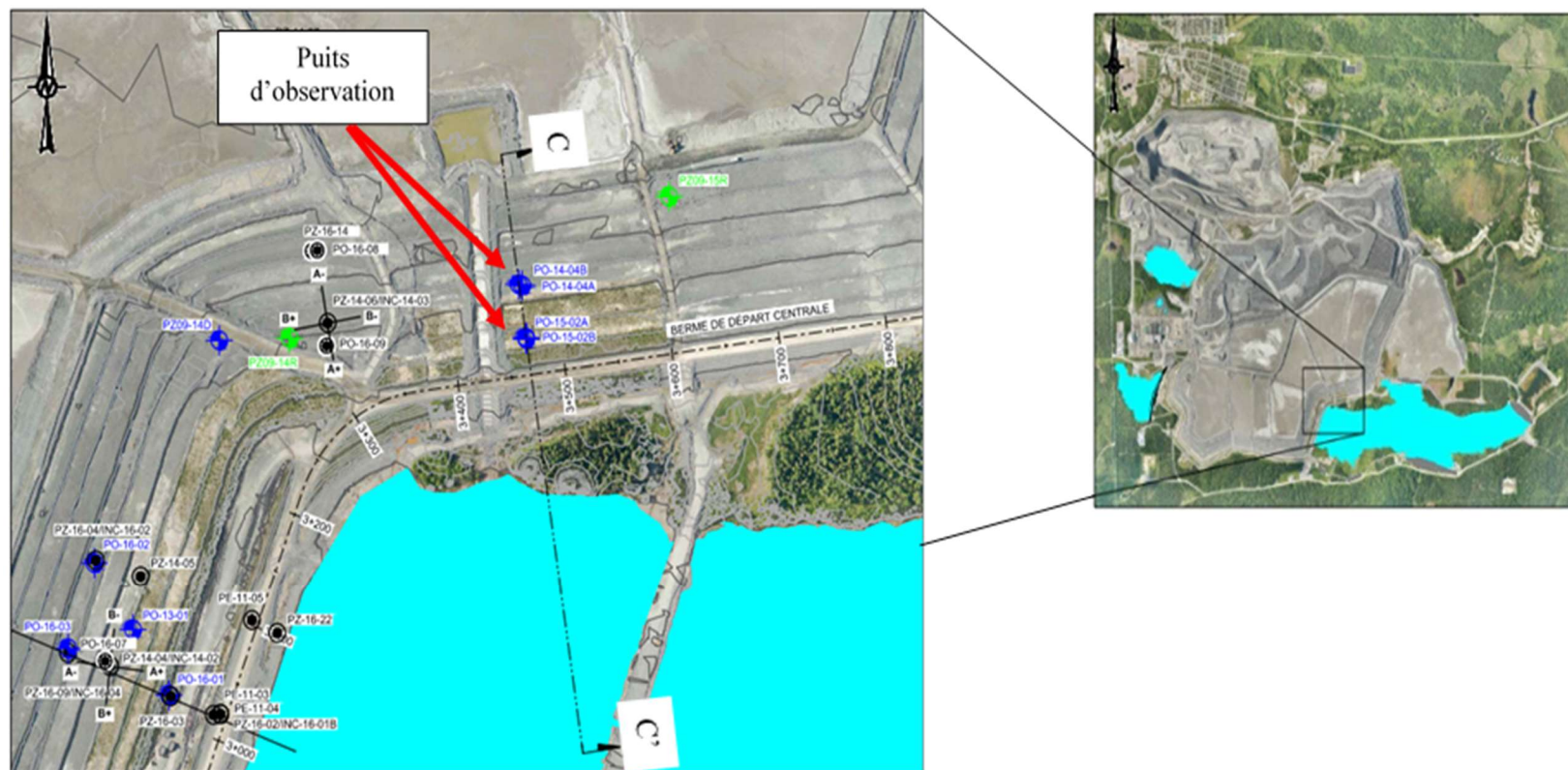


Figure 3.9 : Localisation des puits d'observation sur une vue en plan du secteur de la berme de départ centrale (adapté de Golder et associés, 2017).

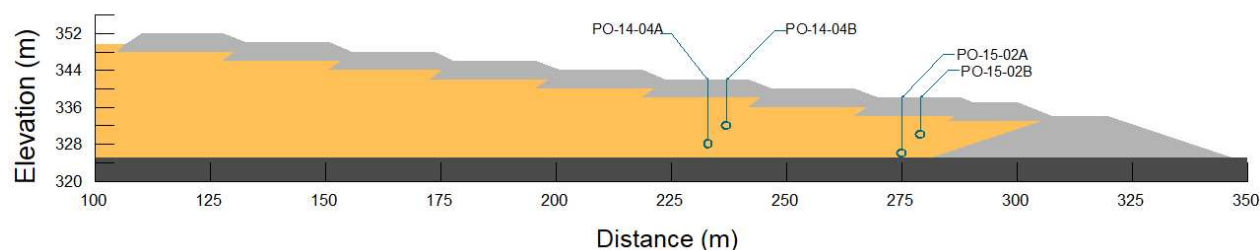


Figure 3.10 : Coupe C-C' montrant l'emplacement des puits d'observation.

3.5.2 Ajustements entre les propriétés mesurées et calibrées

Les propriétés hydrogéologiques des résidus (Golder, 2016) et des stériles (Peregoedova, 2012) ont été ajustées dans les simulations numériques afin de mieux représenter le comportement du parc à résidus sous l'effet des CC. En raison de l'hétérogénéité intrinsèque des matériaux et des incertitudes liées à la caractérisation des matériaux, une série d'ajustements itératifs (essais-erreurs) a été réalisée. Ce processus (calibration) a permis de reproduire de façon réaliste les charges hydrauliques mesurées sur le site (figure 3.11). Tous les paramètres ont été ajustés dans l'intervalle des valeurs mesurées sur le terrain (tableau 3.5). Les propriétés hydrogéologiques des stériles miniers constituaient les paramètres avec la plus grande incertitude parce que leurs propriétés en place ont été peu étudiées. La calibration a donc d'abord été réalisée en ajustant ces paramètres et en modifiant le moins possible les autres paramètres mesurés sur le terrain (par exemple les propriétés des résidus). La porosité a été ajustée afin de tenir compte du contraste entre les propriétés des stériles et des résidus (écart entre les conductivités hydrauliques); la pression d'entrée d'air (AEV) a été ajustée pour reproduire la capacité de rétention des matériaux, et la conductivité hydraulique saturée a été ajustée dans le but de mieux représenter la vitesse de propagation du front de mouillage et le contraste entre les matériaux fins et grossiers. L'augmentation du contraste entre les propriétés des résidus et des roches stériles a contribué à favoriser une rétention d'eau dans les stériles alors qu'un contraste moins marqué favorisait un écoulement gravitaire vers les résidus.

Une fois le modèle calibré avec les données de septembre 2016, les mêmes paramètres ont été utilisés pour reproduire le régime d'écoulement de juillet 2017. Les résultats obtenus ont été comparés et validés avec les valeurs mesurées sur le site (figures 3.11 et 3.12).

Le tableau 3.6 résume les valeurs des différents paramètres du modèle calibré (modèle géométrique représentant la configuration du parc en septembre 2016).

Tableau 3.6 : Valeurs des paramètres du modèle numérique calibré (profil géométrique simplifié représentant le parc à résidus de septembre 2016).

Paramètres		Valeurs
Type d'analyse		2D
Régime		Transitoire
Écoulement		Non saturé
Géométrie	Longueur de la coupe	325 m
Maillage	Éléments	4299
	Nœuds	2309
Conductivités hydrauliques saturées	Stériles	1×10^{-4} m/s
	Résidus	4×10^{-7} m/s
	Socle rocheux	1×10^{-7} m/s
Conditions frontières	Amont	346.5 m
	Aval	325 m

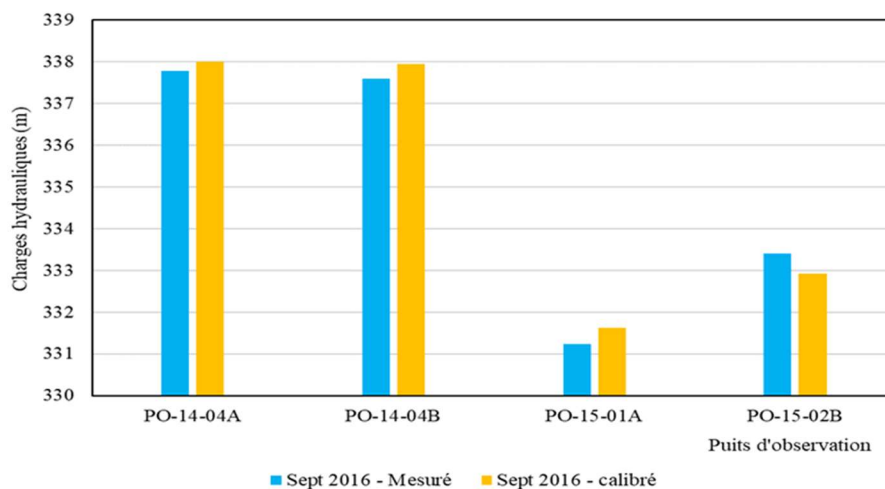


Figure 3.11 : Charges hydrauliques totales mesurées et calibrées dans les puits d'observation pour le profil géométrique simplifié représentant le parc à résidus de septembre 2016.

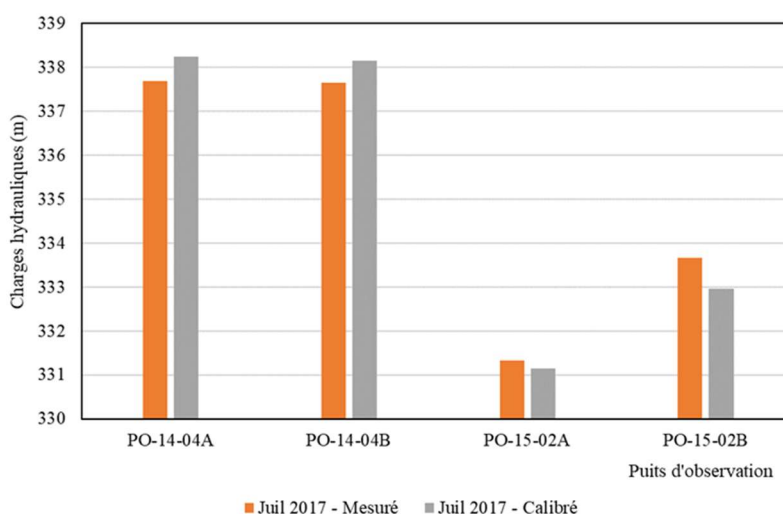


Figure 3.12 : Charges hydrauliques totales mesurées et calibrées dans les puits d'observation pour le profil géométrique simplifié représentant le parc à résidus de juillet 2017.

3.5.3 Évaluation de la calibration du modèle

L'évaluation du calibrage a été essentiellement basée sur les calculs de l'erreur quadratique moyenne normalisée (NRMSE) et du coefficient de Nash-Sutcliffe (NS). La NRMSE est calculée à partir de l'équation 3.1. ; une NRMSE inférieure à 15% est généralement considérée comme acceptable dans l'industrie (SNC Lavalin, 2017). Le coefficient NS est généralement utilisé pour

des modèles numériques en régime transitoire; en pratique, des valeurs de NS proches de 1 indiquent un bon calibrage (Anderson et al., 2015).

$$NRMSE = \frac{1}{(h_{max} - h_{min})} \times \left[\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (h_s - h_m)^2 \right]^{1/2} \quad (3.1)$$

Où:

N: nombre total d'observations

h_s : charge hydraulique simulée [L]

h_m : charge hydraulique mesurée [L]

h_{max} : charge hydraulique mesurée maximum [L]

h_{min} : charge hydraulique mesurée minimum [L].

$$NS = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n |h_m - h_s|_i^2}{\sum_{i=1}^n |h_m - \bar{h}_m|_i^2} \quad (3.2)$$

Où:

\bar{h}_m représente la moyenne des charges hydrauliques mesurées [L].

Les résultats donnent une NRMSE=5,53% et un coefficient NS=0,99 pour le modèle géométrique simplifié représentant la configuration de septembre 2016 (tableau 3.7).

Tableau 3.7 : Calcul de la NRMSE et du coefficient NS du modèle numérique pour les périodes de septembre 2016 et de juillet 2017.

Périodes	Puits d'observation	Charges mesurées (m)	Charges simulées (m)	NRMSE (%)	NS (%)
Septembre 2016	PO-14-04A	337,78	338,00	5,53	0,99
	PO-14-04B	337,59	337,94		
	PO-15-02A	331,24	331,59		
	PO-15-02B	333,40	332,92		
Juillet 2017	PO-14-04A	337,69	338,25	11,75	0,98
	PO-14-04B	337,65	338,15		
	PO-15-02A	331,32	331,13		
	PO-15-02B	333,66	332,96		

La comparaison entre les résultats simulés et ceux observés permettent une évaluation rapide de la qualité du modèle calibré (figure 3.13). Généralement on considère que le biais est absent lorsque les points sont répartis plus ou moins équitablement de part et d'autre de la ligne 1:1 indiquée sur le graphique (Anderson et al., 2015). Les valeurs du NRMSE et du NS indiquent que le modèle numérique représente bien la variation du niveau d'eau observée sur le terrain en septembre 2016 et en juillet 2017.

Les courbes de rétention d'eau et les fonctions de perméabilité des stériles et des résidus obtenus après calibration sont présentées aux figures 3.14 et 3.15.

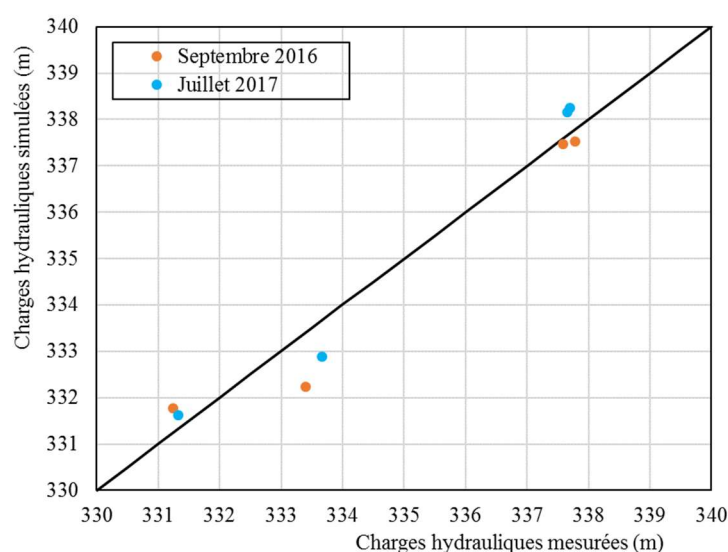


Figure 3.13 : Résultats des charges hydrauliques totales simulées et observées en septembre 2016 (rouge) et juillet 2017 (bleu) dans les puits d'observation.

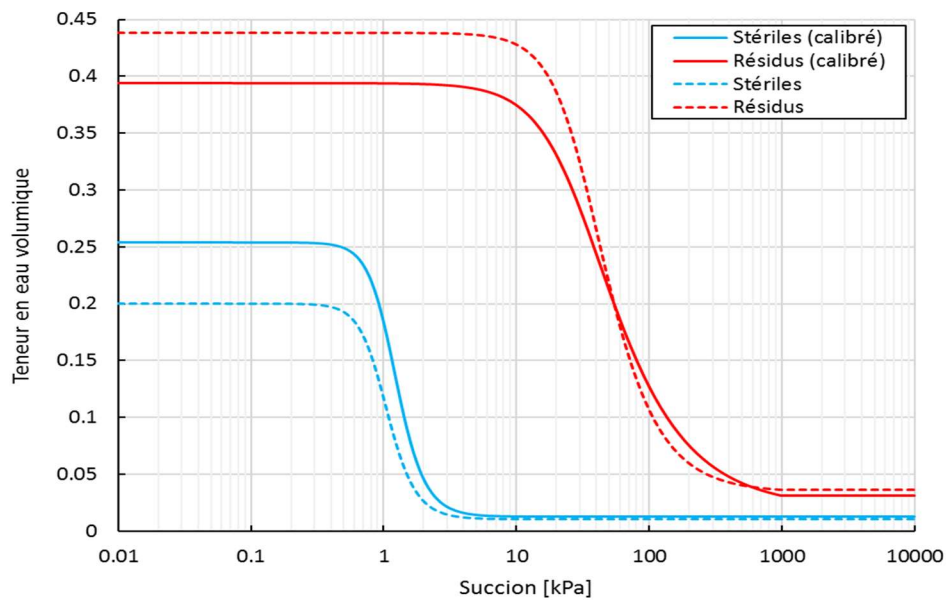


Figure 3.14 : CRE mesurées et calibrées suite aux simulations numériques. Les valeurs mesurées ont été adaptées des stériles de (Peregoedova, 2012) et des résidus (Golder et associés, 2014).

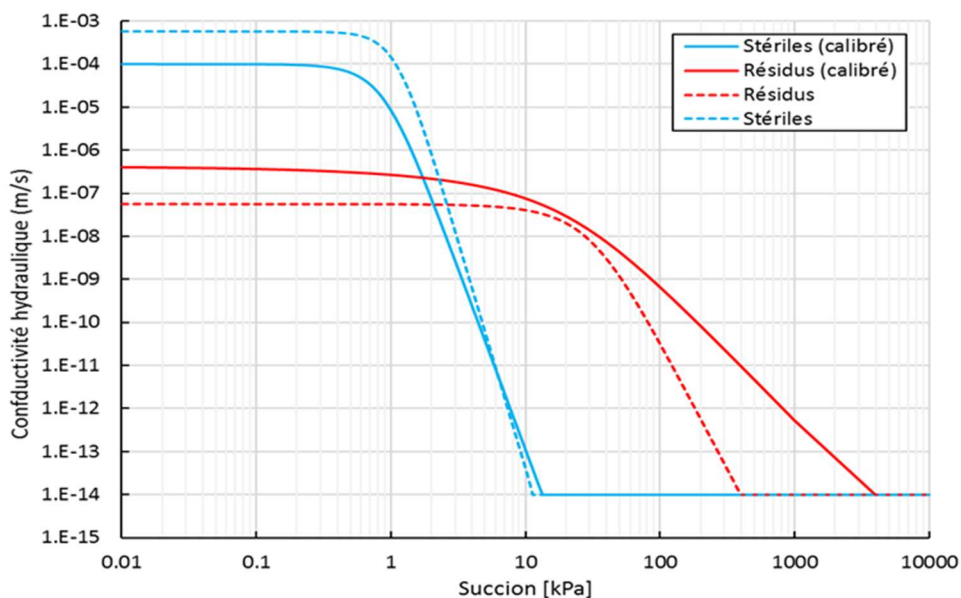


Figure 3.15 : Fonctions de perméabilité estimées à partir des essais au laboratoire et calibrées dans les simulations numériques. Adapté de : stériles (Peregoedova, 2012) et résidus (Golder et associés, 2014).

3.5.4 Analyse de sensibilité des paramètres du modèle numérique

Une analyse de sensibilité numérique a été réalisée afin d'étudier l'influence des divers paramètres hydrogéologiques sur l'infiltration lors des événements de précipitation et valider la représentativité de l'extrapolation des simulations à des conditions climatiques variables en lien avec les changements climatiques (tableau 3.8). Les résultats du tableau 3.8 confirment le choix des valeurs des différents paramètres. En effet pour des valeurs différentes de celles choisies, la NRMSE augmente et le modèle numérique devient moins représentatif des conditions in situ.

Pour s'assurer d'avoir choisi le maillage optimal et la longueur adéquate du modèle, une analyse de sensibilité a également été réalisée sur ces caractéristiques du modèle. Les résultats obtenus varient très peu pour un maillage plus fin que celui choisi (figure 3.16). Il en est de même pour un modèle qui a une longueur supérieure à 325 m (figure 3.17). Les dimensions initiales présentées plus haut ont donc été conservées pour l'étude de l'effet des changements climatiques.

Tableau 3.8 : Résultats de l'analyse de sensibilité réalisée sur les divers paramètres hydrauliques des matériaux du parc à résidus (profil géométrique simplifié représentant le parc à résidus de septembre 2016).

Paramètres	Unités	Valeur calibrée (NRMSE obtenue)	Valeur de l'analyse de sensibilité	NRMSE
k_{sat} résidus CM	[m/s]	4×10^{-7} (5,53%)	6×10^{-7}	7,79%
			5×10^{-7}	5,62%
			1×10^{-7}	23,82%
			1×10^{-8}	25,67%
k_{sat} stériles CM	[m/s]	1×10^{-4} (5,53%)	7×10^{-5}	13,71%
			6×10^{-5}	5,62%
			1×10^{-5}	51,94%
k_{sat} roc	[m/s]	1×10^{-7} (5,53%)	5×10^{-6}	5,62%
			5×10^{-7}	26,83%
			1×10^{-6}	53,34%

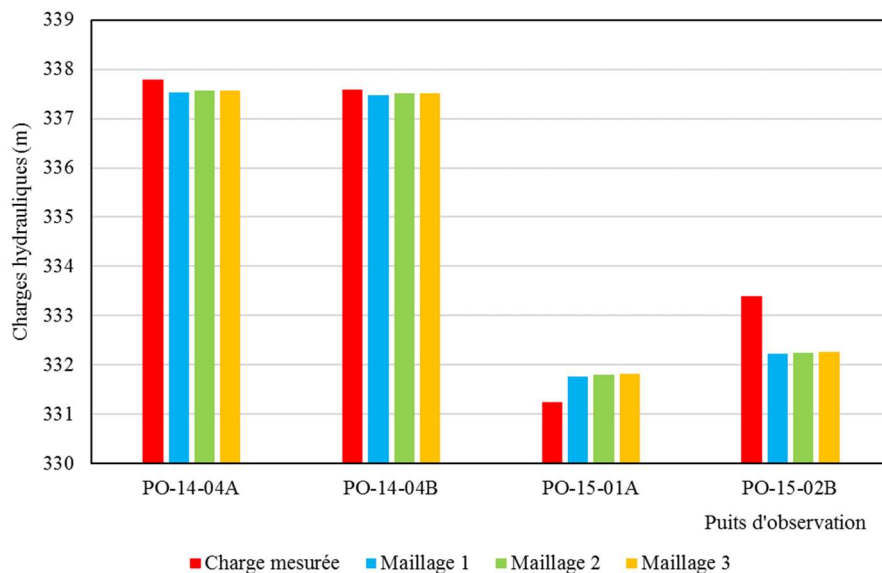


Figure 3.16 : Résultats de l'analyse de sensibilité réalisée sur la taille des éléments du modèle pour la configuration de septembre 2016. Le maillage 1 représente des éléments de 1,5 m, 2 m respectivement dans les stériles et les résidus; le maillage 2 représente des éléments de 0,75 m, 1 m respectivement dans les stériles et les résidus et le maillage 3 représente des éléments de 0,5m, 1 m respectivement dans les stériles et les résidus.

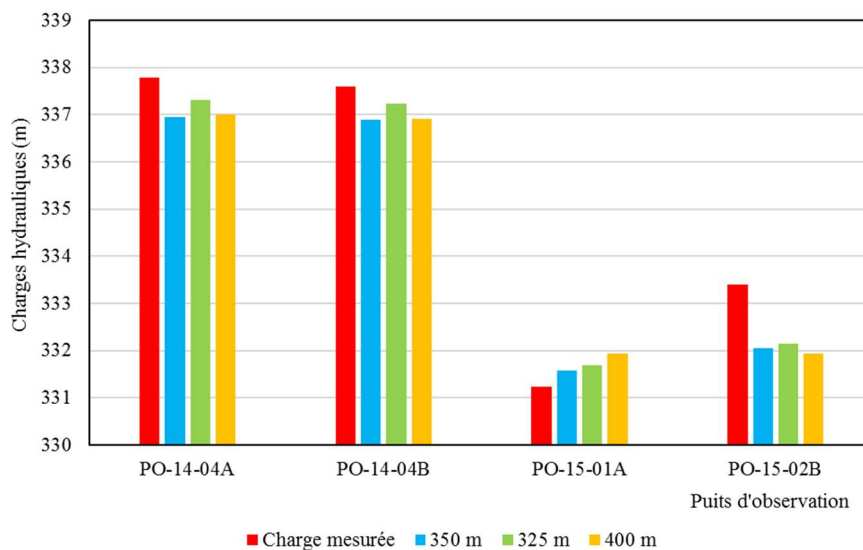


Figure 3.17 : Résultats de l'analyse de sensibilité réalisée sur la longueur du modèle pour la configuration de septembre 2016.

La calibration des paramètres du modèle numérique est le résultat d'un ajustement itératif des propriétés des matériaux. L'ajustement d'un paramètre pouvait améliorer les résultats pour une partie du modèle géométrique et altérer les résultats d'une autre partie. Les paramètres ajustés pour le modèle calibré représentent donc un compromis. Les simulations numériques calibrées sont capables de reproduire de façon relativement réaliste les comportements hydrogéologiques observés sur le terrain. La concordance entre les résultats simulés et les valeurs observées démontre la capacité de SEEP/W à prédire correctement les pressions interstitielles lorsqu'un bon maillage et des conditions frontières adéquates sont utilisés.

CHAPITRE 4 RÉSULTATS DE L'ANALYSE DE STABILITÉ

4.1 Simulations du modèle climatique

Dans une étude d'impact des changements climatiques, une période de 30 ans approuvée par l'Organisation Météorologique Mondiale (OMM), est généralement utilisée comme référence pour évaluer l'impact des changements probables dans le climat futur. Une période de 5 années a cependant été choisie dans cette étude pour réaliser les simulations sous différents horizons climatiques, afin notamment de réduire les temps de calcul très longs des codes numériques. La simulation de 5 cycles climatiques annuels a malgré tout permis de limiter l'impact des conditions initiales du modèle sur les résultats.

Les conditions hivernales ont également été simplifiées dans les simulations. En effet, la surface du sol est généralement gelée durant les mois d'hiver lorsque les températures sont négatives, et il n'y a aucun écoulement de l'eau à travers la surface. Cette période est souvent considérée comme inactive (Fredlund et al. 2012, Bashir et al. 2015). Les précipitations tombent sous forme de neige, s'accumulent à la surface du sol et l'évaporation est négligeable (Damiano et Mercogliano, 2013). Les précipitations dans les simulations ont donc été considérées nulles, l'humidité relative a été fixée à 100% et la vitesse du vent à 0 m/s durant les mois d'hiver.

4.1.1 Données climatiques actuelles

Les données climatiques actuelles (2013-2017) ont été fournies par la firme Ouranos et les variables climatiques d'intérêt provenaient de la station météo de Val d'Or (OMM ID : 7098605) d'Environnement Canada. Cette station est localisée à environ 30 kilomètres du site à l'étude. La station de Val d'Or enregistre quotidiennement la température, les précipitations, l'humidité relative, et la vitesse du vent. La figure 4.1 présente les variations des variables climatiques journalières sur la période de référence choisie. La précipitation moyenne annuelle était de 758 mm sur les 5 années de référence avec des fluctuations comprises entre 646 mm/an et 840 mm/an. La précipitation journalière la plus importante a été enregistrée en 2016 et était de 61 mm en 24

heures. Les températures moyennes journalières maximales et minimales sur cette période étaient respectivement de 25°C et -33°C et ont été toutes deux relevées au courant de l'année 2014. L'humidité relative moyenne journalière était de 73,1% sur la période étudiée, et tendait à diminuer lorsque la température s'élevait et à augmenter lorsque la température baissait. Le vent avait une vitesse moyenne journalière de 10,2 m/s.

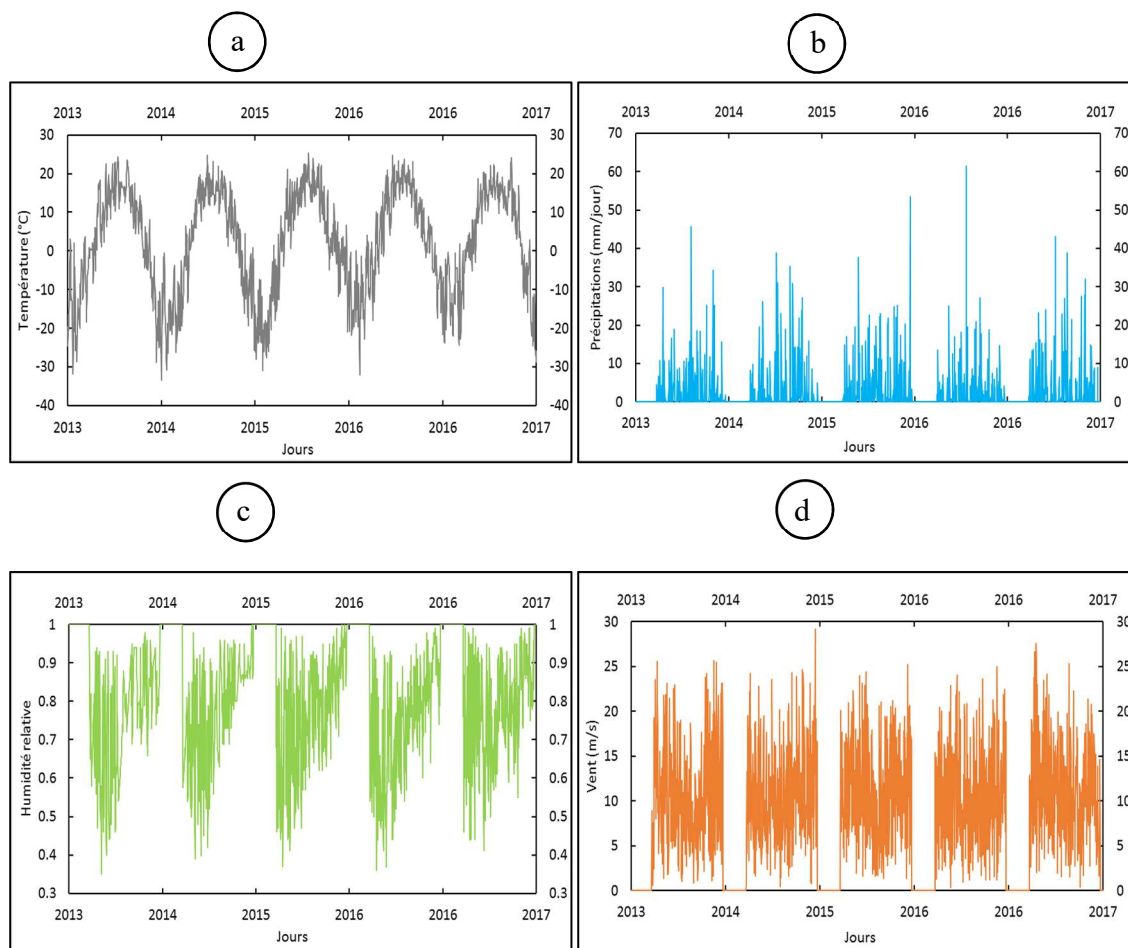


Figure 4.1 : Variables climatiques journalières sur la période de 2013-2017 mesurée à la station de Val d'Or (Environnement Canada) a) température moyenne journalière (°C), b) précipitations totales journalières (mm/jour), c) humidité relative moyenne journalière (%) et d) vitesse du vent moyenne journalière (m/s).

4.1.2 Projections climatiques

L'effet des CC a été étudié ici sur deux horizons futurs de 30 ans : 2041 à 2070 (horizon 2050) et 2071 à 2100 (horizon 2080). Les projections climatiques ont été réalisées au moyen des modèles régionaux du climat canadien (MRCC). Les horizons futurs correspondent à la projection de deux scénarios d'émission, soient le RCP 4.5 pour le CMIP5-canESM2 et le RCP 8.5 pour le modèle CMIP5-GFDL-ESM2G. La figure 4.2 présente les changements projetés des températures et précipitations pour les scénarios d'émission RCP 4.5 et RCP 8.5 sur les horizons 2050 et 2080 pour la région de Malartic. Ces changements ont été calculés par rapport à la période de référence 1971-2000. Les scénarios sélectionnés représentaient les variations moyennes (RCP 4.5) et maximales (RCP 8.5) de température et de précipitation par rapport à la période de référence (figure 4.2). Les changements climatiques dans la région de Malartic devraient entraîner un accroissement des évènements de précipitations moyennes et extrêmes. L'évolution des précipitations totales annuelles montrait des fluctuations sur les mêmes périodes pour les deux scénarios d'émissions de GES (figure 4.3). Toutefois, les précipitations les plus élevées sur la période 1970-2100 ont été prédites pour le scénario climatique RCP 8.5 (figure 4.3). Les projections climatiques prévoyaient un accroissement de 20% à 40% (RCP 4.5) et de 40% à 70% (RCP 8.5) des quantités de précipitation lors des jours les plus pluvieux. Le nombre de jours annuel de précipitations excédant 10 mm devrait augmenter et passer de 0,5 jour à 2 jours pour le scénario RCP 4.5 et de 4 jours à 6 jours pour le scénario RCP 8.5. De même, l'intensité des épisodes de précipitations de longues durées (5 jours consécutifs les plus pluvieux) pourrait connaître une augmentation de 10% à 15% pour la RCP 4.5 et de 15% à 25% pour la RCP 8.5 (Ouranos, 2015). Une moyenne mobile calculée sur 5 ans pour les données de précipitation allant de 2041 à 2100 a permis d'identifier les périodes avec les précipitations moyennes les plus importantes sur une période de 5 années consécutives. Les simulations numériques ont donc été réalisées sur les périodes de 2042-2046 (horizon 2050) et 2084-2088 (horizon 2080) pour la RCP 4.5 et sur les périodes 2063-2067 et 2093-2097 pour le scénario RCP 8.5 (tableau 4.1).

Tableau 4.1 : Périodes de 5 années simulées pour chaque scénario d'émission considéré.

Périodes	RCP 4.5	RCP 8.5
Actuelle (BC)	2013-2017	
Future -horizon 2050 (FC1)	2042-2046	2063-2067
Future -horizon 2080 (FC2)	2084-2088	2093-2097

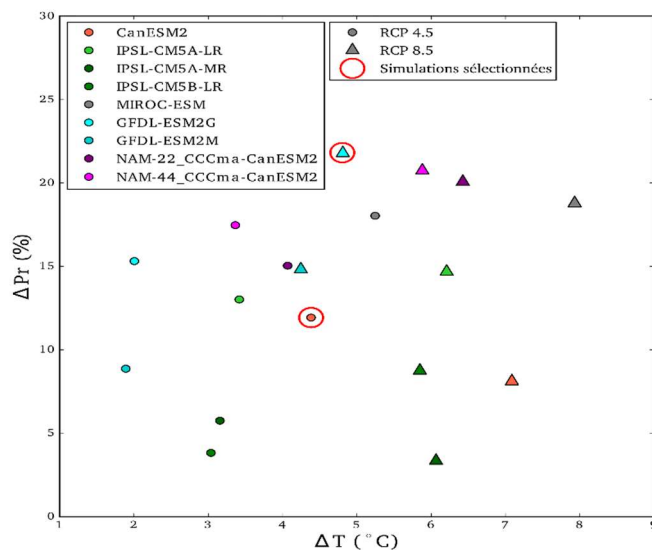


Figure 4.2 : Diagramme de dispersion pour les scénarios RCP 4.5 et RCP 8.5 (tiré de Gobeil, 2018). 18 simulations ont été réalisées à partir de 9 modèles climatiques sur les horizons 2050 et 2080. Les cercles et les triangles représentent les modèles climatiques simulés respectivement pour les scénarios RCP 4.5 et RCP 8.5. Les symboles encadrés de rouge indiquent les simulations sélectionnées et représentent des variations moyennes (cercle encadré) et extrêmes (triangle encadré) des précipitations.

