

Spécificités des analyses de stabilité des empilements de
remblais hétérogènes en carrière à proximité des centres
urbains

par

Gilbert GUEBONG NOAH

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA MAÎTRISE
AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE DE LA CONSTRUCTION
M. Sc. A.

MONTREAL, LE 05 OCTOBRE 2026

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Cette [licence Creative Commons CC BY-NC-ND 4.0](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de créditer l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

Jonathan D. Aubertin, PhD, ing., directeur de recherche
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

Adrien Dimech, Membre du jury
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

Yannic Ethier, Président du jury
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

CE MÉMOIRE A ÉTÉ PRÉSENTÉ ET SOUTENU

DEVANT UN JURY ET LE PUBLIC

8 SEPTEMBRE 2026

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je tiens avant tout à exprimer ma sincère reconnaissance à mon directeur de recherche, le professeur Jonathan D. Aubertin, pour la confiance qu'il m'a accordée en m'intégrant à ce projet. Je lui suis particulièrement reconnaissant pour la qualité de son encadrement, sa grande disponibilité, la pertinence de ses conseils ainsi que la rigueur scientifique qu'il a su me transmettre tout au long de cette recherche.

J'aimerais également remercier l'ensemble des personnes, et membres du milieu professionnel qui ont contribué, de près ou de loin, à l'avancement de ce projet. Ces remerciements s'adressent tout particulièrement à l'équipe de recherche, dont les échanges scientifiques ont été enrichissants.

Un remerciement particulier est adressé à l'entreprise COLAS, partenaire industriel de ce projet, pour son financement, son soutien et sa collaboration.

Je n'oublie pas ma famille, dont l'amour, les encouragements et le soutien indéfectible ont été essentiels pour me permettre de poursuivre ce parcours académique avec détermination et ténacité.

Enfin, j'adresse ma plus profonde gratitude à ma conjointe, pour sa patience, sa compréhension et son soutien constant tout au long de ce parcours exigeant. Sa présence, ses encouragements et les sacrifices qu'elle a consentis ont été cruciaux pour l'achèvement de ce travail.

Spécificités des analyses de stabilité des empilements de remblais hétérogènes en carrière à proximité des centres urbains

Gilbert GUEBONG NOAH

RÉSUMÉ

Ce mémoire présente une investigation numérique de la stabilité d'empilements de remblais granulaires hétérogènes à proximité de carrières en opérations. Un modèle bidimensionnel de référence reposant sur un socle rocheux rigide a été développé dans le logiciel Slide2 de Rocscience. Les analyses portent sur l'influence des paramètres géométriques, mécaniques et hydriques sur le facteur de sécurité, en conditions statiques et transitoires.

En conditions statiques, des études de sensibilité ont permis de quantifier l'effet de la cohésion apparente, de l'angle de frottement interne, du poids volumique et de l'angle de pente sur le facteur de sécurité. Cette étude a été complétée par une analyse probabiliste par la méthode de Monte Carlo, qui a permis d'étudier la variabilité du facteur de sécurité et d'estimer la probabilité de rupture en tenant compte de l'incertitude sur les paramètres mécaniques.

Des analyses transitoires ont ensuite permis d'étudier l'évolution du facteur de sécurité en réponse à des précipitations simulées, en considérant les variations de pression interstitielle dans le temps. Les propriétés mécaniques étant identiques dans chacun des trois matériaux granulaires (gravier, sable, silt), il a été possible de comparer leur réponse hydraulique dans ce modèle de référence, et d'étudier l'effet de la succion matricielle sur leur stabilité. Une cohésion équivalente a été déterminée pour reproduire les effets de la succion dans des analyses simplifiées. Ces résultats permettent de mieux cerner les conditions critiques de déstabilisation des empilements granulaires sous sollicitations hydriques.

Mots clés : remblais granulaires hétérogènes, stabilité des talus, empilements de carrière, facteur de sécurité, conditions non saturées, succion matricielle, analyse probabiliste, méthode de Monte Carlo, infiltration.

Particularities of slope stability analyses for heterogeneous rockfill piles in quarries located near urban centers

Gilbert GUEBONG NOAH

ABSTRACT

This thesis numerically investigates the stability of heterogeneous granular embankment piles near operating quarries. A two-dimensional reference model founded on rigid bedrock was developed using Slide2 (Rocscience) and used as the analytical framework to examine the influence of geometric, mechanical, and hydraulic parameters on the factor of safety under both static and transient conditions.

Under static conditions, sensitivity analyses quantified the individual effects of apparent cohesion, internal friction angle, unit weight, and slope angle on the factor of safety. A Monte Carlo probabilistic framework complemented this deterministic approach by accounting for parameter uncertainty and providing a distribution of failure probabilities under realistic variability.

Transient simulations extended the analysis to rainfall-induced conditions, tracking the evolution of the factor of safety as pore water pressures developed over time. To isolate hydraulic effects, identical mechanical properties were assigned to three granular materials (gravel, sand, and silt), enabling a direct comparison of their hydraulic responses within the same model. The contribution of matric suction to stability was further assessed, and an equivalent cohesion was derived to represent suction effects in simplified analyses where unsaturated behavior is not explicitly modeled.

Overall, the results improve understanding of the key factors controlling the stability of granular embankments under hydraulic loading.

Keywords: heterogeneous granular embankments, slope stability, quarry waste piles, factor of safety, unsaturated conditions, matric suction, probabilistic analysis, Monte Carlo simulation, infiltration.

TABLE DES MATIÈRES

Page

INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 MISE EN CONTEXTE ET OBJECTIFS	4
1.1 Mise en contexte	4
1.2 Objectif général.....	7
1.3 Activités de recherche.....	8
1.4 Structure du mémoire.....	9
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE.....	11
2.1 Préambule	11
2.2 Empilements de remblais granulaires associés aux carrières	12
2.2.1 Rôle et contexte d’implantation	13
2.2.2 Géométrie et méthodes de construction	14
2.2.3 Nature des matériaux et paramètres géotechniques typiques	18
2.2.4 Distinctions entre les empilements urbains et résidus miniers	22
2.3 Hétérogénéité, anisotropie et structure interne	23
2.3.1 Ségrégation granulométrique et zonation interne	25
2.3.2 Anisotropie de perméabilité et effets sur l’écoulement	26
2.4 Comportement non saturé des remblais granulaires	28
2.4.1 Succion matricielle et contraintes effectives.....	28
2.4.2 Courbes de rétention d’eau	30
2.4.3 Conductivité hydraulique non saturée	32
2.5 Écoulement saturé et non saturé dans les empilements granulaires	34
2.5.1 Équation de Richards et conditions aux limites.....	36
2.5.2 Effet de l’hétérogénéité sur l’écoulement	40
2.6 Méthodes de calcul de stabilité et approches probabilistes	42
2.6.1 Approches d’équilibre limite	42
2.6.2 Prise en compte de la succion dans les calculs de stabilité.....	45
2.6.3 Analyses probabilistes et indicateurs de fiabilité.....	46
2.7 Stabilité des talus sous pluie	48
2.7.1 Effet des épisodes pluvieux	49
2.7.2 Représentation numérique des pluies et de l’infiltration	51
2.7.3 Succion, cohésion équivalente et limites des simplifications	54
CHAPITRE 3 MÉTHODES EXPÉRIMENTALES ET DÉFINITION DU MODÈLE NUMÉRIQUE.....	55
3.1 Préambule	55
3.2 Description générale du modèle physique	57

3.2.1	Géométrie et configuration globale	57
3.3	Représentation du comportement mécanique et modèles constitutifs	60
3.3.1	Écoulements et succion en conditions non-saturées	60
3.4	Stratigraphie et nature des matériaux.....	61
3.4.1	Remblai granulaire.....	61
3.4.2	Socle rocheux rigide	64
3.5	Paramètres géotechniques et hydrauliques	65
3.5.1	Paramètres mécaniques	65
3.5.2	Paramètres hydriques (tendances générales)	67
3.5.3	Courbes de rétention et de conductivité hydraulique utilisées.....	68
3.6	Cadre d'analyse numérique et principales variables.....	71
3.6.1	Logiciel et méthode de stabilité	71
3.6.2	Variables géométriques, mécaniques et hydriques	72
3.6.3	Implémentation de la résistance au cisaillement non saturé dans Slide 2.	74
CHAPITRE 4	ANALYSE PAR REPRÉSENTATION IMPLICITE DES CONDITIONS HYDRIQUES	75
4.1	Préambule	75
4.2	Modèle numérique et hypothèses générales	76
4.2.1	Géométrie et conditions hydriques	76
4.2.2	Paramètres mécaniques de référence	77
4.3	Principe de l'analyse de sensibilité	78
4.4	Analyse de sensibilité des paramètres mécaniques.....	79
4.4.1	Cohésion apparente(c')	79
4.4.2	Angle de frottement interne (φ')	82
4.4.3	Poids volumique sec (γ)	84
4.4.4	Analyse de sensibilité de l'angle de pente	87
4.4.5	Analyse de sensibilité normalisée et discussion des incertitudes	88
4.5	Analyse probabiliste de la stabilité	92
4.5.1	Objectifs de l'analyse probabiliste.....	93
4.5.2	Paramètres aléatoires et distributions statistiques.....	93
4.5.3	Configuration géométrique retenue	94
4.5.4	Distribution probabiliste du facteur de sécurité	94
4.5.5	Surface de rupture critique et indicateurs probabilistes.....	96
4.6	Synthèse des résultats	98
CHAPITRE 5	ANALYSE EXPLICITE DES CONDITIONS HYDRIQUES EN ÉTAT TRANSITOIRE AVEC ÉPISODES PLUVIEUX.....	100
5.1	Objectifs et cadre de l'analyse	100
5.2	Description de la précipitation simulée et de sa représentation numérique dans Slide 2	101
5.2.1	Description de l'événement de pluie.....	102

5.2.2	Implémentation de la précipitation dans Slide2.....	105
5.3	Modélisation explicite.....	108
5.3.1	Cas I : aucune succion.....	108
5.3.2	Cas II : analyse transitoire avec succion et $\varphi_b = 0$	111
5.3.3	Cas III : résistance au cisaillement en conditions non-drainées explicite.....	117
5.4	Sommaire des résultats	119
CHAPITRE 6	APPROXIMATION D'UNE ÉQUIVALENCE DE LA COHÉSION APPARENTE POUR UNE ANALYSE IMPLICITE DES EMPILEMENTS DE REMBLAIS	127
6.1	Préambule	127
6.2	Application au gravier.....	127
6.3	Application au sable.....	129
6.4	Application au silt	130
6.5	Sommaire et observations	132
CHAPITRE 7	DISCUSSION	134
7.1	Interprétation globale des résultats	134
7.2	Influence des conditions hydriques et de la succion.....	134
7.3	Rôle des propriétés hydrauliques	135
7.4	Effet de l'hétérogénéité des remblais.....	136
7.5	Apport de l'analyse probabiliste	136
7.5.1	Simulations Monte Carlo en conditions homogènes	137
7.5.2	Prise en compte de la variabilité spatiale.....	137
7.6	Implications pour la conception et la gestion	138
7.7	Limites et perspectives.....	139
CONCLUSION		140
RECOMMANDATIONS		142
ANNEXE I	RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES DES ANALYSES DE SENSIBILITÉ.....	145
ANNEXE II	DÉTAILS DE L'ANALYSE PROBABILISTE	147
II.1	Paramètres aléatoires retenus.....	147
II.2	Indicateurs probabilistes de stabilité, $\beta = 37^\circ$ (5 000 simulations Monte Carlo)	148
II.3	Indicateurs probabilistes de stabilité, $\beta = 43^\circ$ (5 000 simulations Monte Carlo).....	149
ANNEXE III	RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES DES ANALYSES TRANSITOIRES	151
III.1	Cas sans succion : facteur de sécurité pour les trois matériaux	152

XIV

III.2	Cas avec succion : facteur de sécurité pour les trois matériaux.....	153
III.3	Cas avec l'option Φb : facteur de sécurité pour les trois matériaux	154
III.4	Synthèse comparative	155
ANNEXE IV DÉTERMINATION DE LA COHÉSION ÉQUIVALENTE (CH.6)		156
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES		158

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 2.1 Propriétés hydromécaniques typiques des matériaux granulaires (adapté de Maknoon, 2016).....	21
Tableau 2.2 Comparaison des caractéristiques géotechniques et opérationnelles entre les empilements granulaires en contexte urbain et les haldes à stériles miniers, adapté de Maknoon (2016) et Aubertin et al. (2025).....	23
Tableau 2.3 Paramètres aléatoires retenus pour l'analyse probabiliste : moyennes, écarts-types et type de loi, adaptés de Majdanishabestari (2023) et Aubertin et Aubertin (2026).....	48
Tableau 3.1 Paramètres géométriques du modèle.....	59
Tableau 3.2 Rôle et caractéristiques qualitatives des matériaux gravier, sable et silt d'après Aubertin (2024) et Maknoon (2016).....	64
Tableau 3.3 Paramètres géotechniques du remblai granulaire, incluant la variabilité statistique, tiré de Aubertin et al. (2025).....	66
Tableau 3.4 Tendances hydriques qualitatives des matériaux gravier, sable et silt, d'après Cui et Delage (2008), Maknoon (2016) et Aubertin (2024)	67
Tableau 3.5 Synthèse des principales variables du modèle numérique et de leur rôle dans les analyses	73
Tableau 4.1 Paramètres mécaniques de référence, tiré de Aubertin et al. (2025).....	78
Tableau 4.2 Sensibilité normalisée des paramètres géotechniques	89
Tableau 4.3 Indicateurs probabilistes de stabilité pour $\beta = 37^\circ$	98
Tableau 5.1 Synthèse des paramètres caractéristiques de l'évolution du facteur de sécurité pour les trois matériaux.....	115
Tableau 5.2 Valeurs minimales du facteur de sécurité et variation relative associée pour les matériaux étudiés	116

Tableau 5.3	Valeurs minimales du facteur de sécurité et temps critiques avec l'option unsaturated shear strength.....	119
Tableau 5.4 :	Synthèse des indicateurs de stabilité transitoire pour le remblai graveleux .	122
Tableau 5.5	Synthèse des indicateurs de stabilité transitoire pour le remblai sableux	124
Tableau 5.6	Synthèse des indicateurs de stabilité transitoire pour le remblai silteux.....	126
Tableau 6.1	Effet de la cohésion imposée sur le facteur de sécurité minimal (gravier) ..	128
Tableau 6.2	Effet de la cohésion imposée sur le facteur de sécurité minimal (Sable)	130
Tableau 6.3	Valeurs minimales du facteur de sécurité et les temps critiques correspondants (Silt)	132
Tableau-A I-1	Facteur de sécurité en fonction de la cohésion apparente $c'(\beta = 37^\circ$, autres paramètres aux valeurs de référence du tableau 4.1)	145
Tableau-A I-2	Facteur de sécurité en fonction de la cohésion apparente $c'(\beta = 37^\circ$, autres paramètres aux valeurs de référence du tableau 4.1)	145
Tableau-A I-3	Facteur de sécurité en fonction du poids volumique sec γ (autres paramètres aux valeurs de référence du tableau 4.1).....	146
Tableau-A I-4	Facteur de sécurité en fonction du poids volumique sec γ (autres paramètres aux valeurs de référence du tableau 4.1).....	146
Tableau-A II-1	Paramètres aléatoires de l'analyse probabiliste, moyennes, écarts-types et lois associées	147
Tableau-A II-2	Facteur de sécurité, probabilité de rupture et indices de fiabilité	148
Tableau-A II-3	Facteur de sécurité, probabilité de rupture et indices de fiabilité	149
Tableau-A III-1	Facteur de sécurité en fonction du temps pour le cas sans succion (voir tableau de données complet)	152
Tableau-A III-2	Facteur de sécurité en fonction du temps pour le cas avec succion (cohésion apparente équivalente) (voir tableau de données complet).....	153

XVIII

Tableau-A III-3 Facteur de sécurité en fonction du temps pour le cas avec l'option Phi b (voir tableau de données complet).....	154
Tableau-A III-4 Facteur de sécurité minimal et temps critique associé, selon le matériau et l'approche de modélisation.....	155
Tableau-A IV-1 Effet de la cohésion imposée sur le facteur de sécurité minimal pour le gravier	156
Tableau-A IV-2 Effet de la cohésion imposée sur le facteur de sécurité minimal pour le sable	156
Tableau-A IV-3 Effet de la cohésion imposée sur le facteur de sécurité minimal pour le silt	157

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1	Prise de vue aérienne d'une cicatrice de glissement de terrain dans un empilement de remblais granulaires en bordure d'une carrière en opération, tiré de Aubertin et al. 2025 6
Figure 1.2	Analyse de détection des changements de l'empilement de remblais suite au glissement de terrain. L'échelle de couleur correspond à la variation absolue (m) entre les nuages de points aux différents pas de temps Tiré de Aubertin et al. 2025 6
Figure 2.1 :	Empilement de remblais granulaires à proximité d'un milieu urbain (Aubertin, 2025) 13
Figure 2.2	Photo illustrant un empilement granulaire de stériles miniers implanté à proximité d'une carrière à ciel ouvert, montrant la hauteur caractéristique de l'ouvrage (≈ 36 m) et l'angle moyen du talus ($\beta \approx 37^\circ$), tiré de Aubertin (2024) 14
Figure 2.3	Schéma comparatif des modes de mise en place et de la structure interne des empilements granulaires. Schémas conceptualisés tirés de Aubertin et al. (2005), Maknoon (2016) et Lahmira et al. (2016) 16
Figure 2.4	Structure interne typique d'un empilement granulaire montrant la ségrégation fins/grossiers (d'après Smith et al., 1995) 17
Figure 2.5 :	Structure interne hétérogène d'un empilement granulaire formé par déversement (d'après Wilson et al., 2000). 17
Figure 2.6	Courbes granulométriques de résidus miniers prélevés au moulin provenant de neuf mines canadiennes de roche dure (Bussière, 2007, tel que présenté dans Aubertin, Simms et Schafer, 2025) 19
Figure 2.7	Courbes granulométriques d'échantillons prélevés in situ dans un parc à résidus miniers québécois (S1 à S13). La dispersion plus grande des courbes par rapport aux échantillons au moulin reflète la ségrégation hydraulique et l'hétérogénéité du mode de dépôt (Bussière, 2007, tel que présenté dans Aubertin, Simms et Schafer, 2025) 20

Figure 2.8	Représentation schématique d'un empilement de stériles miniers illustrant la ségrégation granulométrique et la structure interne des couches en fonction du mode de mise en place (tiré de Aubertin et al., 2005)	24
Figure 2.9	Effet de l'anisotropie hydraulique sur les lignes de courant dans un remblai granulaire soumis à un écoulement amont-aval, illustré par des champs de charge calculés numériquement avec Slide2 (Rocscience, 2024). Le dégradé de couleur représente la charge hydraulique totale, du bleu (valeurs faibles, pied du talus) au rouge (valeurs élevées, crête du remblai). (a) Anisotropie dominée par la perméabilité horizontale ($k_h \gg k_v$) ; (b) Anisotropie moins marquée ($k_h \approx k_v$)	27
Figure 2.10	Courbes de rétention d'eau typiques pour un gravier grossier, un sable moyen et un silt, illustrant l'effet de la texture sur la succion et la teneur en eau volumique résiduelle dans des matériaux granulaires hétérogènes (paramètres inspirés de Aubertin et al., 2003)	32
Figure 2.11	Variation de la conductivité hydraulique relative (adapté de Mualem, 1976 ; van Genuchten, 1980)	34
Figure 2.12	Représentation schématique de la zone non saturée et des principaux processus du cycle hydrologique, incluant l'infiltration, l'évaporation, le ruissellement et l'écoulement souterrain, tiré de Lu et Likos (2004)	35
Figure 2.13	Schéma conceptuel du domaine de calcul pour un empilement granulaire de carrière, illustrant la nappe imposée à la base, les conditions latérales de flux nul et le flux d'infiltration appliqué en surface lors d'un épisode pluvieux, pour la résolution de Richards (adapté de Fala, 2011)	40
Figure 2.14	Représentation conceptuelle de la distribution de la saturation et des lignes de courant dans un empilement granulaire hétérogène, illustrant des zones grossières plus sèches et drainantes, des zones fines plus humides, des chemins d'écoulement préférentiels et des poches d'eau susceptibles d'affecter la stabilité (adapté de Raymond et al., 2021 ; Qiu, 2022)	42
Figure 2.15	Schéma d'un talus d'empilement granulaire présentant une surface de rupture circulaire hypothétique et la décomposition en tranches utilisée dans une méthode de type Bishop, avec indication des forces motrices (poids des tranches) et des forces résistantes agissant le long de la surface de glissement (adapté de Bishop, 1955 ; USACE, 2003)	44

Figure 2.16	Évolution schématique de la succion et du facteur de sécurité au cours d'un épisode pluvieux, illustrant la diminution progressive de la succion en surface, l'apparition possible de pressions interstitielles positives et le décalage temporel entre le pic de pluie et le minimum du facteur de sécurité (schéma conceptuel basé sur Zhang et al., 2014 et Sun et al., 2016)	50
Figure 2.17	Hyétogramme de l'épisode pluvieux simulé, exprimé en intensité de pluie en fonction du temps.....	52
Figure 2.18	Évolution calculée de la teneur en eau moyenne dans la zone superficielle et du facteur de sécurité en fonction du temps, pour un talus d'empilement granulaire lors d'une analyse transitoire.....	53
Figure 3.1	Modèle topographique de l'empilement de remblais type implémenté dans le présent mémoire. Tiré de Aubertin et Aubertin, 2026.	58
Figure 3.2	Schéma conceptuel d'un remblai granulaire reposant sur un socle rocheux rigide	59
Figure 3.3	Courbes de rétention d'eau pour les matériaux gravier, sable et silt, adaptées d'après Aubertin (2024).....	69
Figure 3.4	Courbes de conductivité hydraulique non saturée pour les matériaux Gravier, Sable et Silt, adaptées d'après Aubertin (2024).....	70
Figure 4.1	Géométrie de référence du modèle numérique ainsi que les conditions hydriques retenues dans Slide2, avec la position de la nappe d'eau à 1 m (Rocscience, 2024).....	77
Figure 4.2	Variation du facteur de sécurité selon la cohésion apparente, avec visualisation des plans critiques pour chaque valeur de c' (Rocscience, 2024)	80
Figure 4.3	Relation quasi linéaire entre la cohésion apparente et le facteur de sécurité.....	81
Figure 4.4	Surfaces critiques pour l'angle de frottement interne $\varphi' \{29^\circ, 35^\circ, 37^\circ, 45^\circ\}$ (Rocscience, 2024).....	83
Figure 4.5	Variation du facteur de sécurité avec l'angle de frottement interne φ'	84
Figure 4.6	Surfaces critiques de rupture pour $\gamma = \{16, 18, 20, 24\}$ kN/m ³ (Rocscience, 2024)	85