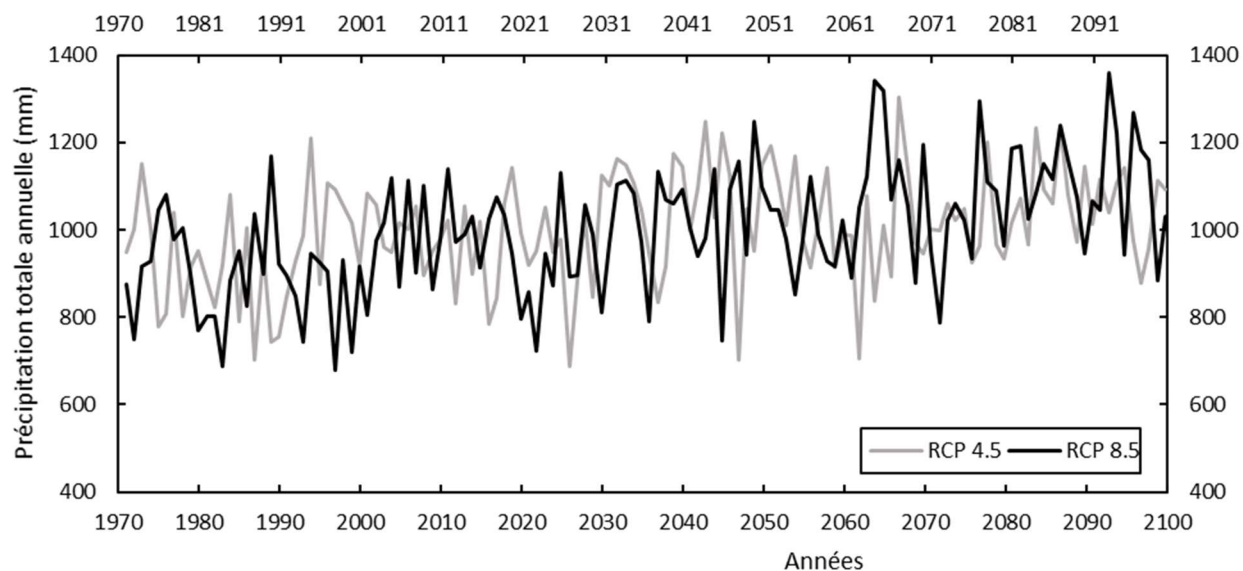


Figure 4.3 : Évolution des précipitations totales annuelles pour les scénarios RCP 4.5 et RCP 8.5 dans la région de Malartic.

Les précipitations journalières maximales projetées sur les horizons futurs étaient plus élevées que celles observées sur la période actuelle (figures 4.4b et 4.5b). Les projections climatiques indiquaient également une augmentation des températures dans la région de Malartic au fil des années. Une augmentation moyenne d'environ 5°C des températures journalières durant les périodes froides et chaudes est attendue pour les scénarios RCP 4.5 et RCP 8.5 (figures 4.4a et 4.5a).

Les figures 4.4c et 4.5c comparent les variations d'humidité relative sur les périodes futures et actuelle pour les deux scénarios climatiques étudiés. Le climat futur montre globalement une diminution de l'humidité relative (-15% environ); ce qui pourrait avoir tendance à favoriser l'évapotranspiration.

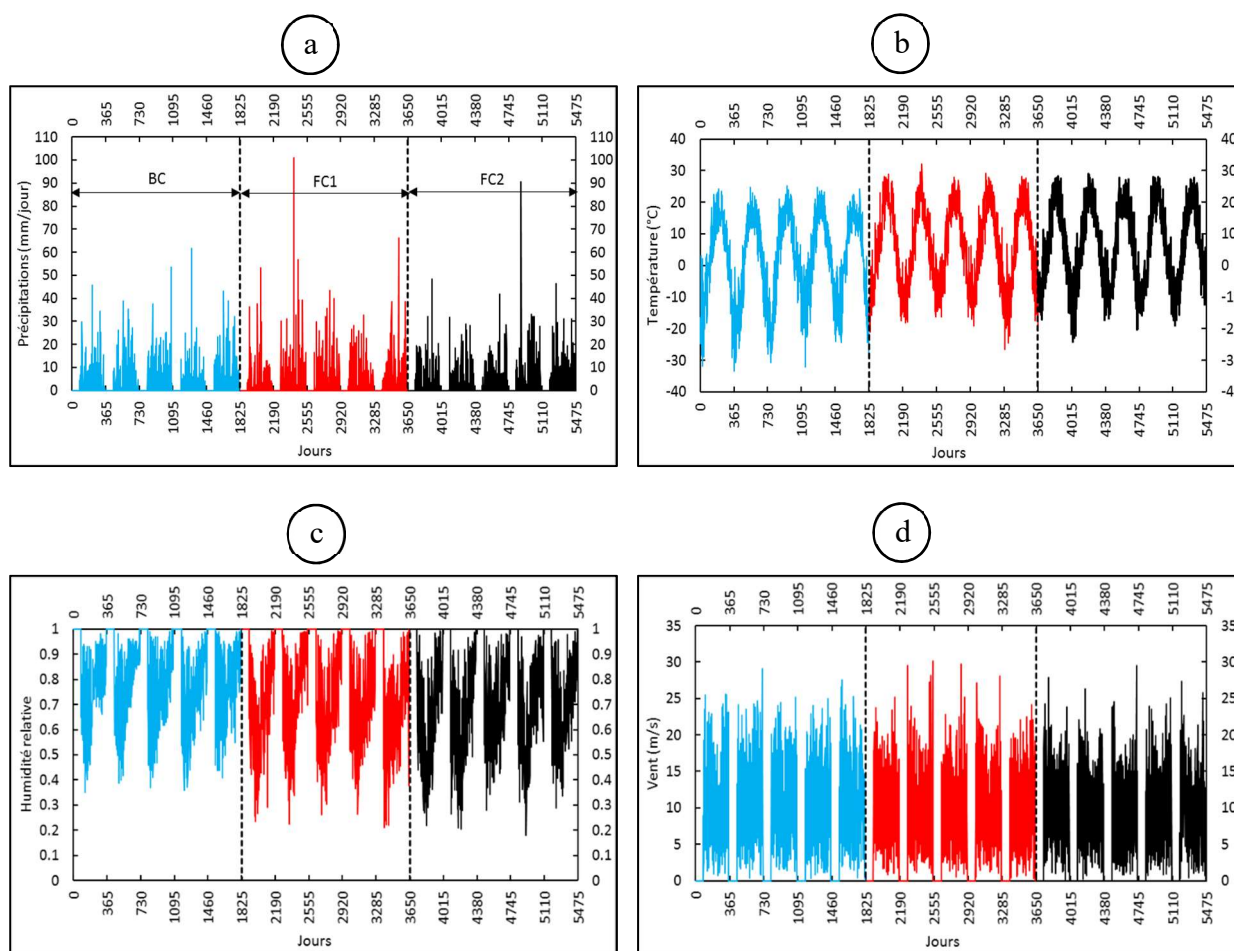


Figure 4.4 : Variables climatiques sur les périodes actuelle (bleu) et futures (horizon 2050 – rouge) et (horizon 2080 – noir) pour le scénario d'émission RCP4,5 : a) précipitation, b) température, c) humidité relative, d) vitesse du vent.

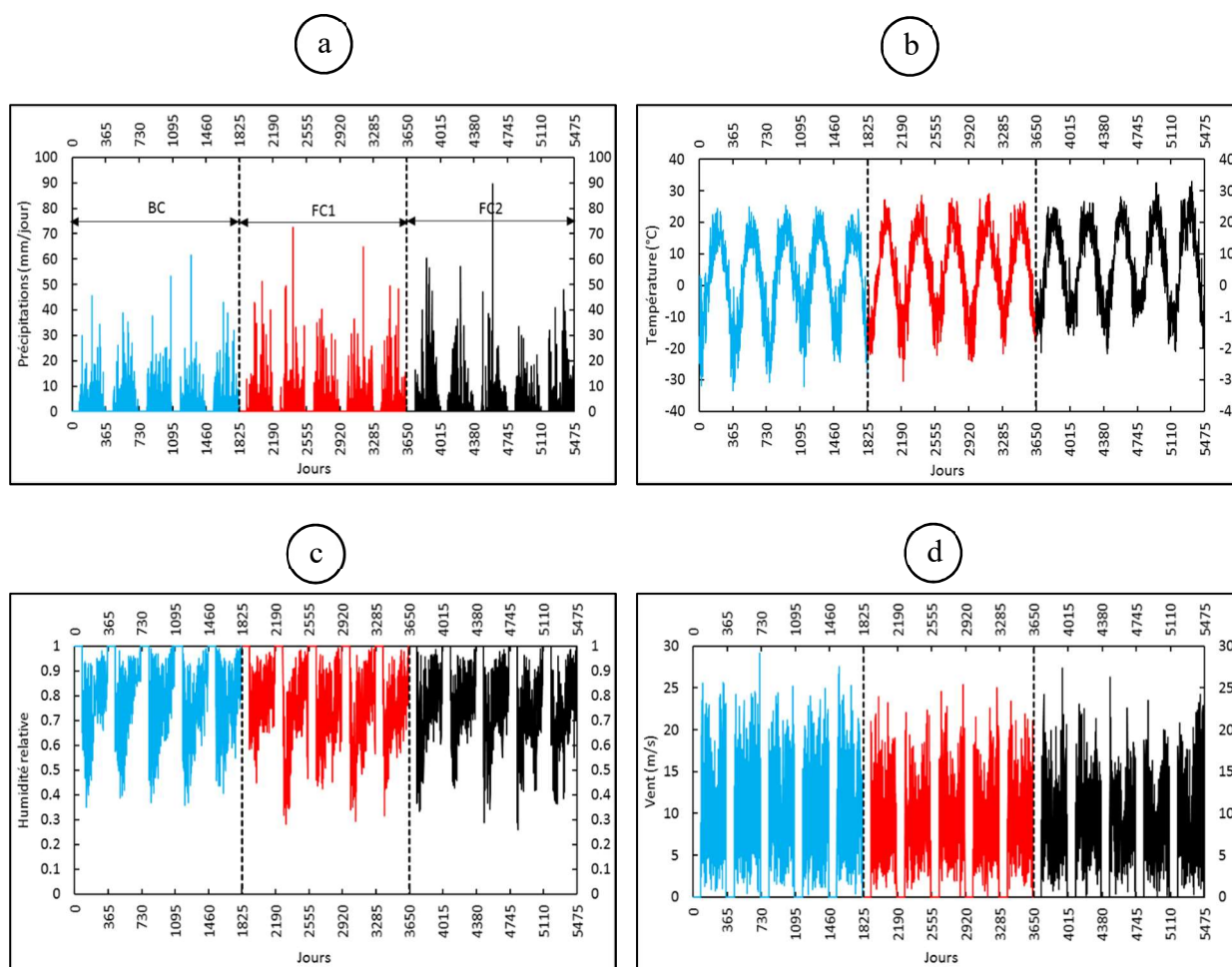


Figure 4.5 : Variables climatiques sur les périodes actuelle (bleu) et futures (horizon 2050 – rouge) et (horizon 2080 – noir) pour le scénario d’émission RCP8,5 : a) précipitation, b) température, c) humidité relative, d) vitesse du vent.

4.2 Scénarios simulés

Des analyses numériques d’écoulement et de stabilité ont été réalisées afin d’étudier les variations du facteur de sécurité (FS) en fonction des changements climatiques pour les horizons 2050 et 2080. Au total, 12 simulations ont été réalisées (figure 4.6).

Tous les modèles dans cette étude ont été définis en 2 dimensions. Les matériaux simulés incluaient les stériles (berme et rehaussements) et les résidus miniers entreposés dans le parc (tableaux 3.2 et 3.3). La fondation simulée pour tous les cas était constituée de roc. Les conditions aux frontières

du modèle ont été présentées au chapitre 3 (section 3.4.3); aucune accumulation d'eau n'était permise à la surface des résidus.

Dans la suite du mémoire, les périodes climatiques actuelle et futures (horizon 2050 et horizon 2080) ont été nommées respectivement Climat de Base (BC), Climat Futur 1 (FC1) et Climat Futur 2 (FC2) afin d'alléger le texte. Les modèles géométriques simplifiés inspirés des configurations du parc de la mine CM en juillet 2017 et à la fin des opérations ont été appelées Modèle de Base (BM) et modèle Final (FM). Les acronymes suivants : BM4.5 – BM8.5 – FM4.5 et FM8.5 sont associés aux projections climatiques pour les deux scénarios d'émission considérés.

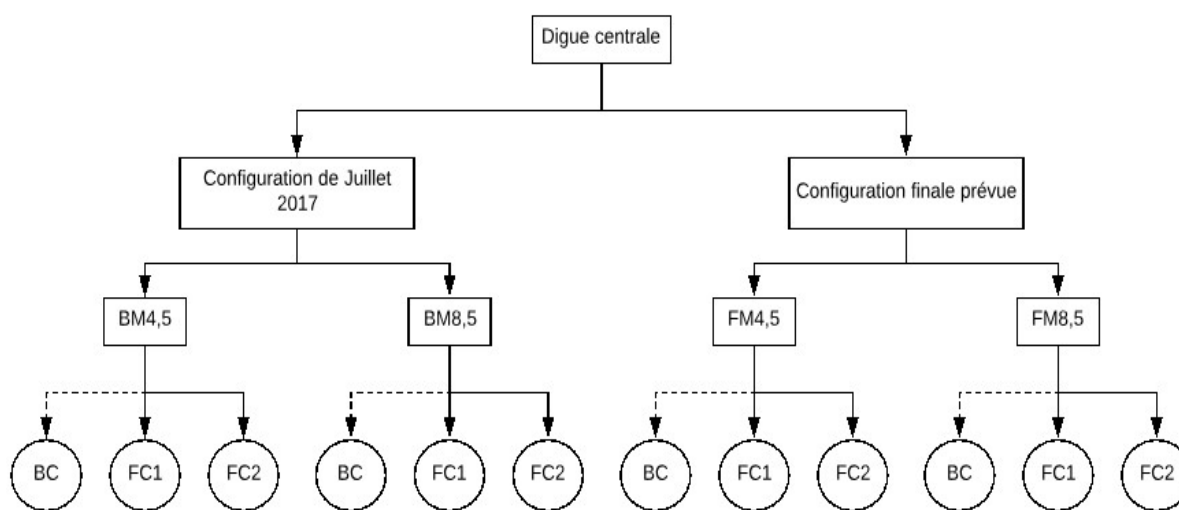


Figure 4.6 : Organigramme des résultats présentés. Les données du climat actuel BC (trait en pointillés) sont indépendantes des scénarios d'émission RCP 4.5 et RCP 8.5 étudiés et proviennent de la station météo Val d'Or.

Les analyses ont été réalisées en suivant les étapes présentées à la figure 4.7 après avoir vérifié les logiciels (Annexe A) et calibré le modèle (section 3.5). Les détails sur les propriétés des modèles sous SEEP/W et SLOPE/W (géométrie et conditions frontières sont présentés au chapitre 3 - section 3.4). Les résultats obtenus (pressions interstitielles et facteur de sécurité) ont été d'abord décrit en détails pour le modèle BM4.5 et ensuite comparés entre eux pour les différents modèles : BM4.5 et BM8.5 ; BM4.5 et FM4.5 ; FM4.5 et FM8.5.

Les modèles géométriques simulés ici ne représentent pas exactement le parc à résidus dans le secteur de la digue centrale de la mine Canadian Malartic et les résultats obtenus sont utilisés à titre comparatif uniquement.

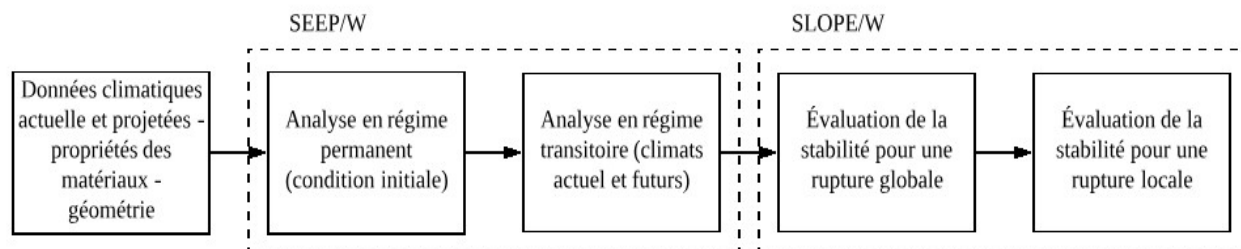


Figure 4.7 : Étapes des analyses numériques réalisées dans cette étude.

4.3 Modèle BM4.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du parc en juillet 2017 et climat projeté avec RCP 4.5

Les ensembles climatiques BC, FC1 et FC2 pour le scénario d'émission RCP 4.5 ont été appliqués comme condition frontière à la surface du modèle géométrique simplifié représentant le parc à résidus avec la configuration de juillet 2017 (BM). Les propriétés hydrauliques et géotechniques des matériaux du parc ainsi que les conditions aux frontières ont été présentées au chapitre 3 (section 3.4). Les résultats obtenus sont présentés en trois sections : une première partie porte sur le bilan hydrique, ensuite les variations de pressions interstitielles sont présentées et enfin les résultats des calculs de stabilité pour les différents ensembles climatiques sont discutés.

4.3.1 Bilan hydrique

Les échanges d'eau entre le sol et l'atmosphère ont été évalués afin d'analyser l'effet des variables climatiques sur la stabilité de l'ouvrage considéré. Le modèle hydrogéologique a été construit avec le logiciel SEEP/W. Aucune couverture végétale n'a été simulée à la surface des résidus et des digues. Les simulations ont été réalisées avec des variables climatiques journalières en supposant que le taux de précipitation, la température, l'humidité relative et la vitesse du vent étaient constants au cours d'une même journée.

Les volumes cumulés des différentes composantes du bilan hydrique (précipitation, ruissellement, évapotranspiration potentielle et infiltration) augmentaient en fonction du temps et les plateaux observés pour chacune des variables du bilan hydrique correspondaient à la période hivernale considérée comme inactive (pas d'infiltration et pas d'évaporation) (figure 4.8). Cette tendance de variation était la même sur les trois ensembles climatiques. Les précipitations cumulées étaient les plus élevées sur la période FC2 en raison de l'accroissement des précipitations au fil des années dû aux CC. Environ 14% du volume cumulé des précipitations (après 1825 jours) pour les conditions FC1 et FC2 et 8% pour l'ensemble climatique BC étaient déviés sous forme de ruissellement. Le volume cumulatif d'eau évaporé était supérieur au volume cumulé des précipitations dans les simulations, ce qui indiquait un bilan hydrique globalement négatif.

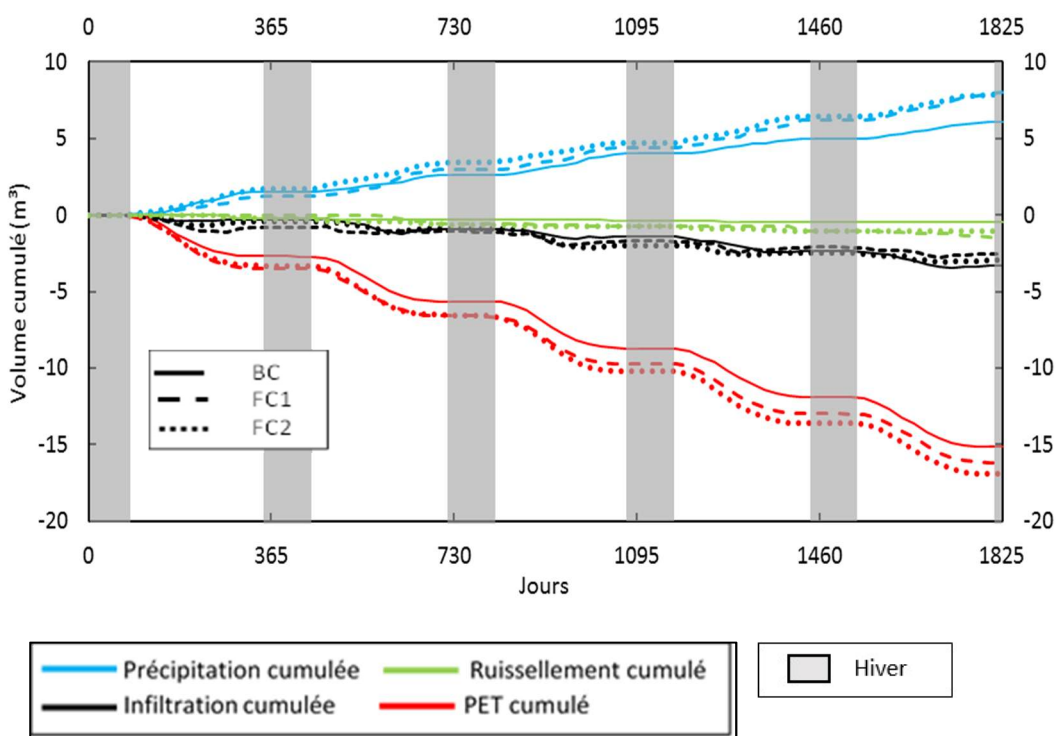


Figure 4.8 : Bilan hydrique à la surface du modèle BM4.5 pour les périodes BC, FC1 et FC2.

4.3.2 Variations des pressions interstitielles

Les variations des pressions interstitielles d'eau pour les différents ensembles climatiques ont été évaluées (figure 4.9 et tableau 4.2) :

- aux points A, B et C;
- le long de 2 sections verticales passant par les points A et C et
- à la base du parc, à l'interface entre le roc de la fondation.

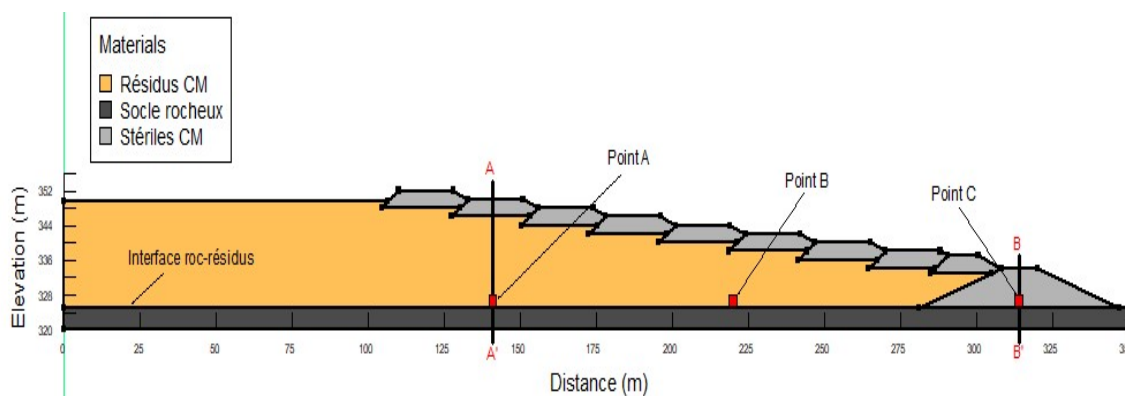


Figure 4.9 : Emplacement des points et des sections utilisés pour l'évaluation des pressions interstitielles dans les simulations.

Tableau 4.2 : Coordonnées des points A, B et C utilisés pour le suivi des pressions interstitielles dans les modèles.

Points	Distance (m)	Élévation (m)
Point A	141	326,5
Point B	220	326,5
Point C	314	326,5

Points A, B et C

Les pressions interstitielles simulées aux points A, B et C montraient une baisse au début de chaque année pendant la période hivernale (zone grisée) puis une augmentation des pressions au printemps jusqu'à atteindre des valeurs maximales à l'automne de chaque année pour les trois ensembles climatiques (figure 4.10). Les pressions simulées étaient généralement plus élevées (jusqu'à 170

kPa au point A) pour les périodes FC1 et FC2 que pour la période BC. Les pluies intenses et les périodes successives de précipitations moyennes (par exemple une période consécutive de 3 jours avec des précipitations supérieures ou égales à 20 mm/jour) entraînaient une hausse des pressions d'eau; par exemple les 3 journées de précipitation (du 14 août 2014 au 16 août 2014) totalisant environ 65 mm de pluie ont fait varier les pressions au point A de 162 kPa à 166 kPa. Les variations de pressions étaient moins importantes suite à des précipitations plus faibles. Un délai de 5 à 10 jours entre l'évènement de précipitation et l'augmentation des pressions d'eau a pu être observé dans les modèles simulés (figure 4.11).

Les pressions les plus élevées ont été simulées au point A (au centre du parc) et les pressions les plus faibles au point C (dans la berme de départ) (tableau 4.2).

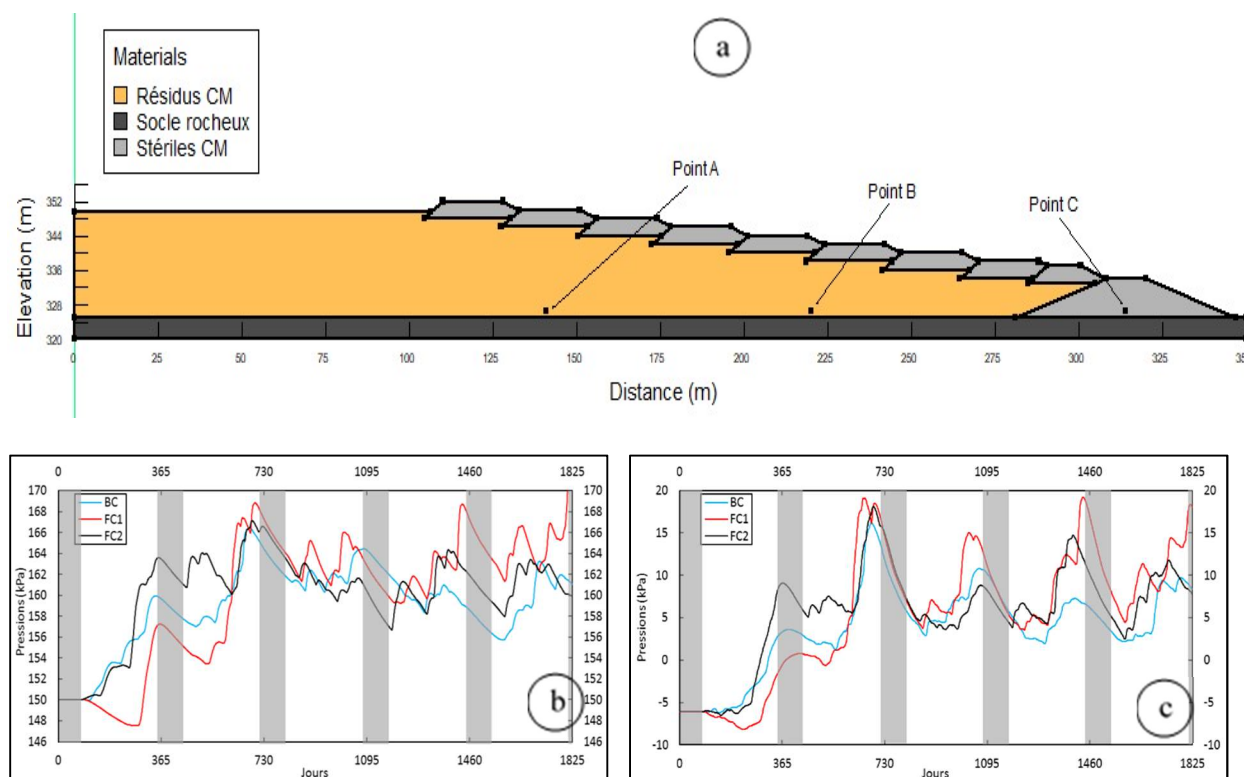


Figure 4.10 : a) Localisation des points A, B et C, b) variation des pressions interstitielles au point A, c) variation des pressions interstitielles au point B, d) variation des pressions interstitielles au point C pour les conditions climatiques BC, FC1 et FC2. (zone grisée = hiver).

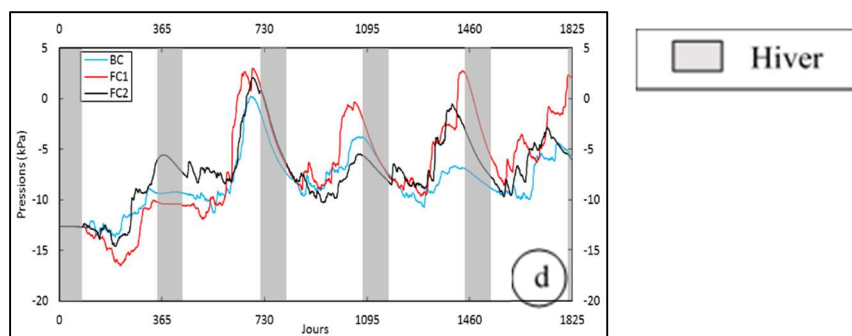


Figure 4.11 (suite) : a) Localisation des points A, B et C, b) variation des pressions interstitielles au point A, c) variation des pressions interstitielles au point B, d) variation des pressions interstitielles au point C pour les conditions climatiques BC, FC1 et FC2. (zone grisée = hiver).

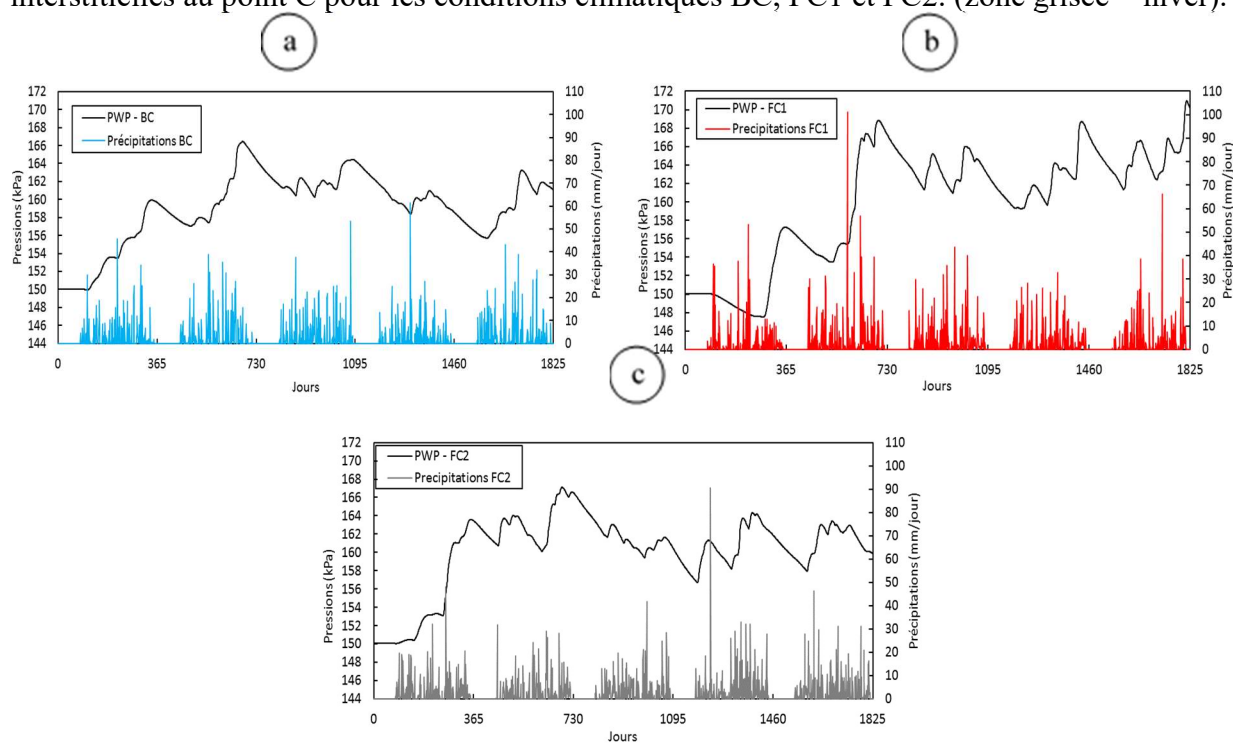


Figure 4.12 : Précipitations et pressions simulées au point A pour le scénario RCP4,5 a) pour la période BC, b) pour la période FC1 et c) pour la période FC2.

Les profils de pression le long des sections A-A' et B-B' pour les ensembles climatiques actuel et futurs sont présentés pour les saisons de printemps, d'été, d'automne et d'hiver des années 2014, 2046 et 2087 des périodes respectives BC, FC1 et FC2 (figures 4.12 et 4.13). Ces années correspondent à des années avec des taux de précipitations totales annuelles les plus élevés pour

chacune des périodes considérées (tableau 4.3). L'année du début de cycle (5 années) a été écartée pour limiter le biais dans l'estimation des pressions interstitielles.

Tableau 4.3 : Précipitations totales annuelles des climats actuel et futurs simulés pour le scénario RCP 4.5.

Périodes	Années	Précipitations totales annuelles (mm)
BC	2013	785
	2014	836
	2015	646
	2016	821
	2017	687
FC1 – RCP 4.5	2042	814
	2043	993
	2044	863
	2045	977
	2046	1008
FC2 – RCP 4.5	2084	1041
	2085	982
	2086	765
	2087	1045
	2088	860

Section A-A'

Les résultats sont présentés sur les 10 mètres supérieurs du parc, les variations étant plus faibles plus en profondeur. Les pressions simulées dans le haut de la section A-A' (sur les 2 premiers mètres dans le rehaussement) diminuaient puis augmentaient en dessous de l'élévation 348 m. L'impact des variations saisonnières était plus marqué sur cette épaisseur (élévation 350 m à 348 m) (figure 4.12). Les pressions diminuaient au printemps puis augmentaient suite à l'infiltration des précipitations jusqu'à l'automne. Par exemple pour le climat FC2 et à l'élévation 349 m, les pressions passaient de -43 kPa (janvier) à -47 kPa en avril, augmentaient progressivement jusqu'à -39 kPa en octobre pour enfin baisser durant la période inactive d'hiver. Ces tendances générales étaient les mêmes pour les trois ensembles climatiques BC, FC1 et FC2.

Les plus grandes variations de pressions ont été enregistrées avec les conditions climatiques futures FC1. En effet les pressions pouvaient passer de -52 kPa au printemps (avril) à -37 kPa à l'automne (octobre) à l'élévation 348 m (Figure 4.12).