Figure 4.7	Évolution du facteur de sécurité en fonction du poids volumique (γ), mettant en évidence l'influence directe du poids volumique sur l'équilibre global du talus	86
Figure 4.8	Influence de l'angle de pente β sur le facteur de sécurité (Rocscience, 2024) ..	87
Figure 4.9	Évolution du facteur de sécurité en fonction des angles de pente analysés à l'aide du logiciel Slide2, sous conditions mécaniques constantes	88
Figure 4.10	Comparaison des sensibilités normalisées des paramètres géotechniques sur le facteur de sécurité	90
Figure 4.11	Facteur de sécurité en fonction du pourcentage de la plage de variation des paramètres mécaniques pour $\beta = 37^\circ$ et $\beta = 43^\circ$ (Slide2, Rocscience, 2024)	91
Figure 4.12	Distribution probabiliste du facteur de sécurité pour (a) $\beta = 37^\circ$ et (b) $\beta = 43^\circ$, obtenue à partir de 5 000 simulations Monte Carlo (Slide2, Rocscience, 2024)	95
Figure 4.13	Distribution probabiliste de la cohésion apparente pour (a) $\beta = 37^\circ$ et (b) $\beta = 43^\circ$, obtenue à partir de 5 000 simulations Monte Carlo (Slide2, Rocscience, 2024)	95
Figure 4.14	Surface de rupture critique et résultats probabilistes intégrés (Rocscience, 2024)	97
Figure 5.1	Hyétoگرامme de l'événement pluvieux simulé sur 24 h (intensité de pluie en fonction du temps)	103
Figure 5.2	Hyétoگرامme de précipitation appliqué comme flux hydraulique de surface durant l'événement pluvieux simulé	104
Figure 5.3	Définition du flux d'infiltration normal comme condition hydraulique de surface dans Slide2 (Rocscience, 2024).....	106
Figure 5.4	Fonction d'infiltration dépendante du temps appliquée comme flux hydraulique transitoire dans Slide2 (Rocscience, 2024).....	107
Figure 5.5	Variation du facteur de sécurité au cours du temps pendant l'événement pluvieux (cas sans succion).....	110

Figure 5.6	Évolution du facteur de sécurité en fonction du temps pour les trois matériaux 114
Figure 5.7	Évolution temporelle de la variation relative du facteur de sécurité ($\Delta FS/FS_0$) sous infiltration pluvieuse transitoire..... 116
Figure 5.8	Évolution temporelle du facteur de sécurité $FS(t)$ avec l'option « Unsaturated Shear Strength » (Slide2, Rocscience, 2024)..... 118
Figure 5.9	Évolution temporelle du facteur de sécurité pour le remblai graveleux selon les trois approches de modélisation..... 120
Figure 5.10	Évolution temporelle du facteur de sécurité pour le remblai sableux selon les trois approches de modélisation..... 122
Figure 5.11	Évolution temporelle du facteur de sécurité pour le remblai silteux selon les trois approches de modélisation..... 124
Figure 6.1	Influence de la cohésion imposée sur la réponse en stabilité du gravier..... 128
Figure 6.2	Évolution temporelle du facteur de sécurité pour le sable dans les différentes configurations analysées 129
Figure 6.3	Évolution du facteur de sécurité pour le silt dans les différentes configurations analysées 131
Figure 7.1	Graine probabiliste présentant $FS < 1$ pour $\beta = 37^\circ$. Variabilité spatiale de (a) la cohésion c' (kPa) et (b) l'angle de frottement interne ϕ' (°). La variabilité spatiale simulée génère une faible cohésion associée à un angle de frottement élevé dans la zone de rupture (Slide2, Rocscience, 2024)..... 138
Figure-A II-1	Surface de rupture critique et résultats probabilistes intégrés pour $\beta = 37^\circ$, FS moyen = 1,128, $P_f = 1,900\%$, $RI = 2,165$ (normale) / 2,274 (log-normale) (Slide2, Rocscience, 2024) 149
Figure-A II-2	Surface de rupture critique et résultats probabilistes intégrés pour $\beta = 43^\circ$, FS moyen = 0,935, $P_f = 90,240\%$, $RI = -1,320$ (normale) / -1,304 (log-normale) (Slide2, Rocscience, 2024) 150
Figure-A III-1	Comparaison du facteur de sécurité minimal selon le matériau et l'approche de modélisation de la succion 155

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

AEV	Air Entry Value (valeur d'entrée d'air)
FS	Facteur de sécurité (Factor of Safety)
IPCC	Intergovernmental Panel on Climate Change (Groupe d'experts intergouvernemental sur l'évolution du climat)
LEM	Limit Equilibrium Method (méthode d'équilibre limite)
MC	Monte Carlo
MTQ	Ministère des Transports du Québec
PDF	Probability Density Function (fonction de densité de probabilité)
RI	Reliability Index (indice de fiabilité)
SWCC	Soil-Water Characteristic Curve (courbe caractéristique sol-eau)
USACE	United States Army Corps of Engineers
USS	Unsaturated Shear Strength

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

SYMBOLES

α_v	Paramètre du modèle de van Genuchten
β	Angle du talus (angle de pente)
c'	Cohésion effective
c_{app}	Cohésion apparente
c_{eq}	Cohésion équivalente
$C(\psi)$	Capacité capillaire du sol
FS	Facteur de sécurité
FS_0	Facteur de sécurité initial
FS_{min}	Facteur de sécurité minimal
$\Delta FS/FS_0$	Variation relative du facteur de sécurité
γ	Poids volumique
h	Charge hydraulique
h_p	Charge de pression de l'eau interstitielle
h_w	Charge hydraulique correspondant au niveau de la nappe
H	Hauteur du talus
i	Gradient hydraulique
k	Conductivité hydraulique
$k(\theta)$	Conductivité hydraulique dépendant de la teneur en eau
$k(\psi)$	Conductivité hydraulique en fonction de la succion
k_s	Conductivité hydraulique saturée
k_h	Conductivité hydraulique horizontale

k_v	Conductivité hydraulique verticale
k_h/k_v	Rapport d'anisotropie de la conductivité hydraulique
m	Paramètre empirique du modèle de van Genuchten
n	Paramètre empirique du modèle de van Genuchten
μ	Moyenne (statistique)
P_f	Probabilité de rupture
$q_{\text{inf}}(t)$	Flux d'infiltration dépendant du temps
S_e	Degré de saturation effectif
σ_n	Contrainte normale totale
σ	Écart-type (statistique)
τ	Contrainte de cisaillement
θ	Teneur en eau volumique
θ_r	Teneur en eau résiduelle
θ_s	Teneur en eau saturée
u_a	Pression de l'air interstitiel
u_w	Pression de l'eau interstitielle
φ'	Angle de frottement interne effectif
φ_b	Paramètre traduisant l'effet de la succion
ψ	Succion matricielle
z	Coordonnée vertic

XXX

UNITÉS DE MESURE

m	<i>mètre</i>
mm	<i>millimètre</i>
h	<i>heure</i>
m^2	<i>mètre carré</i>
m^3	<i>mètre cube</i>
kPa	<i>kilopascal</i>
Pa	<i>pascal</i>
$m/s :$	<i>mètre par seconde</i>
kN/m^3	<i>kilonewton par mètre cube</i>
$^{\circ}$	<i>degré</i>
$\%$	<i>pourcent</i>

INTRODUCTION

Les remblais granulaires hétérogènes issus des activités d'extraction et entreposés en périphérie immédiate des zones d'exploitation, à l'intérieur du périmètre des carrières constituent des ouvrages pour lesquels un comportement adéquat dans le temps reste essentiel afin de conserver le bon fonctionnement des opérations, la durabilité des ouvrages voisins et l'état des milieux environnants. Selon le Groupe d'experts intergouvernemental sur l'évolution du climat (Intergovernmental Panel on Climate Change [IPCC], 2021), à l'échelle planétaire, l'intensité et l'occurrence des précipitations extrêmes augmentent. Cela impose à ces ouvrages géotechniques des contraintes que les méthodes classiques d'analyse de stabilité n'avaient pas anticipées à l'origine (Maknoon, 2016). Des travaux antérieurs ont établi que la stabilité de ces remblais, et les structures d'écoulement interne qui la conditionnent, est dépendante de la structure interne des matériaux, de leur niveau de variabilité et des méthodes de construction employées. Ces trois facteurs gouvernent conjointement les chemins d'infiltration, la distribution des pressions interstitielles et, en définitive, la résistance globale de l'ouvrage (Maknoon, 2016 ; Vuilloz, 2022).

Dans les dernières années, de nombreuses carrières en périphérie des grands centres urbains ont alloué une partie de leur empreinte physique afin de recevoir les déblais de construction et ainsi bonifier les revenus du site. Une telle approche peut réduire considérablement l'empreinte environnemental associée à la densification urbaine et la construction de nouvelles infrastructures dans les grands centres. Les empilements de remblais en carrières près des centres urbains contiennent donc les résidus fins d'usinage et des granulats grossiers provenant du site, des déblais d'excavation, du mort terrain, et dans certains cas des débris de matériaux concassés.

Les empilements de remblais en carrière près des centres urbains présentent généralement les caractéristiques suivantes :

- Une forte hétérogénéité mesurable à plusieurs échelles;
- Une construction en continue durant l'exploitation de la carrière et pouvant s'étaler sur plusieurs dizaines d'années;
- Une empreinte physique restreinte en bordure de centres urbains et de la carrière exploitée;
- Une construction par déversement à la crête et un angle de pente suivant l'angle de repos naturel;

Lorsque les matériaux d'empilement sont des granulats grossiers issus de l'exploitation minière ou de déblais de construction, deux phénomènes se manifestent presque systématiquement : la ségrégation granulométrique et l'anisotropie de la perméabilité. Leur conjugaison favorise la formation de zones localement enrichies en particules fines, particulièrement vulnérables à l'approche de la saturation, et redistribue les chemins d'écoulement d'une façon difficilement prévisible à partir de la seule géométrie de surface (Maknoon, 2016). En conditions non saturées, la succion matricielle introduit une résistance au cisaillement supplémentaire qui confère au remblai une stabilité en apparence satisfaisante. Intégrer cet effet dans les méthodes d'analyse courantes reste toutefois délicat : la variabilité spatiale des paramètres hydrauliques et la complexité du comportement non saturé résistent encore aux simplifications que les outils classiques imposent (Fredlund et al., 2012; Dalce, 2018). Ces limites méthodologiques justifient le recours à une approche numérique capable d'intégrer simultanément l'hétérogénéité des matériaux et la variabilité des conditions hydriques.

C'est dans ce cadre que s'inscrit le présent mémoire, consacré à l'analyse numérique de la stabilité d'empilements de remblais granulaires hétérogènes en bordure de carrières actives. Le cas de référence choisi est représentatif d'une configuration typique et plausible, et permet d'évaluer simultanément la stabilité et la fiabilité de ces ouvrages. La démarche méthodologique repose sur un modèle d'équilibre limite en 2D couplé à une représentation simplifiée des écoulements en milieu non saturé. L'effet combiné des paramètres mécaniques (cohésion, angle de frottement interne, poids volumique, inclinaison de la pente) et

hydrauliques (taux d'infiltration, succion, position de la nappe) sur le facteur de sécurité et la probabilité de rupture est quantifié à travers ce modèle, implémenté dans Slide2 (Rocscience). Les variables d'entrée couvrent la géométrie de l'empilement, les paramètres mécaniques (c' , ϕ' , γ , β) et les variables hydrauliques.

Le mémoire s'organise en sept chapitres. Les trois premiers établissent respectivement le contexte et les objectifs, la revue de littérature, et le modèle numérique développé dans Slide2 (Rocscience). Le quatrième chapitre concerne la stabilité statique en l'absence d'écoulement explicite, à l'aide d'une analyse de sensibilité et d'une analyse probabiliste par Monte Carlo (Majdanishabestari, 2023). Le cinquième porte sur le comportement transitoire sous épisodes pluvieux intenses, en couplant écoulement et stabilité selon plusieurs formulations de la résistance au cisaillement non saturé (Fredlund et al., 2012 ; Maknoon, 2016). Le sixième est consacré à la détermination de la cohésion équivalente reproduisant les effets de la succion dans des analyses simplifiées. Le septième présente une discussion transversale des résultats et des recommandations pratiques pour la conception et la gestion de ces empilements.

CHAPITRE 1

MISE EN CONTEXTE ET OBJECTIFS

1.1 Mise en contexte

L'exploitation en carrière près des centres urbains génère des volumes considérables de matériaux granulaires, stockés en tas à proximité immédiate des zones de coupe. Ces empilements servent souvent de dépôt pour les remblais et déblais de construction issus de la densification urbaine (fondations profondes, creusement de tunnels, décapage en surface). Provisoires dans certains cas, ces dépôts sont plus souvent maintenus sur de longues périodes, parfois sans révision de leur configuration initiale. Ils interagissent alors directement avec les opérations en cours et les ouvrages voisins, ce qui fait de leur stabilité un enjeu de première importance (Maknoon, 2016 ; Aubertin et Aubertin, 2026).

L'architecture interne des remblais granulaires hétérogènes est rarement uniforme et reste difficile à caractériser précisément. Elle dépend surtout des conditions de mise en place, de la nature des matériaux et du contexte propre à chaque site, si bien que son organisation n'est pas toujours perceptible en surface. Les observations de terrain, appuyées par certains résultats de modélisation, montrent que le comportement hydraulique du remblai est sensible à plusieurs mécanismes. La ségrégation granulométrique, les contrastes de perméabilité liés à l'anisotropie et la présence de zones plus fines viennent modifier les chemins d'écoulement ainsi que la distribution des pressions interstitielles (Anterrieu et al., 2010 ; Lahmira et al., 2016 ; Maknoon et Aubertin, 2021). Dans le cadre de cette étude, ces effets ne sont pas explicitement modélisés, ce qui revient à adopter une représentation simplifiée du massif.

Le comportement non saturé introduit une dimension supplémentaire. En conditions sèches ou partiellement saturées, la succion matricielle confère au remblai une résistance apparente qui

améliore la stabilité des pentes, parfois de manière significative. Mais cette contribution reste difficile à quantifier rigoureusement. Les relations entre succion, degré de saturation et résistance au cisaillement sont non linéaires et dépendent étroitement de la courbe de rétention propre aux matériaux en place (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Cui et Delage, 1996). La présence d'une nappe au pied du talus complique encore l'analyse : elle crée un potentiel de surpressions interstitielles défavorables que la succion, localement, ne suffit pas à compenser.

Des épisodes pluvieux intenses accentuent la complexité de cet équilibre. Les instabilités observées le long des empilements de remblais en bordure des centres urbains et carrières en opération surviennent généralement à la suite de fortes précipitations et de la fonte des neiges. Le temps séparant ces événements des ruptures peut s'étendre sur plusieurs jours, témoignant ainsi de l'influence des conditions d'écoulement. Même lorsque la nappe reste confinée à environ 1 m du pied du remblai, des infiltrations rapides peuvent réduire progressivement le facteur de sécurité, parfois sans signal précurseur évident (Li et al., 2022). Des incertitudes importantes demeurent quant à l'amplitude de ces effets : la variabilité spatiale des propriétés géotechniques, le choix du critère de résistance et les conditions hydriques transitoires interagissent de façon complexe, rendant difficile toute généralisation à partir de cas isolés (Maknoon, 2016 ; Maknoon et Aubertin, 2021 ; Li et al., 2022).

La figure 1.1 et la figure 1.2 illustrent un glissement de terrain observé le long d'un empilement de remblais construit en bordure d'une carrière en exploitation près de Montréal. Cet événement a été rapporté à la suite de la fonte rapide des neiges au printemps 2023. Une analyse de détection des changements entre deux levés topographiques successifs permet de visualiser la portée et le profil du glissement : une profondeur d'au plus 3 m et une largeur d'environ 25 m y sont relevées. Le glissement illustre l'effet des variations rapides de saturation à faible profondeur, dans un contexte où l'angle de talus se rapproche de l'angle de repos naturel des matériaux. Cette observation de terrain motive directement le critère de profondeur minimale de rupture de 3 m appliqué aux analyses de stabilité (voir section 3.6.1).



Figure 1.1 Prise de vue aérienne d'une cicatrice de glissement de terrain dans un empilement de remblais granulaires en bordure d'une carrière en opération (Aubertin et al., 2025)

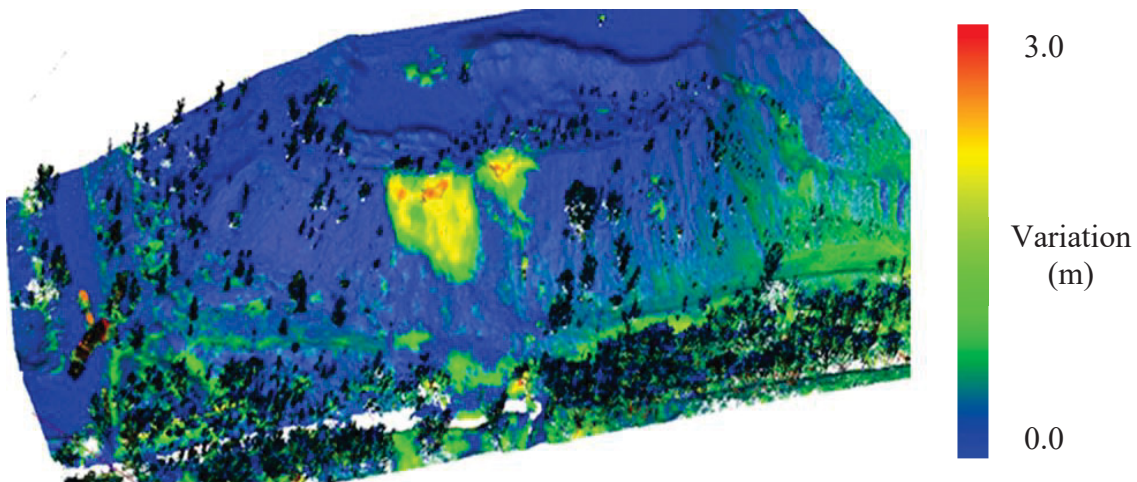


Figure 1.2 Analyse de détection des changements de l'empilement de remblais suite au glissement de terrain. L'échelle de couleur correspond à la variation absolue (m) entre les nuages de points aux différents pas de temps (Aubertin et al., 2025)

1.2 Objectif général

Le présent mémoire a pour objectif d'élaborer un cadre numérique d'analyse de la stabilité de remblais hétérogènes situés en contexte urbain en tenant compte des contraintes réelles liées à leur exploitation. Un point central concerne la difficulté de caractériser ces ouvrages. Ils sont souvent construits sur de longues périodes, avec des matériaux variables et parfois mal connus, ce qui rend l'estimation des paramètres géotechniques incertaine. Dans ce contexte, l'approche retenue reste volontairement prudente. L'objectif est d'obtenir une évaluation de la stabilité qui reste cohérente avec le niveau d'incertitude, sans chercher à représenter en détail une réalité qui est, dans les faits, partiellement inconnue.

Pour répondre à l'objectif principal, les sous-objectifs suivants sont énoncés dans la réalisation du projet et la structure du mémoire de maîtrise :

1. Définir le contexte géotechnique, géométrique et opérationnel propre aux empilements de remblais en contexte urbain;
2. Développer un modèle numérique 2D de référence permettant une analyse paramétrique systématique et la comparaison probabiliste de conditions plausibles pour les empilements de remblais;
3. Évaluer de manière probabiliste et paramétrique l'influence des paramètres géotechniques sur le facteur de sécurité et sur la probabilité de rupture;
4. Évaluer les tendances plausibles et l'influence des paramètres géotechniques en conditions non saturées sur la stabilité, en prenant en compte les écoulements transitoires consécutifs à de fortes précipitations;
5. Proposer une relation de correspondance entre les paramètres géotechniques apparents sans analyse d'écoulement et les résultats d'analyses en conditions non saturées avec comportement transitoire.

1.3 Activités de recherche

Cette étude s'appuie sur une méthodologie numérique organisée autour de cinq activités que sont la construction du modèle de référence, les analyses paramétriques, les simulations probabilistes par Monte Carlo, la modélisation transitoire sous des épisodes pluvieux intenses et l'analyse des implications pratiques qui en découlent. Toutes les activités de modélisation numérique ont été effectuées à l'aide du logiciel d'analyse par équilibre limite Slide2 de Rocscience. Ces activités de recherche sont brièvement décrites ci-dessous :

1. Dans un premier temps, un modèle numérique représentatif d'un empilement granulaire hétérogène en contexte de carrière en activité a été construit. La géométrie du site y est définie ainsi qu'une stratigraphie simplifiée, tout en conservant les contrastes essentiels. Les propriétés géotechniques des matériaux ont été assignées sur cette base, en intégrant des conditions hydriques de référence : une nappe phréatique positionnée à 1 m au pied du remblai, une succion initiale ainsi que des conditions aux limites cohérentes avec le contexte étudié (Maknoon, 2016) ;
2. La stabilité a ensuite été évaluée en régime stationnaire, en l'absence de précipitations. L'analyse ne s'est pas limitée à un seul jeu de paramètres. D'une part, l'effet propre des paramètres mécaniques dominants, cohésion, angle de frottement interne, poids volumique et angle de pente, a été examiné à travers une analyse de sensibilité sur le facteur de sécurité. D'autre part, une analyse probabiliste de type Monte Carlo a été mise en œuvre afin d'estimer la probabilité de rupture associée à la variabilité statistique de ces paramètres, en maintenant une nappe fixée à 1 m (Maknoon, 2016 ; Li et al., 2022) ;
3. L'étude intègre également des conditions hydriques transitoires liées à des épisodes pluvieux. L'infiltration ainsi que l'évolution des pressions interstitielles ont été

représentées explicitement dans un cadre non saturé simplifié. Trois types de scénarios ont été considérés : sans succion, avec une succion prise en compte de manière implicite par l'intermédiaire d'une cohésion équivalente, et enfin avec une succion décrite explicitement à partir de courbes de rétention caractéristiques de matériaux granulaires (gravier, sable et silt), tout en conservant une nappe à 1 m (Cui et Delage, 1996 ; Fredlund et al., 2012) ;

4. Par ailleurs, l'intérêt d'une formulation explicite de la résistance en conditions non saturées a été évalué dans le calcul de stabilité. Cette analyse s'appuie notamment sur l'option dédiée à la résistance au cisaillement non saturé intégrée au logiciel utilisé (Fredlund et al., 2012 ; Maknoon et Aubertin, 2021) ;
5. Enfin, les implications pratiques pour la conception et la gestion des empilements de remblais granulaires en bordure de carrières sont examinées. L'analyse permet d'identifier les configurations hydrauliques et mécaniques les plus défavorables. À partir de ces constats, des recommandations sont proposées en matière de surveillance et de gestion du risque de rupture (Maknoon, 2016 ; Li et al., 2022).

1.4 Structure du mémoire

Le chapitre 1 présente le cadre général de l'étude, les objectifs de recherche et la méthodologie utilisée.

Le chapitre 2 dresse une synthèse des travaux consacrés aux remblais granulaires hétérogènes, leur organisation interne, leur réponse hydromécanique et leur comportement en milieu non saturé, en accordant une attention particulière à la configuration où la nappe phréatique se situe à 1 m au pied du talus.

Le chapitre 3 décrit le modèle numérique de référence, la géométrie retenue, les matériaux et les conditions hydriques utilisés dans les analyses.

Le chapitre 4 présente les résultats des analyses stationnaires, accompagnés d'une étude de sensibilité paramétrique et d'une analyse probabiliste par la méthode de Monte Carlo afin d'estimer la probabilité de rupture.

Le chapitre 5 examine les régimes transitoires induits par des épisodes de fortes précipitations, en suivant l'évolution temporelle du facteur de sécurité pour trois matériaux granulaires (gravier, sable et silt).

Le chapitre 6 est consacré à la détermination de la cohésion équivalente reproduisant les effets de la succion dans des analyses simplifiées sans modélisation explicite du comportement non saturé.

Le chapitre 7 dégage les implications pratiques de l'ensemble des résultats et formule des recommandations pour la conception et le suivi de ces ouvrages dans le contexte des carrières en exploitation.

CHAPITRE 2

REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Préambule

La revue de littérature qui suit progresse selon la logique structurale propre à un empilement granulaire hétérogène tel qu'on en rencontre dans les carrières en activité. L'analyse commence par la nature des matériaux granulaires issus des opérations d'extraction et par leur mode de mise en place. Ces deux aspects influencent directement l'organisation interne du remblai, qui est rarement homogène. En pratique cette interaction est souvent simplifiée voire négligée dans les approches de dimensionnement. Cette hétérogénéité se traduit généralement par une structure interne irrégulière: une certaine stratification, des zones localisées plus fines et des variations de densité. Ces éléments influencent les chemins d'écoulement de l'eau et la manière dont les pressions interstitielles se développent dans le massif. Lorsque la nappe phréatique se situe au pied du talus, ces effets deviennent plus marqués. La réponse hydromécanique du remblai dépend alors fortement de cette organisation interne, qui reste difficile à caractériser de façon précise.

Les sections suivantes exposent les principes de la mécanique des sols granulaires partiellement saturés dans une configuration où la nappe demeure proche du pied de l'ouvrage. Trois paramètres y occupent une place centrale : la succion matricielle, les courbes caractéristiques sol-eau et la conductivité hydraulique en milieu non saturé. Ils gouvernent simultanément les régimes d'écoulement et l'évolution des contraintes effectives dans la zone non saturée, un couplage qui conditionne directement la stabilité du talus.

La revue s'attarde ensuite aux méthodes déterministes utilisées pour l'analyse de stabilité. Les approches d'équilibre limite basées sur la méthode des tranches, notamment celles de Bishop (1955) et de Morgenstern-Price (1965), sont présentées dans le cas d'un talus soumis à une

nappe phréatique fixe. Leur domaine d'application et leurs limites sont discutés en lien avec ce type de configuration. Les approches probabilistes sont également abordées, en particulier celles qui tiennent compte de la variabilité des paramètres géotechniques dans l'espace. Ces travaux s'inscrivent dans la continuité des développements en fiabilité structurale (Phoon et Kulhawy, 2011), et apportent un éclairage différent sur l'évaluation de la stabilité. Les effets transitoires liés à des épisodes de précipitations intenses sont examinés séparément. Leur impact sur le facteur de sécurité ne suit pas les mêmes mécanismes que dans les conditions stationnaires, ce qui justifie de les traiter à part. Enfin, la revue permet de situer l'état des connaissances par rapport à la problématique étudiée et de faire ressortir certaines limites encore présentes dans la littérature. C'est dans ce contexte que s'inscrit l'analyse numérique proposée, centrée sur un remblai granulaire hétérogène avec une nappe peu profonde.

2.2 Empilements de remblais granulaires associés aux carrières

À proximité des carrières, les remblais granulaires sont d'abord utilisés comme zones de dépôt pour les stériles et les matériaux de recouvrement issus de l'extraction. Leur mise en place se fait généralement au rythme des opérations, sans organisation strictement uniforme. Dans plusieurs situations, ils servent aussi à recevoir des déblais provenant de chantiers voisins, ce qui représente un apport économique non négligeable pour l'exploitant. Selon les besoins, ces amas peuvent être réutilisés ponctuellement, par exemple comme surfaces de circulation ou comme ouvrages temporaires, notamment pour la mise en place de digues. Leur rôle dépasse donc le simple stockage, ce qui complique leur gestion et leur suivi. La figure 2.1 montre un exemple d'empilement de résidus miniers en contexte périurbain, où ce type de remblai se retrouve à proximité immédiate d'infrastructures existantes (Maknoon, 2016). Cette proximité impose des exigences de stabilité plus strictes, autant pour la sécurité des opérations que pour la protection des installations et du personnel.



Figure 2.1 Empilement de remblais granulaires à proximité d'un milieu urbain (Aubertin, 2025)

2.2.1 Rôle et contexte d'implantation

Ces ouvrages présentent des différences marquées par rapport aux remblais routiers classiques. Leur hauteur peut atteindre plusieurs dizaines de mètres, et les matériaux utilisés proviennent directement des stériles de carrière, souvent sous forme de mélanges hétérogènes de graviers et de sables. La géométrie, de son côté, est généralement dictée par les contraintes d'exploitation plutôt que par une conception standardisée. L'ensemble de ces éléments se traduit par un comportement hydromécanique qui reste assez particulier (Maknoon, 2016).

La mise en place par déversement successif en couches favorise le développement d'une structure interne hétérogène, difficilement prévisible à partir de la seule géométrie de surface (Anterrieu et al., 2010 ; Lahmira et al., 2016). Cette structure oriente les chemins d'écoulement de façon non uniforme dans la zone située au-dessus de la nappe.

Des études réalisées sur des empilements granulaires comparables ont démontré que la stabilité des ouvrages dépend entre autres des caractéristiques des matériaux en place et de la géométrie des talus, en particulier lorsque les conditions hydriques et gélives évoluent au cours du temps (Maknoon, 2016 ; Maknoon et Aubertin, 2021). Dans la configuration étudiée ici, où la nappe se situe à 1 m du pied du remblai, la zone non saturée de surface est déterminante pour l'orientation des voies d'infiltration et l'évolution des contraintes effectives, mécanismes qui conditionnent directement la stabilité globale de l'ouvrage. La figure 2.2 présente une photographie illustrant un empilement granulaire de stériles miniers implanté à proximité d'une carrière à ciel ouvert.

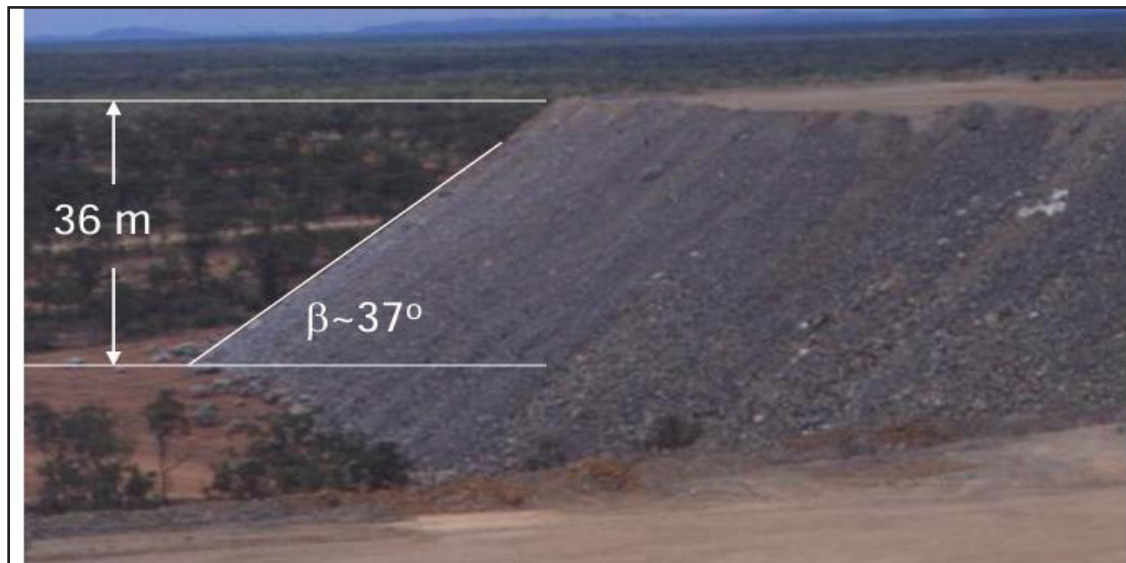


Figure 2.2 Photo illustrant un empilement granulaire de stériles miniers implanté à proximité d'une carrière à ciel ouvert, montrant la hauteur caractéristique de l'ouvrage (≈ 36 m) et l'angle moyen du talus ($\beta \approx 37^\circ$), tiré de Aubertin (2024).

2.2.2 Géométrie et méthodes de construction

La configuration interne d'un remblai granulaire est d'abord le produit de la technique de mise en place retenue. Les méthodes d'exécution les plus courantes sont le déversement frontal, le

déversement par poussée (*push dumping*), la construction par gradins et le dépôt en couches horizontales nivelées. Elles donnent chacune lieu à une organisation structurale différente dans le massif, ce qui a des répercussions directes sur les propriétés mécaniques et hydrauliques de l'ouvrage (Maknoon, 2016 ; Hawley et al., 2017). Le déversement frontal, par exemple, génère une stratification inclinée globalement parallèle au talus, disposition qui oriente préférentiellement les écoulements vers l'aval. La construction par gradins produit, quant à elle, des paliers horizontaux séparés par des interfaces nettes entre niveaux successifs, créant des discontinuités hydrauliques que les modèles homogènes peinent à reproduire. Le dépôt en couches horizontales, enfin, induit une anisotropie hydraulique marquée : les écoulements s'installent préférentiellement le long des plans de stratification, court-circuitant parfois les chemins verticaux attendus (Hawley et al., 2017).

Les angles de talus mesurés pour des remblais granulaires s'inscrivent généralement entre 35° et 45° , soit des rapports H/V de l'ordre de 1:1 à 1,4:1. Ces remblais sont mis en œuvre par gravité sans aucun compactage, ce qui produit une structure interne à faible densité et hétérogène dont les caractéristiques géotechniques dépendent des conditions de dépôt et des propriétés des matériaux. La stabilité de ces ouvrages dépend dès lors directement de ces propriétés et des sollicitations hydriques auxquelles ils sont soumis (Maknoon, 2016 ; Maknoon et Aubertin, 2021). La figure 2.3 présente un schéma comparatif des modes de mise en place et de la structure interne des empilements granulaires.

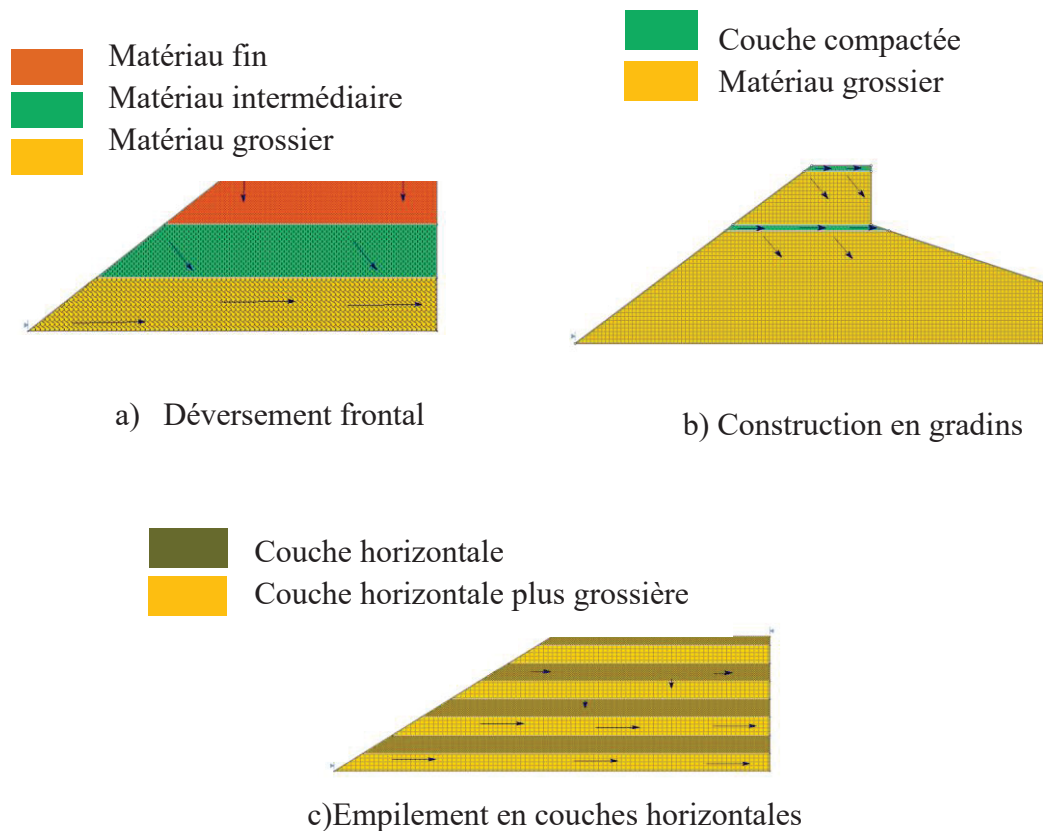


Figure 2.3 Schéma comparatif des modes de mise en place et de la structure interne des empilements granulaires. Schémas conceptualisés tirés de Aubertin et al. (2005), Maknoon (2016) et Lahmira et al. (2016)

La mise en place par déversement libre génère également une ségrégation granulométrique au sein de la halde. Les matériaux fins se concentrent en surface tandis que les matériaux grossiers s'accumulent à la base, produisant une structure interne dont l'hétérogénéité varie selon la granulométrie des matériaux déposés (Smith et al., 1995 ; Wilson et al., 2000). La figure 2.4 présente la distribution typique fins/grossiers qui en résulte, révélant la stratification interne caractéristique de ce mode de mise en place. La figure 2.5 illustre la complexité de la structure interne d'un empilement formé par déversement et confirme cette hétérogénéité, en mettant en évidence la variabilité spatiale des zones de concentration granulométrique.

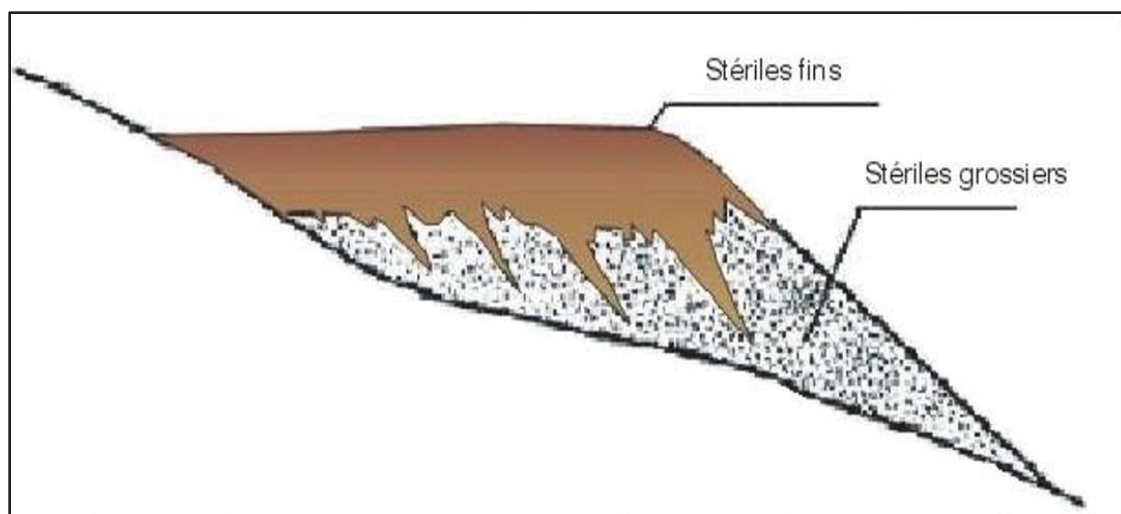


Figure 2.4 Structure interne typique d'un empilement granulaire montrant la ségrégation fins/grossiers (d'après Smith et al., 1995)

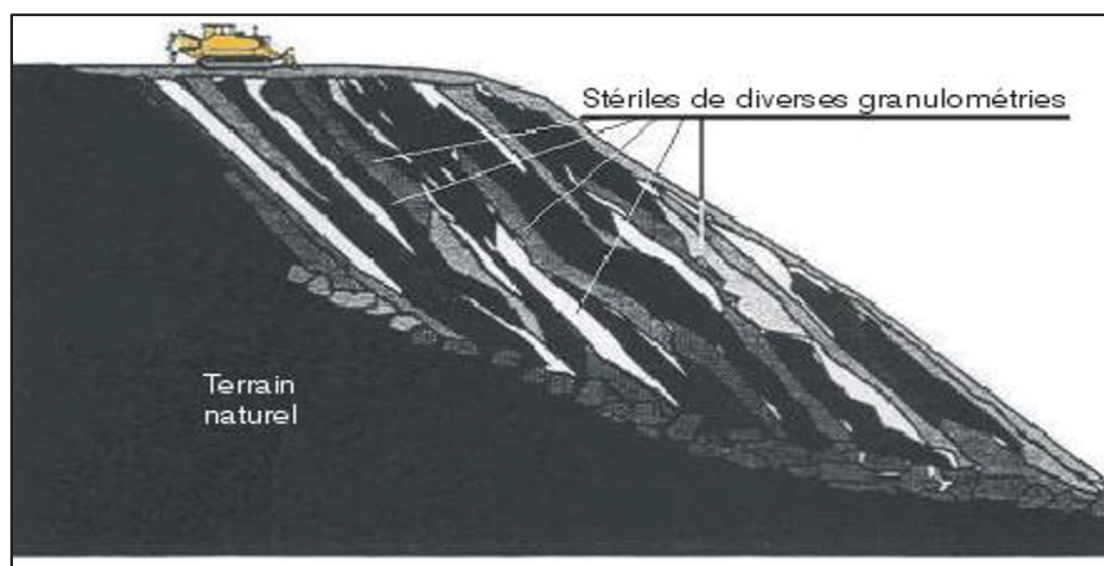


Figure 2.5 Structure interne hétérogène d'un empilement granulaire formé par déversement (d'après Wilson et al., 2000)

2.2.3 Nature des matériaux et paramètres géotechniques typiques

Les remblais granulaires hétérogènes n'ont pas de profil géotechnique uniforme. L'hétérogénéité des matériaux et les modalités de mise en place engendrent une variabilité des propriétés mécaniques et hydrauliques que les approches homogènes restituent mal. Les recherches menées sur les haldes à stériles indiquent que la cohésion effective saturée de ces matériaux est généralement quasi nulle ($c' \approx 0$). En conditions non saturées, la succion matricielle confère au matériau une cohésion apparente non négligeable, dont l'amplitude dépend du degré de saturation et des caractéristiques de rétention propres aux matériaux en place (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Maknoon, 2016). La résistance au cisaillement est essentiellement gouvernée par le frottement intergranulaire, avec des angles φ' compris le plus souvent entre 35° et 40° (Maknoon, 2016).

Le comportement hydraulique est directement tributaire de la granulométrie et de l'organisation interne des dépôts. Les fractions grossières, drainantes, ont des conductivités hydrauliques élevées et permettent donc un écoulement rapide de l'eau. À l'inverse, les fractions fines ont des perméabilités nettement plus faibles et une capacité de rétention nettement plus élevée. Cette dualité contrôle les mécanismes d'infiltration, la redistribution de l'eau dans le massif et la formation des pressions interstitielles, une variable essentielle dans toute analyse de stabilité (Maknoon, 2016 ; Maknoon et Aubertin, 2021).

La figure 2.6 illustre la variabilité des distributions granulométriques de résidus miniers provenant de neuf mines en roche dure canadiennes : malgré des procédés d'extraction comparables, les courbes diffèrent sensiblement d'une mine à l'autre selon la nature du minerai et les conditions d'exploitation propres à chaque site.

La dispersion est encore plus marquée à l'examen d'échantillons prélevés in situ dans un même parc à résidus, ainsi que l'illustre la figure 2.7: la ségrégation hydraulique et l'hétérogénéité du

mode de dépôt accentuent les contrastes entre zones d'un même site, produisant une variabilité locale que les caractérisations ponctuelles ne peuvent saisir pleinement. Ces observations attestent que la variabilité granulométrique constitue une caractéristique structurale des dépôts granulaires non compactés, indépendamment de leur origine, et qu'elle conditionne directement les contrastes de perméabilité et de capacité de rétention au sein du massif.

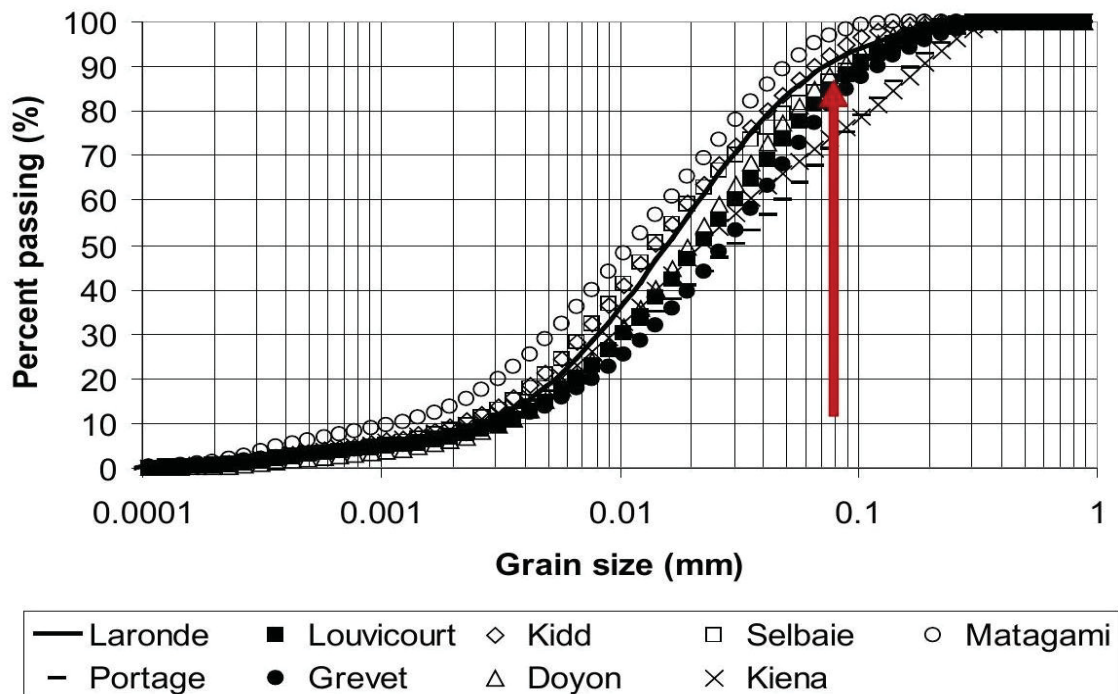


Figure 2.6 Courbes granulométriques de résidus miniers prélevés au moulin provenant de neuf mines canadiennes de roche dure (Bussière, 2007, tel que présenté dans Aubertin, Simms et Schafer, 2025)

Fig. 1. Grain-size curves for the three tailings BE, SE, and SI.