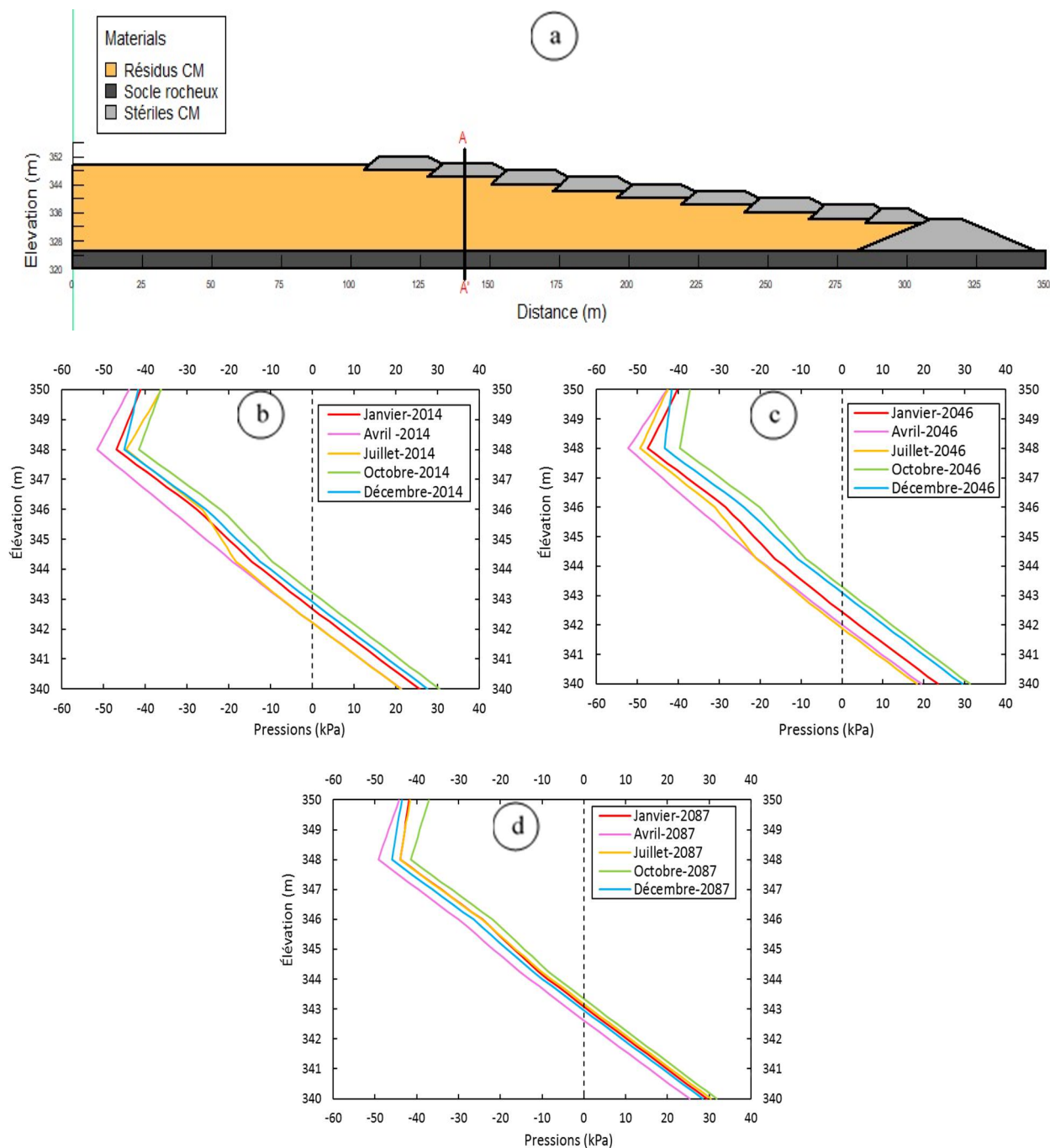


Figure 4.13 : a) Localisation de la section A-A'; Variation des pressions interstitielles le long de la section A-A' pour b) le climat BC, c) le climat FC1, d) le climat FC2.

Section B-B'

Les variations saisonnières des pressions interstitielles le long de la section B-B' étaient similaires à celles observées le long de la section A-A', soit une baisse des pressions de l'hiver au printemps suivie d'une augmentation progressive des pressions du printemps (avril) à l'automne (octobre) (figure 4.13). Les pressions les plus élevées étaient généralement observées durant la saison d'automne et les pressions diminuaient pendant la période hivernale (aucune précipitation). Les succions simulées le long de la section B-B' montraient de plus grandes amplitudes de variation que le long de la section A-A; par exemple, les pressions passaient de -62 kPa à -35 kPa du printemps à l'automne pour la période FC1 à la surface de la berme (élévation 334 m) contre -47 kPa à -37 kPa à la surface du rehaussement (élévation 350 m). Le profil au printemps (avril) indiquait également une certaine rétention d'eau dans le haut des stériles constituant la berme de départ (élévation 334 m à 330 m). Les pressions les plus élevées ont été simulées pour les conditions climatiques futures FC2.

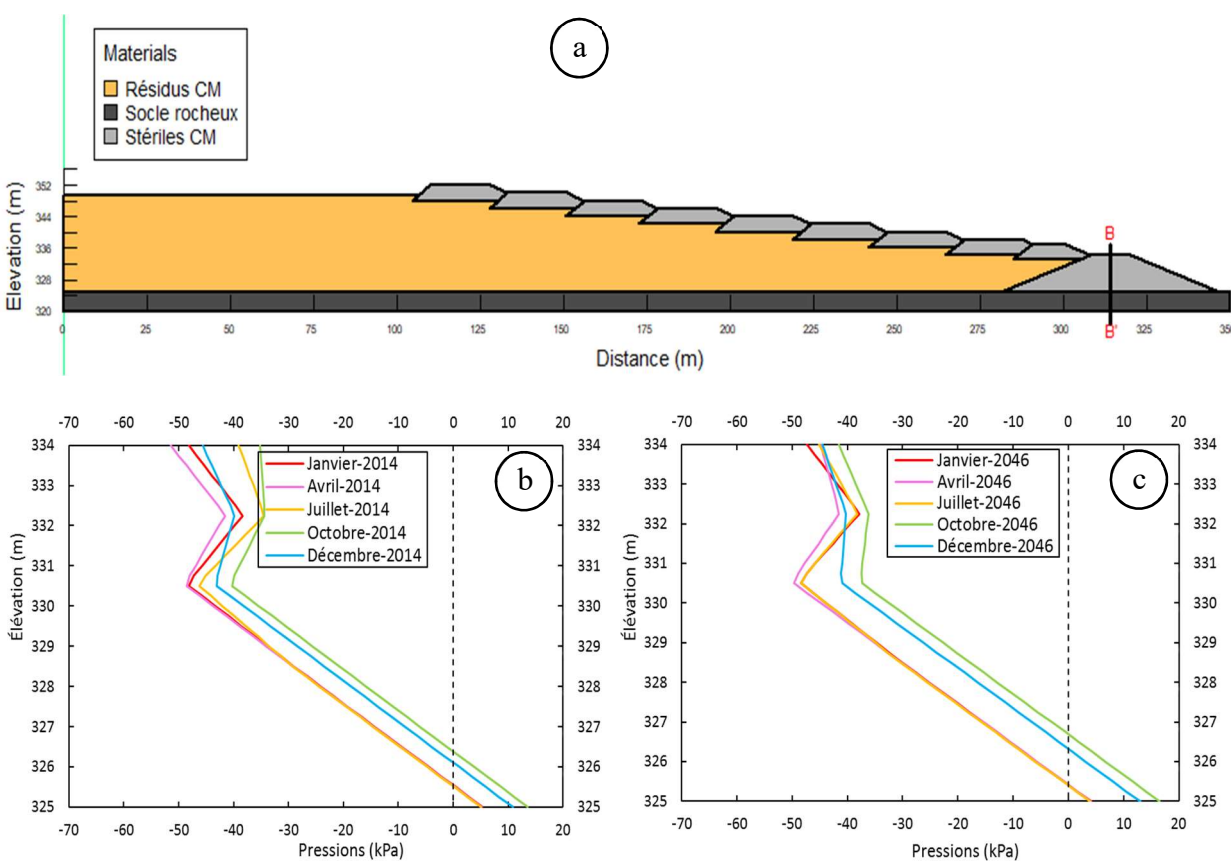


Figure 4.14 : Variation des pressions interstitielles le long de la section C-C pour a) le climat BC, b) le climat FC1, c) le climat FC2.

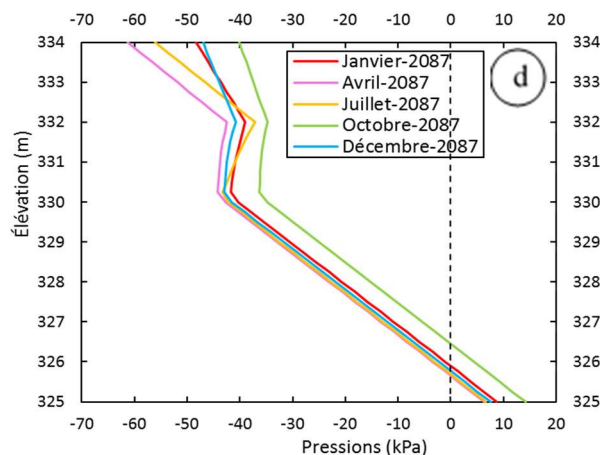


Figure 4.15 (suite) : Variation des pressions interstitielles le long de la section C-C pour a) le climat BC, b) le climat FC1, c) le climat FC2.

Interface roc-fondation

Les pressions interstitielles simulées sur les quatre saisons variaient différemment dépendamment de la position dans le parc (distance; Figure 4.14). Les variations de pressions étaient plus importantes dans la partie non couverte du modèle (de $x = 0$ m à $x = 105$ m). Par exemple, pour la période climatique FC2, entre $x = 50$ m et $x = 150$ m les pressions augmentaient respectivement de 20 kPa (environ 205 kPa à 225 kPa) et de 5 kPa (de 172 kPa à 177 kPa) de l'été à l'automne (octobre). La faible capacité de rétention d'eau et la forte perméabilité des stériles dans la zone des rehaussements et de la berme de départ (de $x = 105$ m à $x = 350$ m) se traduisaient par un rabattement progressif de la nappe; la plus grande partie des précipitations s'étant infiltrée (section 4.3.1). Les pressions dans cette zone augmentaient du printemps à l'automne puis diminuaient à l'hiver pour toutes les périodes (BC, FC1 et FC2). Les résultats indiquaient que les pressions les plus élevées ont été simulées à l'automne de FC2.

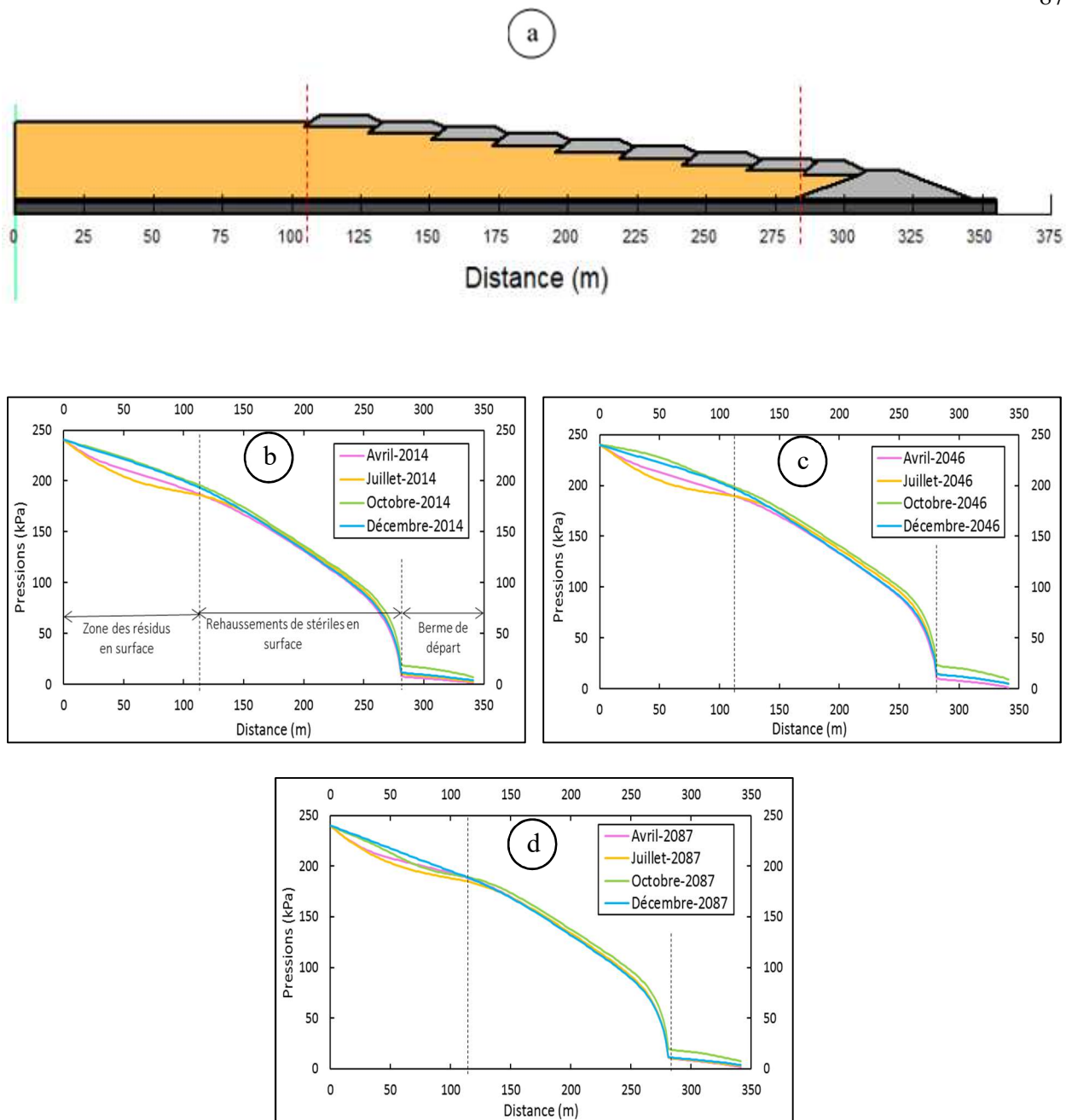


Figure 4.16 : a) Configuration géométrique du parc en juillet 2017. Variation des pressions interstitielles à la base du modèle, au contact avec le roc de la fondation pour b) le climat BC, c) le climat FC1, d) le climat FC2.

4.3.3 Facteur de sécurité

La forme d'une surface de rupture plane dépend principalement des propriétés des matériaux, des pressions interstitielles et de la géométrie de la pente. Au total, trois types de ruptures ont été évalués dans cette étude (section 3.4.4).

Les cercles de rupture superficiels dans la berme de départ et dans les stériles d'un rehaussement du modèle n'ont pas été considérés. Une hauteur minimum des tranches de 3 mètres a été définie pour les ruptures locales et 5 mètres pour la rupture globale. Le facteur de sécurité minimum associé au cercle de rupture critique a été déterminé en prenant en compte les variations des pressions interstitielles dans le modèle simplifié (analyse couplée SEEP/W et SLOPE/W – section 3.4). Les cercles de ruptures associés aux facteurs de sécurité minimum sur chaque période climatique (BC, FC1 et FC2) sont présentés à l'annexe E.

Le facteur de sécurité était généralement maximal durant les périodes d'hiver car l'augmentation des succions due à la baisse de la nappe contribuait à développer une cohésion apparente dans les matériaux. Une baisse substantielle du facteur de sécurité était à l'inverse observée durant l'automne lorsque les pressions interstitielles étaient les plus importantes. Des valeurs plus faibles du facteur de sécurité étaient généralement simulées pour les climats futurs (notamment FC1) en raison de l'augmentation des précipitations. L'infiltration des précipitations entraînait une remontée du niveau de la nappe et l'augmentation des pressions interstitielles dans les matériaux et donc une diminution des contraintes effectives. Cependant, la faible rétention d'eau et la capacité de drainage élevée des stériles de la berme de départ limitait la génération des pressions interstitielles en excès, et le facteur de sécurité minimum restait élevé et supérieur à 1 dans tous les cas.

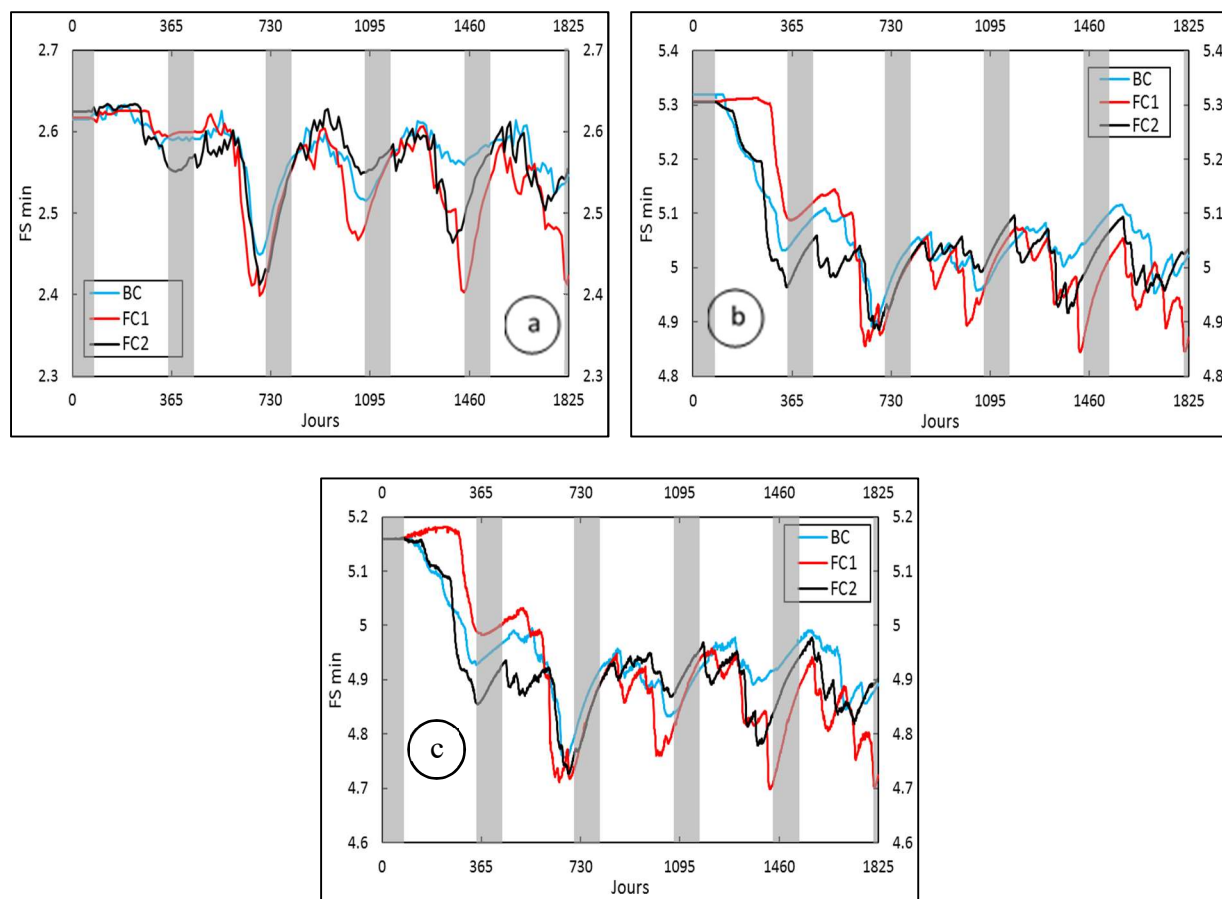


Figure 4.17 : Variations du facteur de sécurité minimum sur les 5 cycles climatiques, pour une surface de rupture a) locale ①, b) locale ②, et c) globale.

4.4 Modèle BM8.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du parc en juillet 2017 et climat projeté avec RCP 8.5

4.4.1 Variations des pressions interstitielles

Les résultats du modèle BM8.5 ont été comparés au cas BM4.5 (section 4.3) pour les trois ensembles climatiques (figures 4.16 et 4.17). La comparaison des pressions interstitielles a été effectuée aux points B (point dans les résidus) et C (point dans la berme de départ) pour étudier l'influence des différents scénarios (projections climatiques) sur la stabilité du modèle géométrique considéré. Les variations de pressions simulées aux points B et C pour le cas BM8.5 étaient globalement similaires à celles observées dans le modèle BM4.5 (diminution des pressions

au printemps et augmentation à l'automne). Cependant, l'amplitude des variations des pressions par rapport au climat actuel était généralement plus élevée pour le modèle BM8.5. Par exemple, à l'automne de l'année 2 (FC1), au point B, les pressions pouvaient augmenter de 10% à 90% pour le modèle BM4.5 par rapport aux pressions du climat actuel contre des variations de 30% à 120% pour le modèle BM8.5. Cette augmentation était encore plus marquée aux années 3 et 4 des périodes climatiques respectives FC1 et FC2. Les pics de pression et les succions les plus élevées ont été enregistrés respectivement à l'automne et au printemps de chaque année. Des tendances de variation similaires des pressions ont été observées au point C. L'année 2 pour la période FC1 et l'année 4 pour la période FC2 du modèle BM8.5 indiquaient les pressions les plus élevées. Ceci est dû aux plus grandes quantités d'eau infiltrée suite aux précipitations annuelles importantes (1063 mm d'eau en 2064 et 1059 mm en 2096). L'effet de la hausse des pressions sur la stabilité du parc à résidus a été évaluée selon la même approche que précédemment.

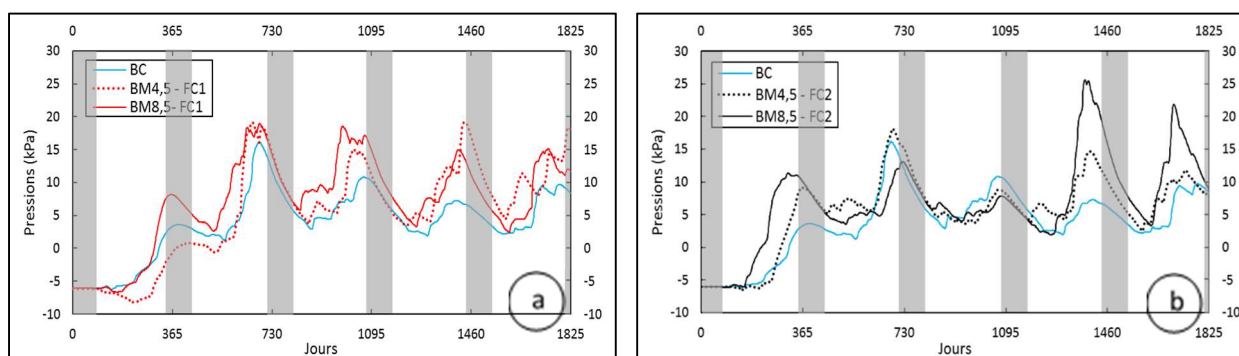


Figure 4.18 : Pressions interstitielles au point B des modèles BM4.5 et BM8.5 pour a) la période FC1, b) la période FC2 (zone grisée = hiver).

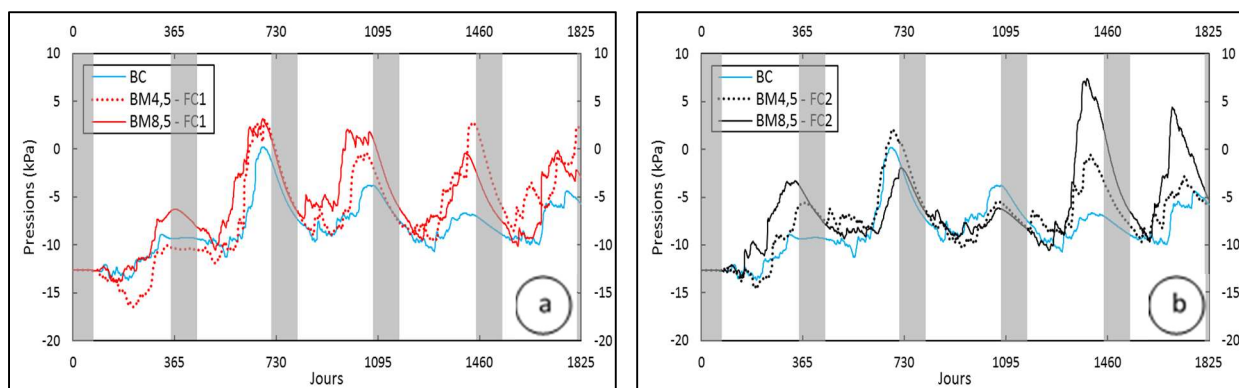


Figure 4.19 : Pressions interstitielles au point C des modèles BM4.5 et BM8.5 pour a) la période FC1, b) la période FC2 (zone grisée = hiver).

4.4.2 Facteur de sécurité

Les variations des pressions interstitielles aux points B et C du modèle BM8.5 indiquaient un impact des changements climatiques sur la stabilité de la digue (figure 4.18). Les baisses rapides des valeurs du facteur de sécurité étaient attribuables à une infiltration d'eau importante dans la digue. Par exemple, à 1410 jours, les pressions au point B étaient de 7 kPa, 14 kPa et 25 kPa sur les périodes respectives BC, FC1 (BM4.5) et FC1 (BM8.5); par conséquent le facteur de sécurité simulé pour une rupture locale ① (cercle de rupture qui prend en compte uniquement la berme de départ) a alors baissé de 4% et de 9 % respectivement (figure 4.14). Les facteurs de sécurité étaient généralement plus faibles sur les périodes futures FC1 et FC2 (tableau 4.4). Seuls les facteurs de sécurité pour une rupture locale ① sont présentés ici. Les ruptures locale ② et globale des modèles étudiés affichaient des tendances de variations du FS similaires au cas de rupture locale ① (Annexe D).

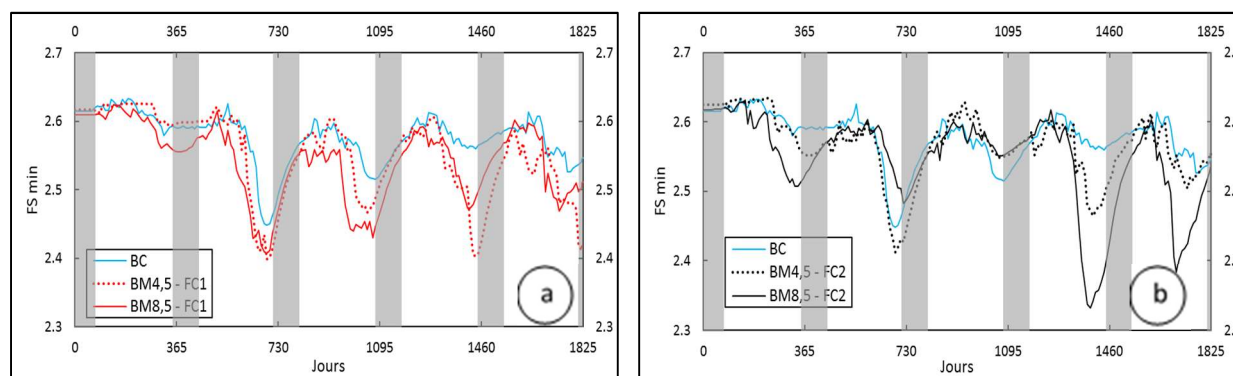


Figure 4.20 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture locale ① des modèles BM4.5 et BM8.5 pour a) la période FC1, b) la période FC2 (zone grisée = hiver).

Tableau 4.4 : Comparaison des facteurs de sécurité obtenus entre les modèles BM4.5 et BM8.5.

Type de rupture	Ensemble climatique	FS min – modèle BM4.5	FS min – modèle BM8.5	% reduction
Locale ①	BC	2,45	2,45	0%
	FC1	2,40	2,40	0%
	FC2	2,41	2,33	4%
Locale ②	BC	4,90	4,90	0%
	FC1	4,90	4,83	2%
	FC2	4,85	4,77	4%
Globale	BC	4,75	4,75	0%
	FC1	4,71	4,70	1%
	FC2	4,73	4,61	3%

4.5 Modèle FM4.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du parc prévue à la fermeture et climat projeté avec RCP 4.5

4.5.1 Variation des pressions interstitielles

Les résultats des modèles BM4.5 et FM4.5 ont été comparés pour étudier l'effet de la géométrie du parc (nombre de rehaussements et hauteur des résidus) sur leur stabilité sous l'impact des CC. Les points B (point dans les résidus déposés) et C (point dans les stériles de la berme de départ) en particulier ont été considérés. Les pressions interstitielles simulées aux points B et C (mêmes emplacements que pour les modèles BM) sur les 5 cycles climatiques des périodes BC, FC1 et FC2 montraient également une sensibilité aux conditions climatiques (figure 4.19). Les tendances de variations étaient similaires pour les deux modèles BM4.5 et BM8.5: les pressions et les succions les plus importantes étaient enregistrées à l'automne et au printemps respectivement. Le modèle inspiré de la géométrie du parc prévue à la fermeture du parc (hauteur de 45 m) générerait globalement des pressions interstitielles élevées pour chacun des trois ensembles climatiques (par exemple, les pressions maximales simulées au point B du modèle FM4.5 à l'automne de l'année 2 étaient de 43 kPa, 42 kPa et 40 kPa respectivement pour les périodes BC, FC1, FC2 contre des pressions 14 kPa, 18 kPa, 19 kPa obtenues pour le modèle BM4.5). Les amplitudes de variations les plus importantes s'observaient sur le climat futur (FC2) des deux modèles : soient des augmentations maximales de 39 kPa, 40 kPa et 41 kPa au point A pour les périodes respectives BC, FC1 et FC2. Le nombre de rehaussements construits et la quantité de résidus entreposés avait donc un impact sur la génération des pressions interstitielles dans le parc.

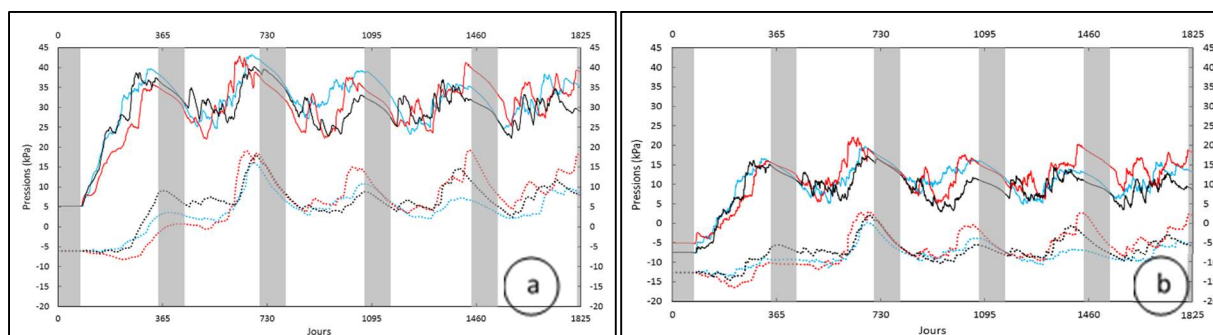


Figure 4.21 : Pressions interstitielles simulées dans les modèles BM4.5 et FM4.5 a) au point B, b) au point C pour les conditions climatiques actuelles (BC) et projetées (FC1 et FC2); (zone grisée = hiver).

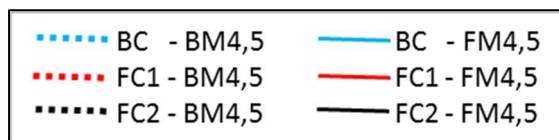


Figure 4.22 (suite) : Pressions interstitielles simulées dans les modèles BM4.5 et FM4.5 a) au point B, b) au point C pour les conditions climatiques actuelles (BC) et projetées (FC1 et FC2); (zone grisée = hiver).

4.5.2 Facteurs de sécurité

L'analyse des pressions interstitielles aux points B et C dans le modèle inspiré du parc à résidus avec la géométrie finale prévue, indiquait un impact sur la stabilité du parc sous l'effet des changements climatiques (Figure 4.20). Les tendances de variation des FS étaient similaires pour les modèles BM4,5 et BM8.5. Les valeurs du FS augmentaient à l'hiver et au printemps et diminuaient à l'automne en raison de la hausse des pressions interstitielles simulées (figure 4.19). La hausse des pressions du modèle FM4.5 par rapport au modèle BM4.5 se définissait par une tendance générale à la baisse du FS. La géométrie finale du modèle (construction de 6 rehaussements supplémentaires par rapport à la géométrie de juillet 2017) et l'épaisseur des résidus entre autres ont contribué à diminuer les valeurs du facteur de sécurité de façon notable par rapport à celles du modèle BM4.5. Les pourcentages de réduction du FS variaient entre 2% et 15% toutes périodes confondues. Les plus faibles valeurs du facteur de sécurité pour le modèle FM4.5 ont été observées sur les ensembles BC et FC1 respectivement aux années 2 et 4 (figure 4.20). Les facteurs de sécurité pour les ruptures locale ② et globale variaient de façon similaire. Toutefois les pourcentages de réduction du FS minimum étaient plus importants soient 15% à 17% pour la rupture locale ② et 13% à 15% pour la rupture globale (tableau 4.5). En général, les valeurs des FS du modèle FM4.5 pour les trois types de ruptures et pour les périodes BC, FC1 et FC2 semblaient similaires. Les projections climatiques dues aux CC pour le scénario RCP 4.5 affectaient moins la stabilité du modèle (géométrie finale prévue à la fermeture).

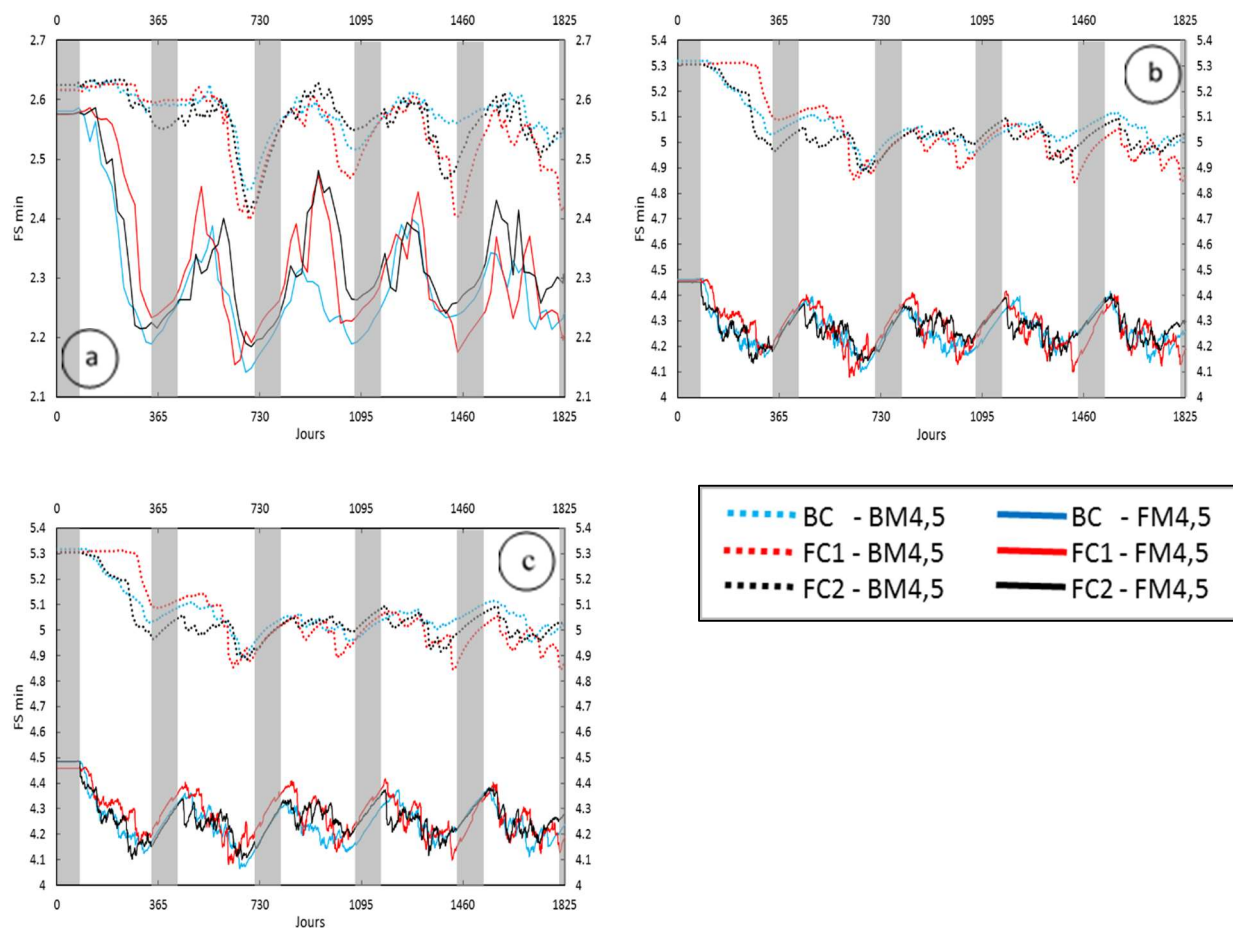


Figure 4.23 : Facteurs de sécurité des modèles BM4.5 et FM4.5 a) pour une rupture locale ① b) pour une rupture locale ②, c) pour une rupture globale et pour les ensembles climatiques BC, FC1 et FC2. (zone grisée = hiver).

Tableau 4.5 : Comparaison des facteurs de sécurité minimum obtenus entre les modèles BM4.5 et FM4.5.