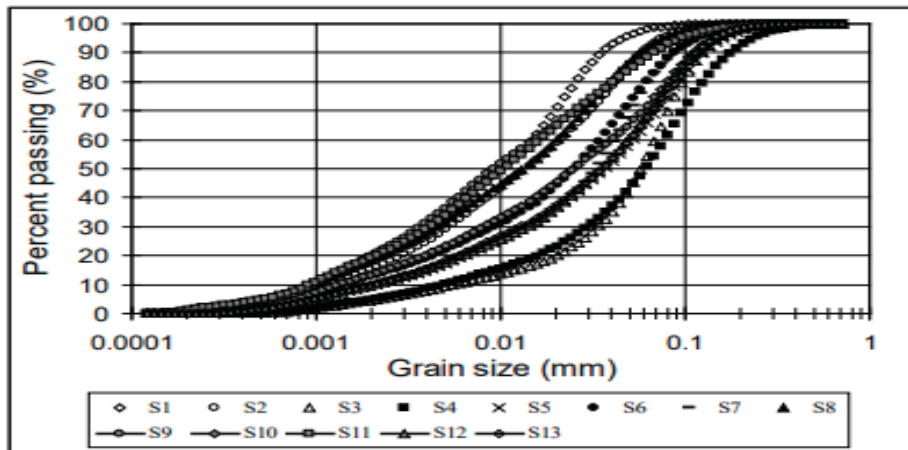
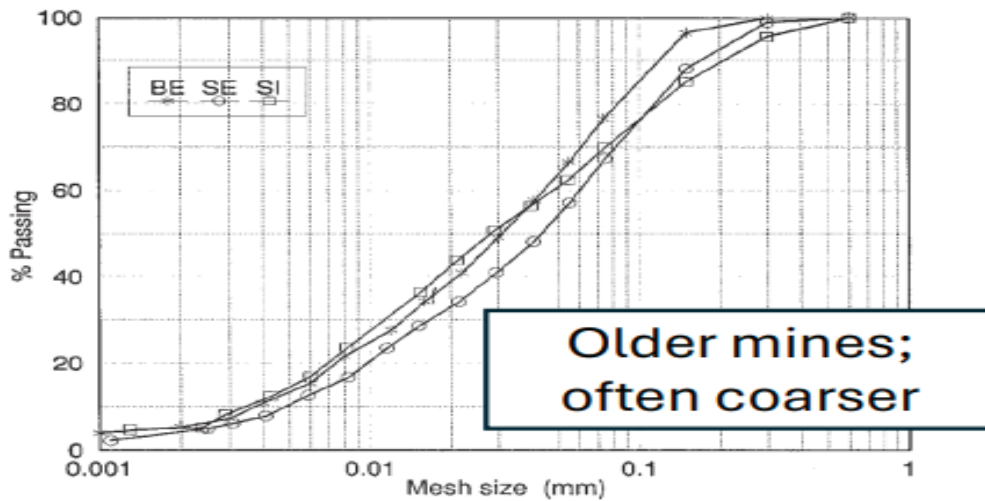


Figure 2.7 Courbes granulométriques d'échantillons prélevés in situ dans un parc à résidus miniers québécois (S1 à S13). La dispersion plus grande des courbes par rapport aux échantillons au moulin reflète la ségrégation hydraulique et l'hétérogénéité du mode de dépôt (Bussière, 2007, tel que présenté dans Aubertin, Simms et Schafer, 2025)

Ces propriétés hydrauliques sont habituellement décrites par deux fonctions couplées : la courbe de rétention d'eau (*Soil-Water Characteristic Curve [SWCC]*, courbe caractéristique sol-eau) et la fonction de conductivité en conditions non saturées. Ensemble, elles relient la

succion matricielle à la teneur en eau et à la perméabilité du matériau, gouvernant ainsi l'évolution de la succion et, par conséquent, la résistance au cisaillement mobilisable en régime non saturé.

L'architecture interne des empilements complexifie ce comportement hydraulique. Les contrastes granulométriques entre couches successives génèrent des hétérogénéités locales : aux interfaces entre matériaux fins et grossiers, l'écoulement ralentit et l'eau s'accumule temporairement, modifiant la distribution de la saturation et des pressions interstitielles au sein du massif. Ce comportement, bien documenté dans les haldes à stériles (Lahmira et al., 2016 ; Maknoon, 2016), justifie une modélisation explicite de la stratification plutôt qu'une représentation homogène des propriétés hydrauliques. Les principales propriétés hydromécaniques des matériaux granulaires constitutifs du modèle de référence sont rassemblées au tableau 2.1.

Tableau 2.1 Propriétés hydromécaniques typiques des matériaux granulaires (adapté de Maknoon, 2016)

Propriété	Gravier (grossier)	Sable (intermédiaire)	Silt (fin)
γ (kN/m ³)	18 – 21	17 – 20	16 – 19
φ' (°)	38 – 42	34 – 38	30 – 36
c' (kPa)	≈ 0	$\approx 0-5$	$\approx 0-10$
k_s (m/s)	$10^{-3} - 10^{-4}$	$10^{-5} - 10^{-4}$	$10^{-7} - 10^{-6}$
AEV (kPa)	Très faible	Faible à moyenne	Élevée
θ_s (-)	Faible	Moyenne	Élevée
θ_r (-)	Très faible	Faible	Modérée
Largeur de la SWCC	Très étroite	Intermédiaire	Large
Capacité de drainage	Très élevée	Moyenne	Faible
Rétention d'eau	Faible	Modérée	Élevée

Le tableau 2.1 met en évidence un fait central : la granulométrie est le paramètre qui gouverne le plus directement les propriétés hydromécaniques des remblais. Fractions grossières et fractions fines se comportent en opposition, les premières drainantes et peu rétentrices, les secondes imperméables et capables de maintenir une saturation élevée sur de longues périodes. Cet écart de comportement est déterminant : il gouverne la distribution de la succion matricielle, la progression des fronts d'infiltration et, par conséquent, la stabilité des talus en conditions transitoires (Maknoon, 2016).

2.2.4 Distinctions entre les empilements urbains et résidus miniers

Les empilements granulaires rencontrés en bordure de carrières urbaines se distinguent des haldes à stériles miniers sur plusieurs points fondamentaux. Si les deux types d'ouvrages sont constitués de matériaux grossiers mis en place par déversement gravitaire sans aucun compactage, leurs origines, leurs compositions et leurs contextes d'exploitation diffèrent de manière significative.

Les résidus miniers sont généralement issus d'une roche mère relativement homogène et présentent une granulométrie plus uniforme d'un site à l'autre. Les empilements urbains, en revanche, reçoivent des matériaux de provenances diverses : stériles de carrière, déblais de construction, matériaux de recouvrement issus de chantiers variés. Cette hétérogénéité d'origine rend la caractérisation géotechnique de ces ouvrages difficile et limite la représentativité des approches homogènes (Maknoon, 2016 ; Hawley et Cuning, 2017). La variabilité spatiale des propriétés géotechniques est généralement plus forte dans les empilements urbains que dans les haldes minières classiques.

Dans le contexte périurbain, le voisinage des infrastructures, la pression foncière et la coexistence avec les activités d'extraction encore en cours constituent des réalités sans équivalent dans les environnements miniers isolés. La géométrie de l'ouvrage ne peut guère

être modifiée, les exigences de stabilité y sont plus sévères et l'espace pour implanter des systèmes de drainage ou de surveillance est souvent insuffisant (Aubertin et al., 2025). Le tableau 2.2 présente une comparaison des principales caractéristiques géotechniques et opérationnelles distinguant les empilements granulaires en contexte urbain des haldes à stériles miniers classiques.

Tableau 2.2 Comparaison des caractéristiques géotechniques et opérationnelles entre les empilements granulaires en contexte urbain et les haldes à stériles miniers, adapté de Maknoon (2016) et Aubertin et al. (2025)

Aspect	Empilement urbain	Halde minière
Origine des matériaux	Multiple : débris de construction, stériles de carrière, matériaux de recouvrement	Stériles issus de l'exploitation minière
Granulométrie	Variable et hétérogène (sable, gravier, blocs, silt)	Constante par les procédés de comminution standards
Compactage	Aucun; mise en place par poussée ou par déversement à l'extrémité du front de dépôt.	Aucun; mise en place par poussée ou par déversement à l'extrémité du front de dépôt.
Angle de talus	35° à 50°	26° à 45°
Contraintes opérationnelles	Fortes : proximité des infrastructures urbaines	Faibles : sites généralement isolés
Exigences de stabilité	Strictes : enjeux de sécurité publique	Variables selon la proximité des installations

2.3 Hétérogénéité, anisotropie et structure interne

La structure interne d'un empilement granulaire dépend directement des modalités de mise en place lors de sa construction. Dans le cas du déversement frontal (technique courante en contexte minier), un tri granulométrique spontané s'opère dès le dépôt : les éléments les plus grossiers migrent vers le pied du talus sous l'effet de leur inertie, tandis que les fractions fines

se concentrent dans les zones supérieures ou intermédiaires. Ce mode de mise en place produit un talus dont l'inclinaison correspond à l'angle de repos naturel des matériaux, généralement compris entre 35° et 43° . La figure 2.8 illustre schématiquement cette ségrégation granulométrique et la structure interne des couches en fonction du mode de mise en place. Cette configuration géométrique maintient le facteur de sécurité au voisinage de 1, ce qui rend ces ouvrages intrinsèquement sensibles à toute perturbation mécanique ou hydrique (Maknoon, 2016 ; Maknoon et Aubertin, 2021). La stratification implicite ainsi créée favorise l'émergence de voies d'écoulement préférentielles et de poches de rétention d'eau, deux phénomènes dont l'interaction peut fragiliser un ouvrage en apparence stable (Anterrieu et al., 2010 ; Lahmira et al., 2016 ; Maknoon, 2016).

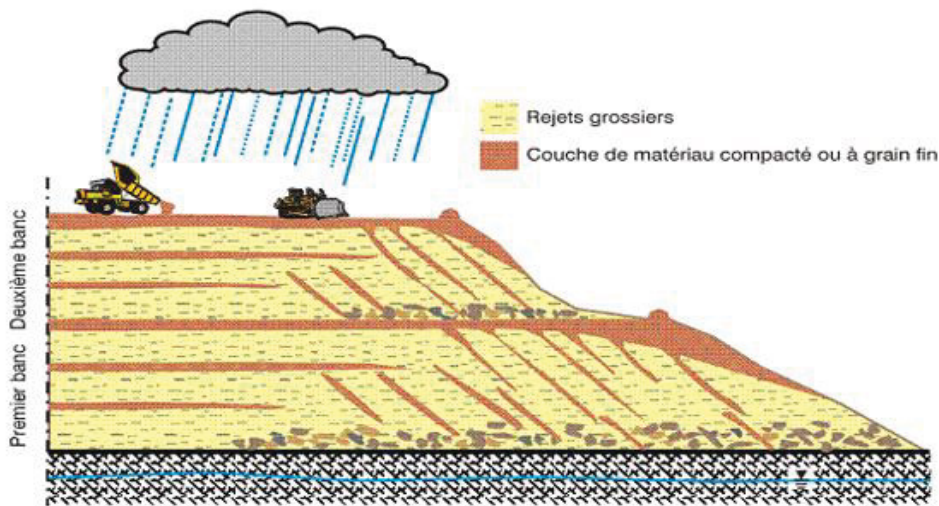


Figure 2.8 Représentation schématique d'un empilement de stériles miniers illustrant la ségrégation granulométrique et la structure interne des couches en fonction du mode de mise en place (tiré de Aubertin et al., 2005)

L'étude de l'architecture interne des matériaux révèle que les techniques de mise en place conditionnent directement la distribution spatiale des propriétés hydrauliques. Il en résulte des

zones aux comportements hydriques très différents : les zones très perméables se drainent rapidement, alors que celles à forte capacité de rétention conservent une succion variable. Or, cette hétérogénéité peut apparaître en des zones localisées et nuire alors à la stabilité de l'ouvrage dans son ensemble en concentrant localement les contraintes hydriques (Lahmira et al., 2016 ; Maknoon, 2016).

Les paramètres qui gouvernent la résistance au cisaillement d'un remblai granulaire, cohésion apparente, angle de frottement interne et poids volumique, ne sont pas des constantes. Ils varient selon la compacité locale, la teneur en eau, la granulométrie et les conditions de mise en place. Phoon et Kulhawy (2011) établissent que cette variabilité statistique se répercute directement sur le facteur de sécurité calculé. Or, une analyse déterministe classique ne l'inclut pas : à partir de paramètres fixes, elle produit une valeur unique de FS, occultant la véritable portée de l'incertitude (Duncan et Wright, 2005 ; Maknoon, 2016 ; Majdanishabestari, 2023).

L'analyse probabiliste répond en partie à cette limite. La méthode de Monte Carlo consiste à générer un grand nombre de combinaisons aléatoires dont les paramètres d'entrée suivent leurs lois statistiques respectives, et de calculer le FS pour chacune d'entre elles. Il en résulte une distribution des facteurs de sécurité plutôt qu'une valeur ponctuelle, permettant d'estimer directement la probabilité de rupture.

2.3.1 Ségrégation granulométrique et zonation interne

Dès la phase de déversement, le contraste de mobilité entre les particules grossières et fines induit une ségrégation granulométrique marquée : les éléments les plus grossiers, sous l'effet de la gravité, migrent vers la base du talus, alors que les fractions fines s'accumulent préférentiellement près de la crête ou en profondeur dans la masse du remblai (Anterrieu et al., 2010). Des campagnes géophysiques combinant résistivité électrique, géoradar et méthodes électromagnétiques ont permis de cartographier cette zonation sur une halde de 25 mètres de hauteur. Les vérifications sur le terrain, appuyées par des tranchées d'inspection, ont conduit à identifier trois zones distinctes (Anterrieu et al., 2010 ; Lahmira et al., 2016).

Ces trois zones se manifestent également dans les empilements granulaires associés aux carrières en milieu urbain, avec des caractéristiques propres à ce contexte. La diversité des matériaux reçus (stériles de carrière, déblais de construction, sédiments de chantier) amplifie l'hétérogénéité de chaque zone et rend leur comportement plus difficilement prévisible qu'en contexte minier classique (Anterrieu et al., 2010 ; Lahmira et al., 2016 ; Maknoon, 2016).

- Zone sommitale : zone compacte et riche en fines, elle contient généralement de 15 à 20 % d'eau et subit des tassements différentiels. En milieu urbain, elle reçoit directement les précipitations et les eaux de ruissellement des surfaces adjacentes. Cette exposition accélère l'infiltration et érode progressivement la succion matricielle qui assurait jusqu'alors une part de la résistance (Rahardjo et al., 2007 ; Maknoon, 2016 ; Li et al., 2022) ;
- Zone médiane : c'est la zone la plus complexe à caractériser. Elle présente une structure stratifiée alternant couches fines et grossières, avec des contrastes hydrauliques marqués. La diversité granulométrique des matériaux déposés y crée des interfaces imprévisibles qui redistribuent les écoulements de façon non uniforme (Anterrieu et al., 2010 ; Lahmira et al., 2016 ; Maknoon et Aubertin, 2021) ;
- Zone de pied : dominée par des matériaux grossiers et drainants, cette zone paraît en apparence stable. Elle reste cependant vulnérable aux glissements superficiels lors d'une saturation rapide. En bordure de carrière, sa proximité avec les infrastructures actives, voies d'accès, équipements, zones de travail, amplifie considérablement les conséquences d'une rupture (Maknoon et Aubertin, 2021 ; Li et al., 2022 ; Aubertin et al., 2025).

2.3.2 Anisotropie de perméabilité et effets sur l'écoulement

Les remblais de stériles présentent une anisotropie de perméabilité directement liée aux méthodes de construction. Selon Lahmira et al. (2016), le rapport d'anisotropie hydraulique k_h/k_v (où k_h et k_v désignent respectivement les conductivités hydrauliques horizontale et

verticale, en m/s) varie selon la technique de mise en place : il atteint environ 2 pour les remblais construits par gradins, traduisant une prédominance de l'écoulement horizontal, alors qu'il diminue jusqu'à environ 0,5 pour les remblais mis en place par déversement frontal, où la composante verticale devient dominante. Des observations similaires ont été rapportées par Maknoon et Aubertin (2021), qui montrent que l'anisotropie hydraulique favorise une infiltration préférentielle dans les couches fines et modifie la propagation des fronts humides. Elle entraîne également une redistribution non uniforme des pressions interstitielles, pouvant ainsi influencer la stabilité globale du remblai.

La figure 2.9 illustre l'influence de cette anisotropie hydraulique sur les lignes de courant au sein d'un remblai granulaire soumis à un écoulement amont-aval. Les mécanismes d'écoulement sont mis en évidence par les champs de charge obtenus à partir d'une simulation numérique réalisée dans Slide2 (Rocscience, 2024).

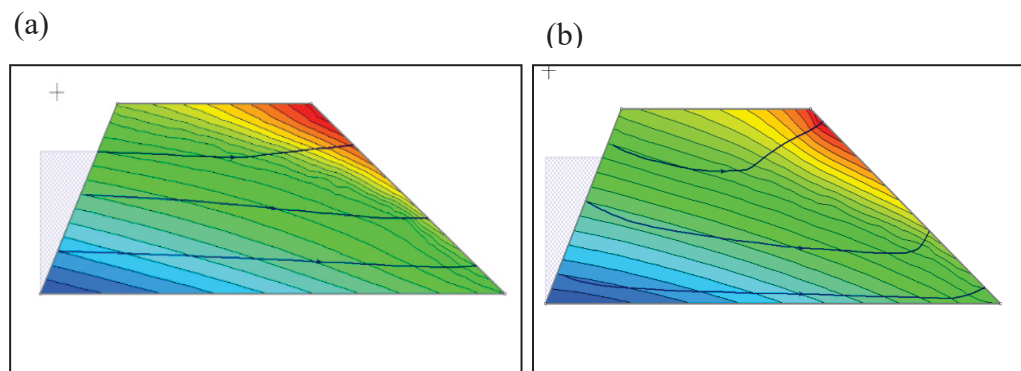


Figure 2.9 Effet de l'anisotropie hydraulique sur les lignes de courant dans un remblai granulaire soumis à un écoulement amont-aval, illustré par des champs de charge calculés numériquement avec Slide2 (Rocscience, 2024). Le dégradé de couleur représente la charge hydraulique totale, du bleu (valeurs faibles, pied du talus) au rouge (valeurs élevées, crête du remblai). (a) Anisotropie dominée par la perméabilité horizontale ($k_h \gg k_v$) ; (b) Anisotropie moins marquée ($k_h \approx k_v$)

2.4 Comportement non saturé des remblais granulaires

Cette section présente les concepts fondamentaux du comportement non saturé des matériaux granulaires, en commençant par la notion de succion matricielle et son effet sur les contraintes effectives.

2.4.1 Succion matricielle et contraintes effectives

Dans un milieu non saturé, la coexistence d'air et d'eau au sein des vides poreux impose de dissocier la pression interstitielle de l'air u_a de celle de l'eau u_w , conduisant à l'introduction de la succion matricielle ψ , définie par $\psi = u_a - u_w$ (Fredlund et Rahardjo, 1993). Cette dualité de phases modifie fondamentalement le comportement mécanique du sol : la contrainte effective, tout comme la résistance au cisaillement, s'en trouvent modifiées par rapport à un état saturé, l'eau n'occupant qu'une fraction de l'espace poreux et la pression atmosphérique se transmettant différemment au squelette granulaire (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Lu et Likos, 2004).

Le critère de rupture de Mohr-Coulomb constitue le cadre classique pour décrire la résistance au cisaillement des sols. En condition saturée, il s'exprime en fonction de la contrainte normale effective σ' (kPa), elle-même définie par le principe des contraintes effectives comme la différence entre la contrainte totale σ (kPa) et la pression interstitielle u_{vv} (kPa), soit $\sigma' = \sigma - u_{vv}$. La résistance au cisaillement mobilisable τ (kPa) s'écrit alors

$$\tau = c' + \sigma' \tan \phi' \quad (2.1)$$

où c' (kPa) désigne la cohésion effective et ϕ' (°) l'angle de frottement interne effectif. Ce cadre suppose une seule phase fluide continue occupant l'espace poreux, hypothèse valide en condition saturée. Elle perd toutefois sa signification physique directe dès lors que le sol

devient partiellement saturé, la coexistence de l'air et de l'eau dans les vides poreux rendant la définition d'une contrainte effective unique ambiguë.

Deux variables d'état deviennent alors prépondérantes : la contrainte nette ($\sigma - u_a$) et la succion ψ , qui régissent conjointement la rigidité et la résistance du matériau. Fredlund et al. (1978) étendent ainsi la loi de Mohr-Coulomb aux sols non saturés sous la forme :

$$\tau = c' + (\sigma - u_a) \tan \varphi' + (u_a - u_w) \tan \varphi^b \quad (2.2)$$

où τ représente la résistance au cisaillement ; c' désigne la cohésion effective ; σ correspond à la contrainte normale totale ; u_a et u_w sont respectivement les pressions d'air et d'eau interstitielle ; φ' et φ_b sont respectivement l'angle de frottement effectif et un paramètre quantifiant l'influence de la succion ; et ψ , la succion matricielle.

Cette équation est activée dans Slide2 à l'aide de l'option Unsaturated Shear Strength, qui intègre explicitement la contribution de la succion matricielle à la résistance au cisaillement. Cette formulation introduit un terme stabilisateur supplémentaire, $\psi \tan \varphi_b$, qui s'ajoute à la composante classique $(\sigma - u_a) \tan \varphi'$ utilisée en conditions saturées.

Les données expérimentales indiquent que φ_b , généralement inférieur à φ' , varie avec la succion ψ . En pratique, l'apport en résistance est maximal pour des succions faibles à modérées, puis tend à se saturer lorsque le matériau atteint un état de dessiccation avancée. Dans les remblais à granulométrie grossière, tels que les graviers et sables grossiers, une succion matricielle significative peut se développer en régime partiellement saturé, notamment en période inter-pluviale. Des essais réalisés sur des haldes et remblais grossiers montrent que la succion matricielle ψ peut atteindre plusieurs dizaines de kPa, conférant au terme $\psi \tan \varphi_b$ une contribution non négligeable à la résistance globale. Toutefois, lors d'épisodes pluvieux intenses, l'infiltration réduit brutalement la succion, entraînant une diminution de la résistance au cisaillement et, par voie de conséquence, du facteur de sécurité. Ce phénomène devient critique lorsque la stabilité de l'ouvrage dépend en grande partie du comportement non saturé du matériau (Maknoon, 2016 ; Maknoon et Aubertin, 2021).

2.4.2 Courbes de rétention d'eau

La courbe caractéristique de rétention d'eau (ou SWCC) exprime la relation entre teneur en eau volumique et succion matricielle ψ d'un matériau donné. Cette relation n'est pas linéaire dans les sols non saturés : la conductivité hydraulique et la diffusivité varient fortement avec le degré de saturation, rendant difficile leur estimation directe sans recourir à la SWCC. C'est précisément pour cette raison qu'elle occupe une place centrale en mécanique des sols non saturés : elle permet de reconstruire le comportement hydraulique du matériau à partir d'essais relativement accessibles, plutôt que de mesurer ces paramètres directement dans chaque état de saturation (Fredlund et Rahardjo, 1993). Pour les remblais granulaires provenant de carrières, la forme de la SWCC dépend étroitement de la granulométrie et de la microstructure poreuse : les matériaux à granulométrie grossière présentent une désaturation abrupte dès les faibles succions, alors que les matériaux fins présentent une transition plus progressive entre les états saturé et résiduel (van Genuchten, 1980). La SWCC peut s'exprimer aussi bien sous la forme $S_r(\psi)$ que $\theta_w(\psi)$, selon la variable retenue : le degré de saturation ou la teneur en eau volumique.

Parmi les modèles décrivant cette relation, celui de van Genuchten (1980) s'impose par sa flexibilité et sa compatibilité avec les équations de conductivité non saturée. Sa formulation mathématique s'écrit :

$$S_e = \frac{\theta_w - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = [1 + (\alpha_v \psi)^n]^{-m} \quad (2.3)$$

où S_e désigne la saturation effective ; θ_w , θ_r et θ_s correspondent respectivement aux teneurs en eau volumique, résiduelle et à saturation ; et α_v , n et m (avec $m = 1 - 1/n$) sont des paramètres d'ajustement calibrés expérimentalement.

Ce modèle permet de décrire avec précision la transition entre l'état saturé et l'état résiduel, transition qui est importante pour l'étude des phénomènes d'infiltration et de drainage dans les remblais granulaires (Fredlund et Rahardjo, 1993). La valeur d'entrée d'air (AEV) reste généralement faible dans les matériaux grossiers d'un empilement de carrière, ce qui engendre une désaturation précoce dès les suctions faibles (Maknoon, 2016). La zone de transition de la courbe de rétention s'avère par ailleurs particulièrement resserrée : une légère augmentation de la succion suffit à provoquer une diminution rapide du degré de saturation. En outre, la teneur en eau résiduelle y demeure très faible, traduisant une capacité de rétention limitée dès que les suctions deviennent élevées (Maknoon et Aubertin, 2021).

Les fractions fines, au contraire, ont des courbes de rétention nettement plus ouvertes, avec une AEV plus élevée et une capacité de rétention de l'eau sur une large gamme de suctions. Ces propriétés expliquent la persistance de zones localement humides au cœur des remblais, même en période de dessiccation. L'hétérogénéité granulométrique et structurale des empilements contrôle donc directement la distribution de la saturation et des pressions interstitielles, ce qui a des conséquences significatives sur leur comportement hydromécanique (Lahmira et al., 2016 ; Fredlund, 2017).