Type de rupture	Ensemble climatique	FS min – modèle BM4.5	FS min – modèle FM4.5	% reduction
Locale ①	BC	2,45	2,14	13%
	FC1	2,40	2,20	9%
	FC2	2,41	2,18	10%
Locale ②	BC	4,90	4,13	16%
	FC1	4,90	4,11	17%
	FC2	4,85	4,15	15%
Globale	BC	4,75	4,10	14%
	FC1	4,71	4,10	13%
	FC2	4,73	4,12	14%

4.6 Modèle FM8.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du parc prévue à la fermeture et climat projeté avec RCP 8.5

4.6.1 Variation des pressions interstitielles

Les données climatiques du scénario RCP 8.5 ont été appliqués à la surface du modèle inspiré du parc à résidus avec la configuration géométrique finale prévue. Les figures 4.21 et 4.22 présentaient la comparaison des résultats des simulations numériques réalisées sur les modèles FM4.5 et FM8.5. Ces modèles ont été comparés pour étudier l'influence des différents scénarios (projections climatiques) sur la stabilité du modèle géométrique considéré (configuration finale). Les pressions diminuaient à l'hiver et augmentaient durant la saison d'automne pour les modèles FM4.5 et FM8.5 comparés ici. Les pressions d'eau aux points B et C du modèle FM8.5 sont sensiblement égales à celles de FM4.5. L'écart semblait toutefois plus important au niveau des pressions simulées à l'année 4 (entre 1095 jours et 1460 jours) pour les deux modèles. L'ensemble climatique FC2 indiquait la pression la plus élevée pour le modèle FM8.5 au point B (figure 4.21). Les mêmes tendances de variation étaient également observées au point C (figure 4.22).

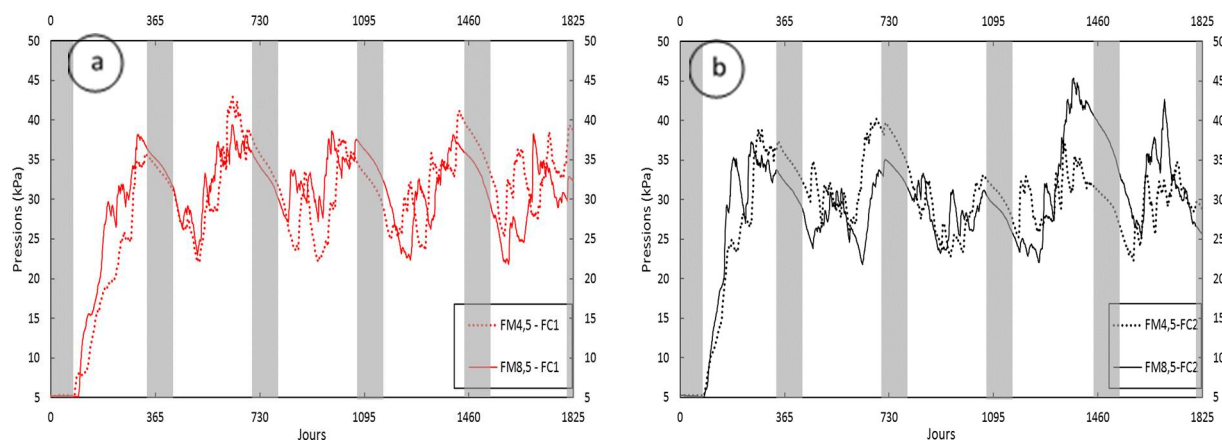


Figure 4.24 : Pressions au point B entre les modèles FM4.5 et FM8.5 pour a) la période FC1, b) la période FC2 (zone grisée = hiver).

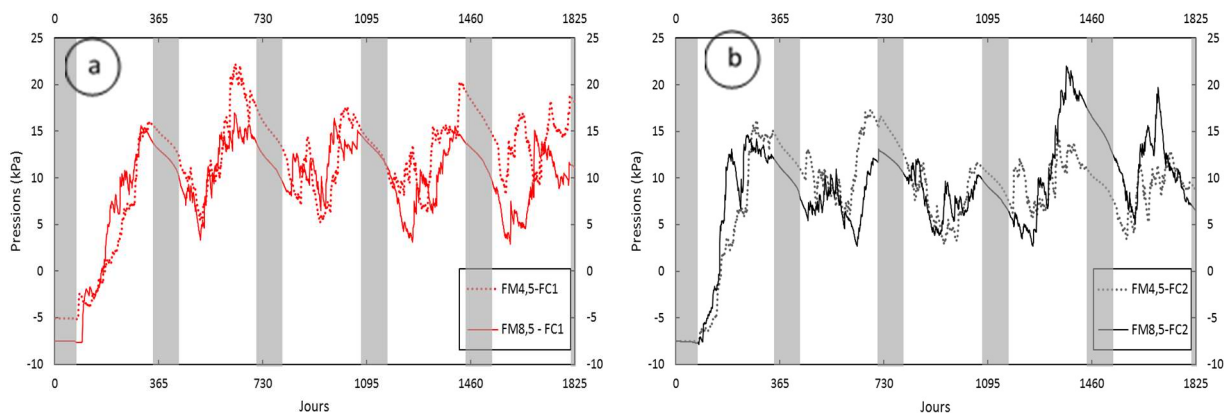


Figure 4.25 : Pressions au point C entre les modèles FM4.5 et FM8.5 pour a) la période FC1, b) la période FC2 (zone grisée = hiver).

4.6.2 Facteur de sécurité

La figure 4.23 présente une comparaison entre les facteurs de sécurité minimum des modèles FM4.5 et FM8.5 en fonction du temps (5 années). Les tendances de variation générales du modèle FM4.5 étaient les mêmes pour le modèle FM8.5 et les valeurs les plus faibles ont été obtenues à l'automne de chaque année. Les valeurs simulées du modèle FM8.5 variaient d'environ 3% au maximum par rapport aux valeurs du FS du modèle FM4.5 (tableau 4.6). Les mêmes observations ont été faites pour les ruptures locale ② et globale.

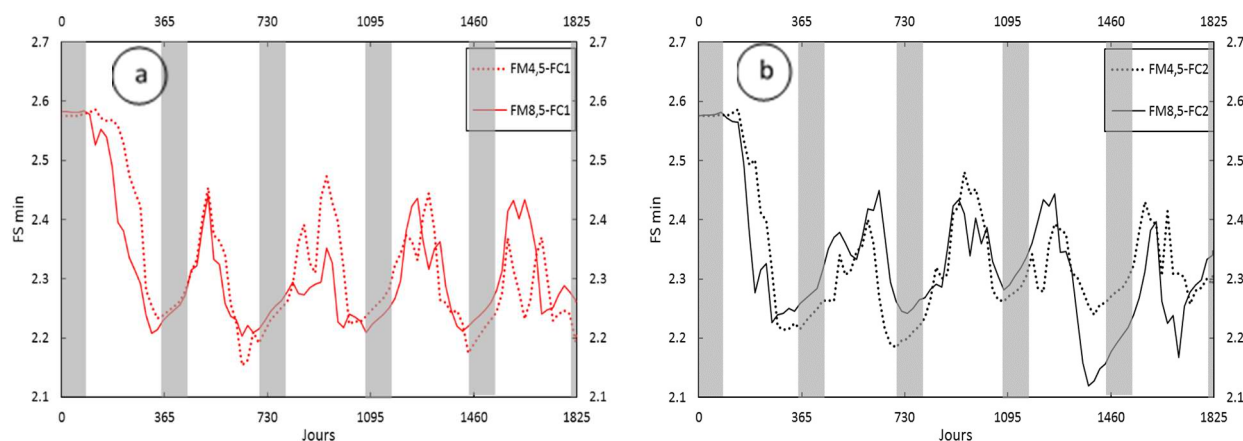


Figure 4.26 : Facteurs de sécurité minimum local ① des modèles FM4.5 et FM8.5 pour a) la période FC1 et b) la période FC2 (zone grisée = hiver).

Tableau 4.6 : Comparaison des facteurs de sécurité minimum obtenus entre les modèles FM4.5 et FM8.5.

Type de rupture	Ensemble climatique	FS min – modèle FM4.5	FS min – modèle FM8.5	% reduction
Locale ①	BC	2,14	2,14	0%
	FC1	2,20	2,20	0%
	FC2	2,18	2,12	3%
Locale ②	BC	4,13	4,13	0%
	FC1	4,15	4,15	0%
	FC2	4,15	4,10	2%
Globale	BC	4,10	4,10	0%
	FC1	4,14	4,14	0%
	FC2	4,12	4,12	0%

4.7 Effet de la présence d'une couche d'argile

La présence d'une couche d'argile sous les résidus peut aussi avoir un impact sur la stabilité du parc à résidus. Des épaisseurs de 3 m, 5 m et 7 m d'argile ont été simulées pour le modèle BM8.5. Les propriétés hydrauliques des résidus, les conditions frontières et la géométrie du modèle étaient identiques au modèle BM8.5 (section 4.2).

Une argile normalement consolidée (matériau contractant) a été simulée dans les modèles numériques. Les propriétés hydrogéotechniques considérées provenaient du rapport géotechnique de Golder et associés (2018). L'argile avait une conductivité hydraulique saturée de 1×10^{-8} m/s, un ratio $\frac{s_u}{\sigma'_v} = 0,22$ et un poids volumique de $16,5 \text{ kN/m}^3$. La relation SHANSEP du logiciel SLOPE/W a été utilisée pour estimer la résistance au cisaillement non drainée de l'argile.

Les résultats des simulations ont montré une diminution du facteur de sécurité avec l'augmentation de l'épaisseur de la couche d'argile. Le FS est plus faible sur les climats futurs notamment sur l'ensemble FC2. La couche d'argile avait moins d'impact sur les valeurs du FS obtenues pour une rupture locale ②. En effet la rupture locale ② impliquait uniquement la couche de résidus et les rehaussements de stériles donc une variation de l'épaisseur de la couche d'argile sous-jacente affectait moins les valeurs de FS dans ce cas. Une comparaison des valeurs de FS obtenues avec celles du modèle BM8.5 montraient par contre des pourcentages de réduction pouvant atteindre 74% pour la rupture globale et 69% pour la rupture locale ① (tableau 4.7).

Tableau 4.7 : Comparaison des facteurs de sécurité obtenus entre les modèles simulant les différentes épaisseurs de la couche d'argile et BM8.5.

Type de rupture	Ensemble climatique	Épaisseur de la couche d'argile			Valeurs de FS du modèle BM8.5	% réduction maximal
		3 m	5 m	7 m		
Locale ①	BC	0,83	0,79	0,79	2,35	67%
	FC1	0,80	0,76	0,76	2,32	67%
	FC2	0,76	0,73	0,73	2,30	69%
Locale ②	BC	2,72	2,63	2,55	5,01	50%
	FC1	2,66	2,57	2,49	4,97	50%
	FC2	2,66	2,57	2,51	4,76	48%
Globale	BC	1,59	1,41	1,28	4,84	74%
	FC1	1,57	1,40	1,27	4,81	74%
	FC2	1,52	1,35	1,24	4,63	74%

4.8 Effet des propriétés des résidus non consolidés

La résistance au cisaillement de la digue du parc à résidus est fonction de la nature et des propriétés hydrogéotechniques des résidus. Les résidus miniers de la mine Canadian Malartic sont épaissis et déposés à une teneur en solides de 64% (Golder et associés, 2016). L'effet des propriétés géotechniques des résidus miniers non consolidés sur la stabilité du parc à résidus a été étudié numériquement. Des résidus miniers contractants, (tableau 4.8; Golder et associés, 2017), ont été simulés en lieu et place des résidus densifiés considérés jusqu'ici. Cette situation correspondrait au cas où le taux de déposition serait très rapide et où les pressions interstitielles n'auraient pas le temps de se dissiper avant que de nouveaux résidus soient déposés en surface. Les propriétés hydrauliques des résidus, les conditions frontières et la géométrie du modèle étaient identiques à celles du modèle BM8.5 (section 4.2).

Tableau 4.8 : Paramètres géotechniques des résidus miniers contractants simulés (tiré de Golder et associés, 2017).

Matériau	Poids volumique γ (kN/m ³)	ESA ⁽¹⁾ (densifiés)		USA ⁽²⁾ (contractant)
		Angle de frottement ϕ (°)	Cohésion ou résistance au cisaillement c (kPa)	S_u/σ'_v (ratio)
Résidus mine CM	19,5	30	0	0,33

Notes :
⁽¹⁾ ESA : Effective Stress Analysis
⁽²⁾ USA : Undrained Strength Analysis

Les simulations des résidus non consolidés affectaient moins le facteur de sécurité minimum pour une rupture locale ① (figure 4.24a) et la réduction du FS ne dépassait pas 3% au maximum. Par contre, les facteurs de sécurité des ruptures locale ② (figure 4.25) et globale, (figure 4.26) ont plus diminué en considérant des résidus contractants (tableau 4.9). On observait des réductions du facteur de sécurité pouvant atteindre 43% par rapport au modèle de base BM8.5. Cette baisse du facteur de sécurité sous l'impact des projections climatiques du scénario RCP 8.5 est attribuable à la faible résistance au cisaillement des résidus contractants. Les CC avaient un effet similaire sur les modèles simulés avec les résidus densifiés et avec les résidus contractants.

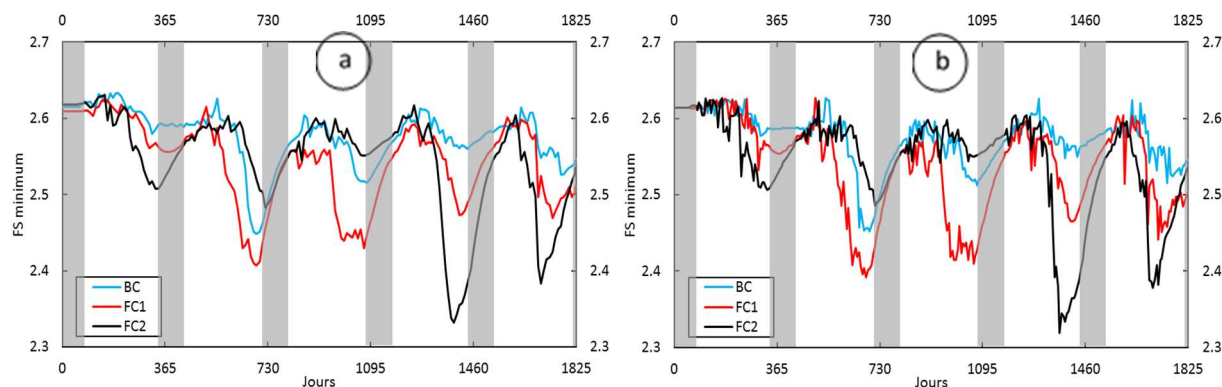


Figure 4.27 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture locale ① pour les ensembles climatiques BC, FC1 et FC2 avec a) les résidus miniers densifiés et b) les résidus non consolidés.

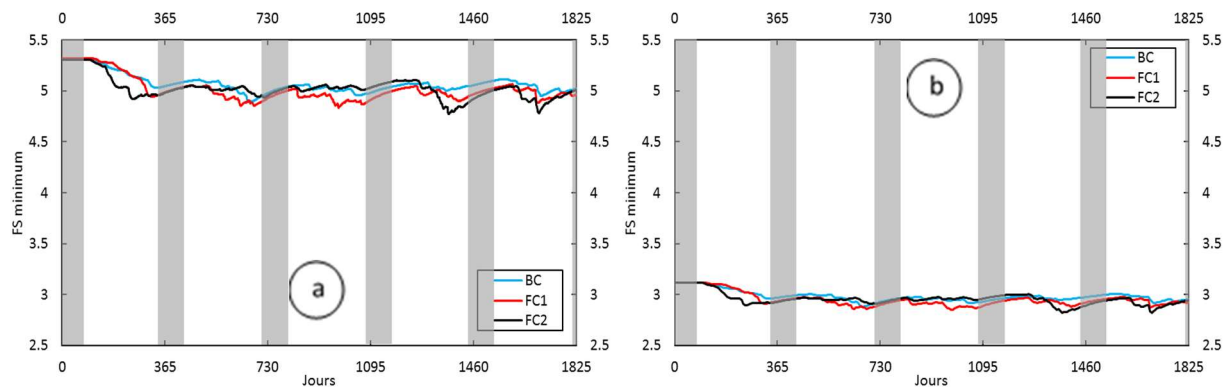


Figure 4.28 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture locale ② pour les ensembles climatiques BC, FC1 et FC2 avec a) les résidus miniers densifiés et b) les résidus non consolidés.

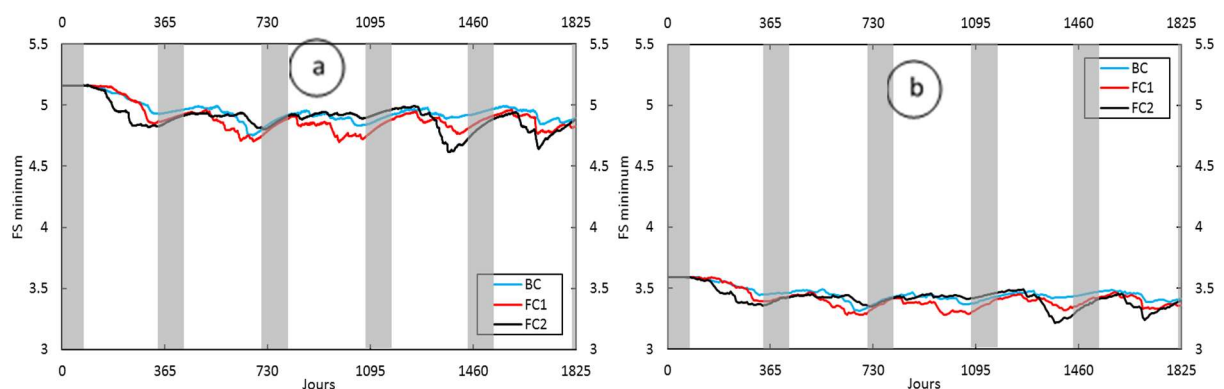


Figure 4.29 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture globale pour les ensembles climatiques BC, FC1 et FC2 avec a) les résidus miniers densifiés et b) les résidus non consolidés.

Tableau 4.9 : Comparaison des facteurs de sécurité minimum obtenus entre les modèles simulant les résidus densifiés et les résidus non consolidés.

Type de rupture	Ensemble climatique	FS min – ESA ⁽¹⁾ (consolidés)	FS min – USA ⁽²⁾ (non consolidés)	% reduction
Locale ①	BC	2,45	2,45	0%
	FC1	2,40	2,40	0%
	FC2	2,41	2,34	3%
Locale ②	BC	4,90	2,87	41%
	FC1	4,85	2,85	41%
	FC2	4,89	2,81	43%
Globale	BC	4,75	3,36	30%
	FC1	4,73	3,28	31%
	FC2	4,70	3,22	31%

Notes :
⁽¹⁾ ESA : Effective Stress Analysis
⁽²⁾ USA : Undrained Strength Analysis

4.9 Effet des précipitations extrêmes (PMP)

Le comportement du parc à résidus a été évalué pour des conditions de précipitations maximales probables (PMP). Les précipitations maximales probables du printemps ont été fournies par Gobeil (2018) pour la période historique (1971-2000) et les horizons futurs 2050 et 2080 (tableau 4.10). Toutes les précipitations maximales simulées ici excèdent la limite d'infiltration des résidus miniers (5×10^{-7} m/s). Toutefois, aucun ruissellement n'a été considéré dans ces simulations bien que celui-ci soit probable. Ainsi l'infiltration était égale aux précipitations et ces précipitations étaient égales sur toute la surface du parc à résidus (incluant les rehaussements). La géométrie du modèle, les propriétés des matériaux, les conditions initiales et la condition frontière à la base du parc à résidus étaient identiques au modèle de base BM (section 4.2). Les modèles ont été simulés sur une période de 365 jours.

Les précipitations maximales probables ont été réparties sur une période de 24 heures en distribuant les intensités de pluie présentées au tableau 4.10 et centrée à 12 heures à partir de la distribution SCS de type II (Hydrology National Engineering Handbook, 2015; figure 4.27). Ces précipitations ont été appliquées à la surface du modèle comme condition frontière sur une période de 24 heures.

Tableau 4.10 : Valeurs des PMP historiques et futures.

	Précipitations mm/jour	Précipitations m/s
PMP historique 1971-2000	206	$2,38 \times 10^{-6}$
PMP horizon 50 2041-2070	244	$2,82 \times 10^{-6}$
PMP horizon 80 2071-2100	327	$3,78 \times 10^{-6}$

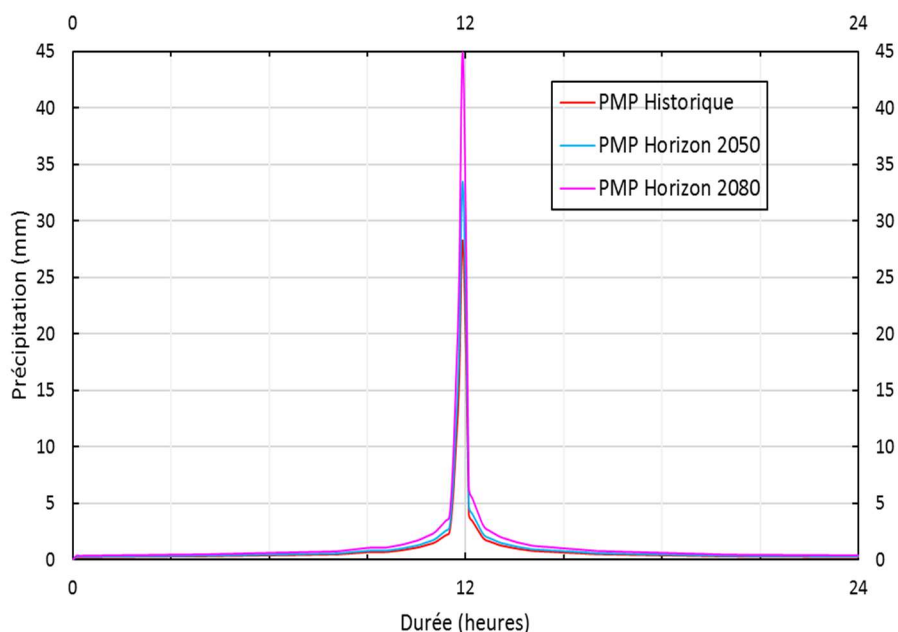


Figure 4.30 : Distribution SCS de type II des PMP Historique et futures.

L'infiltration des PMP a entraîné une diminution de la succion matricielle dans les résidus et les stériles non saturés. Le facteur de sécurité diminuait pendant les 150 premiers jours approximativement et demeurait ensuite quasi constant sur la durée restante (figure 4.28). Le taux de réduction variait entre 10% et 20% pour les trois types de rupture. Le facteur de sécurité minimum obtenu (tous types de rupture confondus) était de 2,15, 2,09 et 1,98 respectivement pour les PMP historique, sur l'horizon 2050 et sur l'horizon 2080. Le facteur de sécurité de sécurité le plus faible a été obtenu pour une rupture locale et sous l'effet de la PMP sur l'horizon 2080.

Les valeurs du FS obtenues avec les différentes ont été comparées aux valeurs de FS du modèle BM4.5. Le facteur de sécurité minimum était plus faible pour les simulations avec les PMP que ceux du modèle BM4.5. Le tableau 4.11 présente un résumé des facteurs de sécurité minimum obtenus pour une rupture locale (1) avec les différentes PMP (actuelle et futures). Les précipitations maximales probables ont entraîné une diminution significative entre 12% et 18% des facteurs de sécurité pour les différents cas analysés (rupture locale (1)).

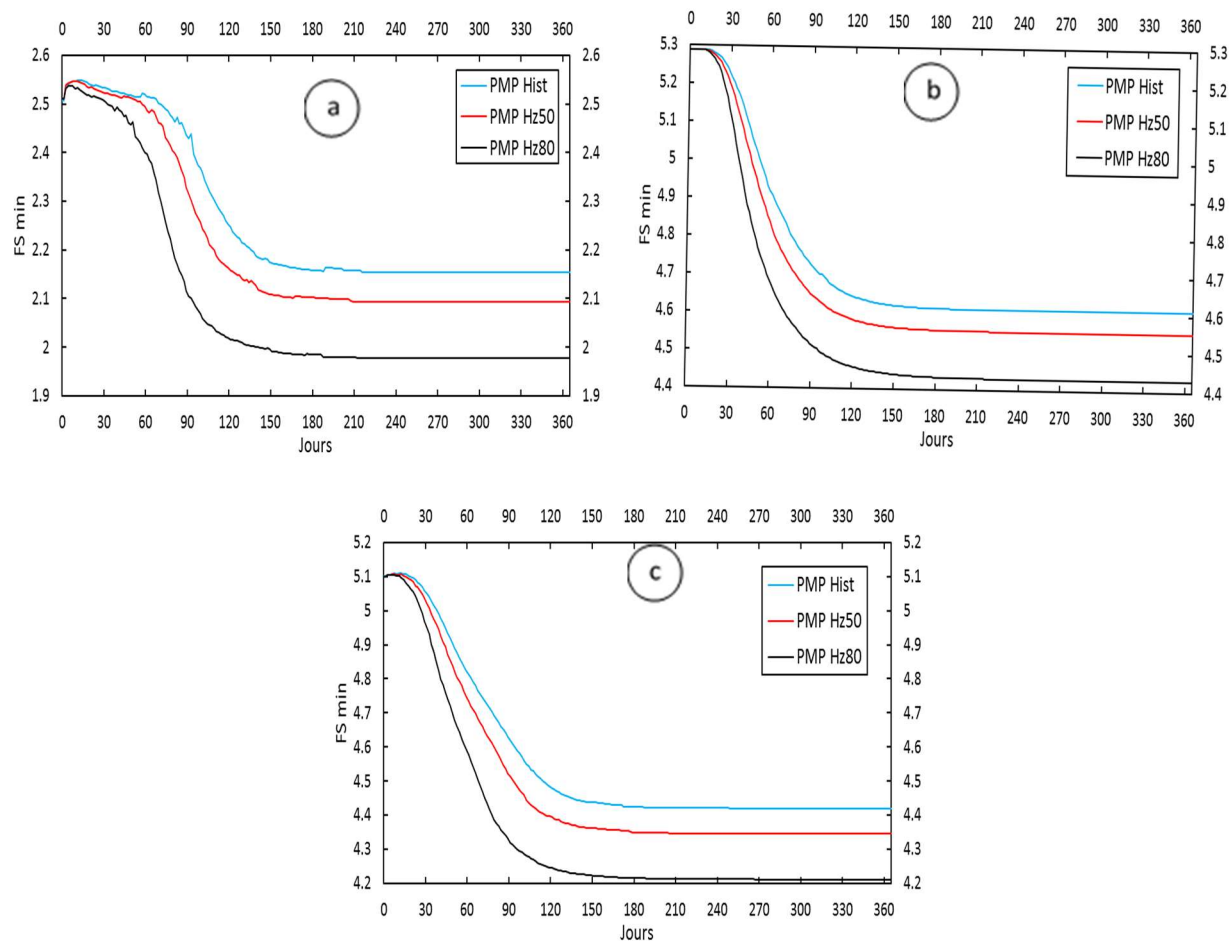


Figure 4.31 : Variation du facteur de sécurité minimum sur une année (365 jours) pour une rupture : a) locale ①, b) locale ②, c) globale.

Tableau 4.11 : Comparaison des facteurs de sécurité obtenus du modèle BM après 365 jours pour une rupture locale ①.

Cas analysés	FS initial	FS minimum	Réduction par rapport au FS initial (%)	Réduction par rapport au FS min-BM4.5 (%)
PMP Historique	2,507	2,153	14%	12%
PMP Horizon 2050	2,511	2,093	17%	13%
PMP Horizon 2080	2,511	1,977	21%	18%

4.10 Analyse limite

L'analyse limite de la stabilité réalisée ici permet de déterminer l'ensemble des chargements et des conditions potentiellement supportables par la digue de retenue. Les propriétés géotechniques (poids volumique et angle de frottement) des résidus ont été ajustées de façon successive afin d'amener le modèle BM4.5 à la limite de la stabilité. Les scénarios avec les paramètres extrêmes ont été analysés et les résultats obtenus pour le cas amené à la rupture sont présentés à la figure 4.29. Les facteurs de sécurité des différents types de rupture étaient affectés dépendamment du matériau et du paramètre qui avait été modifié. Le modèle a été poussé dans ses retranchements et la rupture du modèle géométrique a été atteinte pour une analyse avec des résidus ayant un angle de frottement inférieur à 6 degrés. Ces propriétés s'apparentent à celles des résidus liquéfiés de la mine Canadian Malartic (Golder et associés, 2018). De façon générale, le facteur de sécurité minimum obtenu pour les autres cas demeurait supérieur à 1 malgré les importantes variations appliquées et les propriétés simulés.

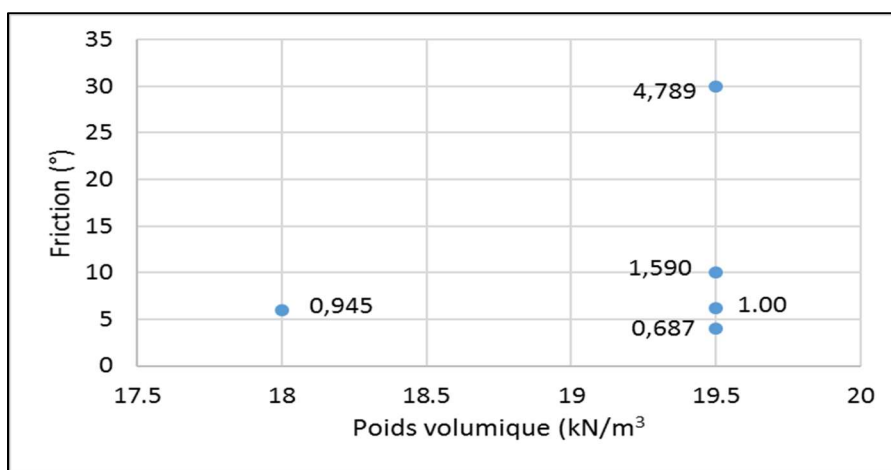


Figure 4.32 : Analyse limite pour le mode de rupture local (1). Les valeurs affichées sur le graphique représentent les facteurs de sécurité obtenus suite à une variation des propriétés géotechniques des résidus miniers.

CHAPITRE 5 MÉTHODE PROBABILISTE D'ANALYSE DE STABILITÉ

L'analyse probabiliste est une approche plus réaliste pour l'évaluation de la stabilité d'une pente du fait des incertitudes et de la variabilité des propriétés du sol qui peuvent être prises en compte dans l'analyse. À la différence d'une analyse déterministe qui est basée sur le calcul d'un facteur de sécurité comme mesure de la stabilité, la méthode probabiliste de Monte-Carlo considère la variabilité naturelle des propriétés des matériaux pour évaluer la probabilité de rupture et l'indice de fiabilité (Mostyn et Li 1993; U.S. Army Corps of Engineers 1995; Wolff 1996).

Les incertitudes des propriétés des sols peuvent inclure des paramètres géotechniques (cohésion, angle de frottement, poids volumique), des propriétés géométriques (épaisseur de la couche) ou des caractéristiques hydrogéologiques (niveau phréatique, pressions interstitielles) (Li et Lumb, 1987). Pour réaliser une analyse par la méthode de Monte-Carlo, les paramètres d'entrée sont traités comme des variables aléatoires décrites par leurs fonctions de distribution, leurs valeurs moyennes et leurs écarts-types. Cette méthode qui est intégrée dans le logiciel SLOPE/W a été utilisée dans le cadre de ce projet.

5.1 Méthodologie

La méthode de Monte-Carlo a été développée en 1949 par John von Neumann et Stanislaw Ulam (Eckhardt, 1987). Elle utilise un processus d'échantillonnage aléatoire pour analyser les solutions déterministes. La première étape de la simulation de Monte-Carlo consiste à identifier un modèle déterministe pour lequel plusieurs variables d'entrée ont été utilisées pour estimer un résultat avec une valeur unique. Ensuite, une distribution de probabilité (par exemple : une distribution normale) est établie pour chaque variable indépendante. Enfin, un processus d'essai aléatoire est lancé pour obtenir une fonction de distribution de probabilité de la situation déterministe (Sharma, 2016). Ce processus est répété plusieurs fois pour établir la statistique de la fonction de performance. Les principales étapes de cette méthode sont présentées à la figure 5.1.

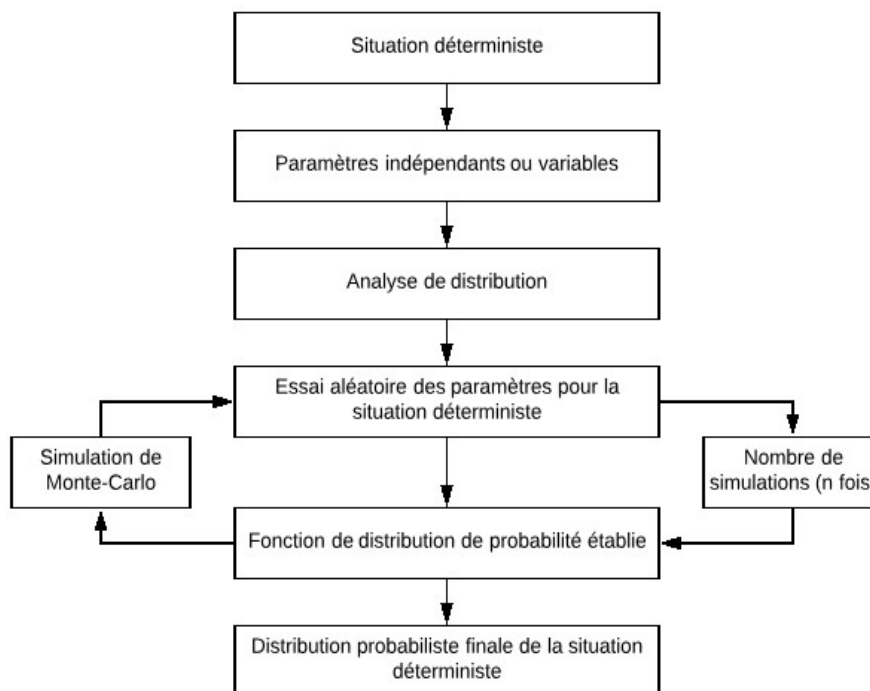


Figure 5.1 : Approche générale de la simulation de Monte-Carlo (adapté de Hutchinson et Bandalos, 1997).

L'application de la méthode probabiliste de Monte-Carlo au modèle géométrique inspiré du cas du parc de la mine Canadian Malartic consistait à évaluer le facteur de sécurité moyen (FS moyen), l'indice de fiabilité (β) et la probabilité de rupture (P_f) du modèle soumis aux changements climatiques. Les simulations de Monte-Carlo ont été réalisées sur trois cercles critiques obtenus avec la méthode déterministe pour chacune des ruptures locale ①, locale ② et globale (section 3.4.4). L'analyse numérique a été réalisée sur le modèle BM (modèle simplifié, inspiré de la géométrie du parc en juillet 2017; section 4.2) avec une PMP de printemps pour la période FC2 appliquée à la surface du modèle comme condition frontière. Ce cas a été choisi parce qu'il simulait les facteurs de sécurité les plus faibles dans l'analyse déterministe (section 4.9) et représentait ainsi le cas le plus critique. Les propriétés hydrogéologiques et géotechniques des matériaux sont présentées aux tableaux 3.2 et 3.3. Le tableau 5.1 présente les différentes variables impliquées dans les simulations numériques réalisées avec la méthode de Monte-Carlo. Les valeurs moyennes des différents paramètres provenaient du rapport géotechnique de Golder et associés (2016); Le coefficient de variation et l'écart-type ont été obtenus à partir de la littérature existante (voir

tableau 2.7 adapté de Duncan, 2000). Le modèle géométrique considéré ici est inspiré de la digue centrale de la mine Canadian Malartic mais ne représente pas les conditions exactes du parc à résidus dans ce secteur.