La figure 2.10 illustre ces contrastes à travers les courbes de rétention typiques d'un gravier grossier, d'un sable moyen et d'un silt. Elle montre que la texture a un effet prépondérant sur la succion et sur la teneur en eau résiduelle, confirmant les observations d'Aubertin et al. (2003).

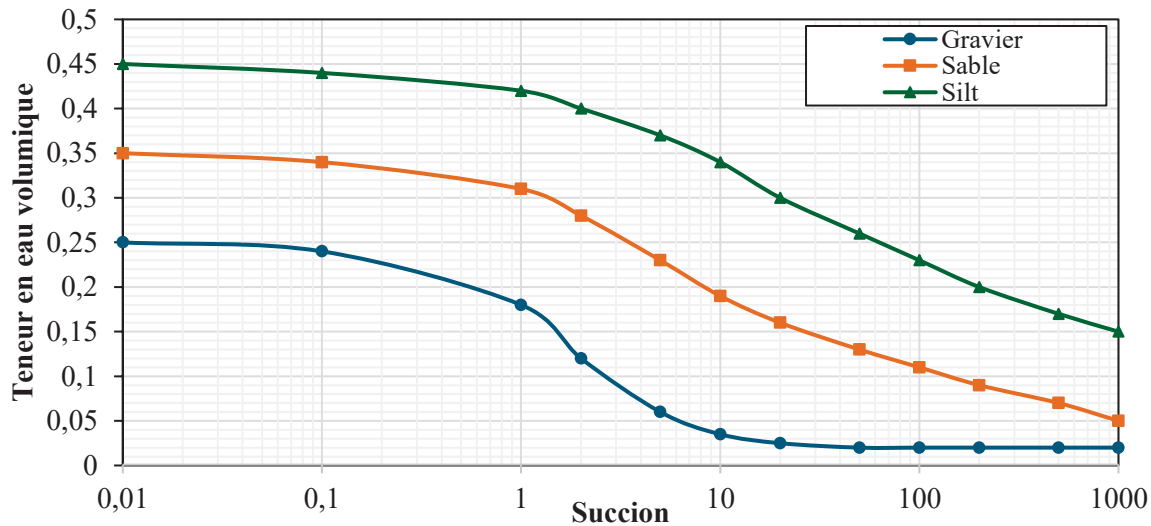


Figure 2.10 Courbes de rétention d'eau typiques pour un gravier grossier, un sable moyen et un silt, illustrant l'effet de la texture sur la succion et la teneur en eau volumique résiduelle dans des matériaux granulaires hétérogènes (paramètres inspirés de Aubertin et al., 2003)

2.4.3 Conductivité hydraulique non saturée

Dans un remblai granulaire partiellement saturé, la conductivité hydraulique décroît significativement avec la diminution de la saturation, l'eau ne circulant plus alors que dans une fraction restreinte du réseau poreux. Cette dépendance entre perméabilité et état hydrique doit être intégrée aux modèles pour simuler avec précision les phénomènes d'infiltration, de drainage et l'évolution temporelle des pressions interstitielles (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Lu et Likos, 2004). La conductivité hydraulique non saturée, désignée par k (en m/s), est exprimée à partir de paramètres hydriques clés tels que la teneur en eau volumique, le degré de saturation ou la succion matricielle, en accord avec la courbe de rétention propre au matériau considéré. Une méthode largement adoptée consiste à corréliser la conductivité hydraulique non saturée k à la conductivité à saturation k_s (m/s) par l'intermédiaire d'une saturation efficace S_e (sans dimension), définie comme une fonction normalisée des états saturé et résiduel, telle que $0 \leq$

$S_e \leq 1$ (van Genuchten, 1980). Dans ce cadre, la conductivité en milieu non saturé peut s'écrire sous la forme générale suivante :

$$k(S_e) = k_s f(S_e) \quad (2.4)$$

La fonction $f(S_e)$, décroissante avec la désaturation, est conçue pour s'approcher de 1 à saturation complète ($S_e \rightarrow 1$) et de 0 à l'état résiduel ($S_e \rightarrow 0$), reflétant ainsi la perte progressive de continuité hydraulique dans le milieu poreux (Mualem, 1976 ; van Genuchten, 1980). Parmi les formulations les plus répandues, celle issue du couplage entre le modèle de Mualem et la SWCC de van Genuchten s'impose comme référence. Elle s'exprime sous la forme :

$$k(S_e) = k_s S_e^\ell \left[1 - (1 - S_e^{1/m})^m \right]^2 \quad (2.5)$$

Dans laquelle ℓ un paramètre de forme (souvent pris entre 0 et 1) et m un paramètre ajusté à partir de la courbe de rétention d'eau, en lien avec le paramètre n de van Genuchten (Mualem, 1976 ; van Genuchten, 1980). Ce type de relation permet de représenter de façon continue la transition entre les régimes hydraulique saturé et non saturé, et s'intègre aisément aux modèles d'écoulement fondés sur l'équation de Richards, utilisés dans la suite du mémoire. Dans le cas des remblais granulaires de carrière, les données expérimentales et les analyses rapportées dans la littérature indiquent que de faibles diminutions du degré de saturation peuvent entraîner une réduction très rapide de la conductivité hydraulique k , particulièrement pour les matériaux grossiers (Maknoon, 2016 ; Maknoon et Aubertin, 2021). Cette diminution limite la capacité d'infiltration en surface et ralentit la redistribution de l'eau vers les zones plus profondes.

À l'inverse, dans les zones constituées de matériaux plus fins, la conductivité hydraulique non saturée demeure relativement élevée tant que la saturation reste élevée. Cette caractéristique favorise la formation de lentilles ou de couches localement plus humides, susceptibles de persister longtemps après un épisode pluvieux. Ces contrastes de comportement hydraulique entre fractions fines et grossières influencent directement la distribution des pressions interstitielles au sein des empilements hétérogènes. Ils doivent donc être pris en compte, même

de manière simplifiée, dans les modèles numériques de stabilité présentés dans les chapitres suivants. La figure 2.11 illustre la variation de la conductivité hydraulique relative, d'après Mualem (1976), van Genuchten (1980) et des bases de données de propriétés hydrauliques des sols.

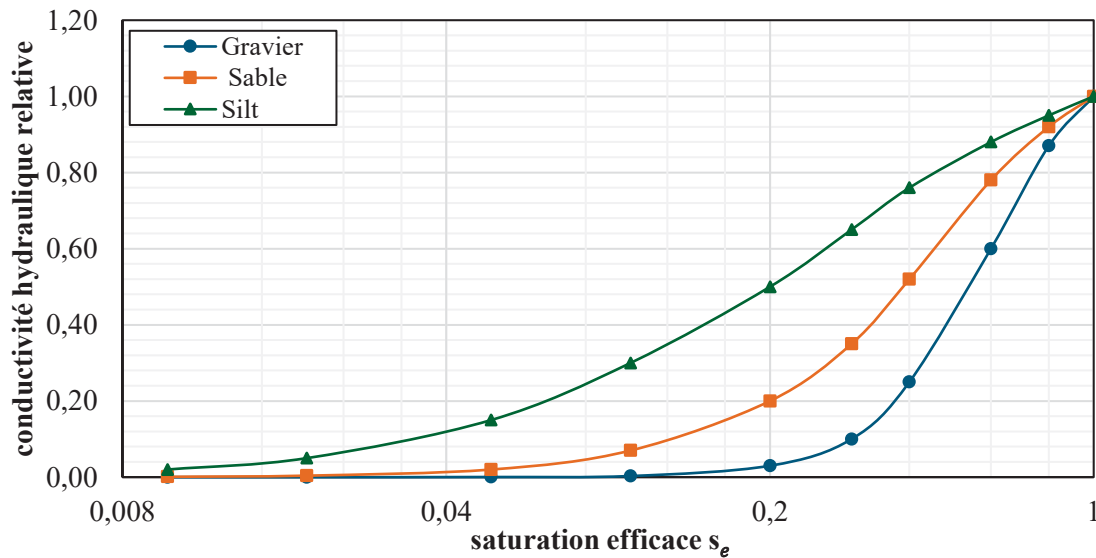


Figure 2.11 Variation de la conductivité hydraulique relative (adapté de Mualem, 1976 ; van Genuchten, 1980)

2.5 Écoulement saturé et non saturé dans les empilements granulaires

Les régimes des écoulements dans les sols sont gouvernés directement par les mécanismes hydrologiques naturels (précipitations, infiltration, évaporation et ruissellement) qui, à leur tour, conditionnent le comportement hydromécanique des remblais granulaires. Ce cycle, en gouvernant la répartition de l'eau entre les zones saturées et non saturées, détermine les états de contrainte et de succion dans le massif (Richards, 1931 ; Lu et Likos, 2004). La figure 2.12 schématise ces processus essentiels, ainsi que la structuration de la zone non saturée qui en découle.

Parmi ces mécanismes, l'infiltration occupe une place centrale : elle assure le transfert vertical de l'eau depuis la surface vers les horizons profonds et contrôle ainsi l'évolution des conditions hydriques dans les sols partiellement saturés (Fredlund et al., 2012).

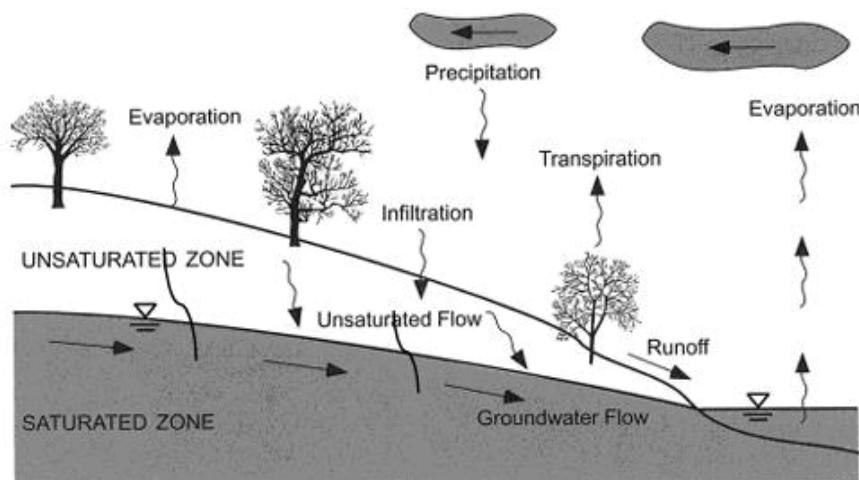


Figure 2.12 Représentation schématique de la zone non saturée et des principaux processus du cycle hydrologique, incluant l'infiltration, l'évaporation, le ruissellement et l'écoulement souterrain, tiré de Lu et Likos (2004)

L'analyse de ces phénomènes révèle que l'infiltration gouverne en grande partie la dynamique hydrique interne des sols non saturés. Loin de se limiter à un simple transfert d'eau, ces mécanismes pilotent les fluctuations de la succion matricielle et des pressions interstitielles, deux paramètres dont dépend en définitive la résistance au cisaillement et, par conséquent, la stabilité des talus (van Genuchten, 1980 ; Fredlund et al., 2012). Dans les remblais granulaires en particulier, leur influence devient décisive dès lors que le régime hydrique passe à la phase transitoire, à la suite d'épisodes pluvieux intenses. L'accumulation rapide de pressions interstitielles, diminuant la cohésion apparente du matériau, peut entraîner une réduction du facteur de sécurité nettement plus importante que celle prédite par les modèles statiques (Rahardjo et al., 2007). Ce sont ces transitions rapides, souvent négligées en phase de

conception, qui sont à l'origine de nombreuses défaillances d'ouvrages pourtant conçus selon les normes (Li et al., 2022).

2.5.1 Équation de Richards et conditions aux limites

Dans les remblais granulaires partiellement saturés, l'écoulement de l'eau résulte de l'action conjuguée des gradients de potentiel hydraulique et des variations des propriétés hydrauliques selon le degré de saturation. Ce régime transitoire découle du couplage entre l'équation de conservation de la masse et une formulation généralisée de la loi de Darcy adaptée aux milieux non saturés, dont l'intégration conduit à l'équation de Richards (Richards, 1931 ; Bear, 1972 ; Fredlund et Rahardjo, 1993).

Appliquée à un écoulement vertical unidimensionnel, hypothèse couramment adoptée pour l'analyse simplifiée des talus en remblais granulaires, l'équation de Richards s'exprime en termes de teneur en eau volumique et de charge de pression interstitielle comme suit :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left[k(\theta) \left(\frac{\partial h_p}{\partial z} + 1 \right) \right] \quad (2.6)$$

Dans cette formulation, θ désigne la teneur en eau volumique (exprimée en $\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-3}$) ; $k(\theta)$ correspond à la conductivité hydraulique, fonction non linéaire de l'état de saturation (en $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$) ; h_p représente la charge de pression interstitielle (en m) ; et z indique la coordonnée verticale, orientée positivement vers le haut (en m) (Richards, 1931 ; Bear, 1972).

L'ajout du terme « +1 » dans l'équation rend compte de l'influence du gradient gravitationnel sur la composante verticale de l'écoulement, un effet fondamental en contexte non saturé, comme l'ont souligné Richards (1931) et Fredlund et Rahardjo (1993).

Une reformulation alternative, exprimée en fonction de la succion matricielle ($\psi = u_a - u_w$), permet de mieux cerner les mécanismes hydriques propres aux milieux partiellement saturés :

$$C(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left[k(\psi) \left(\frac{\partial \psi}{\partial z} + 1 \right) \right] \quad (2.7)$$

Dans ce cadre, $C(\psi) = d\theta/d\psi$ exprime la capacité capillaire du sol (en m^{-1}), obtenue par dérivation de la courbe caractéristique de rétention d'eau ; et $k(\psi)$ désigne la conductivité hydraulique en milieu non saturé (en $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$), deux paramètres dont les formulations théoriques ont été approfondies par Mualem (1976), van Genuchten (1980) ainsi que Fredlund et Rahardjo (1993).

Cette approche met en lumière le rôle central des relations constitutives, à savoir $\theta(\psi)$ et $k(\psi)$, dans la régulation des cinétiques d'infiltration et des mécanismes de redistribution hydrique au sein des massifs granulaires. Comme l'ont démontré Mualem (1976) et van Genuchten (1980), ces dépendances fonctionnelles conditionnent directement la réponse hydraulique des sols partiellement saturés, notamment en contexte de chargement transitoire.

Dans ce mémoire, la modélisation des phénomènes d'infiltration et de l'évolution des pressions interstitielles au sein des remblais granulaires soumis à des sollicitations hydriques transitoires repose sur l'équation de Richards. Le modèle de van Genuchten, associé à la relation de Mualem qui tient compte de la connectivité des pores, permet d'établir les relations constitutives $\theta(\psi)$ et $k(\psi)$ nécessaires à la caractérisation du comportement hydrique des matériaux. Ces développements, détaillés à la section 2.4, s'appuient sur les travaux fondateurs de Mualem (1976) et van Genuchten (1980).

Les conditions aux limites utilisées pour les simulations numériques ont été choisies pour reproduire les conditions réelles du système :

- À la surface du talus ($z = H$) : un flux d'infiltration variable dans le temps, noté $q_{\text{inf}}(t)$ (m/s), est imposé. Dès lors que l'intensité des précipitations dépasse la conductivité hydraulique non saturée de la couche superficielle, l'excédent est considéré comme

ruissellement et n'alimente plus le processus d'infiltration, une hypothèse validée par les études de Maknoon (2016), Liu et al. (2017) et Maknoon et Aubertin (2021) ;

- À la base du domaine ($z = 0$) : une charge hydraulique constante ($h_w = h_{\text{nappe}}$, en m) modélise la présence d'une nappe phréatique fixe, située à 1 m au-dessus de l'interface entre le remblai et le socle rocheux dans la configuration de référence. Cette condition garantit le maintien d'une zone saturée permanente en pied de talus, conformément aux observations rapportées par Maknoon (2016) et Maknoon et Aubertin (2021) ;
- Sur les limites latérales : l'hypothèse d'un flux nul ($\partial h_w / \partial x = 0$) est retenue, traduisant soit la présence de frontières imperméables, soit l'étendue suffisante du domaine latéral pour négliger les échanges horizontaux à l'échelle de l'ouvrage. Cette méthode, très utilisée en modélisation géotechnique, s'appuie sur les travaux de Maknoon (2016) et de Maknoon et Aubertin (2021).

Combinées à un état hydrique initial défini par la position de la nappe phréatique, ces conditions permettent de reconstituer l'évolution temporelle des pressions interstitielles et du degré de saturation au sein de l'ouvrage. Les champs hydriques ainsi obtenus sont ensuite intégrés aux analyses de stabilité en équilibre limite, en tenant compte de la dépendance de la résistance au cisaillement vis-à-vis de l'état de saturation du matériau (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Maknoon, 2016 ; Liu et al., 2017).

Pour un empilement granulaire situé à proximité d'une carrière, la définition des conditions aux limites a pour but de simuler de manière réaliste l'échange hydrique de l'ouvrage avec son environnement, tout en conservant un modèle exploitable numériquement. À la base du remblai, une condition de non-flux est imposée lorsque le matériau repose sur un substratum peu perméable, ou une charge hydraulique fixe est appliquée pour représenter la nappe phréatique à une cote donnée. Dans le cadre de ce projet, la nappe a été positionnée à un mètre au pied de l'empilement. Les faces latérales sont traitées comme imperméables, traduisant la négligence des échanges hydriques latéraux à l'échelle de l'ouvrage. Cette simplification

demeure acceptable lorsque la largeur de l'empilement excède nettement sa hauteur (Maknoon, 2016).

En surface, l'effet des précipitations est modélisé par un flux d'infiltration variable dans le temps, établi à partir d'un hyétogramme représentatif des conditions pluviométriques du site. La quantité d'eau effectivement infiltrée est toutefois bornée par la conductivité hydraulique non saturée du matériau de surface, ce qui permet de représenter de manière physiquement cohérente l'interaction entre l'intensité de la pluie, la capacité d'infiltration et l'évolution des pressions interstitielles en profondeur.

Cette approche constitue un élément fondamental de l'analyse de stabilité sous conditions hydriques transitoires, puisqu'elle permet de coupler de façon rigoureuse la dynamique d'infiltration et la réponse mécanique de l'ouvrage (Richards, 1931 ; Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Maknoon, 2016). La figure 2.13 présente le domaine de calcul retenu pour un empilement granulaire de carrière, en illustrant la nappe imposée à la base, les conditions de flux nul sur les faces latérales et le flux d'infiltration appliqué en surface lors d'un épisode pluvieux (adapté de Fala, 2011).

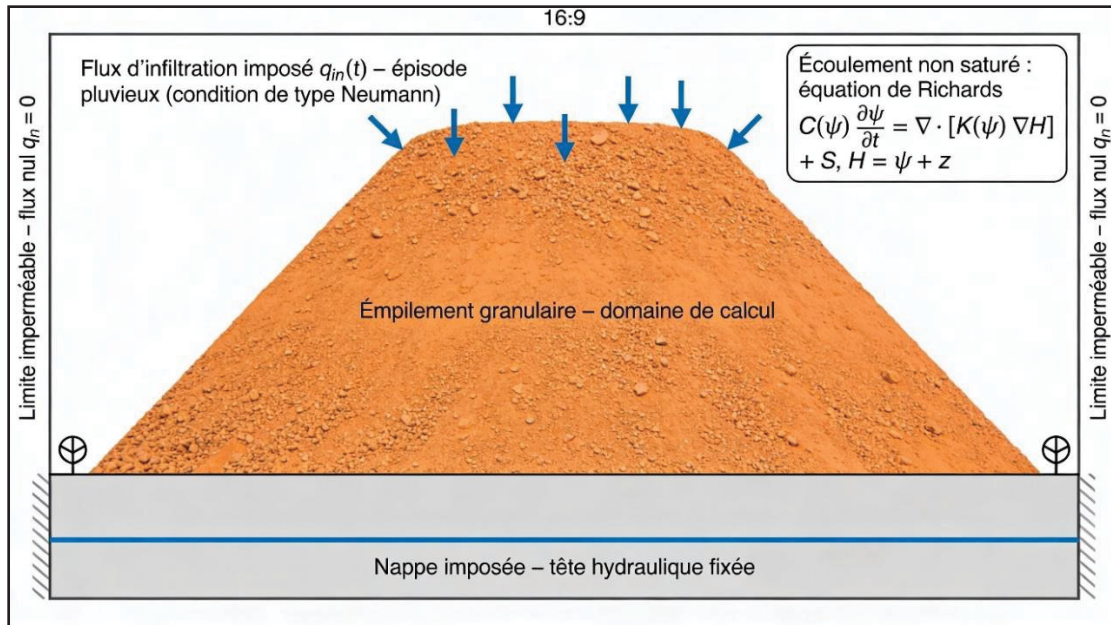


Figure 2.13 Schéma conceptuel du domaine de calcul pour un empilement granulaire de carrière, illustrant la nappe imposée à la base, les conditions latérales de flux nul et le flux d'infiltration appliqué en surface lors d'un épisode pluvieux, pour la résolution de Richards (adapté de Fala, 2011)

2.5.2 Effet de l'hétérogénéité sur l'écoulement

Appuyées par des observations géotechniques menées sur des remblais granulaires hétérogènes, des simulations numériques révèlent que l'agencement spatial des fractions grossières et fines conditionne étroitement les chemins d'infiltration ainsi que la distribution du degré de saturation. Cette configuration spatiale s'avère déterminante : les secteurs constitués de matériaux grossiers, caractérisés par une conductivité hydraulique élevée, assurent une évacuation rapide de l'eau après les épisodes pluvieux et présentent, en règle générale, des niveaux de saturation relativement faibles, bien que des accumulations ponctuelles puissent subsister en présence d'irrégularités locales. Inversement, les couches ou lentilles fines ayant une plus grande capacité de rétention entretiennent des zones

chroniquement humides conduisant à la formation de poches localement saturées, observées au cours de suivis *in situ* (Maknoon, 2016 ; Belmahboule et Ledra, 2023).

À l'échelle du massif, ces contrastes de propriétés hydrauliques instaurent des régimes d'écoulement différenciés. Dans les matériaux les plus drainants se développent des circulations préférentielles rapides, alors que, dans les domaines moins perméables, s'organisent des zones de rétention où l'eau s'accumule de manière transitoire ou prolongée. Cette dynamique duale favorise, dans ces derniers secteurs, une augmentation locale des pressions interstitielles. Ce phénomène s'avère particulièrement marqué à proximité des interfaces entre matériaux de granulométrie contrastée, où des effets de barrière capillaire sont fréquemment mis en évidence sur le terrain (Maknoon, 2016).

De telles hétérogénéités internes engendrent des points de faiblesse localisés, caractérisés par une augmentation du poids volumique apparent et une diminution de la résistance au cisaillement, en particulier au voisinage des plans de glissement potentiels. Cette fragilité locale rend dès lors indispensable la représentation rigoureuse de cette variabilité interne dans les modèles hydromécaniques afin d'éviter toute sous-estimation des saturations critiques et des mécanismes d'instabilité associés, même lorsque la réponse globale du massif laisse supposer un drainage efficace. Dans ce cas, les surpressions interstitielles localisées, malgré leur faible perceptibilité à l'échelle macroscopique, constituent souvent le point de départ des désordres constatés (Maknoon, 2016 ; Belmahboule et Ledra, 2023).

La figure 2.14 met en évidence l'influence de l'hétérogénéité granulométrique sur la distribution de l'eau au sein d'un empilement. Les fractions grossières, du fait d'une conductivité hydraulique élevée, favorisent un drainage rapide et demeurent faiblement saturées après les épisodes pluvieux. À l'inverse, les fractions fines retiennent l'eau et conduisent à la formation de lentilles humides. Cette organisation texturale donne lieu à des écoulements préférentiels et des zones d'humidité localisée qui conditionnent fortement le comportement hydromécanique du massif (adapté de Raymond et al., 2021 ; Qiu, 2022).

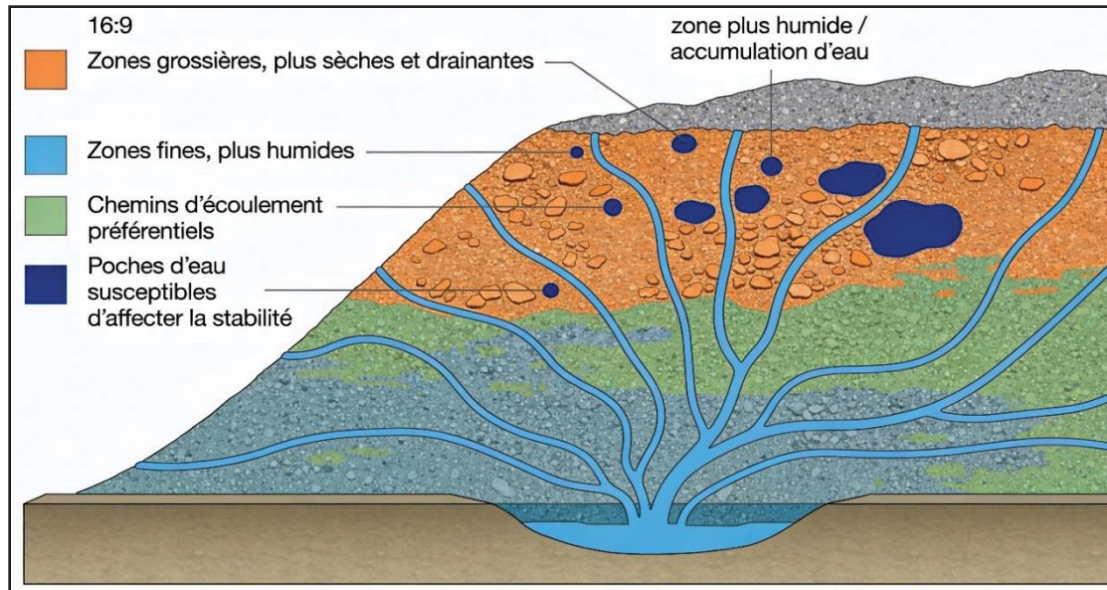


Figure 2.14 Représentation conceptuelle de la distribution de la saturation et des lignes de courant dans un empilement granulaire hétérogène, illustrant des zones grossières plus sèches et drainantes, des zones fines plus humides, des chemins d'écoulement préférentiels et des poches d'eau (schéma conceptuel adapté de Raymond et al., 2021 ; Qiu, 2022). Ces zones d'accumulation, bien qu'issues ici d'une étude de transport réactif, sont interprétées dans le présent mémoire comme des facteurs pouvant affecter la stabilité

2.6 Méthodes de calcul de stabilité et approches probabilistes

Cette section présente les principales méthodes utilisées pour évaluer la stabilité des talus, en commençant par les approches d'équilibre limite.

2.6.1 Approches d'équilibre limite

Les méthodes d'équilibre limite constituent l'outil de base utilisé en pratique pour évaluer la stabilité des talus en remblais, y compris pour les empilements granulaires associés aux carrières. Dans ces approches, on suppose l'existence d'une surface de rupture potentielle à

l'intérieur de l'ouvrage et l'on compare, le long de cette surface, la résistance au cisaillement mobilisable aux actions qui tendent à provoquer le glissement (Bishop, 1955 ; Morgenstern et Price, 1965 ; Fredlund et Krahn, 1977). Le facteur de sécurité intervient alors comme un coefficient global définissant la marge de sécurité de l'ouvrage, selon l'expression suivante :

$$FS = \frac{\text{Résistance mobilisable le long de la surface de rupture}}{\text{Efforts déstabilisateurs agissant sur cette surface}} \quad (2.8)$$

Un facteur de sécurité supérieur à 1 signifie que la résistance mobilisable est supérieure aux efforts déstabilisateurs, tandis qu'une valeur inférieure ou égale à 1 traduit une condition limite ou un état instable. Selon la formulation retenue, notamment Fellenius (1936), Bishop simplifié (1955), Janbu (1954) ou Morgenstern-Price (1965), l'équilibre peut être établi en termes de forces, de moments ou d'une combinaison des deux. Bien que le degré de précision appliqué aux forces intertranches varie d'une méthode à l'autre, l'approche demeure constamment axée sur la recherche d'un état d'équilibre général satisfaisant à un critère de sécurité précis (Majdanishabestari, 2023). Parmi ces formulations, la méthode de Morgenstern et Price (1965) se distingue par sa rigueur : elle satisfait simultanément l'équilibre des forces et des moments sur chaque tranche, en s'appuyant sur une fonction arbitraire décrivant la variation des forces intertranches le long de la surface de rupture. Cette généralité la rend applicable à des surfaces de rupture de forme quelconque, circulaire ou non, et particulièrement adaptée aux géométries complexes rencontrées dans les empilements granulaires hétérogènes étudiés dans ce mémoire, ce qui justifie son adoption comme méthode principale dans les analyses présentées aux chapitres suivants.

Les logiciels modernes d'analyse de stabilité prennent en compte ces méthodes d'équilibre limite dans un environnement de calcul, permettant de modéliser des géométries complexes ainsi que des conditions hydriques représentatives du terrain (ex. : Slide2). Ils offrent notamment la possibilité d'assigner plusieurs matériaux, chacun défini par ses paramètres mécaniques propres ; d'importer des champs de pressions interstitielles non uniformes, issus par exemple d'analyses d'écoulement en conditions saturées ou non saturées ; de sélectionner

différents critères de rupture (Mohr-Coulomb classique, formulations intégrant la résistance en conditions non saturées, etc.) ; et de prendre en compte des chargements supplémentaires tels que les surcharges de surface ou les actions sismiques simplifiées (Majdanishabestari, 2023).

Dans le cas des empilements granulaires hétérogènes étudiés dans ce mémoire, cette flexibilité est essentielle pour représenter, même de façon simplifiée, l'effet combiné de l'hétérogénéité interne, de la nappe imposée et des variations de conditions hydriques sur la stabilité globale et locale des talus. La figure 2.15 présente ce principe à travers un schéma d'un talus d'empilement granulaire. On y observe une surface de rupture circulaire hypothétique ainsi que la décomposition en tranches utilisée dans une méthode de type Bishop, avec l'indication des forces motrices, liées au poids des tranches, et des forces résistantes agissant le long de la surface de glissement.

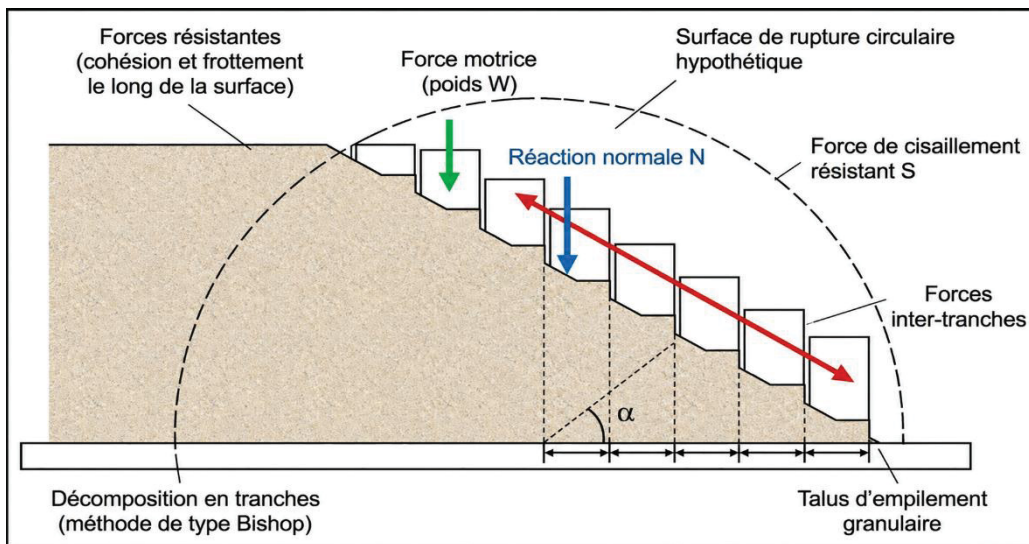


Figure 2.15 Schéma d'un talus d'empilement granulaire présentant une surface de rupture circulaire hypothétique et la décomposition en tranches utilisée dans une méthode de type Bishop, avec indication des forces motrices (poids des tranches) et des forces résistantes agissant le long de la surface de glissement (adapté de Bishop, 1955 ; U.S. Army Corps of Engineers, 2003)

2.6.2 Prise en compte de la succion dans les calculs de stabilité

Lorsque le remblai se trouve en conditions partiellement saturées, la succion matricielle contribue à accroître la résistance au cisaillement et, par conséquent, la stabilité des talus, en particulier au sein des horizons superficiels et des zones enrichies en fines présentes dans les empilements granulaires. La principale difficulté réside toutefois dans la représentation de cet effet au sein des calculs d'équilibre limite. La littérature distingue généralement deux grandes familles d'approches pour intégrer la contribution de la succion à la stabilité (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Fredlund et al., 2012 ; Lu et Likos, 2004).

La première approche consiste à représenter l'effet moyen de la succion au moyen d'une cohésion apparente. Dans ce cas, le critère de rupture de Mohr-Coulomb classique est conservé, mais la cohésion adoptée est augmentée de façon à intégrer globalement le gain de résistance attribuable à la succion, au-delà de la cohésion effective en condition saturée (Vanapalli et al., 1996). Cette méthode présente l'avantage d'être simple, directement compatible avec la majorité des logiciels d'équilibre limite et fréquemment utilisée lorsque les données disponibles sur les propriétés non saturées sont limitées. En revanche, elle ne permet pas de représenter de manière détaillée les variations spatiales et temporelles de la succion, ce qui peut constituer une limite importante dans l'analyse de scénarios transitoires tels que les épisodes de pluie.

La seconde famille d'approches repose sur une formulation explicite de la résistance au cisaillement en milieu non saturé. Dans cette perspective, la résistance dépend simultanément de la contrainte nette et de la succion matricielle, conformément à des relations du type proposé par Fredlund et Rahardjo (1993). Les paramètres caractéristiques du comportement non saturé, tels que la courbe de rétention et la relation reliant la succion à la contribution en résistance, sont alors intégrés directement à l'algorithme de calcul. La résistance est ainsi mise à jour localement en fonction des champs hydriques obtenus à partir d'un modèle d'écoulement. Bien que cette démarche nécessite une caractérisation plus complète des matériaux, elle permet de

représenter de façon plus réaliste la diminution de résistance lorsque la succion se réduit sous l'effet de l'infiltration, notamment dans les zones fines ou proches de la surface des empilements granulaires (Cui et Delage, 1996).

Sur le plan numérique, cette approche repose sur deux paramètres à définir dans les propriétés du matériau : l'angle de résistance au cisaillement non saturé ϕ_b et la valeur d'entrée d'air (AEV). Une enveloppe de résistance bilinéaire est adoptée : c' et ϕ' s'appliquent pour les pressions interstitielles positives ainsi que pour les succions inférieures à l'AEV, tandis que ϕ_b régit la résistance lorsque la succion dépasse cette valeur seuil. Il est également possible de déterminer ϕ_b à partir de la teneur en eau volumique en fonction de la succion matricielle, selon la méthode de Vanapalli et al. (1996), reliant ainsi les deux approches présentées ci-dessus.

Dans Slide2, l'option *Use water content function to determine Phi b* repose sur la relation proposée par Vanapalli et al. (1996), qui relie la contribution de la succion matricielle à la résistance au cisaillement par l'intermédiaire de la teneur en eau volumique :

$$\tau = c'(\sigma_n - u_a) \tan \phi' + (u_a - u_w) \left[\tan \phi' \left(\frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \right) \right] \quad (2.9)$$

τ où est la résistance au cisaillement, c' la cohésion effective, σ_n la contrainte normale totale, u_a la pression de l'air interstitiel, u_w la pression de l'eau interstitielle, ϕ' l'angle de frottement interne effectif, θ la teneur en eau volumique courante, θ_r la teneur en eau résiduelle et θ_s la teneur en eau à saturation. Cette relation est utilisée dans le cadre de certaines analyses pour représenter la résistance au cisaillement en conditions non-drainées.

2.6.3 Analyses probabilistes et indicateurs de fiabilité

Dans une approche déterministe de la stabilité, l'analyse repose sur un ensemble unique de paramètres géotechniques et hydrauliques, généralement fixés à des valeurs moyennes ou

choisies de manière conservatrice. Bien que cette simplification soit couramment acceptée, les remblais granulaires hétérogènes présentent une variabilité intrinsèque marquée de leurs propriétés, liée à la ségrégation granulométrique, aux conditions de mise en œuvre ainsi qu'aux incertitudes de mesure, lesquelles s'avèrent rarement négligeables en pratique. Les méthodes probabilistes visent précisément à intégrer explicitement cette variabilité dans l'analyse, afin de substituer à une valeur unique du facteur de sécurité (FS) une distribution de FS , complétée par des indicateurs de fiabilité tels que la probabilité de rupture P_f (Phoon et Kulhawy, 1999 ; Duncan, 2000).

Parmi les outils disponibles, la simulation de Monte Carlo est l'une des plus couramment mobilisées. Elle consiste à modéliser les paramètres d'entrée, tels que la cohésion, l'angle de frottement, le poids volumique ou encore l'angle du talus, comme des variables aléatoires régies par des distributions statistiques caractérisées par une moyenne, un écart type et une forme de loi, définies à partir d'essais de laboratoire, de données in situ ou de la littérature (Majdanishabestari, 2023 ; Aubertin et Aubertin, 2026). On génère ensuite, par le biais d'une démarche itérative numérique, un grand nombre de combinaisons de paramètres ; pour chacune, un calcul de stabilité est effectué et la valeur du facteur de sécurité est consignée. La probabilité de rupture P_f est alors évaluée comme la proportion de simulations pour lesquelles $FS < 1$, fournissant ainsi une mesure directe du risque associé à la variabilité des paramètres, même si cette estimation demeure tributaire de la qualité des distributions initialement retenues.

Cette approche, outre le calcul de P_f , permet d'effectuer des analyses de sensibilité probabilistes pour identifier les paramètres ayant le plus d'influence sur l'incertitude associée au facteur de sécurité, et ainsi d'obtenir une interprétation plus approfondie des mécanismes de rupture. Elle fournit également un cadre pour comparer différents scénarios, par exemple avec ou sans prise en compte explicite de la succion, non seulement à partir du FS moyen, mais aussi en termes de dispersion et de probabilité d'atteindre un état critique (Majdanishabestari, 2023). Dans le cas des empilements granulaires hétérogènes, ces analyses se révèlent

particulièrement pertinentes pour évaluer l'effet combiné de la variabilité des propriétés mécaniques et des conditions hydriques, même si certaines zones du massif demeurent difficilement caractérisables avec précision, et pour orienter plus efficacement les efforts de caractérisation géotechnique. À cet effet, le tableau 2.3 rassemble les variables aléatoires retenues pour l'étude probabiliste, avec leurs valeurs moyennes, leurs écarts-types et les lois de probabilité associées.

Tableau 2.3 Paramètres aléatoires retenus pour l'analyse probabiliste : moyennes, écarts-types et type de loi, adaptés de Majdanishabestari (2023) et Aubertin et Aubertin (2026)

Paramètre	Notation	Moyenne	Écart-type	Type de loi
Angle de frottement (matériau fin)	φ'	32°	3°	Normale
Angle de frottement (matériau grossier)	φ'	38°	3°	Normale
Cohésion (matériau fin)	c'	5 kPa	2,5 kPa	Lognormale
Cohésion (matériau grossier)	c'	0 kPa	—	Déterministe
Poids volumique sec (moyen)	γ_d	19 kN/m ³	1,1 kN/m ³	Normale
Angle de talus	β	37°	2°	Normale

2.7 Stabilité des talus sous pluie

Cette section examine l'influence des précipitations sur la stabilité des talus, en commençant par les mécanismes par lesquels un épisode pluvieux affecte le facteur de sécurité.

2.7.1 Effet des épisodes pluvieux

Dans un talus granulaire initialement non saturé, un épisode de pluie déclenche une infiltration qui réorganise rapidement la distribution de la succion matricielle et des pressions interstitielles, en particulier dans la couche superficielle. Cette réponse hydraulique immédiate se traduit, à mesure que l'eau pénètre, par le remplissage des pores et la décroissance de la succion matricielle. Selon les configurations hydrogéologiques locales, des pressions interstitielles positives peuvent alors se développer dans les horizons fins ou faiblement drainants, bien que leur apparition dépende étroitement de la connectivité des pores et de la perméabilité effective (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Lu et Likos, 2004).

Sous l'effet de pluies intenses, l'état hydrique du massif évolue de manière marquée par l'accroissement de l'infiltration. Il en résulte une diminution de la succion matricielle et une augmentation des pressions interstitielles ; cette combinaison de phénomènes défavorables est susceptible de réduire le facteur de sécurité. Ce comportement s'avère d'autant plus marqué lorsque les zones peu perméables concentrent les surpressions, un phénomène fréquemment observé lors de suivis instrumentés en remblai granulaire hétérogène (Maknoon, 2016 ; Li et al., 2022).

Les études fondées sur des modélisations couplées écoulement-stabilité mettent en évidence que ces évolutions hydriques favorisent l'apparition de zones de rupture peu profondes, généralement quasi parallèles au parement, lesquelles échappent aux analyses statiques classiques et surviennent souvent de manière soudaine (Liu et al., 2017). Des études portant sur des talus non saturés soumis à des pluies naturelles ou simulées indiquent que le facteur de sécurité atteint fréquemment une valeur minimale quelques heures après le pic pluvieux, lorsque la succion matricielle s'est fortement réduite et que les excès de pression interstitielle ne se sont pas encore dissipés, bien que ce décalage dépende des conditions de drainage (Zhang et al., 2014 ; Sun et al., 2016). La présence de couches ou de lentilles fines à forte capacité de rétention dans les empilements granulaires hétérogènes peut amplifier ces mécanismes.

Celles-ci sont susceptibles de maintenir un degré de saturation élevé au sein d'un massif par ailleurs bien drainé, créant ainsi des zones localement critiques et propices à l'initiation d'instabilités, même lorsque la réponse globale du talus suggère un comportement stable (Lahmira et al., 2016 ; Maknoon et Aubertin, 2021). Cette hétérogénéité interne influence directement les écoulements transitoires. La figure 2.16 schématise l'évolution de la succion et du facteur de sécurité au cours d'un épisode pluvieux et illustre ce phénomène en montrant la diminution progressive de la succion en surface, l'éventuelle apparition de pressions interstitielles positives et le décalage temporel entre le pic de pluie et le minimum du facteur de sécurité.

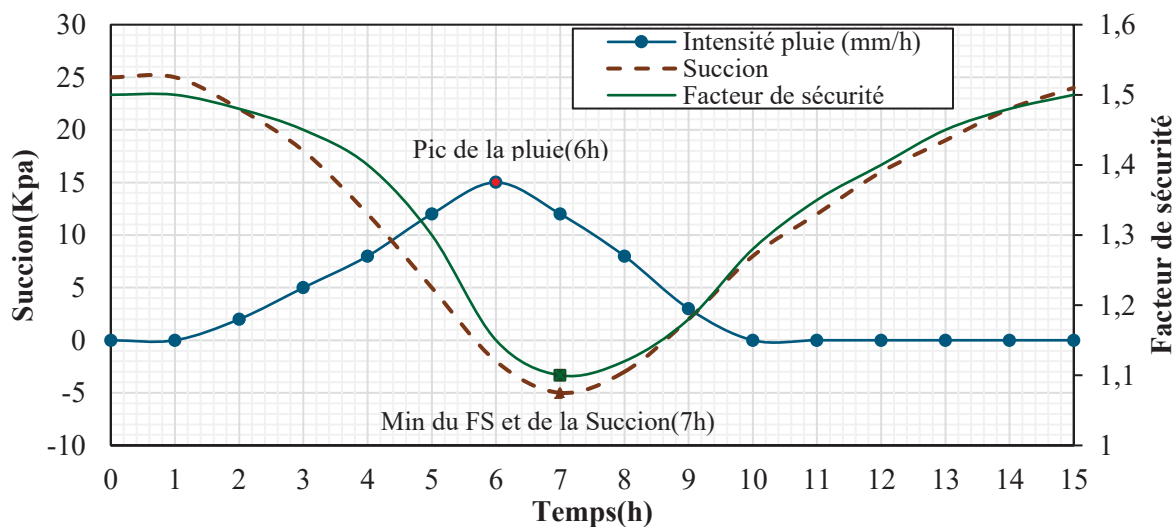


Figure 2.16 Évolution schématique de la succion et du facteur de sécurité au cours d'un épisode pluvieux, illustrant la diminution progressive de la succion en surface, l'apparition possible de pressions interstitielles positives et le décalage temporel entre le pic de pluie et le minimum du facteur de sécurité (schéma conceptuel basé sur Zhang et al., 2014 et Sun et al., 2016)

La figure 2.16 rend compte d'un épisode pluvieux au cours duquel l'intensité des précipitations croît progressivement jusqu'à un maximum vers 6 h, avant de décroître de manière régulière.

Sous l'effet de l'infiltration, la succion à la surface diminue continûment et peut devenir légèrement négative autour de 7 h, ce basculement marquant une transition nette qui traduit l'apparition de pressions interstitielles positives. Une fois la pluie terminée, la succion remonte graduellement, bien que cette récupération demeure dépendante des conditions hydriques résiduelles du milieu.

Le facteur de sécurité présente une évolution analogue, tout en accusant un retard temporel perceptible par rapport au signal hydrologique. Initialement élevé, il atteint un minimum peu après le pic de précipitations, puis se rétablit progressivement sans retrouver immédiatement sa valeur initiale. Ce décalage dans le temps, tout en étant conforme à la tendance générale, indique un déphasage marqué entre la sollicitation hydrologique et la réponse mécanique du talus, phénomène fréquemment observé lors d'essais sur des profils partiellement saturés.

2.7.2 Représentation numérique des pluies et de l'infiltration

En modélisation numérique, un épisode pluvieux est le plus souvent représenté par un hyétoگرامme (intensité de pluie en fonction du temps), qui permet de définir un flux hydrique imposé à la surface du talus. Ce flux alimente l'infiltration en fonction de la capacité d'absorption du sol, contrôlée notamment par la conductivité hydraulique non saturée et par l'état hydrique initial (Zhang et al., 2014 ; Liu et al., 2017). Dans cette perspective, deux types d'épisodes pluvieux sont habituellement distingués. Les fortes pluies d'une courte durée ont une intensité qui peut dépasser la conductivité hydraulique non saturée du sol et ainsi provoquer un ruissellement superficiel significatif. Les pluies modérées et prolongées permettent une infiltration plus progressive et profonde dans le massif, ce qui a des effets potentiellement différés sur la saturation et l'évolution des pressions interstitielles. Dans le cadre de l'analyse de stabilité, l'attention se porte principalement sur les configurations hydriques les plus critiques, caractérisées par une forte diminution de la succion matricielle, l'apparition ou l'augmentation de pressions interstitielles positives et l'atteinte d'un minimum du facteur de sécurité (Liu et al., 2017 ; Sun et al., 2016). Dans ce mémoire, des scénarios de

pluie représentatifs sont ainsi appliqués afin de suivre l'évolution temporelle de l'état hydrique et de la stabilité d'un empilement granulaire hétérogène situé en contexte de carrière. Un hyétogramme type est présenté à la figure 2.17, et l'évolution calculée de la teneur en eau et du facteur de sécurité pour un talus soumis à une analyse transitoire est illustrée à la figure 2.18.