Tableau 5.1 : Variables impliquées dans les simulations numériques réalisées avec la méthode de Monte-Carlo.

Matériaux	Variables	Valeur moyenne	Coefficient de variation COV [%]			Écart type		
			min	moyenne	max	min	moyenne	max
Résidus CM	Poids volumique [kN/m ³]	19,5	3	5	7	0,585	0,975	1,365
	Angle de frottement interne [°]	30	2	7,5	13	0,6	2,25	3,9
Stériles CM	Poids volumique [kN/m ³]	20	3	5	7	0,6	1	1,4
	Angle de frottement interne [°]	38	2	7,5	13	0,76	2,85	4,94

Les distributions normales et log-normales de la fonction de densité sont les plus utilisées dans le domaine de la géotechnique (Lumb, 1966). Cependant, la distribution normale est également appropriée pour les propriétés des sols (cohésion effective, résistance au cisaillement non drainé, angle de frottement interne) (Hooper et Butler, 1966; Lee et al., 1983; Chiasson et al., 1995; Maknoon, 2016) et a donc été utilisée dans cette étude (figure 5.2). Elle est définie par une valeur moyenne de la variable et un écart type.

Des valeurs élevées de COV entraînent une distribution plus large des valeurs et des probabilités plus faibles. Par exemple, pour un angle de frottement des résidus de $\phi'=30^\circ$, une hausse de 11% du COV (soit de de 2% à 13%) entraînait une hausse de l'écart-type de (0,6 à 3,9) et une baisse de la probabilité maximale (de 65% à 10%). Des tendances de variations similaires ont été observées pour les stériles (figure 5.3).

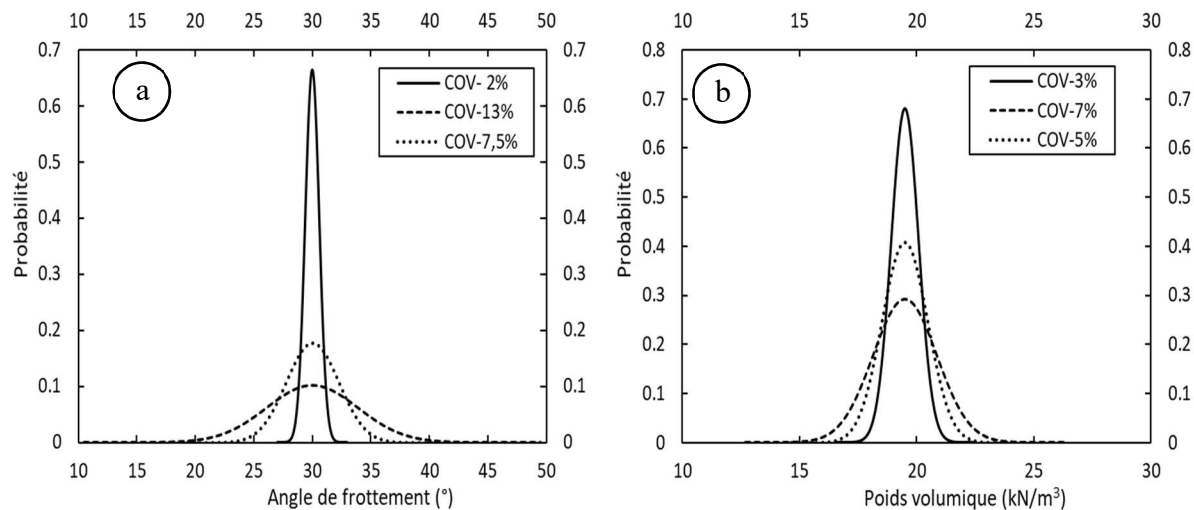


Figure 5.2 : Distribution normale de l'angle de frottement et du poids volumique des résidus pour les différentes COV a) pour l'angle de frottement, b) pour le poids volumique.

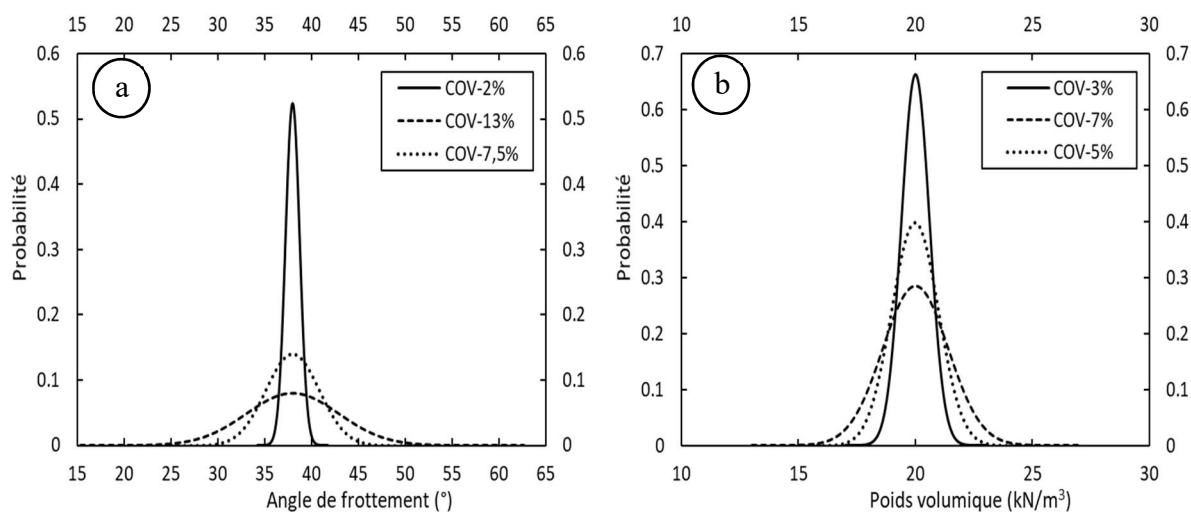


Figure 5.3 : Distribution normale de l'angle de frottement et du poids volumique des stériles pour les différentes COV a) pour l'angle de frottement, b) pour le poids volumique.

5.2 Effet des distributions normales de γ , de ϕ' et de $\gamma-\phi'$ sur la distribution probabiliste du facteur de sécurité

Une analyse de sensibilité a été réalisée pour évaluer l'effet des distributions normales de γ et de ϕ' sur les résultats de l'analyse probabiliste de la stabilité du modèle pour une PMP de printemps

sur l'horizon 2080. Les résultats présentés dans cette section provenaient des analyses probabilistes réalisées pour trois cas distincts : le premier cas simulait l'effet de la distribution normale des deux variables (γ et ϕ') sur la distribution du facteur de sécurité, le deuxième et le troisième cas simulaient respectivement les distributions du poids volumique (γ) et de l'angle de frottement (ϕ') des différents matériaux (tableau 5.2).

Les distributions normales du FS (rupture locale ①) pour les variables (γ et ϕ') et ϕ' étaient presque confondues (figure 5.4). L'ajout d'une distribution normale du poids volumique (γ) n'entraînait aucune variation significative des résultats. La distribution normale du poids volumique n'avait donc aucune influence relativement majeure sur la distribution des probabilités du facteur de sécurité. Alonso (1976) était arrivé à la même conclusion à l'issue de ces travaux sur une pente en argile, en affirmant que la distribution normale de la densité du sol ou du poids volumique comparé aux autres paramètres de résistance avait un impact relativement faible sur la probabilité de rupture. Cela s'explique aussi en partie par la variabilité souvent plus limitée du poids volumique sur le terrain (Lee et al. 1983; Phoon et Kulhawy 1999; Duncan 2000; El-Ramly, 2001; Baecher et Christian 2003; Maknoon, 2016). Ainsi, seul l'angle de frottement interne a été considéré comme variable aléatoire dans la suite de cette étude et les autres paramètres ont été supposés constant et traités de façon déterministe. Des tendances similaires ont été obtenues pour les ruptures locale ② et globale avec des FS_{moyen} respectifs de 4,4 et 4,2.

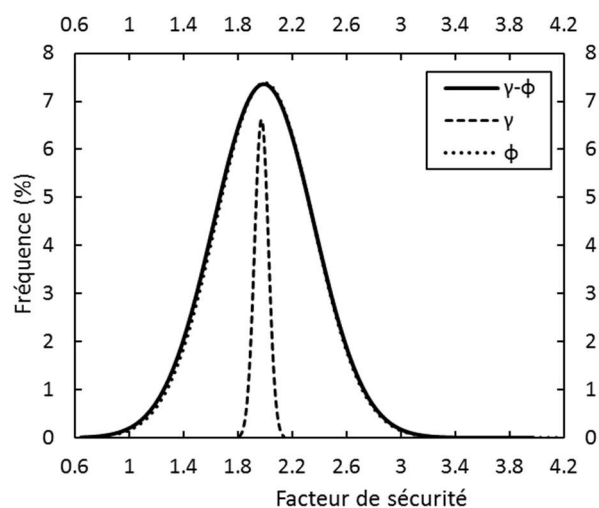


Figure 5.4 : Distribution normale du facteur de sécurité pour une rupture locale ① avec les variables ϕ' , γ et $\gamma-\phi'$ pour a) COV minimum, b) COV moyen et c) COV maximum.

Tableau 5.2 : Résultats obtenus avec la méthode probabiliste de Monte-Carlo en utilisant un COV de 7% pour γ et 13% pour ϕ' pour les distributions normales de ϕ' , γ et $\gamma-\phi'$ et pour une rupture locale ①.

Variables	FS moyen	$\beta^{(a)}$	$Pf^{(b)}$ (%)
γ et ϕ'	1,993	2,70	0,17
γ	1,973	19,28	0,00
ϕ'	1,997	2,77	0,17
Notes :			
^(a) β représente l'indice de fiabilité			
^(b) Pf représente la probabilité de rupture			

5.3 Effet du COV sur la distribution probabiliste du facteur de sécurité

L'effet du COV sur la distribution du facteur de sécurité a été analysé en simulant différentes valeurs du coefficient de variation de l'angle de frottement interne des résidus et des stériles. Avec la variation du COV, l'échantillonnage aléatoire de Monte-Carlo avait la possibilité de former différentes combinaisons et de produire des résultats assez variables. Ainsi une variation du COV impliquait une variabilité du facteur de sécurité moyen, de la probabilité de rupture et de l'indice de fiabilité. Lorsque le COV diminuait, les courbes de la figure 5.5 se retrouvaient plus concentrées autour du facteur de sécurité moyen et l'écart type diminuait. Chaque augmentation du COV impliquait une diminution de l'indice de fiabilité, mais affectait moins le FS_{moyen} (figure 5.6). Par exemple, lorsque le COV de ϕ' passait de 2% à 13%, l'écart type variait de 0,05 à 0,36, l'indice de fiabilité diminuait (de $\beta=18$ à $\beta=3$) et la probabilité de rupture passait de $Pf=0\%$ à $Pf=0,17\%$. Cela est dû à la dominance des valeurs faibles de l'angle de frottement dans la distribution normale pour ce modèle simulé en particulier.

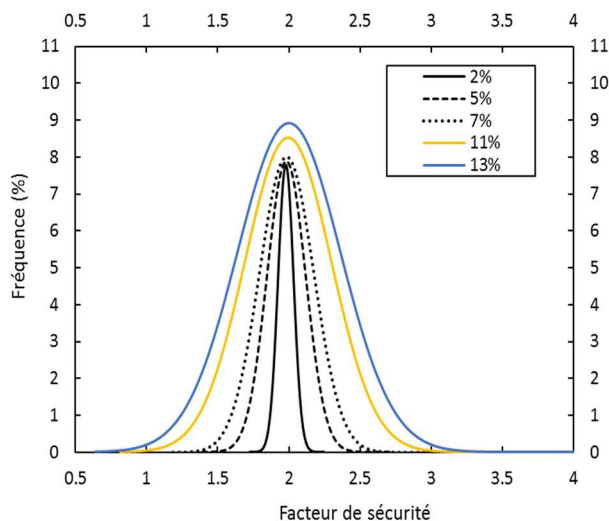


Figure 5.5 : a) Distribution normale du facteur de sécurité obtenue avec la méthode de Monte-Carlo de SLOPE/W pour différentes valeurs du COV (2%, 5%, 7%, 11%, 13%) et pour une rupture locale ①.

La figure 5.6a montrait les effets de la variation du COV sur la probabilité de rupture. La probabilité de rupture augmentait avec l'augmentation du COV. Toutefois pour des valeurs de COV plus faibles (<7%) la probabilité de rupture demeurait relativement faible avant d'augmenter progressivement jusqu'à 17%. Des tendances de variation similaires ont été observées pour les graphiques du facteur de sécurité moyen et de l'écart type (figures 5.6c et d).

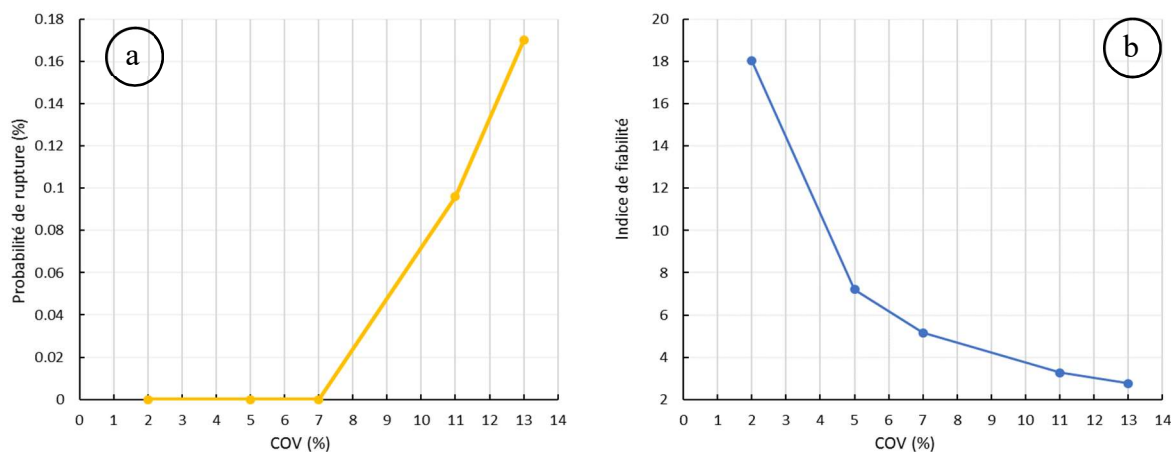


Figure 5.6 : Effet de la variation du COV sur la distribution de : a) la probabilité de rupture, b) l'indice de fiabilité, c) le facteur de sécurité d) de l'écart type pour une rupture locale ①.

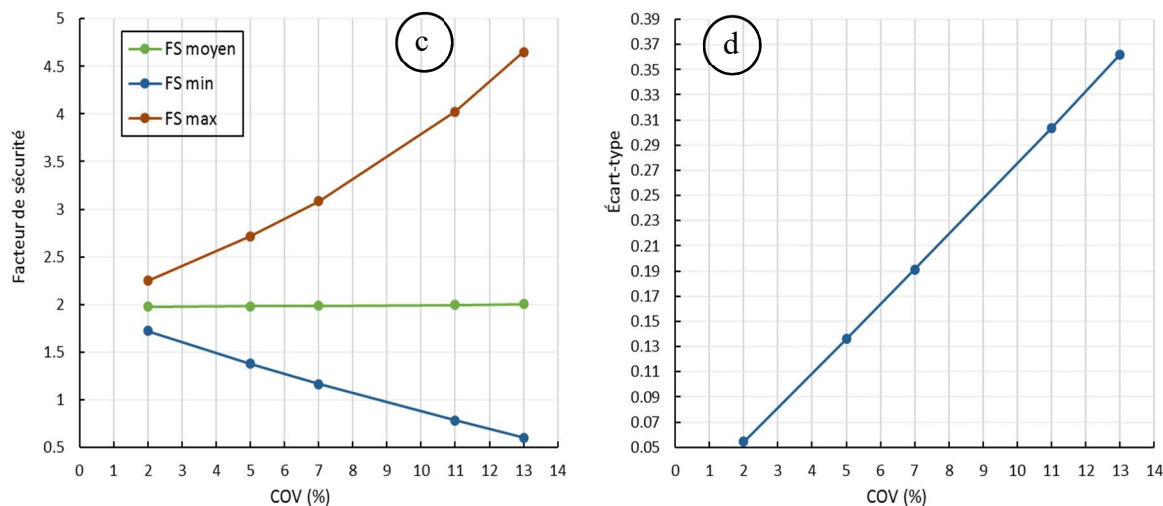


Figure 5.6 (suite) : Effet de la variation du COV sur la distribution de : a) la probabilité de rupture, b) l'indice de fiabilité, c) le facteur de sécurité d) de l'écart type pour une rupture locale

①.

5.4 Comparaison avec l'analyse déterministe pour le modèle BM avec une PMP de printemps sur l'horizon 2080

Le modèle BM a été simulé avec une PMP de printemps sur l'horizon 2080 à partir de la méthode probabiliste de Monte-Carlo. La géométrie du modèle, les propriétés des matériaux étaient identiques au modèle de base BM inspiré de la géométrie du parc de juillet 2017. Au total 35 000 itérations de Monte-Carlo (basé sur l'équation 2.5 de Hahn et Shapiro (1967)) pour une seule variable (angle de frottement interne effectif) ont été simulées pour un niveau de confiance attendu de 95% et un COV de 13%.

Les valeurs obtenues avec la méthode déterministe montraient qu'il n'y avait aucun risque de rupture et que le parc demeurerait stable en tout temps (FS=1,97) (tableau 5.3). La méthode de Monte-Carlo appliquée à cette même géométrie et pour les mêmes variations des pressions interstitielles indiquait une probabilité de $P_f = 0,17\%$ associée à la rupture locale ①. Les probabilités de ruptures obtenues pour des ruptures locale ② et globale étaient relativement faibles (figure 5.7). L'indice de fiabilité augmentait avec la diminution de la probabilité de rupture.

Les valeurs du facteur de sécurité minimum obtenues avec l'approche probabiliste étaient plus faibles que celles obtenues avec la méthode déterministe (diminution de 65%).

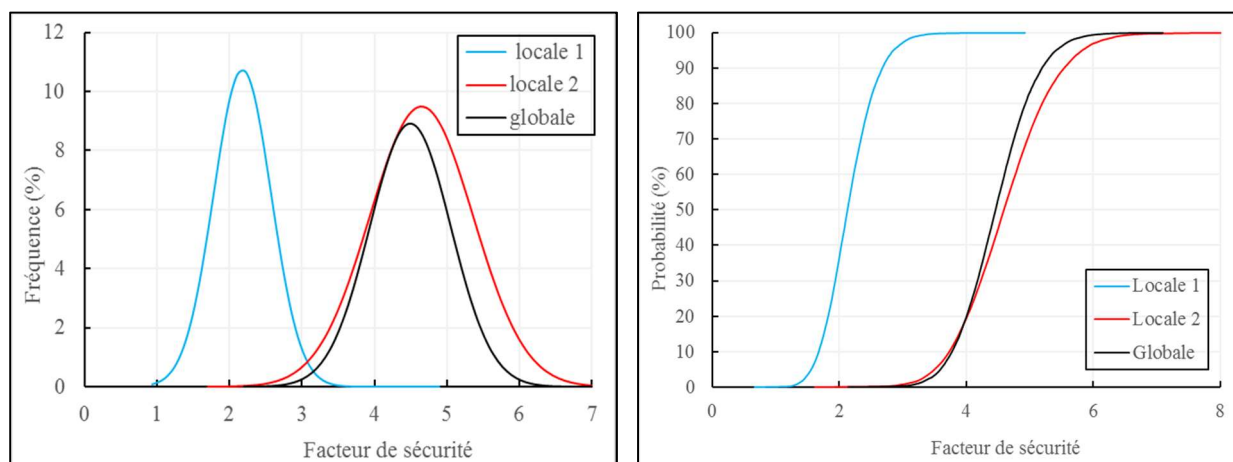


Figure 5.7 : Distribution normale du facteur de sécurité et fonction de densité de probabilité des ruptures locales ① et ② et globale pour un modèle simulé avec la PMP de printemps sur l'horizon 2080.

Tableau 5.3 : Comparaison entre les valeurs de FS obtenues avec les méthodes déterministe et probabiliste pour les trois types de rupture.

Type de rupture	Méthode déterministe de Morgenstern-Price	Méthode probabiliste de Monte Carlo				
	FS	FS moyen	FS min	FS max	β	Pf(%)
Locale ①	1,97	1,89	0,67	4,94	2,97	0,13
Locale ②	4,42	4,37	1,61	8,40	5,25	0,00
Globale	4,21	4,06	2,14	7,12	5,09	0,00

5.5 Comparaison des approches déterministes et probabilistes

Les résultats obtenus avec l'approche probabiliste indiquent que la distribution normale du poids volumique ont un effet relativement faible sur la fonction de distribution normale du facteur de sécurité. Une augmentation du COV entraîne une augmentation de la probabilité de rupture du modèle simplifié considéré et une baisse de l'indice de fiabilité. Les résultats montrent également

qu'une augmentation du COV donne une large dispersion de la distribution du facteur de sécurité et conduit ainsi à des valeurs de facteur de sécurité minimum inférieures à 1 mais avec des probabilités de rupture faibles (par exemple pour un COV de 13%, $P_f=0,0017$; ce qui correspond à un niveau de performance attendu « au-dessus de la moyenne », tableau 2.8). La réalisation d'un nombre important d'essais in-situ et/ou de laboratoire pourrait aider à réduire le coefficient de variation à utiliser dans les simulations numériques.

L'approche déterministe qui considère la méthode de Morgenstern Price du logiciel SLOPE/W a été utilisée dans une première étape pour évaluer la stabilité du modèle géométrique sous les changements climatiques. Cette approche conduit généralement à des valeurs conservatrices du facteur de sécurité et ne prend pas en compte les incertitudes associées aux propriétés des sols. Les résultats du facteur de sécurité de l'approche déterministe étaient plus élevées que celles de l'approche probabiliste pour des ruptures locales ① et ② et globale. Une probabilité de rupture de $P_f=0,17\%$ a été évaluée pour la rupture locale ① mais des valeurs plus faibles ont été obtenues pour les deux autres types de rupture. Les indices de fiabilité simulées indiquent un niveau de performance « au-dessus de la moyenne » (tableau 2.8; USACE, 1999).

CHAPITRE 6 SYNTHÈSE, DISCUSSIONS, CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

6.1 Synthèse, discussions et conclusions

L'objectif de ce mémoire était de développer une approche permettant d'intégrer les changements climatiques dès la phase de conception des ouvrages de rétention des résidus miniers. Cette étude s'appuie sur des modèles inspirés de la géométrie du parc à résidus de la mine Canadian Malartic dans le secteur de la digue centrale. La première étape de l'approche proposée ici (figure 6.1) a consisté à déterminer et à prédire les variables climatiques (précipitation, température, RH et vent) du climat futur sur les 90 prochaines années à partir des MCR. D'après ces résultats, la tendance à la hausse des précipitations devrait se poursuivre au cours du 21^e siècle dans la ville de Malartic. Les événements de précipitations extrêmes devraient également augmenter de façon relativement significative. Ensuite, des simulations numériques sur des modèles hydrogéotechniques couplées ont été réalisées avec les logiciels SEEP/W et SLOPE/W (GEO-SLOPE International, 2018), deux outils fiables pour l'analyse de la stabilité en conditions non saturées (Litvin, 2008; Davies, 2011; Maknoon, 2016). Ces modèles utilisent les variables climatiques prédites sur les horizons futurs comme données d'entrée. L'effet des CC sur la stabilité des modèles de parc à résidus inspirés de ceux de la mine Canadian Malartic dans le secteur de la digue centrale, a été étudié en utilisant deux scénarios d'émission de GES, à savoir les RCP 4.5 et RCP 8.5. Ces scénarios d'émission sont associés à des variations moyennes et extrêmes des précipitations obtenues des MCR (figure 4.2). Les effets des CC sur la stabilité des modèles testés ont été simulés et les pressions interstitielles et les FS ont été comparés pour les climats actuel futurs projetés pour les deux scénarios d'émission de GES. Les modèles numériques ont été réalisés en prenant en compte les résultats des essais de caractérisation in situ des résidus de la mine CM (Golder et associés, 2016; 2018) et certains résultats de la littérature sur les stériles miniers (Gamache-Rochette, 2010; Bolduc, 2011; Peregoedova, 2016). Les simulations numériques en 2D ont été calibrées afin de reproduire le comportement hydrogéologique observé dans le parc (piézomètres notamment). Les simulations ont été réalisées sur 5 cycles climatiques représentatifs des périodes actuelles et futures. Certaines analyses ont également étudié l'effet des résidus non consolidés, l'effet de la présence d'une couche d'argile et l'effet de la PMP sur la stabilité des modèles. Enfin, une approche probabiliste

(Monte-Carlo) a été utilisée afin d'analyser la stabilité des modèles testés et les résultats ont été comparés à ceux de l'analyse déterministe.

Les pressions interstitielles simulées pour les conditions climatiques futures pour les 2 scénarios augmentaient sensiblement par rapport aux conditions du climat actuel. Les simulations réalisées sur les climats futurs (horizons 2050 et 2080) avec le scénario d'émission de GES (RCP 8.5) indiquaient les pressions interstitielles les plus élevées, en raison notamment d'un accroissement des précipitations (augmentant ainsi l'infiltration dans les sols) et à un ruissellement et une EPT faible à la surface du sol. Considérant le scénario climatique RCP 8.5, le nombre de jours durant lesquels les précipitations journalières étaient supérieures ou égales à 40 mm étaient 4 jours, 8 jours, 11 jours respectivement sur les périodes BC, FC1 et FC2. Les succions les plus élevées étaient observées durant l'hiver de chaque année et les pressions les plus élevées à l'automne. Les pressions interstitielles les plus importantes ont été observées suite à des événements de pluies intenses ou à des précipitations moyennes de plusieurs jours. Les pics de pressions interstitielles ont pu être corrélés avec les pics de précipitations. Cependant, le délai entre les précipitations et la hausse des pressions variait entre 5 et 10 jours. La fréquence d'apparition des événements de pluie (pluies intenses) était un paramètre critique dans l'évaluation du FS. Les pressions d'eau élevées pour les climats futurs entraînaient une diminution des contraintes effectives et donc une baisse du facteur de sécurité particulièrement pour les modèles inspirés de la géométrie du parc prévue à la fermeture de la mine Canadian Malartic. Toutes les simulations réalisées indiquaient des facteurs de sécurité nettement supérieurs à 1 exceptées pour celles réalisées avec une couche d'argile dans la fondation des modèles pour une rupture locale ①.

Le FS pour une rupture locale ① semblait être moins affecté par les modèles simulés avec des résidus contractants, mais était réduit pour des ruptures locale ② et globale. Des réductions de 30% à 45% ont ainsi été estimées. Il en est de même pour les différentes épaisseurs de la couche d'argile où les pourcentages de réduction étaient élevés pour les ruptures locale ① et globale (réduction maximale de 34% et 45% respectivement). Cette diminution du FS pour les résidus non consolidés et pour la couche d'argile semblait être peu dépendante des CC.

L'effet des précipitations extrêmes historiques et futures (PMP de printemps-été sur 24 heures) se faisait ressentir sur les 150 premiers jours (pour une simulation sur 365 jours) suivant les

précipitations maximales simulées et le FS diminuait progressivement (17% en moyenne) avant de se stabiliser.

Dans l'étude déterministe réalisée, les propriétés des résidus et des stériles ont été supposées homogènes et isotropes sur l'ensemble du modèle, mais en pratique elles pourraient varier de manière importante et ainsi modifier l'évaluation du FS. La variabilité des propriétés des stériles et des résidus a été prise en compte en utilisant la méthode probabiliste de Monte-Carlo. Les résultats de l'analyse probabiliste indiquaient que la variation du COV appliquée aux propriétés géotechniques avait un effet sur la stabilité du parc. Les COV utilisés dans les simulations provenaient de la littérature existante (Duncan, 2000). Un coefficient de variation élevé entraînait une probabilité de rupture élevée et un indice de fiabilité faible. L'analyse de sensibilité sur la distribution normale du poids volumique effective et/ou de l'angle de frottement effectif a montré que la distribution normale du poids volumique avait un effet relativement faible sur le FS moyen, la probabilité de rupture et l'indice de fiabilité, comme montré par d'autres auteurs (Alonso, 1976; Lee et al. 1983; Phoon et Kulhawy 1999; Duncan 2000; El-Ramly, 2001; Baecher et Christian 2003; Maknoon, 2016).

Les analyses probabilistes de la stabilité réalisées sur le modèle inspiré de la géométrie du parc de juillet 2017 de la mine CM (approche de Monte-Carlo) indiquent qu'une valeur unique du facteur de sécurité n'est pas suffisamment fiable pour évaluer la stabilité d'un parc. L'indice de fiabilité et la probabilité de rupture peuvent être très utiles pour statuer sur la stabilité et déterminer le risque de défaillance de l'ouvrage, surtout lorsqu'on prend en compte les incertitudes liées aux propriétés géotechniques des matériaux. L'analyse probabiliste de Monte-Carlo réalisée ici n'a pas pris en compte les incertitudes liées aux projections climatiques.

Les conclusions présentées ici ne sont valables que pour les matériaux, les géométries et les conditions climatiques simulés. En pratique, certaines hypothèses ont été posées et plusieurs aspects nécessiteraient d'être étudiés plus en détail afin d'extrapoler ces résultats à d'autres cas :

- Les variables climatiques (précipitations, température, humidité relative et vent) ont été supposées constantes au cours d'une même journée. Cela a pu introduire un biais dans les résultats puisque les précipitations, la température, l'humidité relative et le vent varient au cours d'une même journée (Davies, 2011; Pk, 2017).

- Les projections climatiques obtenues des MCR sont sujettes à plusieurs incertitudes, puisque l'ensemble des données du climat futur est basé sur le climat actuel ou historique et par conséquent aucune rétroaction climatique dans le climat futur ne peut être prise en compte. La variabilité naturelle du climat, les imprécisions des modèles climatiques, les émissions des GES sont d'autres incertitudes qui peuvent affecter la précision des projections climatiques.
- La géométrie du modèle numérique a été simplifiée en négligeant notamment la présence d'une mince couche de till sous la berme de départ et les résidus. Cette simplification était justifiée notamment par le manque de forages qui atteignait le roc de la fondation dans cette zone. La présence de cette couche dans les modèles numériques pourrait modifier la géométrie des cercles pour les ruptures locale (1) et globale. Des plus, les propriétés des matériaux ont été supposées homogènes et isotropes alors que c'est rarement le cas (Fala, 2002; Martin, 2003; Bréard-Lanoix, 2017; Dubuc, 2018).
- L'effet de la végétation sur le bilan hydrique n'a pas été considéré afin de simplifier le modèle. L'évaporation de l'eau par la végétation pourrait affecter le bilan hydrique. La présence de la végétation sur le parc à résidus particulièrement au niveau de la pente de la berme de départ pourrait avoir un impact sur la stabilité du parc (Yun, 2008).
- L'hystérésis de la CRE n'a pas été prise en compte dans les simulations réalisées avec le code SEEP/W. Certains modèles hydrologiques ont maintenant la capacité de modéliser l'hystérésis de la CRE, notamment HYDRUS. Une telle approche pourrait permettre de modéliser plus précisément la teneur en eau et donc la perméabilité relative d'un matériau en mouillage ou en séchage.
- Les simulations numériques réalisées dans le cadre de cette étude ne visaient pas à prédire exactement le comportement du parc à résidus à long terme, mais plutôt à évaluer l'impact des scénarios climatiques actuel et futurs pour différents scénarios d'émission de GES. De plus, la calibration du modèle n'a été réalisée que sur un nombre limité de points de mesure.

De façon générale, les simulations numériques réalisées ici auront contribué à développer une méthodologie de conception visant à inclure les CC (figure 6.1). Cette méthodologie utilise les

données climatiques projetées pour différents scénarios à partir des MCR ou MCG et les intègre dans les modèles numériques. Cette approche diffère de la technique de majoration de 10% des PMP pour tenir compte des CC, qui est très répandue au Québec (Mailhot et al., 2012).

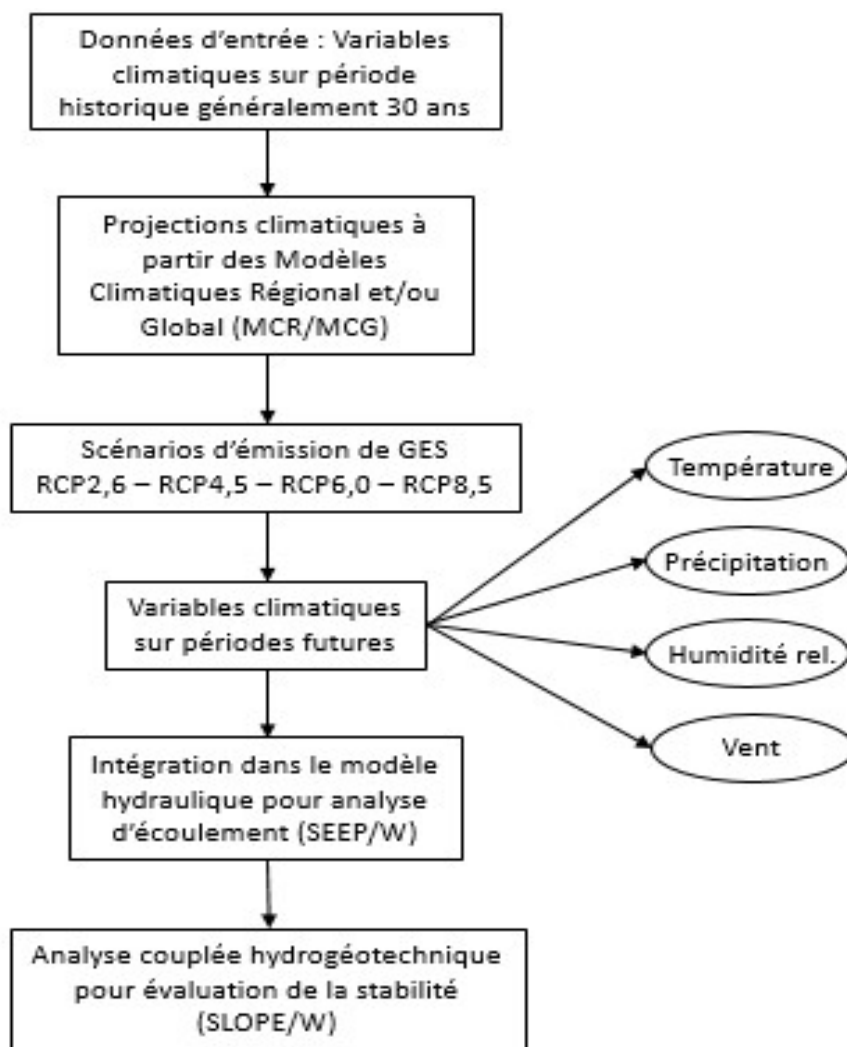


Figure 6.1 : Approche méthodologique proposée.

6.2 Recommandations

Les travaux de recherche futurs pourraient prendre en compte les recommandations suivantes émises à l'issue de ce projet de recherche :

- Ce mémoire ne traite que des aspects géotechniques de la stabilité du parc. Les aspects géochimiques (génération de drainage minier acide ou de drainage neutre contaminé) devraient également être pris en compte dans la conception des parcs à résidus. Les CC pourraient également impacter la génération de contaminants.
- Réaliser les simulations numériques en considérant des matériaux contractants et en supposant une conductivité hydraulique constante des stériles. Ces modifications pourraient avoir un impact sur la stabilité d'un parc soumis aux CC.
- Réaliser l'analyse des écoulements en considérant les variables climatiques sur une période plus large (30 ans par exemple). Cela pourrait permettre de prendre en compte plus d'évènements climatiques dans les modèles et conduire à des résultats plus précis.
- Développer un modèle numérique qui prend en compte l'hystérésis de la CRE et la végétation à la surface du parc pour une meilleure évaluation du bilan hydrique et de l'impact de la végétation sur la stabilité géotechnique des PAR.
- Il serait également intéressant d'utiliser des données climatiques horaires pour étudier plus en détail l'influence de la résolution temporelle des différentes variables sur les mouvements de l'eau dans le parc et la stabilité associée.
- Il est recommandé de mener des travaux additionnels sur l'impact de plusieurs PMP successives pour des climats futurs (par exemple, une PMP sur chaque année pour des simulations réalisées sur une période de 2 ans ou plus) sur la stabilité d'un parc à résidus miniers.
- L'hétérogénéité des propriétés des matériaux devrait être prise en compte dans les simulations numériques, notamment par une campagne de caractérisation (augmenter le nombre d'essais) afin de réduire les incertitudes liées au résultat.
- L'approche méthodologique proposée dans ce mémoire devrait être appliquée et validée pour d'autres sites, peut-être plus sensibles aux effets des CC. Dans ce cas, on s'attendrait à ce qu'elle permette de mieux prendre en compte les CC dans le design que les approches conventionnelles utilisées jusqu'ici.

RÉFÉRENCES

- Agnico Eagle Mines Limited - Exploitations et projets de mise en valeur - Exploitations - Canadian Malartic. (s. d.). Consulté le 25 mars 2019, à l'adresse suivante <https://www.agnicoeagle.com/French/exploitations-et-projets-de-mise-en-valeur/exploitations/canadian-malartic/default.aspx>.
- Alonso, E. E., & Krizek, R. J. (1975). Stochastic formulation of soil properties. [No source information available], 9-32.
- Anderson, M. P., Woessner, W. W., & Hunt, R. J. (2015). Applied groundwater modeling: simulation of flow and advective transport (Second edition). London ; San Diego, CA: Academic Press.
- Aubertin, M. (2002). MIN3313 Environnement et gestion des rejets miniers.
- Aubertin, M., Bussière, B., James, M., Jaouhar, E. M., Martin, V., Pépin, N., ... Chapuis, R. P. (2011). Vers une mise à jour des critères de stabilité géotechnique pour la conception des ouvrages de retenue de résidus miniers. In CR Symposium sur les Mines et l'Environnement, Rouyn-Noranda, CIM, CD Rom.
- Aubertin, M., Bussière, B., James, M., Mbonimpa, M., & Chapuis, R. (2013). Revue de divers aspects liés à la stabilité géotechnique des ouvrages de retenue de résidus miniers. *Environnement & technique*, (326), 29–38.
- Aubertin, M, Bussière, B., James, M., Mbonimpa, M., & Chapuis, R. (s. d.). Partie I–Mise en contexte et caractéristiques générales.
- Aubertin, M, James, M., Mbonimpa, M., Bussière, B., & Chapuis, R. (s. d.). Partie II–Analyse et conception.
- Aubertin, Michel. (2013). Waste rock disposal to improve the geotechnical and geochemical stability of piles. In Proc., 23rd World Mining Congress.
- Aubertin, Michel, Bussière, B., & Bernier, L. (2002). Environnement et gestion des rejets miniers: manuel sur cédérom; [... 100 tableaux]. Presses International Polytechnique.

- Aubertin, Michel, Bussière, B., Bernier, L., Chapuis, R., Julien, M., Simon, R., ... Li, L. (2002). La Gestion Des Rejets Miniers Dans Un Contexte De Développement Durable Et De Protection De L'environnement, 11.
- Aubertin, Michel, Bussiere, B., & Chapuis, R. P. (1996). Hydraulic conductivity of homogenized tailings from hard rock mines. *Canadian Geotechnical Journal*, 33(3), 470–482.
- Aubertin, Michel, Bussière, B., Pabst, T., James, M., & Mbonimpa, M. (2016). Review of the reclamation techniques for acid-generating mine wastes upon closure of disposal sites. In *Geo-Chicago 2016* (p. 343–358).
- Aubertin, Michel, Fala, O., Bussière, B., Martin, V., Campos, D., Gamache-Rochette, A., ... Chapuis, R. (2002). Analyse des écoulements de l'eau en conditions non saturées dans les haldes à stériles. In *Défis et perspectives: Symposium*.
- Aubertin, Michel, 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, Michel, Mbonimpa, M., Jolette, D., Bussière, B., Chapuis, R., James, M., & Riffon, O. (2002). Stabilité géotechnique des ouvrages de retenue pour les résidus miniers: problèmes persistants et méthodes de contrôle. Présenté à *Défis & Perspectives: Symposium*.
- Aubertin, Michel, Ricard, J.-F., & Chapuis, R. P. (1998). A predictive model for the water retention curve: application to tailings from hard-rock mines. *Canadian Geotechnical Journal*, 35(1), 55-69.
- Azam, S., & Li, Q. (2010). Tailings Dam Failures: A Review of the Last One Hundred Years, 4.
- Azam, S., Wilson, G. W., Herasymuik, 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.
- Baecher, G. B. (1987). *Geotechnical risk analysis user's guide*. United States. Federal Highway Administration.
- Baia Mare Task Force. (2000). Report of the international task force for assessing the Baia Mare accident. European Union, Baia Mare Task Force.

- Barring, L., & Persson, G. (2006). Influence of climate change on natural hazards in Europe. *Special Paper-Geological Survey Of Finland*, 42, 93.
- Bashir, R., Sharma, J., & Stefaniak, H. (2015). Effect of hysteresis of soil-water characteristic curves on infiltration under different climatic conditions. *Canadian Geotechnical Journal*, 53(2), 273-284.
- Bashir, R., Vardon, P. J., & Sharma, J. (2015). Discussion: Climatic influence on geotechnical infrastructure: a review. *Environmental Geotechnics*, 2(4), 249-252. <https://doi.org/10.1680/envgeo.14.00049>
- Bastone, V., De la Torre, Y., & Garnier, C. (2011). Etude préliminaire de l'impact du changement climatique sur les risques naturels à la Réunion. *Raport BRGM/RP-59495-FR*, 135.
- Becker, D. E. (1997). Eighteenth Canadian geotechnical colloquium: Limit states design for foundations. Part II. Development for the national building code of Canada. *Canadian Geotechnical Journal*, 33(6), 984-1007.
- Blight, G. (2009). *Geotechnical engineering for mine waste storage facilities*. CRC Press.
- Boudrias, G. (2018). *Évaluation Numérique Et Expérimentale Du Drainage Et De La Consolidation De Résidus Miniers À Proximité D'une Inclusion De Roches Stériles*.
- Buma, J., & Dehn, M. (1998). A method for predicting the impact of climate change on slope stability. *Environmental Geology*, 35(2-3), 190-196.
- Buma, Jelle. (2000). Finding the most suitable slope stability model for the assessment of the impact of climate change on a -landslide in southeast France. *Earth Surface Processes and Landforms*, 25(6), 565-582. [https://doi.org/10.1002/1096-9837\(200006\)25:6<565::AID-ESP90>3.0.CO;2-D](https://doi.org/10.1002/1096-9837(200006)25:6<565::AID-ESP90>3.0.CO;2-D)
- Bussiere, B. (2007). Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches. *Canadian Geotechnical Journal*, 44(9), 1019–1052.
- Cao, Z., Wang, Y., & Li, D. (2017). *Probabilistic Approaches for Geotechnical Site Characterization and Slope Stability Analysis*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg. <https://doi.org/10.1007/978-3-662-52914-0>

- Chapuis, R. p. (2012). Groundwater-Influence of element size in numerical studies of seepage: Small-scale details. *Geotechnical News*, 30(1), 32.
- Cherkaoui, A., & Al Heib, M. (2014). Impact du changement climatique sur la stabilité des versants. Présenté à 7. Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie de l'ingénieur (JNGG 2014)" Observer, modéliser, décider".
- Chok, Y. H. (2008). Modelling The Effects Of Soil Variability And Vegetation On The Stability Of Natural Slopes.
- Christian, J. T., Ladd, C. C., & Baecher, G. B. (1994). Reliability applied to slope stability analysis. *Journal of Geotechnical Engineering*, 120(12), 2180-2207.
- Cincilla, W. A., Landriault, D. A., & Verburg, R. (1997). Application of paste technology to surface disposal of mineral wastes. *Proceedings of the Fourth International Conference on Tailings and Mine Waste*, 97, 343–356.
- Cloutier, C., Locat, J., Geertsema, M., Jakob, M., & Schnorbus, M. (2017). Potential impacts of climate change on landslides occurrence in Canada. In *Slope Safety Preparedness for Impact of Climate Change* (p. 71-104). CRC Press.
- Collison, A., Wade, S., Griffiths, J., & Dehn, M. (2000). Modelling the impact of predicted climate change on landslide frequency and magnitude in SE England. *Engineering Geology*, 55(3), 205-218. [https://doi.org/10.1016/S0013-7952\(99\)00121-0](https://doi.org/10.1016/S0013-7952(99)00121-0)
- Contreras Romero, C. A. (2013). Comportement dynamique du sol pulvérulent" résidus miniers" (PhD Thesis). École Polytechnique de Montréal.
- D'Appolonia engineering (2009). *Engineering and Design Manual – Coal Refuse Disposal Facilities*. 2nd Edition, Mine Safety and Health Administration (MSHA), Pittsburgh, PA, USA.
- Damiano, E., & Mercogliano, P. (2013). Potential Effects of Climate Change on Slope Stability in Unsaturated Pyroclastic Soils. In C. Margottini, P. Canuti, & K. Sassa (Éd.), *Landslide Science and Practice* (p. 15-25). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg. https://doi.org/10.1007/978-3-642-31337-0_2

- Davies, M. P., & Rice, S. (2001). An alternative to conventional tailings management—"dry stack" filtered tailings. *Proceeding of Tailings and Mine Waste '01*, 411–420.
- Davies, M., Martin, T., Lighthall, P., & Earth, A. (2000). Mine Tailings Dams: When Things Go Wrong, 13.
- Davies, M. P. (2002). Tailings Impoundment Failures Are Geotechnical Engineers Listening? *Geotechnical News-Vancouver-*, 20(3), 31-36.
- Davies, O. (2011). Numerical analysis of the effects of climate change on slope stability.
- DesJarlais, C., & Ouranos (Consortium). (2011). *Savoir s'adapter aux changements climatiques*. Montréal: Ouranos. Consulté à l'adresse <http://collections.banq.qc.ca/ark:/52327/2052216>
- Dubuc, J. (2018). *Étude Du Comportement Hydrogéologique D'une Couche De Contrôle Des Écoulements Placée À La Surface D'une Halde À Stériles Expérimentale*.
- Duncan, J. M., Wright, S. G., & Brandon, T. L. (2014). *Soil strength and slope stability*. John Wiley & Sons.
- James, M. (2008). The use of waste rock inclusions to control the effects of liquefaction in tailings impoundments.
- El-Ramly, H., Morgenstern, N., & Cruden, D. (2004). Probabilistic assessment of stability of a cut slope in residual soil.
- El-Ramly, H., Morgenstern, N. R., & Cruden, D. M. (2002). Probabilistic slope stability analysis for practice. *Canadian Geotechnical Journal*, 39(3), 665-683. <https://doi.org/10.1139/t02-034>
- Essayad, K. (2015). *Développement De Protocoles Expérimentaux Pour Caractériser La Consolidation De Résidus Miniers Saturés Et Non Saturés À Partir D'essais De Compression En Colonne*.
- Fala, O., Molson, J., Aubertin, M., & Bussière, B. (2005). Numerical modelling of flow and capillary barrier effects in unsaturated waste rock piles. *Mine Water and the Environment*, 24(4), 172–185.
- Ferdosi, B. (2014). *A Numerical Investigation Of The Seismic Response Of Tailings Impoundments Reinforced With Waste Rock Inclusions*.

- Fredlund, D. G., 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, Delwyn G., Rahardjo, H., & Rahardjo, H. (1993). *Soil mechanics for unsaturated soils*. John Wiley & Sons.
- Fyfe, W. (1981). The environmental crisis: quantifying geosphere interactions. *Science*, 213(4503), 105-110.
- Gamache-Rochette, Audrey. (2004). Une étude de caractérisation en laboratoire et sur le terrain des écoulements de l'eau dans les roches stériles. National Library of Canada = Bibliothèque nationale du Canada, Ottawa.
- Geoslope International Ltd. (2017a). Heat and mass transfer modeling with GeoStudio 2018.
- Geoslope International Ltd. (2017b). Stability modelling with GeoStudio 2018.
- Glos, G. H. (1999). Using administrative controls to reduce tailings-dam risk. *MINING ENGINEERING-NEW YORK THEN LITTLETON COLORADO-*, 51, 31–33.
- Golder et associés. (2014). *Projet D'extension De La Mine Canadian Malartic : Conception Du Prolongement Du Parc À Résidus Et De La Halde À Stériles*.
- Golder et associés. (2017). *Évaluation De La Stabilité De La Berme De Départ Centrale, Mine Canadian Malartic, Malartic, Québec*.
- Golder et associés. (2018). *Mine Canadian Malartic, Malartic, Québec Revue De La Stabilité De La Digue 5 Et Des Seuils D'alerte*.
- Griffiths, D., & Lane, P. (1999). Slope stability analysis by finite elements. *Geotechnique*, 49(3), 387-403.
- Griffiths, D. V., & Fenton, G. A. (2004). Probabilistic Slope Stability Analysis by Finite Elements. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 130(5), 507-518. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0241\(2004\)130:5\(507\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2004)130:5(507))
- Grimard, L.-P. (2018). *Étude de laboratoire du comportement de résidus miniers soumis à des essais de compression non drainés et à une baisse du confinement, avec mesures de vitesse des ondes de cisaillement (PhD Thesis)*. École Polytechnique de Montréal.

- Hamade, T., Mitri, H., Saad, B., Eng, P., & Pouliot, S. (2011). Stochastic analysis of tailing dams stability using numerical modelling, 8.
- Harr, M. E. (s. d.). Reliability-based design in civil engineering. 1987.
- Hartford, D. N., & Baecher, G. B. (2004). Risk and uncertainty in dam safety. Thomas Telford.
- Hassan, A. M., & Wolff, T. F. (1999). Search algorithm for minimum reliability index of earth slopes. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 125(4), 301-308.
- Hassani, F. P., & Archibald, J. F. (1998). Mine backfill handbook. *CIM, Montreal, Quebec, Canada*.
- Hernandez, M. A. (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.
- Hooper, J. A., & Butler, F. G. (1966). Some numerical results concerning the shear strength of London clay. *Geotechnique*, 16(4), 282–304.
- Husein Malkawi, A. I., Hassan, W. F., & Abdulla, F. A. (2000). Uncertainty and reliability analysis applied to slope stability. *Structural Safety*, 22(2), 161-187. [https://doi.org/10.1016/S0167-4730\(00\)00006-0](https://doi.org/10.1016/S0167-4730(00)00006-0)
- Hutchinson, S. R., & Bandalos, D. L. (1997). A Guide to Monte Carlo Simulation Research for Applied Researchers. *Journal of Vocational Education Research*, 22(4), 233–45.
- ICOLD, U. (2001b). Tailings Dams–Risk of Dangerous Occurrences, Lessons Learnt From Practical Experiences (Bulletin 121). Commission Internationale des Grands Barrages, Paris.
- ITASCA Consulting Group, Inc. 2017. 2D geomechanical & geotechnical continuum numerical modeling software, Itasca Consulting Group. <http://www.itascacg.com/software/flac>. Consulté le 14 Novembre 2017.
- Kemp, D. (2005). Designing a sustainable tailings impoundment for permafrost—the Raglan experience [CD-ROM]. *Symposium*.
- Kossoff, D., Dubbin, W. E., Alfredsson, M., Edwards, S. J., Macklin, M. G., & Hudson-Edwards, K. A. (2014). Mine tailings dams: Characteristics, failure, environmental impacts, and

- remediation. *Applied Geochemistry*, 51, 229-245.
<https://doi.org/10.1016/j.apgeochem.2014.09.010>
- Krahn, J. (2007b). Seepage Modeling with Seep/W.
- Krahn, J. (2007c). Stability modeling with Slope/W.
- Krahn, J. (2007d). Stress-deformation modeling with SIGMA/W 2007.
- Kristo, C., Rahardjo, H., & Satyanaga, A. (2017). Effect of variations in rainfall intensity on slope stability in Singapore. *International Soil and Water Conservation Research*, 5(4), 258-264.
<https://doi.org/10.1016/j.iswcr.2017.07.001>
- Kulhawy, F. H. (1992). On the Evaluation of Soil Properties, Geotechnical Special Publication 31, ASCE, Reston, VA, pp. 95–115.
- Lacasse, S, & Nadim, F. (1997). Uncertainties in characterising soil properties Norwegian Geotechnical Institute Oslo.
- Lacasse, Suzanne, & Nadim, F. (1996). Uncertainties in characterising soil properties (p. 49-75). Présenté à Uncertainty in the geologic environment: From theory to practice, ASCE.
- L-Bolduc, F. (2012). Une étude sur l'utilisation des roches stériles comme inclusions drainantes dans les résidus miniers (PhD Thesis). École Polytechnique de Montréal.
- Leps, T. M. (1970). Review of shearing strength of rockfill. *Journal of Soil Mechanics & Foundations Div.*
- Litvin, E. (2008). Numerical analysis of the effect of rainfall infiltration on slope stability. *Ground Engineering*, 38–41.
- Low, B. (2003). Practical probabilistic slope stability analysis. *Proceedings, soil and rock America*, 12, 22-26.
- Low, B., & Tang, W. H. (1997). Reliability analysis of reinforced embankments on soft ground. *Canadian Geotechnical Journal*, 34(5), 672-685.
- Lumb, P. (1966). The variability of natural soils. *Canadian Geotechnical Journal*, 3(2), 74–97.
- MacGregor, P., Fell, R., Stapledon, D., Bell, G., & Foster, M. (2014). *Geotechnical engineering of dams*. CRC press.

- Maknoon, M. (2016). Slope Stability Analyses Of Waste Rock Piles Under Unsaturated Conditions Following Large Precipitations.
- Martin, V. (2018). Evolution Of The Hydrogeotechnical Properties Of Paste Tailings Deposited On The Surface.
- Mbemba, F. S. (2016). Évaluation Du Drainage, De La Consolidation Et De La Dessiccation Des Résidus Miniers Fins En Présence D'inclusions Drainantes.
- McLemore, V. T., Fakhimi, A., van Zyl, D., Ayakwah, G. F., Anim, K., Boakye, K., ... Gutierrez, L. A. (2009). Literature review of other rock piles: characterization, weathering, and stability. Questa Rock Pile Weathering Stability Project. New Mexico Bureau of Geology and Mineral Resources. OF-Report, 517, 101.
- Morin, K. A. (1991). Critical literature review of acid drainage from waste rock. Canada Centre for Mineral and Energy Technology.
- Moss, R. H., Edmonds, J. A., Hibbard, K. A., Manning, M. R., Rose, S. K., Van Vuuren, D. P., ... Kram, T. (2010). The next generation of scenarios for climate change research and assessment. *Nature*, 463(7282), 747.
- Mostyn, G. R., and Li, K. S. (1993). "Probabilistic slope stability - state of play." Proc.Conf. on Probabilistic Methods in Geotechnical Engineering, K. S. Li and S. C. R.Lo, eds., Balkema, Rotterdam, The Netherlands.
- Mudd, G. M. (2007). Global trends in gold mining: Towards quantifying environmental and resource sustainability. *Resources Policy*, 32(1-2), 42-56.
- Murphy, C., Gardoni, P., & Harris, C. E. (2011). Classification and moral evaluation of uncertainties in engineering modeling. *Science and engineering ethics*, 17(3), 553-570.
- Nadim, F. (2017). Reliability-based approach for robust geotechnical design, 21.
- Nadim, F., & Lacasse, S. (1992). Probabilistic bearing capacity analysis of jack-up structures. *Canadian Geotechnical Journal*, 29(4), 580-588. <https://doi.org/10.1139/t92-065>
- World Meteorological Organization (WMO). (2009). Manual on estimation of Probable Maximum Precipitation (PMP). WMO. Consulté à l'adresse http://library.wmo.int/pmb_ged/wmo_1045_en.pdf

- Ouranos. (2015). Crues maximales probables et sécurité des barrages dans le climat du 21^e siècle.
- Ouranos. (2016). Guide sur les scénarios climatiques: utilisation de l'information climatique pour guider la recherche et la prise de décision en matière d'adaptation. Ouranos: Consortium sur la climatologie régionale et l'adaptation aux
- Ouranos (Consortium). (2015). Vers l'adaptation synthèse des connaissances sur les changements climatiques au Québec. Montréal: Ouranos. Consulté à l'adresse <https://www.ouranos.ca/synthese-2015/>
- Paquin, D., Frigon, A., & Kunkel, K. E. (2016). Evaluation of Total Precipitable Water from CRCM4 using the NVAP-Measures Dataset and ERA-Interim Reanalysis Data. *Atmosphere-Ocean*, 54(5), 541-548. <https://doi.org/10.1080/07055900.2016.1230043>
- Pearce, T., Ford, J. D., Prno, J., & Duerden, F. (2009). Climate change and Canadian mining: opportunities for adaptation. Report prepared for the David Suzuki Foundation, 1–50.
- Peregoedova, A. (2012). Étude Expérimentale Des Propriétés Hydrogéologiques Des Roches Stériles À Une Échelle Intermédiaire De Laboratoire.
- Phoon, K.-K. (2008). Reliability-Based Design in Geotechnical Engineering.
- Pk, S. (2017). Effects Of Climate Change On Soil Embankments.
- Preliminary Report - Omai Tailings Dam Failure. (S. D.). Consulté 10 Mars 2019, À L'adresse <Http://Www.Wise-Uranium.Org/Mdgr.Html>
- Preziosi, M.-C. (2013). The Probabilistic Assessment Of Small Homogeneous Uk Earthfill Dams Affected By Climate Change; Precipitation.
- Québec (Province), & Bureau d'audiences publiques sur l'environnement. (2016). Projet d'agrandissement de la mine aurifère Canadian Malartic et de déviation de la route 117 à Malartic: rapport d'enquête et d'audience publique.
- Quine, R. L. (1993). Stability and deformation of mine waste dumps in north-central Nevada (PhD Thesis). University of Nevada, Reno.
- Rahardjo, H., Li, X. W., Toll, D. G., & Leong, E. C. (2001). The effect of antecedent rainfall on slope stability. In D. G. Toll (Éd.), *Unsaturated Soil Concepts and Their Application in*

- Geotechnical Practice (p. 371-399). Dordrecht: Springer Netherlands.
https://doi.org/10.1007/978-94-015-9775-3_8
- Ressources Naturelles Canada. 2014. An overview of Canada's changing climate. Natural Resources Canada, Canada.
<http://www.nrcan.gc.ca/environment/resources/publications/impactsadaptation/reports/assessments/2014/16309>. Consulté le 12 Janvier 2018.
- Rico, M., Benito, G., Salgueiro, A. R., Díez-Herrero, A., & Pereira, H. G. (2008). Reported tailings dam failures. *Journal of Hazardous Materials*, 152(2), 846-852.
<https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2007.07.050>
- Robert, C., & Casella, G. (2013). Monte Carlo statistical methods. Springer Science & Business Media.
- Robertson, A. M. (1985). Mine waste disposal: an update on geotechnical and geohydrological aspects. Steffen, Robertson & Kirsten, Vancouver, Canada.
- Robinson, J. D., Vahedifard, F., & AghaKouchak, A. (2016). Rainfall-triggered slope instabilities under a changing climate: comparative study using historical and projected precipitation extremes. *Canadian geotechnical journal*, 54(1), 117-127.
- Robinsky, E. I. (1999). *Thickened tailings disposal in the mining industry*. EI Robinsky Associates.
- Roche, C., Thygesen, K., & Baker, E. (2017). Mine tailings storage: safety is no accident. A UNEP Rapid Response Assessment. United Nations Environment Programme and GRID-Arendal, Nairobi and Arendal.
- Rouainia, M., Davies, O., O'Brien, T., & Glendinning, S. (2009). Numerical modelling of climate effects on slope stability (Vol. 162, p. 81-89). Présenté à Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Engineering Sustainability, Thomas Telford Ltd.
- Saad, A. (2011). Influence du changement climatique et des conditions extrêmes sur les massifs fracturés: rôle des fluides (H₂O, CO₂) dans leur processus d'altération.
- SEKKAK, M. (2014). Stabilité des mouvements de terrain en pentes (traitement de cas au niveau d'autoroute ESTOUEST) (PhD Thesis).
- Sherard, J. L. (1963). Earth and earth-rock dams.

- SNC Lavalin. (2017). Modélisation De L'écoulement De L'eau Souterraine Et Du Transport De Contaminants Pour La Future Halde À Stériles (P. 402).
- Stapledon, D., MacGregor, P., Bell, G., & Fell, R. (2005). *Geotechnical Engineering of Dams*. Taylor & Francis. <https://doi.org/10.1201/NOE0415364409>
- The San Marcelino tailings dam spill (Zambales, Philippines). (s. d.). Consulté 10 mars 2019, à l'adresse <http://www.wise-uranium.org/mdafsm.html>
- Thoft-Cristensen, P., & Baker, M. J. (2012). *Structural reliability theory and its applications*. Springer Science & Business Media.
- Tran, T. V., Trinh, M. T., Lee, G., Oh, S., & Nguyen, T. H. V. (2015). Effect of Extreme Rainfall on Cut Slope Stability: Case Study in Yen Bai City, Viet Nam. *Journal of the Korean Geoenvironmental Society*, 16(4), 23-32. <https://doi.org/10.14481/jkges.2015.16.4.23>
- USCOLD (1994). *Tailings Dam Incidents, a report prepared by the USCOLD Committee on Tailings Dams*, November.
- Van Niekerk, H. J., & Viljoen, M. J. (2005). Causes and consequences of the Merriespruit and other tailings-dam failures. *Land Degradation & Development*, 16(2), 201-212. <https://doi.org/10.1002/ldr.681>
- Van Vuuren, D. P., Edmonds, J., Kainuma, M., Riahi, K., Thomson, A., Hibbard, K., ... Lamarque, J.-F. (2011). The representative concentration pathways: an overview. *Climatic change*, 109(1-2), 5.
- Vardon, P. J. (2015). Climatic influence on geotechnical infrastructure: a review. *Environmental Geotechnics*, 2(3), 166-174.
- Wang, X. (2012). *Slope Stability Analysis Based On Random Finite Element Method and Probabilistic Approach*, 80.
- WANG, Y. (2011). Reliability-based design of spread foundations by Monte Carlo simulations. *Géotechnique*, 61(8), 677-685.
- Wang, Y., Cao, Z., & Au, S.-K. (2010). Efficient Monte Carlo Simulation of parameter sensitivity in probabilistic slope stability analysis. *Computers and Geotechnics*, 37(7-8), 1015-1022. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2010.08.010>

- Whitman, R. V. (2000). Organizing and evaluating uncertainty in geotechnical engineering. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 126(7), 583-593.
- Wickland, B. E., & Wilson, G. W. (2005). Self-weight consolidation of mixtures of mine waste rock and tailings. *Canadian Geotechnical Journal*, 42(2), 327–339.
- Wijewickreme, D., Sanin, M. V., & Greenaway, G. R. (2005). Cyclic shear response of fine-grained mine tailings. *Canadian Geotechnical Journal*, 42(5), 1408–1421.
- Wolff, T. F. (1996). Probabilistic slope stability in theory and practice (p. 419-433). Présenté à *Uncertainty in the geologic environment: From theory to practice*, ASCE.
- Wood, H. (2012). *Disasters and minewater: good practice and prevention*. London: IWA Publ.
- Zhang, L., Li, J., Li, X., Zhang, J., & Zhu, H. (2016a). *Rainfall-Induced Soil Slope Failure: Stability Analysis and Probabilistic Assessment*. CRC Press.
<https://doi.org/10.1201/b20116>

ANNEXE A VÉRIFICATION DES LOGICIELS SEEP/W ET SLOPE/W

A.1. Validation du modèle

A.1.1. Principe de la Modélisation

La modélisation numérique permet depuis plusieurs années de résoudre des problèmes de plus en plus complexes dans les domaines de l'ingénierie. La majorité des logiciels servant à faire l'analyse numérique sont très répandus et disponibles sur le marché. Ces logiciels sont capables de simuler mathématiquement un processus physique et de prédire les mécanismes qui y sont associés. Il est toutefois possible que la solution numérique provenant du programme ne coïncide pas avec la solution analytique et qu'elle soit différente de la réalité. Ainsi pour s'assurer qu'un programme est (bien) conçu de manière à donner des résultats représentatifs des conditions réelles, une validation analytique est nécessaire.

A.2. Module SEEP/W

Le logiciel SEEP/W 2018 de la compagnie Geoslope International est un programme couramment utilisé en hydrologie. Il permet de prendre en compte l'effet que le drainage à travers les structures de confinement a sur la position de la nappe phréatique. Sa nouvelle version (2018) intègre une façon de modéliser les échanges entre le sol et l'atmosphère en utilisant les données climatiques comme une condition de frontière à la surface; ceci permet d'estimer l'infiltration cumulative associée à une année climatique moyenne.

A.2.1. Modèle en régime permanent avec infiltration

Description du problème

La géométrie du problème est présentée à la figure ci-dessous. Il s'agit d'étudier l'écoulement à travers une digue de retenue avec des matériaux non saturés. Un drain horizontal de 12 m est installé au pied aval de la digue. Une infiltration de 1×10^{-8} m/s est appliquée sur la digue.

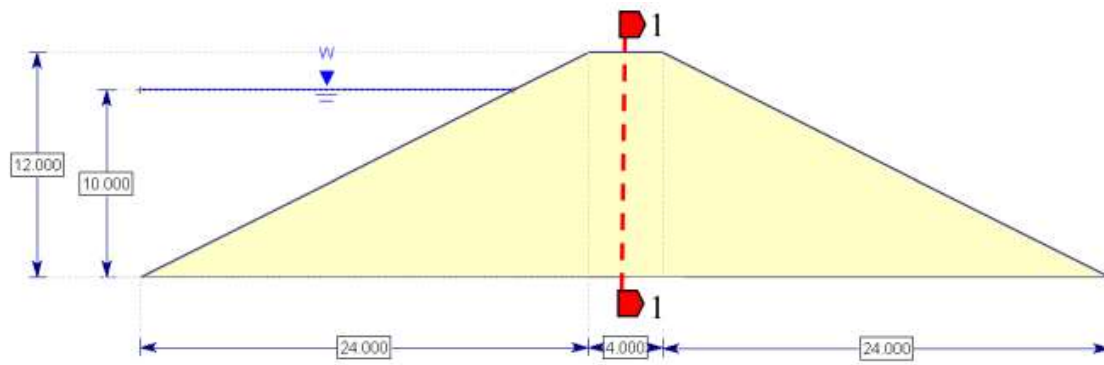


Figure A.1 : Digue de retenue isotrope (Rocscience Inc, 2017)

Solution analytique

La résolution du problème par la méthode analytique se fera à partir de l'équation (Fredlund & Rahardjo, 1993) pour un système homogène isotrope :

$$\frac{\partial^2 h_w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 h_w}{\partial y^2} = 0$$

Avec

$\partial h_w / \partial x$ est le gradient hydraulique dans la direction x

$\partial h_w / \partial y$ est le gradient hydraulique dans la direction y

Cette équation différentielle est appelée **Équation du Laplacien**. Elle peut être résolue en utilisant la technique graphique des réseaux d'écoulement (Casagrande, 1937).

Solution numérique et résultats

La fonction de perméabilité utilisée est présentée à la figure 2.

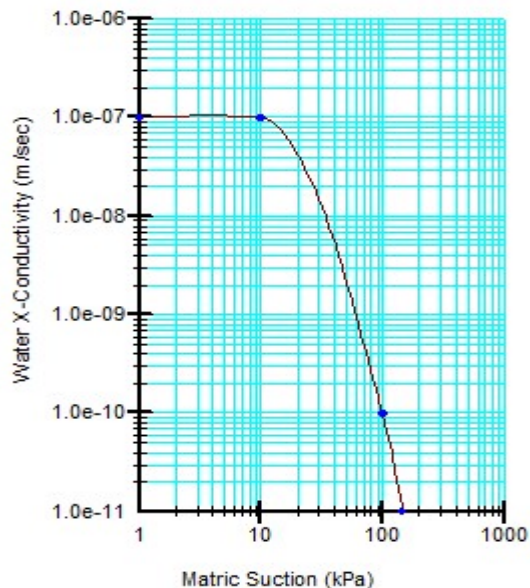


Figure A.2 : Fonction de perméabilité

La figure 3 montre le niveau de la nappe phréatique et les lignes d'écoulement dans la digue. Une comparaison entre les résultats analytiques et numériques le long de la ligne 1-1 est illustrée à la figure 4. La simulation numérique a été réalisée en utilisant la méthode développée dans Chapuis (2012) pour le choix de la taille des éléments (soit un maillage global de 1.5 m pour environ 346 éléments). La méthode qui consiste à choisir un maillage égal à la moitié de la valeur d'entrée d'air (AEV) a été également utilisée. On remarque une assez bonne concordance entre les valeurs simulées numériquement et celles calculées analytiquement. Les légères variations sont dues à la précision des données de la fonction de perméabilité.

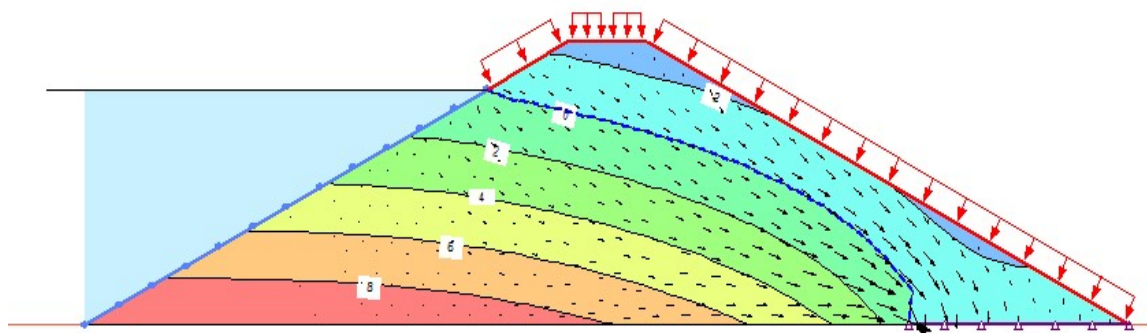


Figure A.3 : Lignes d'écoulement dans la digue

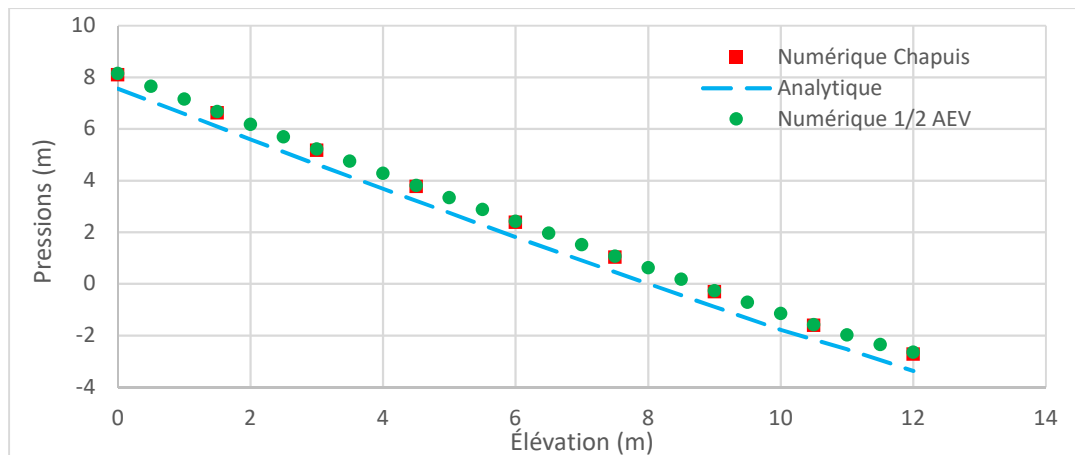


Figure A.4 : Comparaison entre résultats analytiques et numériques le long de la ligne 1-1

A.2.2. Modèle en régime transitoire

Description du problème

Dans cet exemple, une digue avec un réservoir sera modélisée à l'aide du logiciel SEEP/W. Afin d'étudier l'écoulement transitoire, le niveau d'eau dans le réservoir sera augmenté rapidement, de 4m à 10m. La même digue que celle de la figure 1 est utilisée mais sans l'ajout d'un drain horizontal au pied de la face aval. Le matériau de construction est isotrope avec $m_v = 0.003 \text{ kPa}^{-1}$; Sa fonction de perméabilité est présentée à la figure 5.