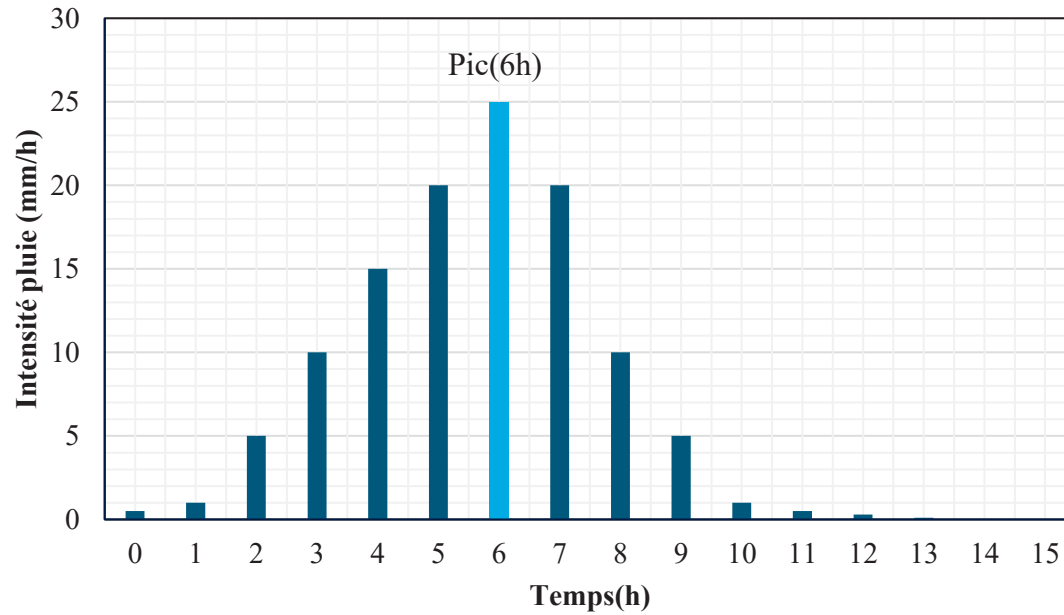


Figure 2.17 Hyétogramme de l'épisode pluvieux simulé, exprimé en intensité de pluie en fonction du temps

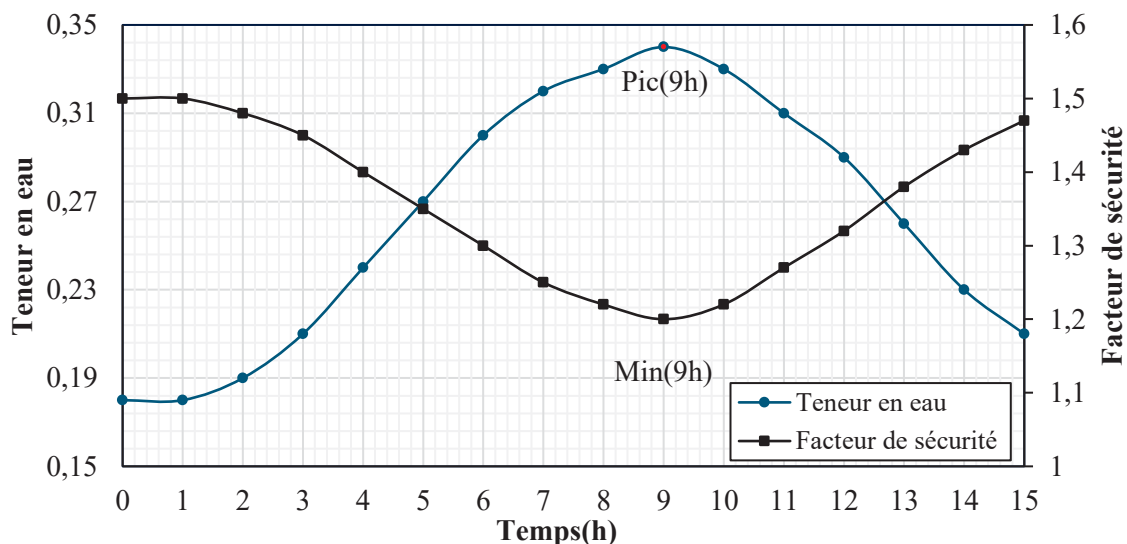


Figure 2.18 Évolution calculée de la teneur en eau moyenne dans la zone superficielle et du facteur de sécurité en fonction du temps, pour un talus d'empilement granulaire lors d'une analyse transitoire

L'hyétogramme correspondant à l'événement étudié, présenté à la figure 2.17, illustre une augmentation progressive des intensités de pluie jusqu'à un pic situé entre 6 h et 7 h, puis une diminution rapide, traduisant une phase de chargement hydrique relativement concentrée dans le temps.

À la figure 2.18, la teneur en eau moyenne de la couche superficielle augmente graduellement au cours de l'épisode pour atteindre un maximum vers 9 h, tandis que le facteur de sécurité diminue simultanément et atteint un minimum avec un léger décalage temporel. Ce décalage met en évidence la réponse retardée du talus aux variations hydriques induites par l'infiltration, laquelle dépend des propriétés de transfert du matériau en zone non saturée.

2.7.3 Succion, cohésion équivalente et limites des simplifications

Pour simplifier les calculs, il est courant dans certains projets de représenter l'effet stabilisant de la succion par une cohésion équivalente utilisée dans un critère de Mohr-Coulomb classique (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Gitirana et Fredlund, 2004). Cette stratégie peut être acceptable lorsque l'état hydrique varie peu dans le temps ou lorsque l'analyse porte sur des conditions quasi stationnaires, car la succion moyenne peut alors être assimilée à un accroissement approximativement constant de la cohésion.

En régime transitoire, en particulier sous l'effet d'épisodes pluvieux, cette simplification devient nettement plus discutable. La succion et la saturation évoluent rapidement en fonction du temps et de la profondeur, et une cohésion équivalente homogène ne peut rendre compte de ces variations spatiales et temporelles. Plusieurs études comparatives montrent que les modèles de résistance non saturée intégrant explicitement la succion restituent plus fidèlement l'évolution du facteur de sécurité pendant et après la pluie, notamment pour des talus peu profonds ou des sols dont la résistance est très sensible à l'état hydrique (Zhang et al., 2014 ; Liu et al., 2017). Dans le cas des empilements granulaires hétérogènes à proximité de carrières, l'utilisation conjointe d'une approche par cohésion apparente et d'une approche explicite permet d'évaluer l'écart entre ces deux représentations et de préciser dans quelles conditions la simplification par cohésion équivalente reste acceptable pour les analyses de stabilité en régime transitoire. Cet aspect est approfondi dans les chapitres consacrés au modèle numérique et aux résultats.

CHAPITRE 3

MÉTHODES EXPÉRIMENTALES ET DÉFINITION DU MODÈLE NUMÉRIQUE

3.1 Préambule

Ce chapitre présente le cadre méthodologique ainsi que le modèle numérique retenu pour représenter un remblai granulaire reposant sur un socle rocheux rigide, analysé à l'aide de la méthode d'équilibre limite de Morgenstern-Price. Le cas étudié s'inspire des remblais et des haldes granulaires observés au Québec, où des matériaux grossiers sont déposés sur des formations rocheuses compactes, avec des pentes généralement comprises entre 35° et 45° (Maknoon, 2016 ; MTQ, 2018 ; Maknoon et Aubertin, 2021). La configuration retenue correspond aux gammes de paramètres géotechniques généralement documentées dans la littérature.

La géométrie du remblai, la stratigraphie simplifiée, les propriétés mécaniques et hydriques des matériaux ainsi que les états hydriques de référence sont ensuite précisés. L'ensemble des modèles considère la présence d'une nappe phréatique localisée au pied de l'empilement, conformément aux observations de terrain rapportées dans des carrières et dans certains contextes miniers (Maknoon et Aubertin, 2021). Sous ces conditions, le comportement des matériaux est distingué selon leur état hydrique.

En régime non saturé, la succion matricielle contribue à une résistance additionnelle, souvent interprétée comme une cohésion apparente dans le cadre de la mécanique des sols non saturés (Fredlund et Rahardjo, 1993). À l'inverse, au voisinage du pied saturé, les matériaux granulaires grossiers présentent une cohésion effective généralement négligeable, sauf en présence de fines ou de cimentation locale (Maknoon, 2016).

La définition géométrique repose sur la hauteur du remblai (H), l'épaisseur du socle, la longueur du profil et les angles de talus (β), à partir de configurations documentées en contextes minier et routier. La stratigraphie adoptée, limitée à un remblai granulaire sur socle rocheux rigide, permet d'isoler les mécanismes dominants gouvernant la répartition des contraintes et la localisation potentielle des surfaces de rupture. Les caractéristiques géotechniques (poids volumique γ , angle de frottement effectif φ' et cohésion c') ainsi que les propriétés hydriques (courbe de rétention d'eau et conductivité hydraulique non saturée k) sont obtenues à partir de valeurs relevées dans la littérature spécialisée sur les matériaux granulaires. Une attention toute particulière est accordée à la représentativité de ces fourchettes par rapport aux matériaux étudiés, à savoir le gravier, le sable et le silt. Les états hydriques de référence correspondent à une nappe positionnée à 1 m du pied du talus et couvrent deux situations contrastées, à savoir un massif entièrement non saturé et une configuration présentant une zone saturée en pied. Ces conditions servent de base aux analyses statiques et transitoires développées ultérieurement (Liu et al., 2017 ; Maknoon et Aubertin, 2021).

Deux approches comportementales sont mobilisées afin d'examiner l'influence des conditions hydriques sur la stabilité :

1. Représentation implicite : repose sur une intégration paramétrique et probabiliste des propriétés mécaniques apparentes, notamment la cohésion, l'angle de frottement interne et le poids volumique, sans représentation explicite des écoulements. Cette approche, développée au chapitre 4, permet d'explorer un spectre continu de conditions entre états non saturé et saturé, tout en quantifiant l'effet de la variabilité des paramètres sur le facteur de sécurité et sur la probabilité de rupture à l'aide de la méthode de Monte Carlo.
2. Représentation explicite : intègre directement les écoulements transitoires dans le massif et leur influence sur la résistance au cisaillement. Elle s'appuie sur les modèles constitutifs disponibles dans Slide2 et sur les fonctions hydriques propres à chaque matériau, notamment les courbes de rétention d'eau et de conductivité hydraulique. Présentée au chapitre 5, elle permet de suivre l'évolution temporelle du facteur de

sécurité lors d'épisodes pluvieux simulés et d'évaluer le rôle de la succion matricielle dans la stabilité globale du remblai. Les formulations constitutives associées à cette approche sont détaillées dans le présent chapitre.

3.2 Description générale du modèle physique

La présente section décrit la configuration géométrique de référence du remblai granulaire étudié, caractérisé par la présence d'une nappe d'eau située à 1 m au pied du talus. Cette configuration est celle retenue pour la modélisation numérique en équilibre limite. Elle précise les dimensions principales du système ainsi que les choix de représentation permettant de reproduire, de manière simplifiée mais cohérente, des remblais granulaires observés en pratique sous cette condition hydrique spécifique.

3.2.1 Géométrie et configuration globale

La présente étude a été réalisée sur une configuration type représentant un empilement de remblais situé en périphérie de Montréal. La figure 3.1 présente un modèle topographique de l'empilement considéré. La figure illustre avec un champs de couleur le pendage de la pile à différents endroits. La pile est caractérisée par une hauteur variant de 30 à 40 m, et un pendage de 35 à 47 degrés.

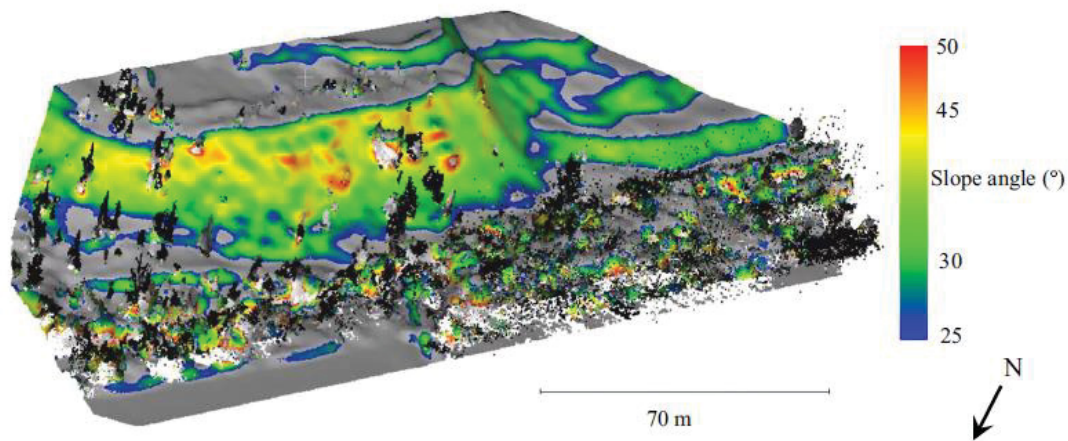


Figure 3.1 Modèle topographique de l'empilement de remblais type implémenté dans le présent mémoire. Tiré de Aubertin et Aubertin, 2026

La géométrie retenue comprend deux unités superposées : un remblai granulaire formant le talus principal et un socle rocheux rigide représentant la fondation. Cette configuration est illustrée à la figure 3.1, qui présente schématiquement le remblai posé sur son socle rocheux et la disposition générale du modèle utilisé dans ce mémoire. Les paramètres géométriques du modèle sont présentés au tableau 3.1.

La nappe est située à 1 m du pied du talus, et les dimensions adoptées sont les suivantes :

- Hauteur du remblai : 30 m ;
- Épaisseur modélisée du socle rocheux : 10 m ;
- Longueur totale du profil : 120 m ;
- Angles de pente considérés : 35° , 37° , 43° et 45° .

Ces valeurs correspondent aux hauteurs et inclinaisons rapportées pour des remblais et haldes constitués de matériaux grossiers, dont l'angle de repos se situe généralement entre 35° et 45° selon la densité relative et la distribution granulométrique (Maknoon, 2016 ; MTQ, 2018 ;

Maknoon et Aubertin, 2021 ; Aubertin et al., 2025). La longueur totale du modèle de 120 m a été choisie afin de limiter les effets de bord sur la détermination des surfaces de glissement, précaution nécessaire lorsque les méthodes d'équilibre limite sont appliquées sur un domaine de calcul fini (Duncan et Wright, 2005 ; Maknoon, 2016).

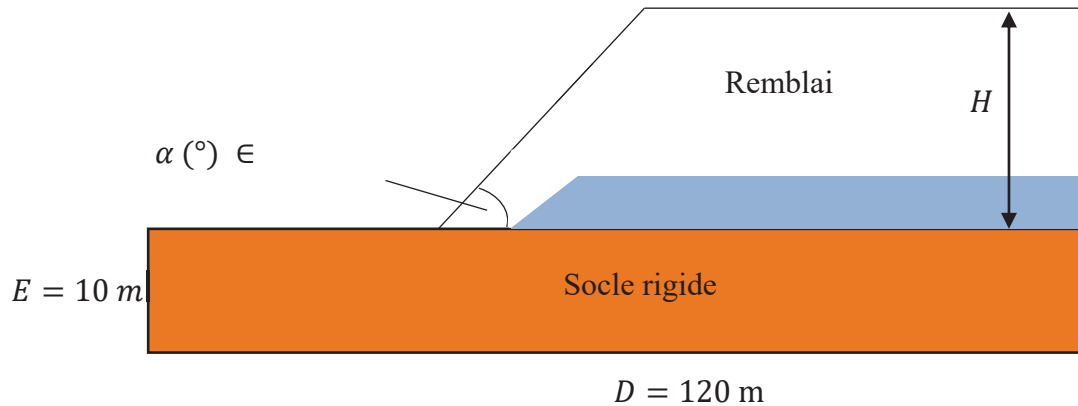


Figure 3.2 Schéma conceptuel d'un remblai granulaire reposant sur un socle rocheux rigide

Tableau 3.1 Paramètres géométriques du modèle

Paramètre	Symbole	Valeur(s)	Commentaire
Hauteur du remblai	H	30 m	Remblai granulaire principal
Épaisseur du socle modélisé	E	10 m	Socle rocheux rigide
Longueur totale du profil	L	120 m	Domaine 2D pour l'analyse de stabilité
Angles de talus considérés	β	35°, 37°, 43°, 45°	Valeurs observées

3.3 Représentation du comportement mécanique et modèles constitutifs

Le comportement mécanique des matériaux constituant le remblai granulaire repose sur le critère de rupture de Mohr-Coulomb et son extension aux conditions non saturées, dont le cadre théorique est présenté à la section 2.4. Cette section précise les valeurs numériques retenues ainsi que l'implémentation de ce cadre dans Slide2 pour les analyses du présent mémoire.

Conformément au cadre présenté à la section 2.6.2, l'angle φ^b (°) caractérisant la contribution de la succion à la résistance au cisaillement n'a pas été fixé à une valeur constante dans le présent mémoire. L'option « *Use water content function to determine Phi b* » a plutôt été activée dans Slide2, ce qui permet au logiciel de déterminer φ^b directement et de façon continue à partir de la courbe de rétention de chaque matériau, selon la méthode de Vanapalli et al. (1996). Dans le cadre des analyses paramétriques et probabilistes développées au chapitre 4, l'effet de la succion est représenté de manière indirecte par une cohésion apparente équivalente c^{eq} intégrée au critère de Mohr-Coulomb classique. Ses limites, en particulier en régime transitoire, sont examinées au chapitre 5 par comparaison avec une représentation explicite basée sur les fonctions hydriques implémentées dans Slide2 (Maknoon, 2016 ; Maknoon et Aubertin, 2021).

3.3.1 Écoulements et succion en conditions non-saturées

La résolution de l'équation de Richards, présentée à la section 2.5.1, nécessite la définition des fonctions hydriques propres à chaque matériau, soit la courbe de rétention d'eau et la fonction de conductivité hydraulique non saturée, introduites à la section 3.5.3. Dans Slide2, le champ de pression interstitielle obtenu à partir de l'analyse d'écoulement transitoire alimente le calcul de stabilité à chaque pas de temps, selon une approche séquentielle. Les facteurs de sécurité sont alors évalués à l'aide de la méthode de Morgenstern-Price, permettant de suivre leur

évolution en réponse aux variations de succion et de pression interstitielle induites par les épisodes pluvieux simulés (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Rocscience, 2024).

3.4 Stratigraphie et nature des matériaux

La stratigraphie du modèle repose sur une configuration simplifiée composée d'un remblai granulaire reposant sur un socle rocheux rigide, en présence d'une nappe d'eau située à 1 m au pied du talus. On considère trois matériaux granulaires représentatifs (gravier, sable et silt) afin d'étudier l'influence de la nature du matériau sur la stabilité globale dans cette condition hydrique particulière. Le choix de ces trois matériaux découle des travaux de Maknoon et Aubertin (2021). La granulométrie de référence et les propriétés d'écoulement des trois types de matériaux sont présentées dans les sections suivantes.

3.4.1 Remblai granulaire

Le remblai est modélisé à partir de trois matériaux de référence (gravier, sable et le silt) choisis à partir de données expérimentales et de synthèses sur les remblais et les haldes granulaires (Maknoon, 2016 ; Aubertin, 2024). Ces matériaux correspondent à des types granulaires fréquemment rencontrés dans les empilements constitués à partir de déblais d'excavation en contexte urbain. Dans ce cadre, les chantiers de construction, de tunnelisation et de réfection d'infrastructures génèrent des volumes considérables de matériaux, ensuite entreposés à proximité des carrières en exploitation, justifiant leur sélection comme matériaux de référence.

3.4.1.1 Gravier

Les graviers qu'on retrouve dans les empilements urbains viennent surtout des chantiers de roc : fondations profondes, stationnements en sous-sol, travaux sur les réseaux souterrains (Aubertin et al., 2025). Ces matériaux sont grossiers, avec peu de fines. C'est généralement le signe d'une roche mère peu altérée, même si les méthodes d'extraction et de dépôt peuvent modifier un peu cette distribution (Maknoon, 2016).

Sur le plan hydromécanique, le gravier est en général très perméable, se draine rapidement et possède des angles de frottement interne élevés. Lorsque la proportion de fines demeure faible, sa capacité de rétention d'eau reste limitée, ce qui favorise une désaturation rapide dès que la succion s'éloigne des conditions proches de la saturation. Cette réponse hydrique se manifeste d'autant plus nettement que le matériau présente une structure ouverte et peu cohésive, bien que la présence résiduelle de fines puisse, dans certains cas, atténuer ce comportement. Du point de vue mécanique, la résistance au cisaillement dépend surtout des mécanismes de frottement et d'emboîtement entre grains, mais la densité de mise en place influe sur la mobilisation de ces mécanismes ainsi que sur le niveau de dilatance associé. Dans les configurations analysées à l'aide de la méthode d'équilibre limite de Morgenstern-Price, ces propriétés conditionnent directement la stabilité globale de l'ouvrage, en particulier lorsque la zone de rupture intersecte un domaine partiellement saturé (Maknoon, 2016 ; Aubertin, 2024).

3.4.1.2 Sable

Les sables qu'on retrouve dans les emplacements de carrière en milieu urbain ont des origines variées. Certains viennent de remblais anciens, d'autres de dépôts fluvioglaciaires mis à jour lors d'excavations, ou encore de tranchées pour canalisations et infrastructures souterraines (Aubertin et al., 2025). Cette diversité d'origines reflète directement l'hétérogénéité des chantiers qui alimentent ces ouvrages (Maknoon, 2016).

Le sable correspond à un matériau dont la granulométrie, plus fine que celle du gravier, demeure compatible avec un comportement globalement drainant. Sa capacité de rétention d'eau est légèrement plus élevée, ce qui se traduit par une zone de transition sensiblement plus étendue sur la courbe de rétention d'eau et par une désaturation plus progressive. Sur le plan mécanique, la résistance au cisaillement reste essentiellement frictionnelle, avec des angles de frottement interne typiquement de l'ordre de 32° à 38° pour des sables de compacité moyenne à dense, bien que la présence de fines puisse localement réduire cette résistance en conditions saturées (Maknoon, 2016 ; Aubertin, 2024).

3.4.1.3 Silt

Les silts en milieu urbain viennent souvent de dépôts lacustres ou marins remaniés par des excavations profondes, des décapages en zones alluviales ou des travaux dans des secteurs à sols fins (Aubertin et al., 2025). Quand ces matériaux se retrouvent dans un empilement de carrière, c'est souvent parce que des chantiers voisins ont produit des déblais fins qu'on a ensuite entreposés là (Maknoon, 2016).

Le silt retient beaucoup d'eau à faible succion et perd rapidement sa conductivité hydraulique quand la succion monte. Ces deux effets combinés modifient la distribution des pressions interstitielles dans le talus et, selon la stratification locale et les conditions de drainage, changent la réponse hydromécanique globale de l'ouvrage (Cui et Delage, 2008 ; Aubertin, 2024).

Sur le plan mécanique, le silt a une résistance au cisaillement surtout frictionnelle. Les angles de frottement interne se situent en général entre 28° et 34° . En conditions partiellement saturées, la cohésion apparente peut s'ajouter de façon notable à la résistance mobilisée, surtout quand la structure du matériau permet de maintenir des ponts capillaires entre les grains (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Maknoon, 2016).