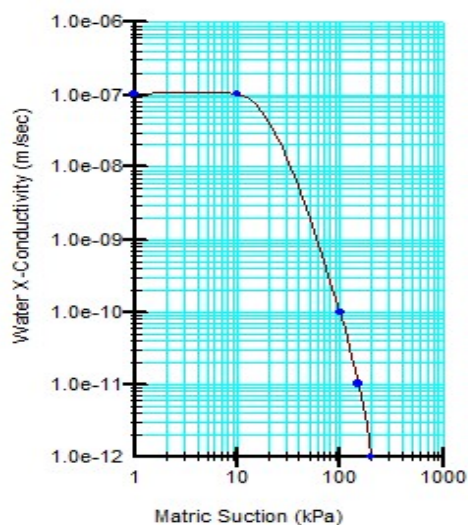


Figure A.5 : Fonction de perméabilité du matériau de la digue

Solution analytique

Dans un système isotrope et homogène, l'équation d'écoulement en 2D dans un régime transitoire se définit comme suit (Fredlund & Rahardjo, 1993) :

$$k_w \frac{\partial^2 h_w}{\partial x^2} + \frac{\partial k_w}{\partial x} \frac{\partial h_w}{\partial x} + k_w \frac{\partial^2 h_w}{\partial y^2} + \frac{\partial k_w}{\partial y} \frac{\partial h_w}{\partial y} = m_2^w \rho_w g \frac{\partial h_w}{\partial t}$$

Avec :

k_w = coefficient de perméabilité dépendant de la fonction de perméabilité

ρ_w = masse volumique de l'eau

g = accélération gravitationnelle

m_2^w = coefficient du changement de volume de l'eau

$\frac{\partial h_w}{\partial x}$ est le gradient hydraulique dans la direction x

$\frac{\partial h_w}{\partial y}$ est le gradient hydraulique dans la direction y

Solution numérique et résultats

La méthode présentée dans Chapuis (2002) a été utilisée ici pour choisir la taille des éléments. Un maillage global de 1m a été appliqué sur tout le modèle et un raffinement (0.5m des éléments) a été imposée sur la face aval de la digue. Le pas de temps a été simulé de façon exponentielle avec une variation initiale de 1 seconde. Le graphique de la figure 8 présente une comparaison des résultats analytiques et numériques (méthode par éléments finis) aux temps 0.6h et 19656h. Les résultats analytiques ont été tirés de Fredlund & Rahardjo (1993). Il semble avoir une similitude assez bonne entre les résultats obtenus. Il faudra toutefois souligner que plus les étapes de calcul (temps) étaient longues, plus les résultats numériques se rapprochaient de ceux analytiques. Les figures 9 et 10 montrent les lignes d'écoulement dans la digue de retenue ainsi que le niveau de la nappe d'eau aux temps 0.6h et 19656h.

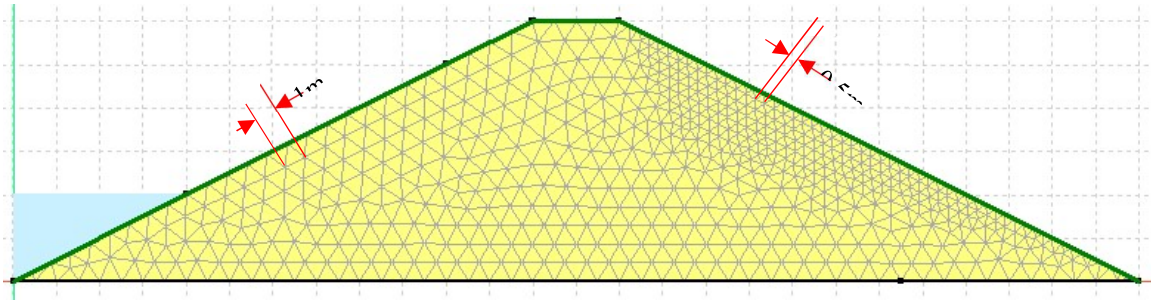


Figure A.6 : Maillage appliqué au modèle

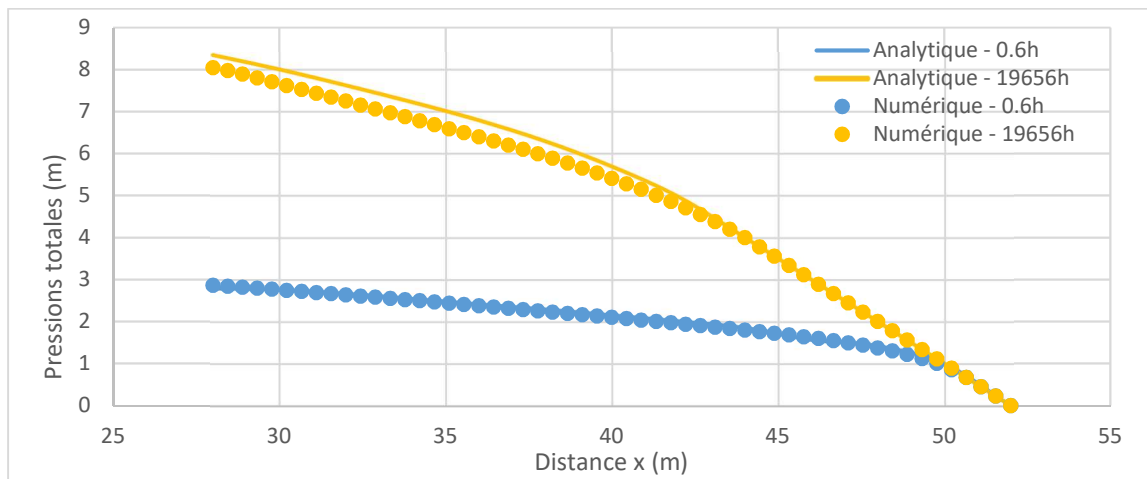


Figure A.7 : Comparaison entre les résultats analytiques et numériques

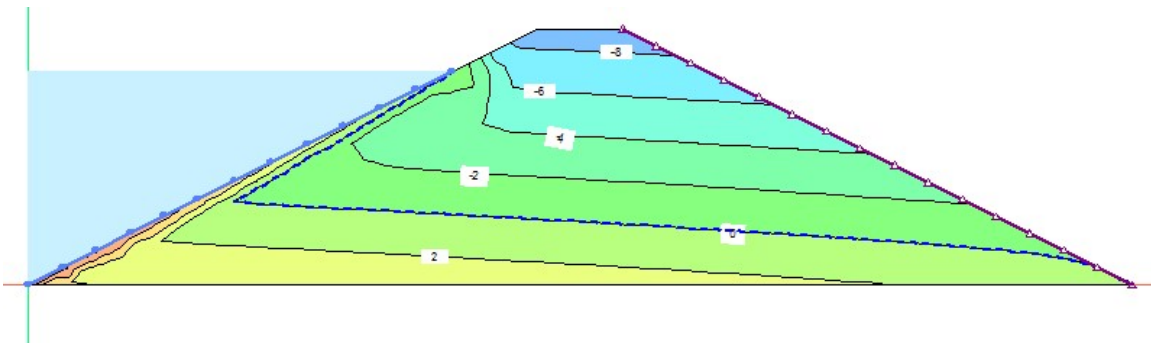


Figure A.8 : Lignes d'écoulement dans la digue au temps 0.6h

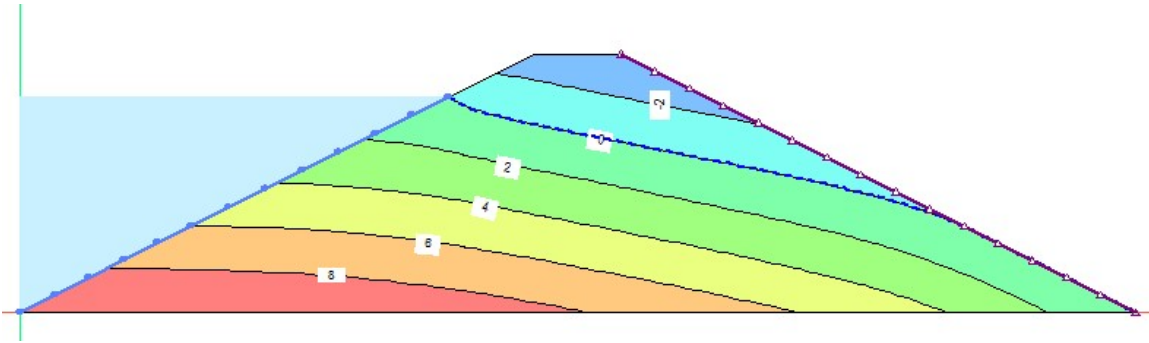


Figure A.9 : Lignes d'écoulement dans la digue au temps 19656h

A.3. Module SLOPE/W

SLOPE/W 2018 est un des modules les plus puissants de la suite GeoStudio. Il permet d'effectuer les analyses de stabilité selon les méthodes conventionnelles d'équilibre limite ou par la méthode d'analyse par éléments finis en incluant les pressions interstitielles et/ou les contraintes et déformations. Cet outil permet d'aborder l'analyse de la stabilité d'un ouvrage ou d'une structure par une approche déterministe (calcul d'un facteur de sécurité minimum et cercle de rupture associé) ou par une approche probabiliste (détermination de l'indice de fiabilité et de la probabilité de rupture).

A.3.1. Stabilité de pente d'une digue de parc à résidus miniers

Description du problème

L'objectif de ce problème est d'analyser la stabilité de la digue du parc à résidu miniers de Padina par une approche déterministe. Le module SLOPE/W a été utilisé à cet effet. Les résultats obtenus de la simulation ont été comparés à ceux présentés dans l'article de Anton D. Tzenkov (2008) et dans le manuel de vérification du logiciel Phase 2. La figure 18 et le tableau 2 présentent respectivement la géométrie de la digue et les propriétés hydrauliques et géotechniques des matériaux.

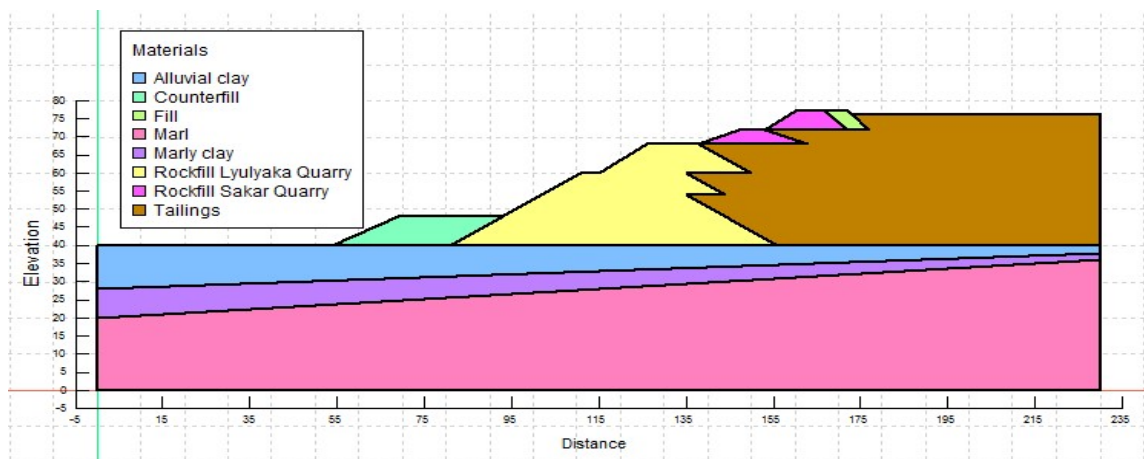


Figure A.10 : Géométrie du modèle

Tableau A.1 : Propriétés des matériaux

Matériau	k_{sat} (m/s)	γ (kN/m ³)	c' (kPa)	ϕ' (°)
Rockfill Lyulaka Quarry	1×10^{-5}	18.6	20	38
Fill	5×10^{-6}	18.9	22.5	33.7
Rockfill Sakar Quarry	1×10^{-5}	18.6	20	38
Counterfill	5×10^{-6}	18.9	22.5	33.7
Tailings	5×10^{-8}	13.3	0	34.8
Alluvial clay	1×10^{-7}	19.8	0	24.65
Marly clay	1×10^{-9}	22.2	0	19.5
Marl	1×10^{-8}	24	30	24.5

Solution numérique et résultats

Les valeurs du facteur de sécurité obtenus sous SLOPE/W, Phase 2 et ceux de Tzenkov (2008) sont regroupés au tableau 3. Les résultats sont très rapprochés et ceci confirme que le module e GeoStudio utilisé ici est fiable. La figure 19 montre le cercle de rupture critique et le facteur de sécurité minimum associée.

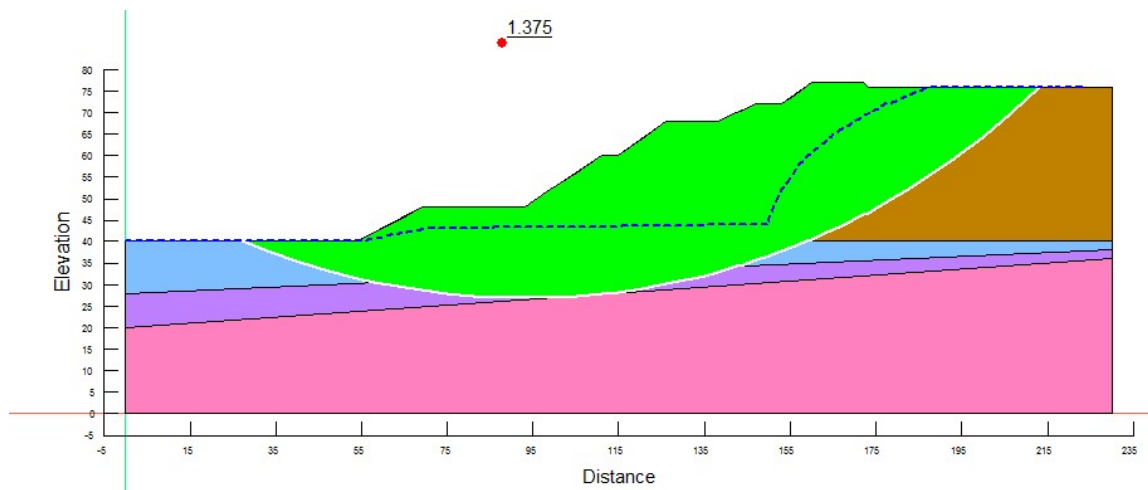


Figure A.11 : Facteur de sécurité minimum et cercle de rupture

Tableau A.2 : Tableau comparatif

Phase 2	Tzenkov (2008) FEM	Slope/W (FEM)
1.29	1.41	1.37

A.4. Références

Chapuis, R. P. (2012). Influence of element size in numerical studies of seepage: Unsaturated zones, steady-state. *Geotechnical news*, 30(3), 30.

Fredlund, D. G., Rahardjo, H., & Rahardjo, H. (1993). *Soil mechanics for unsaturated soils*. John Wiley & Sons.

GEOSLOPE International Ltd. 2017. *Heat and mass transfer modeling with GeoStudio 2018* (Second Edition). Calgary, Alberta, Canada.

GEOSLOPE International Ltd. 2017. *Stability modeling with GeoStudio 2018* (Second Edition). Calgary, Alberta, Canada.

GEOSLOPE International Ltd. 2017. *Stress Strain modeling with GeoStudio 2018* (Second Edition). Calgary, Alberta, Canada.

Itasca Consulting Group, Inc. (2002). *FLAC Fast lagrangian analysis of continua, user's guide*, Minneapolis

Rocscience Inc, (2013). 2D finite element program for stress analysis and support design around excavations in soil and rock. *Stress Analysis Verification Manual Part I*.

Rocscience Inc, (2013). 2D finite element program for stress analysis and support design around excavations in soil and rock. *Transient Groundwater Verification*.

Rocscience Inc, (2013). 2D elasto-plastic finite element program for slope and excavation stability analyses slope. *Slope Stability Verification Manual Part III*.

Salencon, J. (1969). "Contraction quasi-statique d'une cavité à symétrie sphérique ou cylindrique dans un milieu elastoplastique." *Annales des ponts et chaussées*, 4, 231-236.

Tzenkov, Anton D., (2008). "Stability Analysis of a Tailings Dam: Existing State and Planned Heightening". *International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering*.

ANNEXE B COUPE C-C' DE LA BERME DE DÉPART CENTRALE

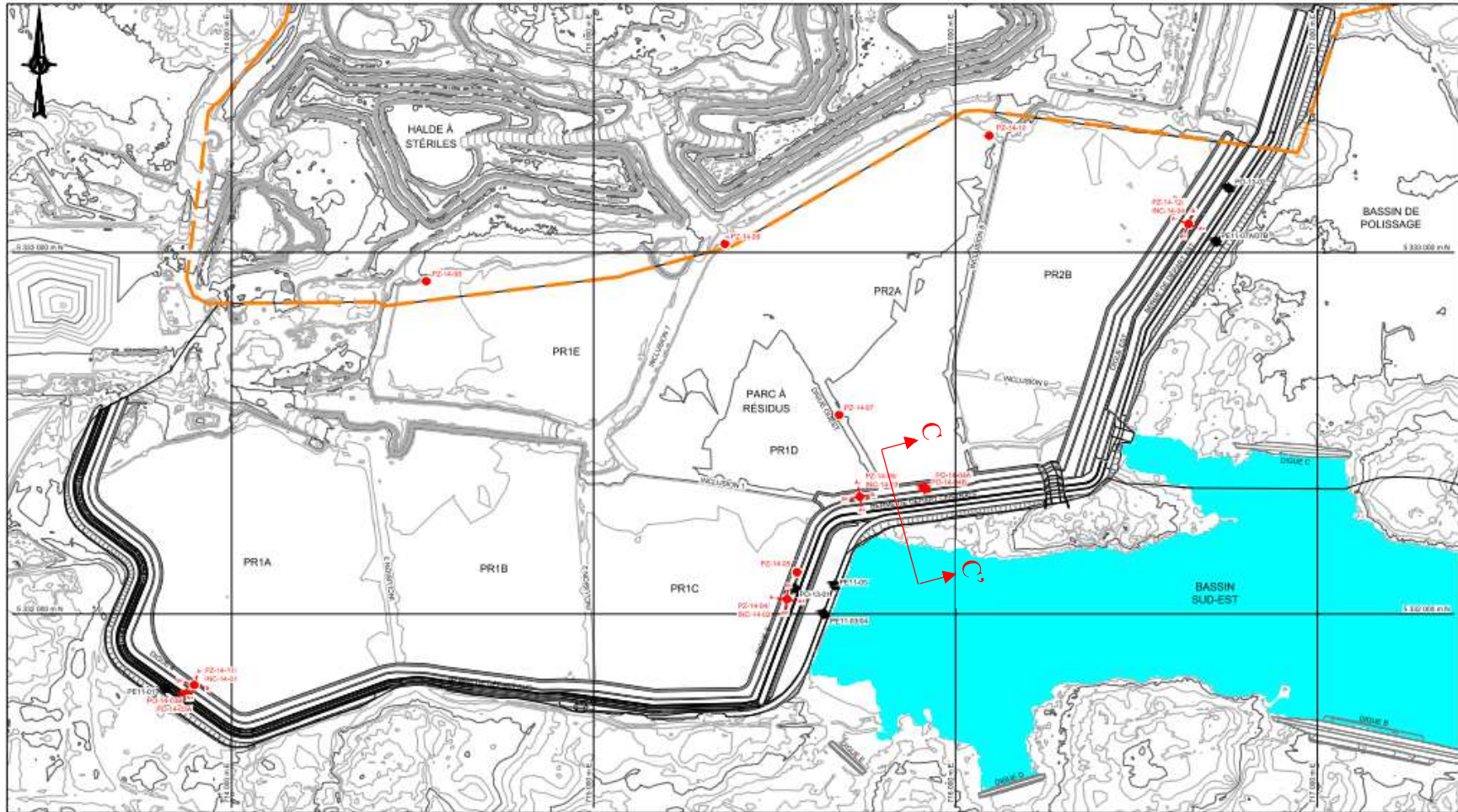


Figure B.1 : Localisation de la coupe C-C' de la berme de départ centrale (tirée de Golder et associés, 2017)

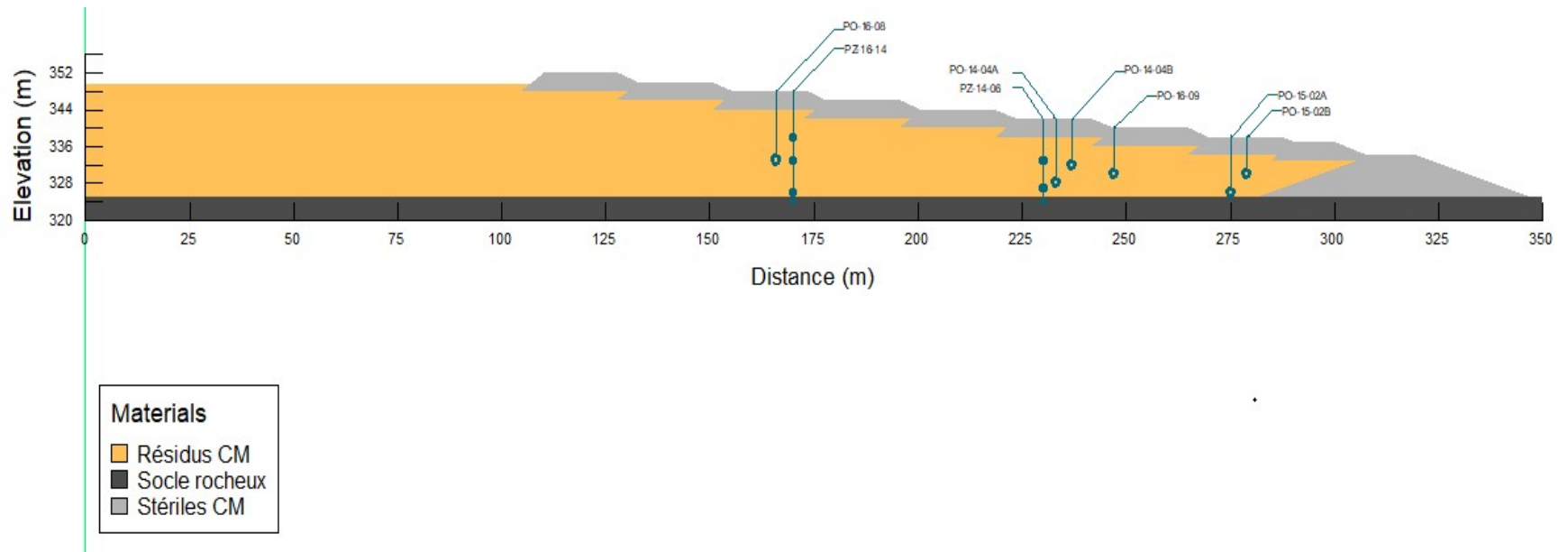
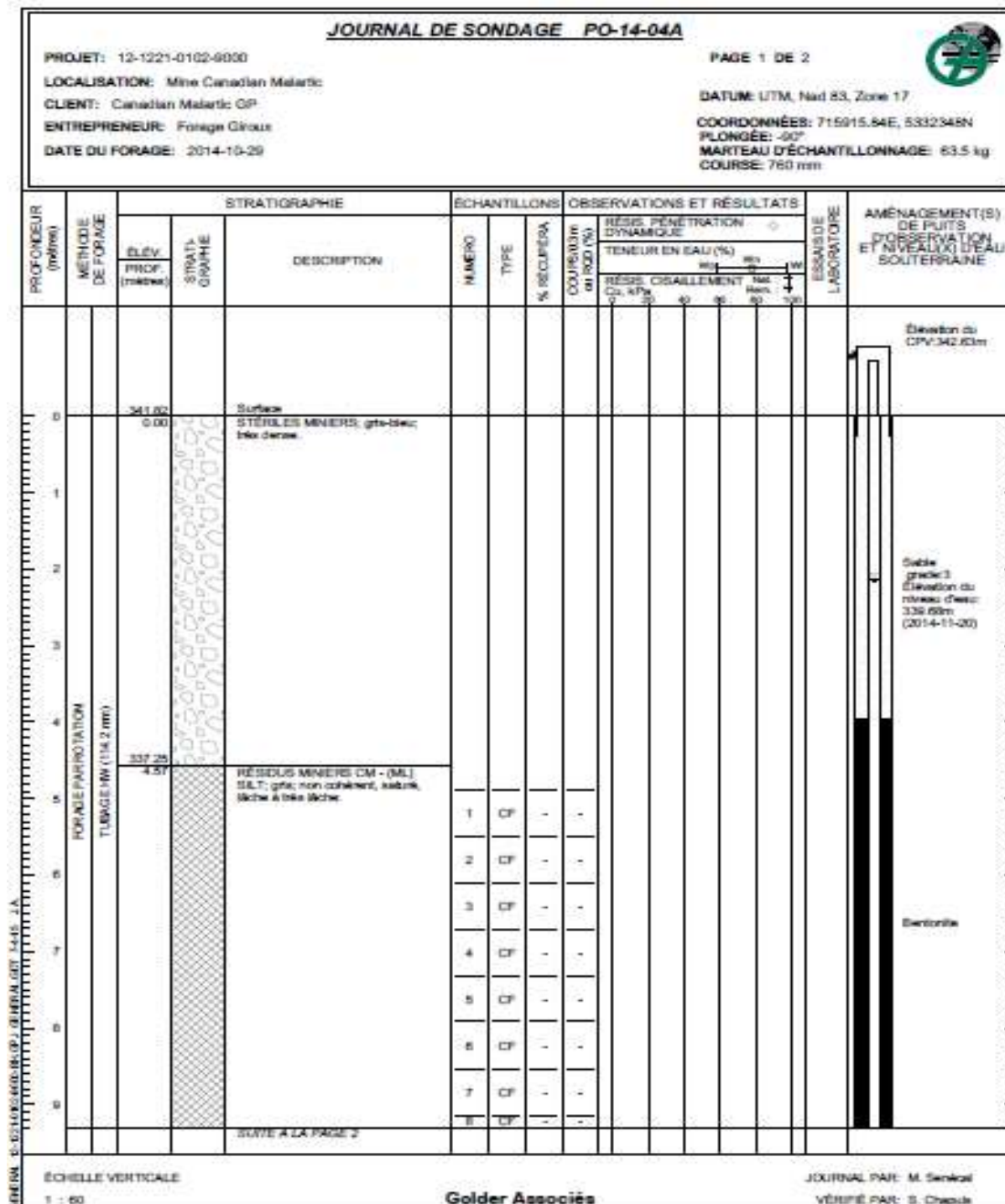



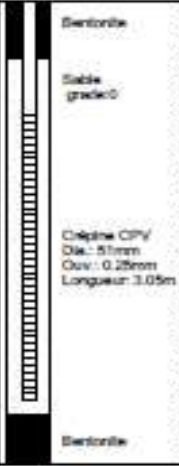


Figure B.2 : Coupe C-C' de la berme de départ centrale et emplacement des sondages

ANNEXE C RAPPORTS DE SONDAGES



<p style="text-align: center;">JOURNAL DE SONDAGE PO-14-04A</p> <p>PROJET: 12-1221-0102-0000 PAGE 2 DE 2</p> <p>LOCALISATION: Mine Canadian Malartic </p>														
PROFONDEUR (mètres)	MÉTHODE DE FORAGE	STRATIOPHIE			ÉCHANTILLONS			OBSERVATIONS ET RÉSULTATS				ESSAIS DE LABORATOIRE	AMÉNAGEMENT(S) DE PUIITS D'OBSERVATION ET NIVEAU(X) D'EAU SOUTERRAINE	
		ELEV. PROF. (mètres)	STRATIG. GRAPHIE	DESCRIPTION	NUMÉRO	TYPE	% RECUPERÉ	COLLISION N° ou ROD (N)	RÉSUS. PÉNÉTRATION DYNAMIQUE	TENEUR EN EAU (%)				RÉSUS. CISELLEMENT
				SUITE DE LA PAGE 1										
	FORAGE PAR ROTATION TUBAGE HW (1142 mm)	327.20 14.02 327.57 14.15 327.57 14.25		RÉSIDUS MINÉRIERS CM - (ML) SILT; gte; non cohérent, saturé, sèche à très sèche.	8 CF - - 9 CF - - 10 CF - - 11 CF - - 12 CF - - 13 CF - - 14 CF - - 15 CF - - 16 CF - -	- - - - - - - - -	- - - - - - - - -	- - - - - - - - -	- - - - - - - - -	- - - - - - - - -	- - - - - - - - -	- - - - - - - - -		Bentonite Sable grain 0 Clayline CPV Dia: 51mm Ouv: 0.25mm Longueur: 3.05m Bentonite
				TERRE VÉGÉTALE - (ML) SILT; noir, présence de matière organique (bois et racines) et de résidus miniers, sableux; non cohérent, saturé, sèche. ANCIENS RÉSIDUS MINÉRIERS - (ML) SILT sableux, un peu de gravier grossier; brun-jaunâtre; non cohérent, saturé, sèche. FIN DU FORAGE.										

ÉCHELLE VERTICALE
1 : 80

Golder Associés

JOURNAL PAR: M. Senkal
VÉRIFIÉ PAR: S. Chepak


<p align="center">JOURNAL DE SONDAGE PO-14-04B</p>													
<p>PROJET: 13-1221-0102-0000 LOCALISATION: Mine Canadian Malartic CLIENT: Canadian Malartic GP ENTREPRENEUR: Forage Giroux DATE DU FORAGE: 2014-10-30</p>					<p>PAGE 1 DE 2 DATUM: UTM, Nad 83, Zone 17 COORDONNÉES: 715914.02E, 5332347.61N PLONGÉE: -90° MARTEAU D'ÉCHANTILLONNAGE: 63.5 kg COURSE: 760 mm</p>								
PROFONDEUR (mètres)	MÉTIER DE FORAGE	STRATIGRAPHIE			ÉCHANTILLONS		OBSERVATIONS ET RÉSULTATS					ESSAIS DE LABORATOIRE	AMÉNAGEMENT(S) DE PUIITS D'OBSERVATION ET NIVEAU(X) D'EAU SOUTERRAIN
		ÉLÉV. PROF. (mètres)	STRATI- GRAPHIE	DESCRIPTION	NUMÉRO	TYPE	% RECUPERÉ	COURSES ou 1000 (%)	RÉS. PÉNÉTRATION DYNAMIQUE TENEUR EN EAU (%)	RÉS. CISAILEMENT Cl, kPa	Net Rem.		
0		341.80		Surface									Élévation du CPV: 342.61m
0.00		341.80		STÉRILES MINÉRS; grs-bloc; très sèche.									
4.57		337.23		RÉSIDUS MINÉRS CM - (ML) S.L.T; grs; non cohérent, saturé, sèche à très sèche.								Bentonite Élévation du niveau d'eau: 336.59m (2014-11-20) Sable grossier	
				SOMME À LA PAGE 2									Capteur CPV Dia.: 51mm Ouv.: 0.25mm Longueur: 3.05m

GÉNÉRAL: B-ESL100-400-BU-01; GÉNÉRAL: GEF 14-15; J.A.

ÉCHELLE VERTICALE
1 : 60

Golder Associés

JOURNAL PAR: M. Senécal
VÉRIFIÉ PAR: S. Chapuis


JOURNAL DE SONDAGE PQ-14-04B												
PROJET: 12-1221-0102-9000			PAGE 2 DE 2									
LOCALISATION: Mine Canadian Metallic												
PROFONDEUR (mètres)	METHODE DE FORAGE	STRATIGRAPHIE			ECHANTILLONS			OBSERVATIONS ET RESULTATS				AMENAGEMENT(S) DE Puits D'OBSERVATION ET NIVEAU(X) D'EAU SOUTERRAINE
		ELEV. PROF. (mètres)	STRATIGRAPHIE	DESCRIPTION	NUMERO	TYPE	N. RECUPERE	COULISSEAU ou ROD (%)	RESS. PENETRATION DYNAMIQUE TENEUR EN EAU (%)	RESS. CHALLEMENT CUI. KPa	ESSAIS DE LABORATOIRE	
				SUITE DE LA PAGE 1								
		332.32 9.53		FIN DU FORAGE.								
10												
11												
12												
13												
14												
15												
16												
17												
18												
19												
20												

GHEM D-EST-0606-08-07-GEN-001-5445-FA

ÉCHELLE VERTICALE
1 - 60

Golder Associés

JOURNAL PAR: M. Senkal
VÉRIFIÉ PAR: S. Chapuis

<p style="text-align: center;">JOURNAL DE SONDAGE PO-16-08</p>														
PROJET: 12-1221-01029060 LOCALISATION: Canadian Metallic CLIENT: CMQP ENTREPRENEUR: Succession Forage Dowling Limitée DATE DU FORAGE: 2016-05-25/26					PAGE 1 DE 1 DATUM: UTM, Nad 83, Zone 17 COORDONNÉES: 715726, 1E, 5332384N PLONGÉE: -00° MARTEAU D'ÉCHANTILLONNAGE: 63.5 kg COURSE: 760 mm									
PROFONDEUR (mètres)	MÉTHODE DE FORAGE	STRATIGRAPHIE			ÉCHANTILLONS		OBSERVATIONS ET RÉSULTATS					ESSAIS DE LABORATOIRE	AMÉNAGEMENT(S) DE PUIITS D'OBSERVATION ET NIVEAU(X) D'EAU SOUTERRAINE	
		ÉLÉV. (mètres)	STRATIGRAPHIE	DESCRIPTION	NUMÉRO	TYPE	N. RECUPÉRA.	COURS. M ou 1000 (%)	RÉS. PÉNÉTRATION DYNAMIQUE	TENEUR EN EAU (%)				RÉS. CHALLEMENT
0		347.75		Surface										Élévation du CPV: 346.86 m
2		0.00		STÉRILES MINÉRIES ; 0-1000 mm, grs-bls, présence de cailloux et de blocs (serrats), non cohérent, très dense.										Densité
4		343.75		RÉSIDUS MINÉRIES CM ; (ML) SLT sableux, grs, non cohérent, saturé, sèche.										Élévation du niveau d'eau: 343.75m (2016-05-27)
6		339.75												Sable de silice
10	POURAGE PAR ROTATION TUBAGE MW (88.9 mm) / CAROTTIER MQ (75.7 mm)													
14		332.86												
15		15.00		FIN DU FORAGE.										
Cribote CPV Dia.: 38mm Ouv.: 0.25mm Longueur: 9.14m														

GENERAL 12-1221-01029060/0001/001 GENERA.DWG 14-11-16 B

JOURNAL DE SONDAGE PO-16-09

PROJET: 12-1221-01029060 PAGE 1 DE 1


LOCALISATION: Canadian Malartic DATUM: LTM, Nad 83, Zone 17


CLIENT: DMGP COORDONNÉES: 715734.7E, 5332305.3N

ENTREPRENEUR: Succession Forage Downing Limitée PLONGÉE: -90°

DATE DU FORAGE: 2016-05-28 MARTEAU D'ÉCHANTILLONNAGE: 63.5 kg

COURSE: 760 mm



PROFONDEUR (mètres)	METHODE DE FORAGE	STRATI-GRAPHE		ECHANTILLONS		OBSERVATIONS ET RÉSULTATS					AMÉNAGEMENT(S) DE Puits D'OBSERVATION ET NIVEAU(X) D'EAU SOUTERRAINE	
		Éch. v. PROF. (mètres)	DESCRIPTION	NUMÉRO	TYPE	% RECUPERÉ	COURSES (m ou rods (%))	RÉS. PÉNÉTRATION DYNAMIQUE	TENEUR EN EAU (%)	RÉS. LISALLEMENT		ESSAIS DE LABORATOIRE
0		308.81	Surface									Élévation du CPV: 340.74 m  Élévation du niveau d'eau: 335.05m (2016-05-30) Secte de silice Casing CPV Dia.: 38mm Ouv.: 0.25mm Longueur: 3.04m
0.00			STÉRILES MINÉRS : 0-1000 mm, grs-bloc, présence de cailloux et de blocs (vermbles), non cohérent, très dense.									
3.96		308.85	RÉSIDUS MINÉRS CM : (ML) SILT, gris, non cohérent, saturé, lâche.									
5.49		304.32	STÉRILES MINÉRS : grs-bloc, présence de cailloux et de blocs (vermbles), non cohérent, très dense.									
5.79		304.02	RÉSIDUS MINÉRS CM : (ML) SILT, gris, non cohérent, saturé, lâche.									
9.14		300.67	FIN DU FORAGE.									

GEMMAL 12-1221-06050606091 GEMMAL 001 1441 - 8-B

ÉCHELLE VERTICALE
1 : 75

Golder Associés

JOURNAL PAR: M. Simkai
VÉRIFIÉ PAR: S. Chapuis

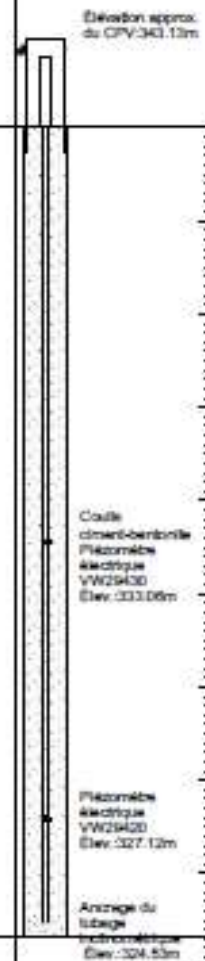
<p style="text-align: center;">JOURNAL DE SONDAGE PZ-14-06 / INC-14-03</p>												
PROJET: 12-1221-0102-9000 LOCALISATION: Mine Canadian Malartic CLIENT: Canadian Malartic GP ENTREPRENEUR: Forage Giroux DATE DU FORAGE: 2014-10-31					PAGE 1 DE 1 DATUM: UTM, NAD 83, Zone 17 COORDONNÉES: 715735.66E, 5332324.12N PLONGÉE: -90° MARTEAU D'ÉCHANTILLONNAGE: 63.5 kg COURSE: 760 mm							
PROFONDEUR (mètres)	MÉTHODE DE FORAGE	STRATIGRAPHIE			ÉCHANTILLONS		OBSERVATIONS ET RÉSULTATS				AMÉNAGEMENT(S) DE PUIT(S) D'OBSERVATION ET NIVEAU(X) D'EAU SOUTERRAIN(E)	
		ÉLÉV. PROF. (mètres)	STRATIGRAPHIE	DESCRIPTION	NUMÉRO	TYPE	% RÉCUPÈRE	COUUREUSE ou RDD (%)	RÉSIL. PÉNÉTRATION DYNAMIQUE	TENEUR EN EAU (%)		RÉSIL. CISAILLEMENT
								W R ₁ R ₂ W R ₁ R ₂ W				
0		341.90		Surface								
0.00		0.00		STÉRILES MINÉRIE: gts-bleu; ble dense.								
6		336.41		RESIDUS MINER CM - (ML) SLT; gts; non cohérent, satuk, lèche.	1	CP	-	-				
5.80					2	CP	-	-				
10		326.71			3	CP	-	-				
9.70					4	CP	-	-				
12		322.57		STÉRILES MINÉRIE: gts-bleu; ble dense.	5	CP	-	-				
12.10					6	CP	-	-				
14		327.57		(ML) SLT sableux et GRAVEN, grossier; brun jaunâtre; non cohérent, satuk, compact.	7	CP	-	-				
14.30												
16		324.43		SOCLE ROCHERUC: gts-bleu; légèrement altéré, résistance forte, excellente qualité, non poreux.	8	CR	100	100				
15.30												
18		317.37		FIN DU FORAGE.								
17.30												

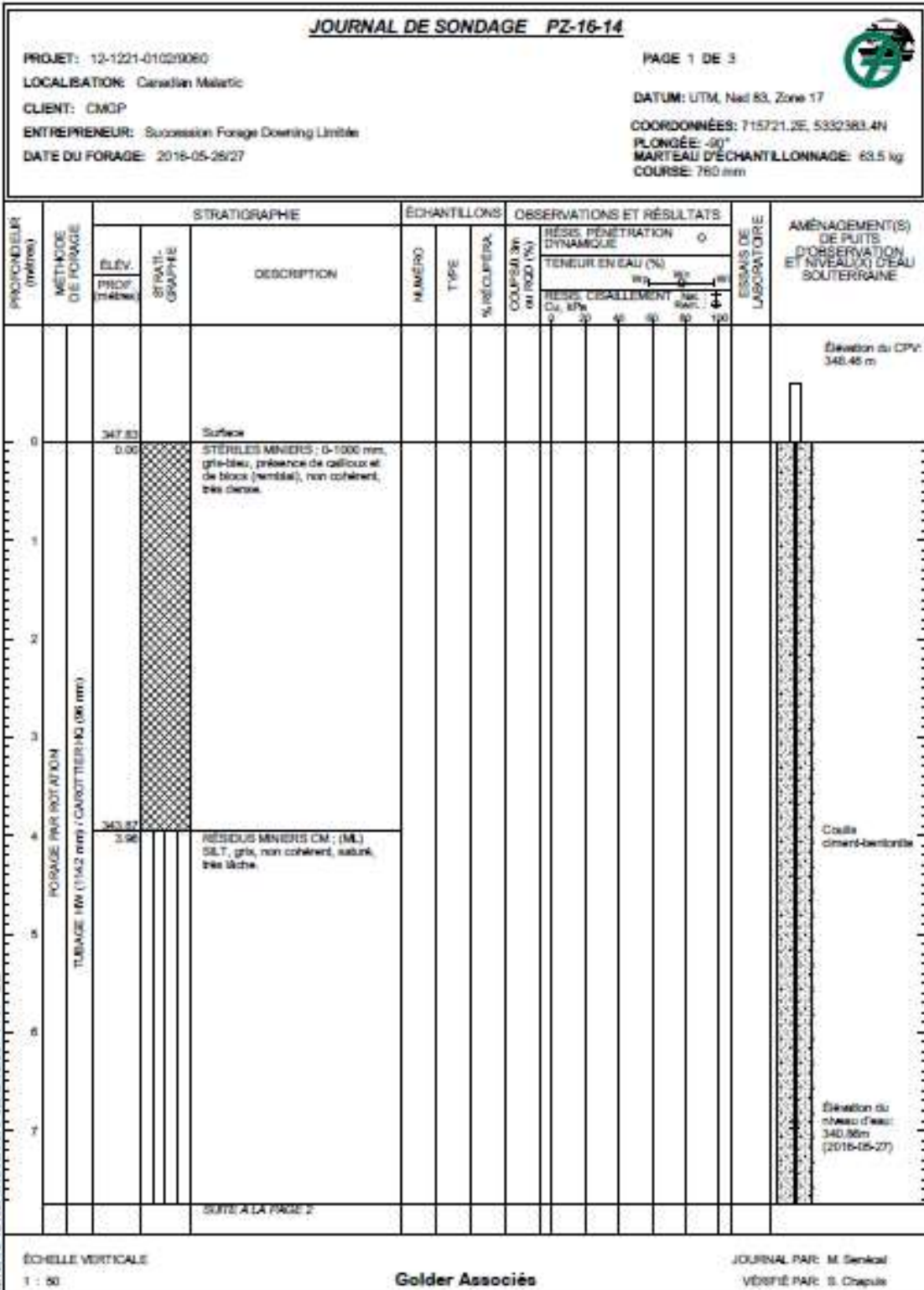
084594 8-ES-14-06-600-08-08 / 084594 087 3445 JA

ÉCHELLE VERTICALE
1 : 125

Golder Associés

JOURNAL PAR: M. Senkal
VÉRIFIÉ PAR: S. Chapuis





JOURNAL DE SONDAGE PZ-16-14										
PROJET: 12-1221-0102/0060					PAGE 2 DE 3					
LOCALISATION: Canadien Métrie										
PROFONDEUR (mètres)	METHODE DE FORAGE	STRATIGRAPHIE			ÉCHANTILLONS		OBSERVATIONS ET RÉSULTATS			AMÉNAGEMENT(S) DE PUIXS D'OBSERVATION ET NIVEAU(X) D'EAU SOUTERRAINE
		ELEV. PROF. (mètres)	STRATI-GRAPHIE	DESCRIPTION	NUMÉRO	TYPE	% RECHÈRE	COURSIÈRE (m/100)	RESS. PÉNÉTRATION DYNAMIQUE TENEUR EN EAU (%)	
				SUITE DE LA PAGE 1						
0				RESIDUS MINÉRIEUX (ML) SILT, grs, non cohérent, saturé, très lâche.						
1										
2										
3										
4										
5										
6										
7										
8										
9										
10										
11										
12										
13										
14										
15										
16										
17										
				SUITE À LA PAGE 3						
<p style="text-align: center;">ÉCHELLE VERTICALE 1 : 50</p> <p style="text-align: center;">Golder Associés</p> <p style="text-align: right;">JOURNAL PAR: M. Senécal VÉRIFIÉ PAR: S. Chapuis</p>										

GÉNÉRAL 12-1221-0102/0060/01 GÉNÉRAL 007 14417 - S.R.

FORAGE PAR ROTATION
TUBAGE 114.2 mm / CAROTTIER 142 (80mm)

Niveau électrique 0.7
MPa VW 25064
Dev: 337.03m

Niveau électrique 0.7
MPa VW 25065
Dev: 332.03m

ANNEXE D RÉSULTATS DE L'ANALYSE DE LA STABILITÉ POUR DES RUPTURES LOCALE ② ET GLOBALE

D.1 Modèle BM8.5 : géométrie actuelle du parc (juillet 2017) et climat projeté avec RCP8,5

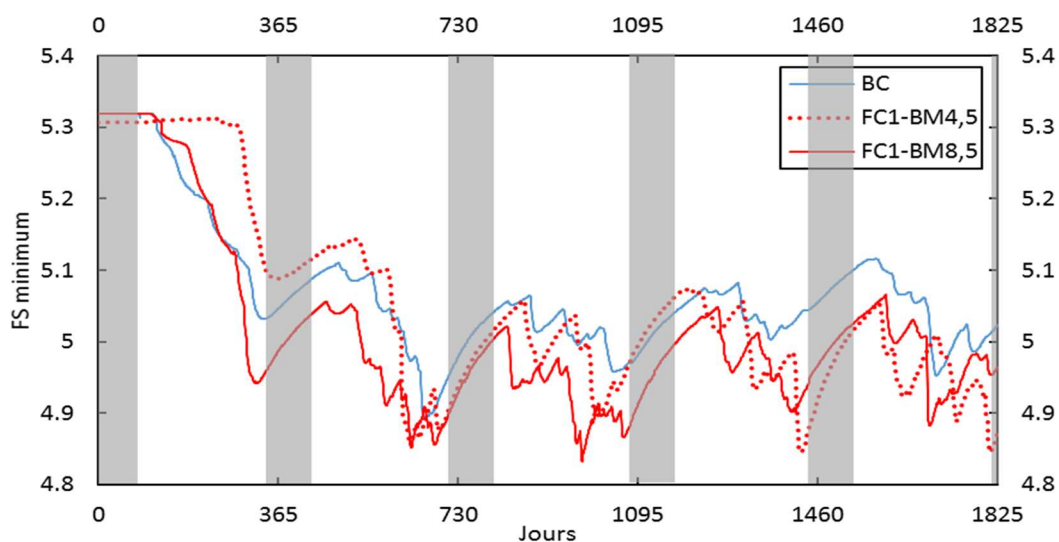


Figure D.1 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture locale ② des modèles BM4.5 et BM8.5 pour la période FC1 (zone grisée = hiver).

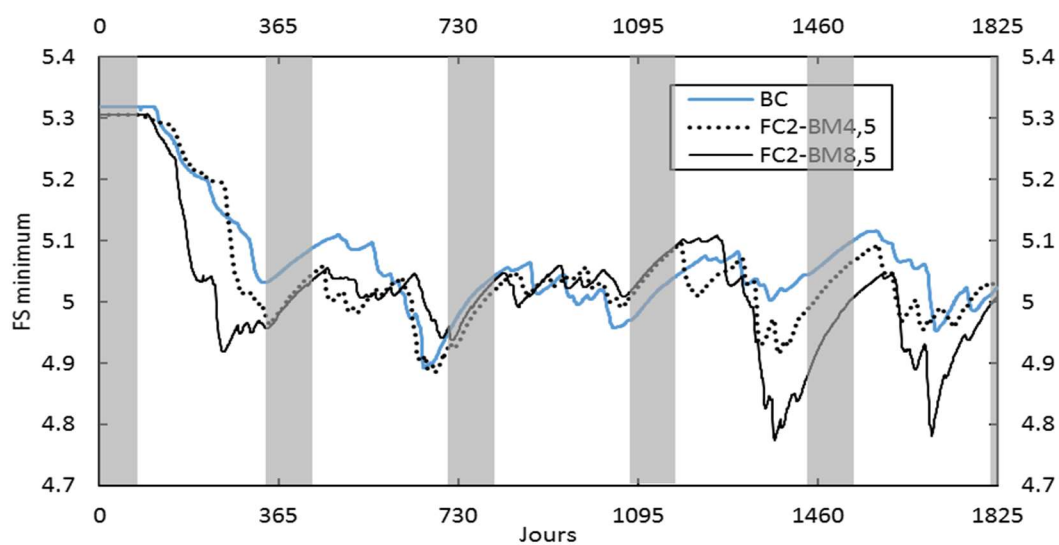


Figure D.2 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture locale ② des modèles BM4.5 et BM8.5 pour la période FC2 (zone grisée = hiver).

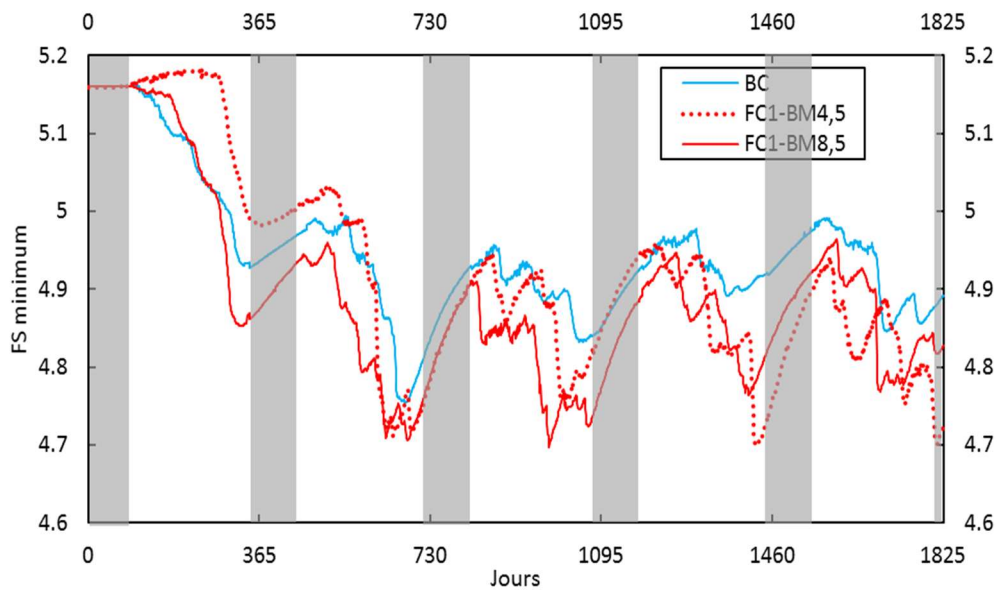


Figure D.3 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture globale des modèles BM4.5 et BM8.5 pour la période FC1 (zone grisée = hiver).

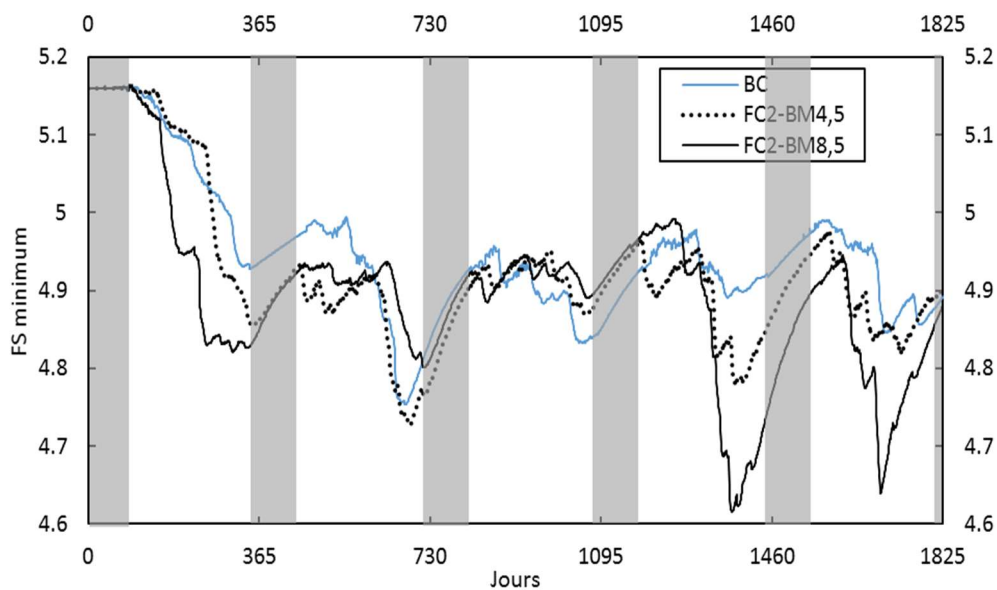


Figure D.4 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture globale des modèles BM4.5 et BM8.5 pour la période FC2 (zone grisée = hiver).

D.2 Modèle FM8.5 : géométrie finale du parc prévue à la fermeture et climat projeté avec RCP8,5

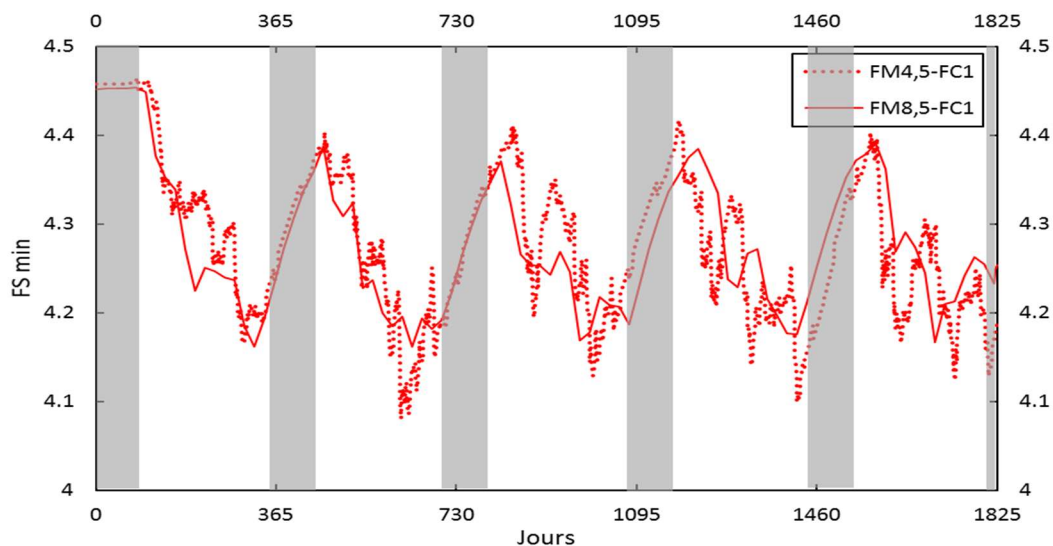


Figure D.5 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture locale (2) des modèles FM4.5 et FM8.5 pour la période FC1 (zone grisée = hiver).

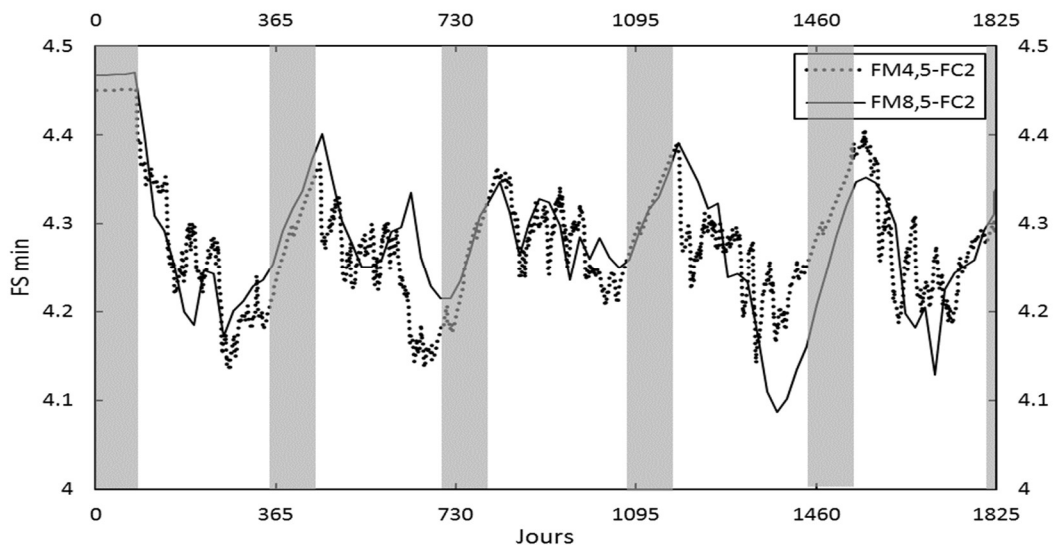


Figure D.6 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture locale (2) des modèles FM4.5 et FM8.5 pour la période FC2 (zone grisée = hiver).

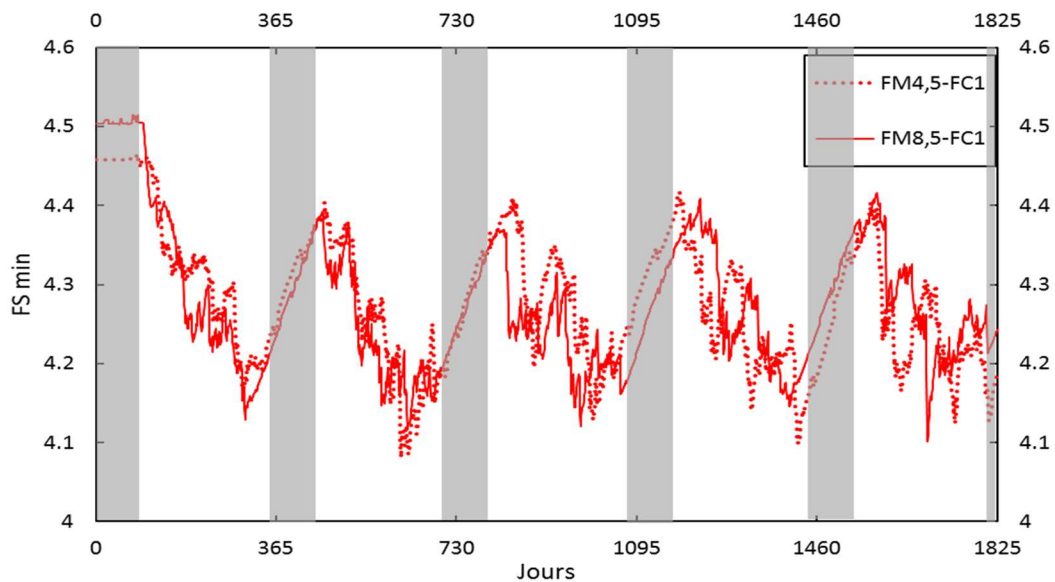


Figure D.7 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture globale des modèles FM4.5 et FM8.5 pour la période FC1 (zone grisée = hiver).

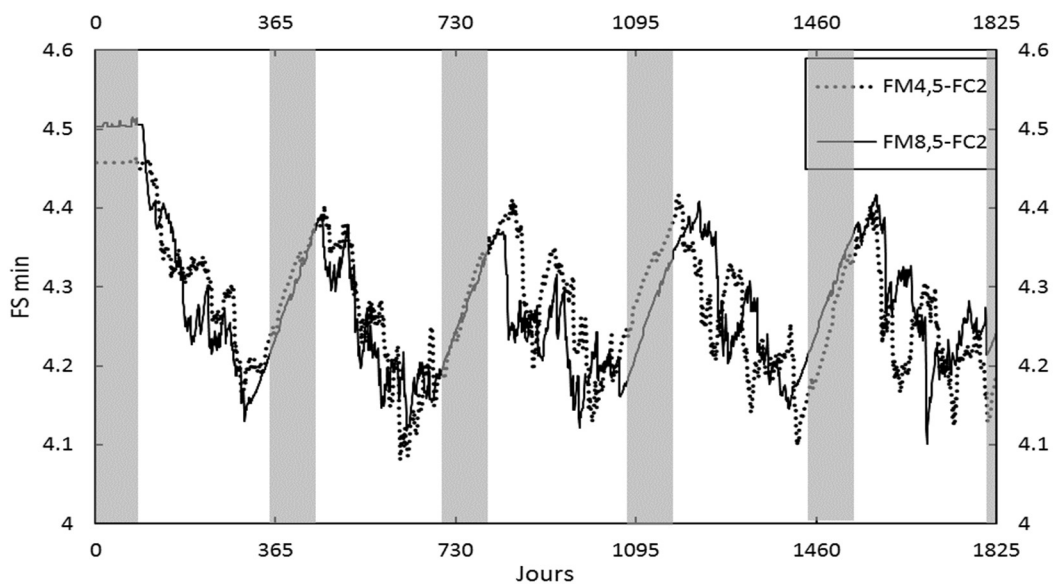
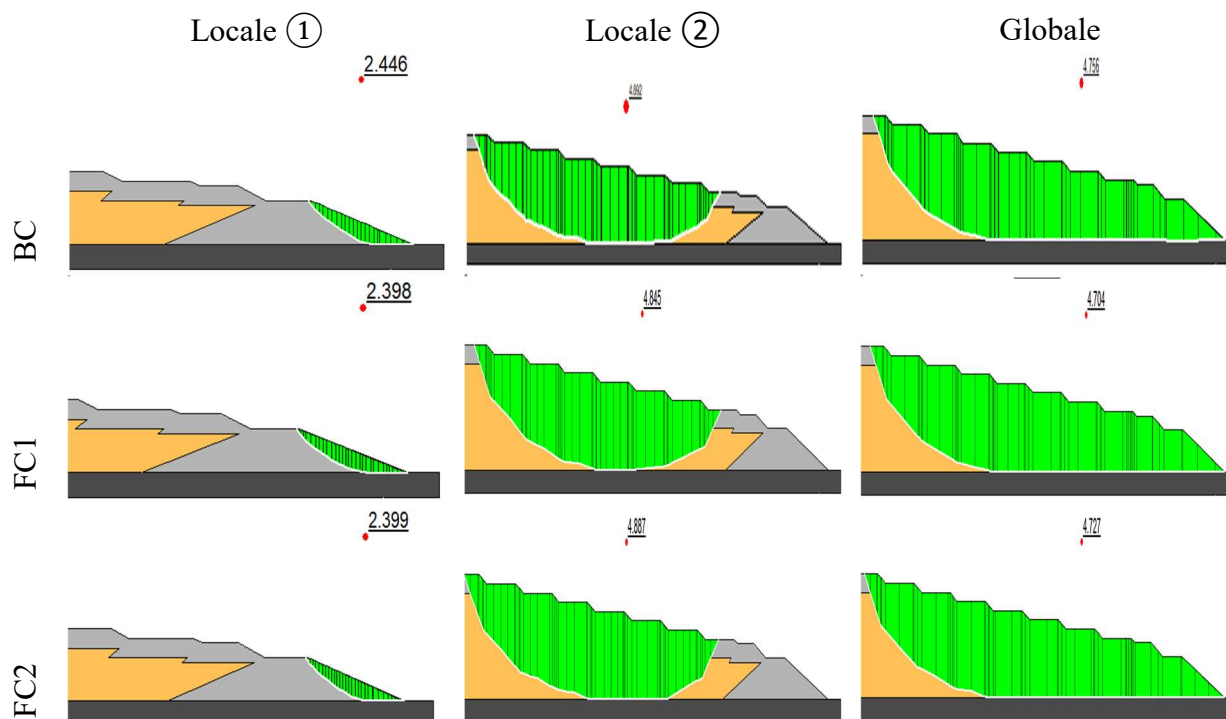


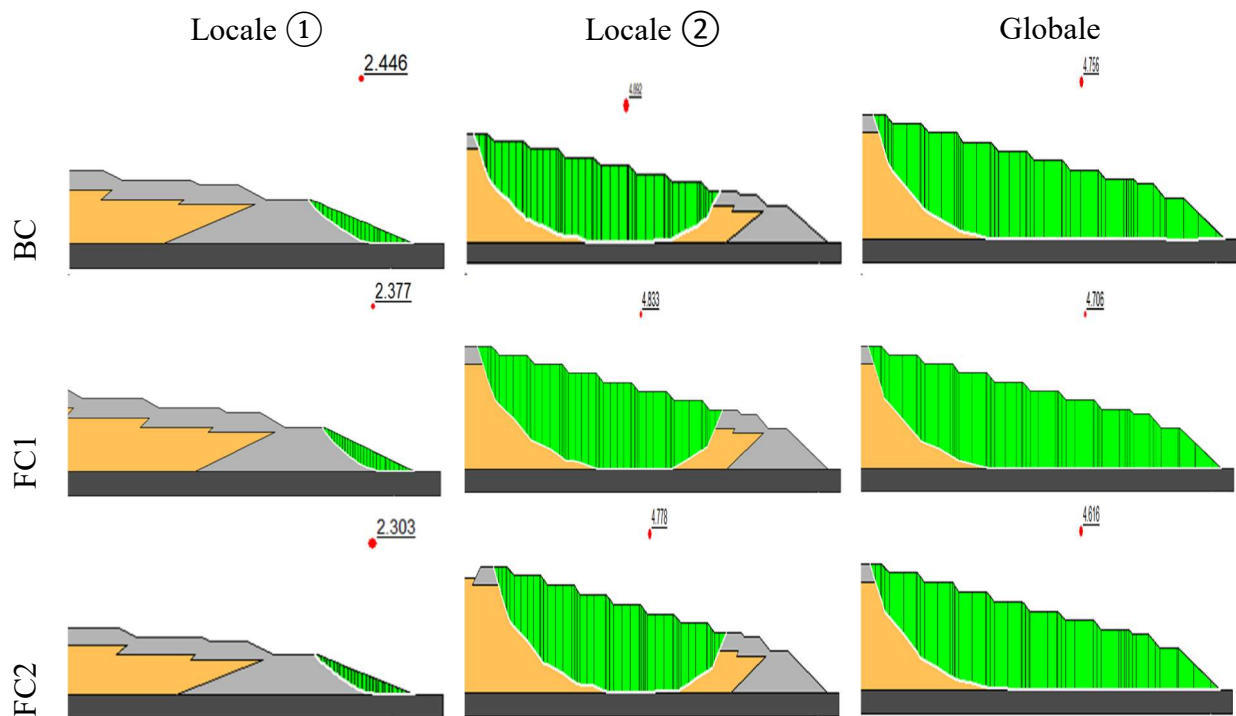
Figure D.8 : Facteurs de sécurité minimum pour une rupture globale des modèles FM4.5 et FM8.5 pour la période FC2 (zone grisée = hiver).

ANNEXE E CERCLES DE RUPTURES ASSOCIÉS AUX FACTEURS DE
SÉCURITÉ MINIMUM DES RUPTURES LOCALE ①, LOCALE ② ET
GLOBALE

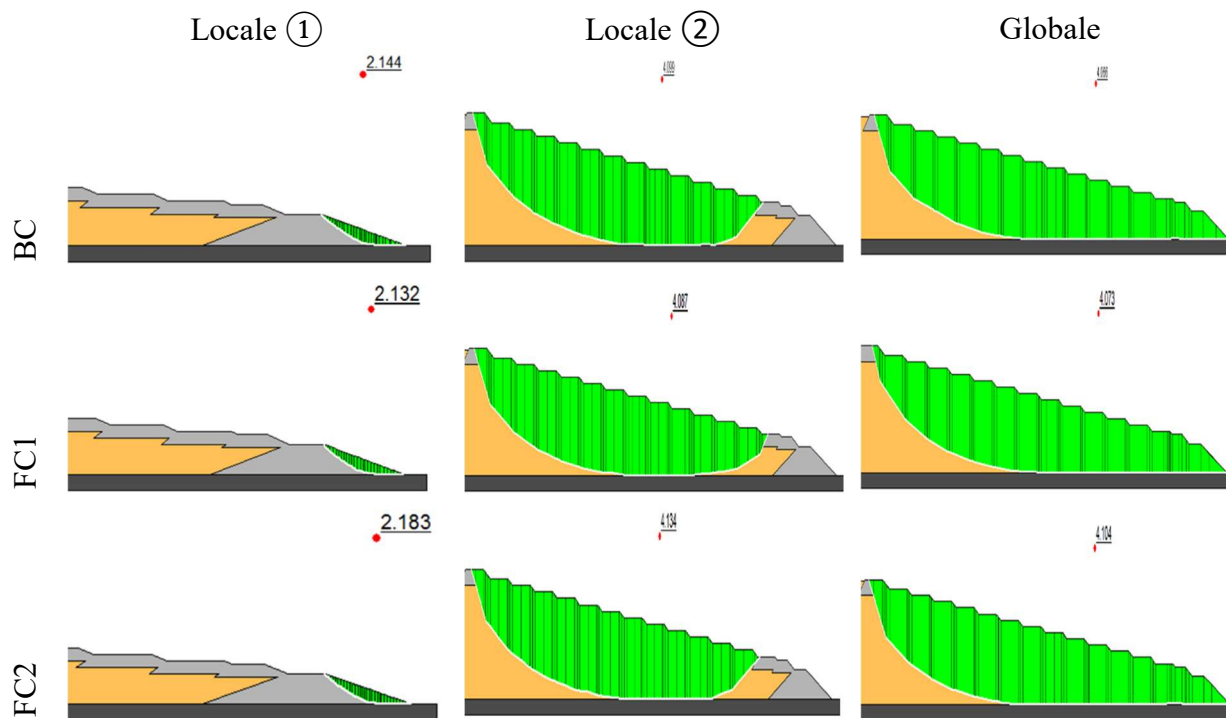
E.1 Modèle BM4.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du
parc de juillet 2017 et climat projeté avec RCP 4.5



E.2 Modèle BM8.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du parc de juillet 2017 et climat projeté avec RCP 8.5



E.3 Modèle FM4.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du parc prévue à la fermeture et climat projeté avec RCP 4.5



E.4 Modèle FM8.5 : modèle simplifié et inspiré de la géométrie du parc prévue à la fermeture et climat projeté avec RCP 8.5