Le tableau 3.2 résume les propriétés qualitatives du gravier, du sable et du silt d'après Maknoon (2016) et Aubertin (2024), pour comparer leur comportement hydromécanique dans les analyses menées.

Tableau 3.2 Rôle et caractéristiques qualitatives des matériaux gravier, sable et silt d’après Aubertin (2024) et Maknoon (2016)

Matériau de remblai	Nature dominante	Capacité de drainage	Capacité de rétention	Usage principal dans l’étude
Gravier	Graveleux grossier	Élevée	Faible	Remblai très drainant, talus typique de halde
Sable	Sableux intermédiaire	Moyenne à élevée	Moyenne	Remblai drainant à granulométrie intermédiaire
Silt	Sablo-limoneux fin	Moyenne à faible	Élevée	Remblai fin, sensible aux variations de succion

3.4.2 Socle rocheux rigide

Le socle est représenté par une formation rocheuse compacte, assimilée à un milieu rigide à l'échelle de la pente analysée. Il se caractérise par un poids volumique supérieur à celui du remblai, un angle de frottement effectif d'environ 45° et une cohésion d'environ 100 kPa, valeurs représentatives de la forte capacité portante et de la faible déformabilité d'une roche saine. Cette hypothèse est généralement retenue pour représenter une fondation rocheuse compacte (Duncan et Wright, 2005 ; Maknoon, 2016).

Pour les trois matériaux étudiés (gravier, sable et silt), le socle joue un rôle de support stable et demeure inchangé lorsque la nature du remblai varie. Cette constance permet de concentrer l’analyse sur l’influence du matériau constituant le remblai, tout en maintenant un cadre de fondation identique d’un point de vue mécanique et hydraulique (Maknoon, 2016 ; Aubertin et al., 2025).

3.5 Paramètres géotechniques et hydrauliques

Les paramètres mécaniques et hydrauliques utilisés pour modéliser le remblai granulaire et le socle rocheux sont présentés ici, pour une nappe fixée à 1 m au pied du talus. Ces valeurs proviennent de la littérature spécialisée et des recommandations techniques reconnues, en tenant compte de la variabilité naturelle des propriétés de ce type d'ouvrages. Néanmoins, des hétérogénéités locales peuvent influencer le comportement réel du système (Maknoon, 2016 ; MTQ, 2018 ; Aubertin et al., 2025).

3.5.1 Paramètres mécaniques

Les paramètres mécaniques retenus pour le remblai granulaire sont présentés au tableau 3.3. Pour chacun de ces paramètres, une valeur moyenne, un écart-type et des bornes minimales et maximales sont indiqués afin de représenter la variabilité des matériaux granulaires hétérogènes constitutifs des empilements de carrière. Les valeurs extrêmes correspondent généralement à la moyenne plus ou moins deux écarts-types, sauf lorsqu'une contrainte physique impose une limite, comme dans le cas de la cohésion apparente, qui ne peut prendre une valeur négative. Cette représentation statistique s'inscrit dans l'approche probabiliste adoptée dans ce mémoire et repose sur des données tirées de la littérature spécialisée ainsi que sur des caractérisations effectuées sur des remblais granulaires comparables (Duncan et Wright, 2005 ; Maknoon, 2016 ; Aubertin et al., 2025).

Tableau 3.3 Paramètres géotechniques du remblai granulaire, incluant la variabilité statistique, tiré de Aubertin et al. (2025)

Paramètre	Moyenne	Écart-type (σ)	Min.	Max.
Poids volumique γ (kN/m ³)	20	2	16	24
Cohésion apparente (non saturé) c_{app} (kPa)	3	2	0	7
Cohésion effective (saturé) c'_{sat} (kPa)	0	-	-	-
Angle de frottement interne φ' (°)	37	4	29	45

Le poids volumique retenu pour le remblai granulaire est de 20 kN/m³, valeur représentative des remblais graveleux mis en place par déversement libre dans les empilements de carrière. L'angle de frottement effectif $\varphi' = 37^\circ$ correspond à des matériaux à dominante graveleuse dont la résistance demeure essentiellement frictionnelle (Maknoon, 2016 ; Aubertin et al., 2025). En conditions non saturées, une cohésion apparente comprise entre 0 et 7 kPa est considérée afin de représenter l'effet stabilisateur de la succion matricielle, dont l'amplitude dépend du degré de saturation et des caractéristiques de rétention propres aux matériaux en place. À l'état saturé, la cohésion effective est supposée nulle, ce qui constitue une hypothèse usuelle pour des matériaux grossiers non cimentés, pour lesquels la résistance au cisaillement reste principalement gouvernée par le frottement intergranulaire (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Maknoon, 2016). Les écarts-types et les limites indiqués dans le tableau 3.3 décrivent la variabilité de ces paramètres et traduisent l'hétérogénéité des matériaux granulaires constituant ces empilements.

3.5.2 Paramètres hydriques (tendances générales)

Les courbes de rétention d'eau et de conductivité hydraulique non saturée, établies pour des remblais granulaires et des sols sablo-limoneux, servent de base à la caractérisation des paramètres hydriques du gravier, du sable et du silt. La trajectoire de succion au cours du temps module les contrastes hydrauliques entre matériaux grossiers et fins, contrastes qui se répercutent de façon systématique sur la distribution de la saturation et des pressions interstitielles dans le talus (Cui et Delage, 2008 ; Maknoon, 2016 ; Aubertin, 2024). Les tendances qualitatives retenues pour chacun de ces matériaux sont présentées au tableau 3.4.

Tableau 3.4 Tendances hydriques qualitatives des matériaux gravier, sable et silt, d'après Cui et Delage (2008), Maknoon (2016) et Aubertin (2024)

Matériau	Conductivité hydraulique à saturation;	Désaturation avec la succion	Capacité de rétention à faible succion	Commentaire hydrique principal
Gravier	Élevée	Très rapide	Faible	Remblais très drainants, faible rétention
Sable	Moyenne à élevée	Rapide	Moyenne	Comportement intermédiaire sableux
Silt	Moyenne à faible	Plus progressive	Élevée	Rétention importante, sensibilité aux suctions

Ces tendances orientent le choix des courbes de rétention d'eau et de conductivité hydraulique retenues pour chacun des matériaux. Les paramètres de forme associés à ces courbes sont introduits directement dans Slide2 afin de produire les champs de succion et de pression interstitielle utilisés dans les analyses stationnaires et transitoires présentées aux chapitres 4 et 5.

3.5.3 Courbes de rétention et de conductivité hydraulique utilisées

Les lois hydriques utilisées pour les simulations reposent sur des courbes de rétention d'eau et de conductivité hydraulique non saturée propres à chacun des trois matériaux étudiés (gravier, sable et silt), suivant respectivement le modèle de van Genuchten (1980) et le modèle de Mualem (1976) combiné à van Genuchten, présentés aux équations (2.3) et (2.5) de la section 2.4. Ces courbes sont adaptées de résultats expérimentaux publiés pour des remblais granulaires et des sols sablo-limoneux (Cui et Delage, 2008 ; Maknoon, 2016 ; Aubertin, 2024).

Le paramètre α_v , approximativement l'inverse de l'AEV, est calibré individuellement pour chaque matériau : une valeur élevée correspond à un matériau qui se désature rapidement à faible succion, comme le gravier (van Genuchten, 1980 ; Maknoon, 2016). De même, la conductivité hydraulique à saturation k_s diffère pour chaque matériau, la formulation reproduisant la diminution rapide de la conductivité au-delà de l'AEV, phénomène particulièrement marqué pour les matériaux grossiers tels que le gravier (Mualem, 1976 ; Maknoon, 2016).

Les différences de comportement hydrique entre ces trois matériaux apparaissent nettement à l'examen de la figure 3.3, qui présente les courbes de rétention d'eau adaptées d'Aubertin (2024) et met en évidence l'écart marqué entre la capacité de rétention du silt, nettement plus élevée, et celle du gravier, dont la désaturation intervient à des succions très faibles. Ces courbes sont intégrées dans l'analyse explicite du comportement non saturé des remblais dans les chapitres 5 et 6.

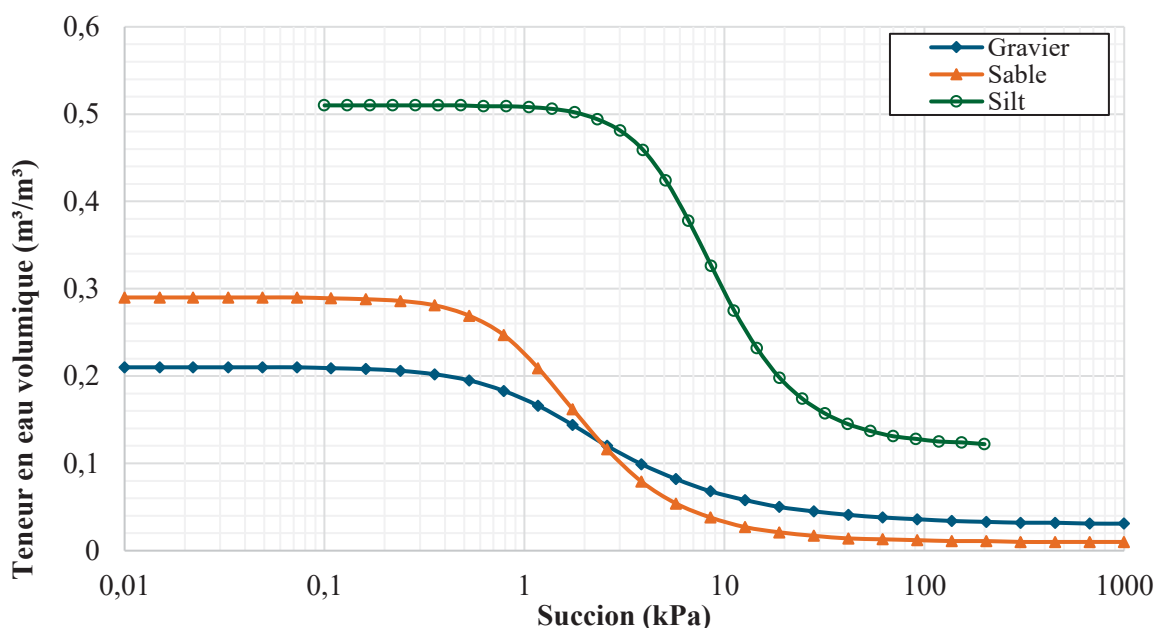


Figure 3.3 Courbes de rétention d'eau pour les matériaux gravier, sable et silt, adaptées d'après Aubertin (2024)

Les courbes de rétention montrent la réaction de chaque matériau alors que la succion matricielle croît progressivement. Les remblais grossiers à dominante graveleuse perdent rapidement leur eau, ce qui confirme leur faible aptitude à la rétention capillaire, alors que le silt maintient des teneurs en eau plus élevées à faible succion, sous l'effet de sa fraction fine. Le sable présente, lui, un comportement intermédiaire, sa désaturation se faisant de façon plus progressive que celle du gravier, mais plus rapide que celle du silt, conformément aux propriétés attendues des sables graveleux compacts (Maknoon, 2016 ; Aubertin, 2024).

Sous l'effet de la succion, cette variation de la saturation se répercute directement sur la conductivité hydraulique en milieu non saturé, car la diminution de l'eau disponible dans le réseau poreux limite la continuité des chemins d'écoulement. La capacité de transfert hydraulique décroît alors de manière nette, bien que cette réduction puisse être modulée par la connectivité des pores résiduels (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Maknoon, 2016). Les courbes

de conductivité correspondantes, présentées à la figure 3.4, permettent de quantifier ce lien entre saturation et conductivité hydraulique et de préciser la contribution de chaque matériau aux mécanismes d'écoulement au sein du remblai.

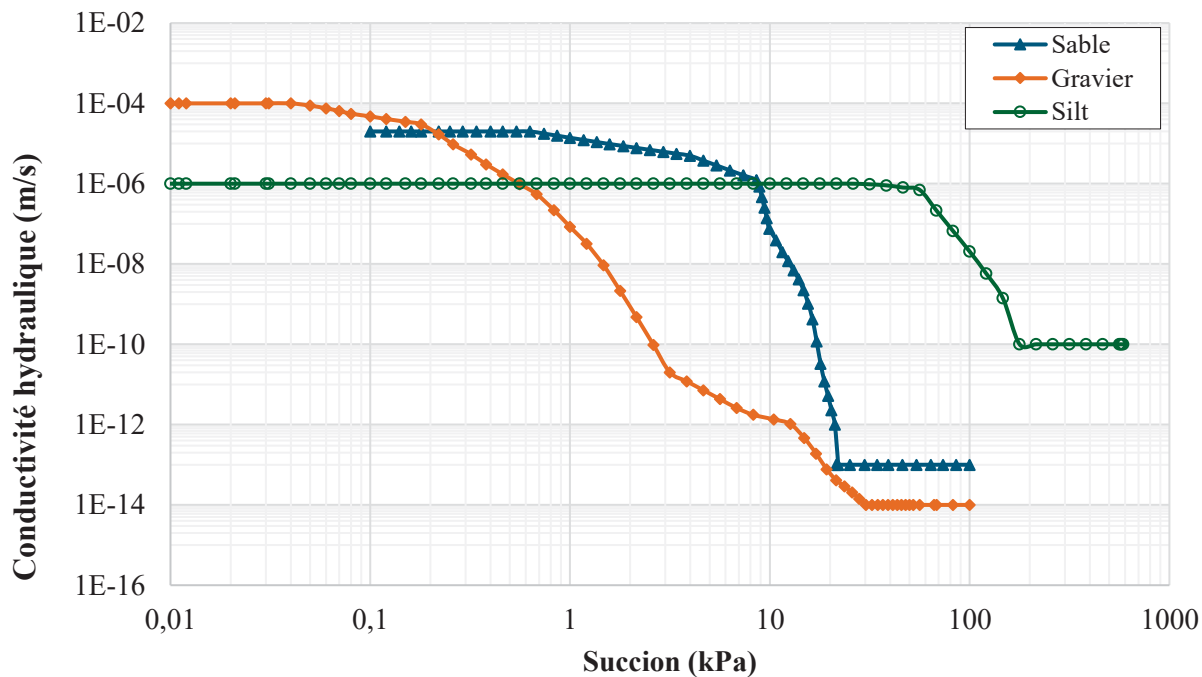


Figure 3.4 Courbes de conductivité hydraulique non saturée pour les matériaux Gravier, Sable et Silt, adaptées d'après Aubertin (2024)

Les courbes montrent que la conductivité hydraulique est relativement élevée près de la saturation, en particulier pour le gravier, puis décroît rapidement lorsque la succion augmente au-delà de l'AEV. Cette évolution limite fortement l'écoulement matriciel dans les remblais grossiers en régime non saturé. Le silt, lui, part d'une conductivité plus faible à saturation. Sa décroissance est plus lente, ce qui s'explique par une structure poreuse plus fine et une meilleure rétention d'eau. Le sable se situe entre les deux : son AEV et sa cinétique de désaturation sont intermédiaires entre celles du gravier et du silt (Cui et Delage, 2008 ; Maknoon, 2016 ; Aubertin, 2024).

Ces courbes, définies dans ce chapitre, jouent un rôle déterminant dans le modèle numérique : elles contrôlent la distribution des suctions et des pressions interstitielles dans les analyses stationnaires et déterminent la cinétique d'infiltration et de drainage dans les analyses transitoires présentées aux chapitres 5 et 6.

3.6 Cadre d'analyse numérique et principales variables

Slide2 (Rocscience, 2024) est le logiciel d'équilibre limite retenu pour cette étude. Il donne le facteur de sécurité et la surface critique de glissement. La méthode de Morgenstern-Price, présentée à la section 2.6.1, est retenue pour l'ensemble des analyses de ce mémoire, car elle satisfait simultanément l'équilibre des forces et des moments, contrairement aux méthodes simplifiées comme Bishop ou Fellenius. Pour des pentes en matériaux granulaires avec des surfaces de glissement courbes, cette rigueur supplémentaire se traduit par des résultats plus stables numériquement et moins sensibles à la géométrie de la surface retenue (Morgenstern et Price, 1965).

Le comportement mécanique des matériaux est représenté à l'aide du critère de Mohr-Coulomb, à partir des paramètres c' , φ' et γ définis à la section 3.4, conformément au cadre établi à la section 3.3 (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Maknoon, 2016).

3.6.1 Logiciel et méthode de stabilité

Le facteur de sécurité et la surface critique de glissement sont obtenus par équilibre limite avec la méthode de Morgenstern-Price, retenue pour les raisons exposées à la section 3.6. Une profondeur minimale de rupture de 3 m est imposée pour écarter les surfaces superficielles, dont les facteurs de sécurité très faibles ne reflètent pas le comportement d'ensemble du remblai. Ce choix s'appuie sur les travaux de Maknoon (2016) et Aubertin et al. (2025) sur les remblais granulaires miniers.

Le comportement mécanique est modélisé avec le critère de Mohr-Coulomb, à partir des paramètres c' , φ' et γ définis à la section 3.5. Ce critère est adapté aux matériaux granulaires dans la plage de contraintes considérée, bien qu'il ne prenne pas en compte les effets de dilatance ni le comportement post-rupture (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Duncan et Wright, 2005). Ces limites sont acceptables dans le cadre d'une analyse d'équilibre limite, où l'objectif est d'estimer le FS à la rupture et non de modéliser la déformation progressive.

3.6.2 Variables géométriques, mécaniques et hydriques

Les principales variables intervenant dans les analyses se regroupent en trois catégories. Sur le plan géométrique, le modèle repose sur un remblai de 30 m de hauteur, reposant sur un socle rocheux modélisé sur une épaisseur de 10 m, pour une longueur de profil totale de 120 m. L'angle de talus constitue la principale variable géométrique étudiée, avec quatre valeurs analysées : 35° , 37° , 43° et 45° .

Sur le plan mécanique, les variables considérées comprennent le poids volumique du remblai et du socle, l'angle de frottement effectif, ainsi que la cohésion effective ou apparente, cette dernière étant particulièrement pertinente pour le remblai en régime non saturé.

Sur le plan hydrique, les variables retenues incluent la position de la nappe phréatique, modélisée soit en son absence, soit à 1 m au-dessus du socle, ainsi que la distribution de la succion matricielle au sein du remblai. S'y ajoutent les courbes de rétention d'eau et les courbes de conductivité hydraulique non saturée propres aux matériaux gravier, sable et silt, de même que la conductivité hydraulique saturée spécifique à chacun de ces matériaux.

Ces variables servent d'abord à définir des cas de référence dans un cadre déterministe. Le tableau 3.6 en donne une vue d'ensemble et précise le rôle de chacune dans les analyses. Certaines, comme φ' , c' et éventuellement k_r , seront ensuite traitées comme des variables

aléatoires dans les analyses de sensibilité et de fiabilité. Cette façon de faire est en ligne avec ce qui se fait en analyse probabiliste de stabilité des talus (Majdanishabestari, 2023).

Tableau 3.5 Synthèse des principales variables du modèle numérique et de leur rôle dans les analyses

Catégorie	Variable principale	Symbole	Rôle dans les analyses
Géométrie	Hauteur du remblai	H	Dimension verticale du talus
	Angle de talus	β	Sensibilité de la stabilité à l'inclinaison
Mécanique	Poids volumique	γ	Détermine les contraintes gravitaires
	Angle de frottement effectif	φ'	Contrôle la résistance frictionnelle
	Cohésion effective/apparente	c'	Représente la cohésion structurale ou de succion
Hydrique	Position de la nappe	H_w	Définit la zone saturée vs non saturée
	Succion matricielle	$(u_a - u_w)$	Influence la cohésion apparente et la résistance
	Valeur d'entrée d'air	AEV (kPa)	Délimite le début de la désaturation
	Paramètre d'échelle SWCC	α_v (kPa ⁻¹)	Contrôle la forme de la courbe de rétention
	Paramètres de forme SWCC	n, m	Définissent la courbure de la SWCC
	Teneur en eau saturée	θ_s	Teneur en eau maximale du matériau
	Teneur en eau résiduelle	θ_r	Teneur en eau minimale résiduelle
	Conductivité hydraulique saturée	k_s (m/s)	Valeur de référence pour $k(\psi)$
	Courbes SWCC et $k(\psi)$	—	Contrôlent la distribution d'eau et l'écoulement

3.6.3 Implémentation de la résistance au cisaillement non saturé dans Slide 2

Les sections 3.6.1 et 3.6.2 ont présenté les méthodes d'équilibre limite retenues et les variables du modèle. Pour les analyses transitoires développées au chapitre 5, une troisième approche de modélisation est mobilisée : l'option de résistance au cisaillement non saturé (*Unsaturated Shear Strength (USS)*) intégrée dans Slide2.

Cette option permet de prendre en compte explicitement la contribution de la succion matricielle dans l'expression de la résistance au cisaillement, conformément à la formulation de Fredlund et Rahardjo (1993) présentée à l'équation 2.1. Contrairement à l'approche par cohésion équivalente, dans laquelle la succion est représentée de manière indirecte par une cohésion apparente fixe, la résistance mobilisée varie ici en fonction de l'état hydrique local au cours du processus d'infiltration. À chaque pas de temps, Slide2 calcule les pressions interstitielles négatives issues de l'analyse d'écoulement transitoire et les intègre directement dans le calcul de stabilité, selon une procédure séquentielle couplant écoulement et équilibre limite (Rocscience, 2024). Les paramètres nécessaires à l'activation de cette option sont l'angle ϕ_b et la valeur d'entrée d'air (AEV), tous deux définis à la section 3.5.3 pour chacun des trois matériaux étudiés.

Cette approche constitue la représentation la plus rigoureuse des effets de la succion parmi les trois méthodes comparées au chapitre 5. L'ensemble de ces éléments, soit la géométrie, la stratigraphie, les paramètres géotechniques, les lois hydriques et les états de référence, constitue un modèle physique et numérique complet qui sert de base commune aux analyses de stabilité en régime stationnaire et aux simulations transitoires sous infiltration présentées dans la suite du mémoire.

CHAPITRE 4

ANALYSE PAR REPRÉSENTATION IMPLICITE DES CONDITIONS HYDRIQUES

4.1 Préambule

Ce chapitre se concentre sur l'examen de la stabilité d'un empilement de remblais granulaires hétérogènes, dans un cadre hydrique stable, sans précipitations, et avec une nappe phréatique située à un mètre au-dessus du socle rocheux. Une telle configuration permet d'évaluer la stabilité intrinsèque de la structure, sans intégrer les effets des infiltrations liées aux épisodes pluvieux, lesquels seront abordés ultérieurement, même si, en pratique, ces conditions idéalisées restent rarement strictement vérifiées (Maknoon, 2016). Dans ce chapitre, l'influence du niveau de saturation sur la stabilité est représentée de façon implicite par variation paramétrique des propriétés mécaniques des matériaux.

Ce chapitre a deux objectifs principaux. Le premier consiste à étudier, à l'aide d'analyses déterministes de sensibilité, l'influence des paramètres mécaniques et géométriques sur le facteur de sécurité afin d'identifier les variables dominantes dans un contexte hydrique stable. Le second vise à établir un cadre d'analyses probabilistes en précisant les paramètres retenus, leurs plages de variation ainsi que les hypothèses géométriques, de sorte qu'une évaluation structurée de la fiabilité de l'ouvrage soit possible (Maknoon, 2016 ; Read et Stacey, 2023).

Les angles de talus et les propriétés mécaniques des matériaux ont été étudiés à travers quatre niveaux discrets représentatifs. Ce choix permet de suivre l'évolution du facteur de sécurité de manière lisible, tout en réduisant les effets d'une discrétisation trop grossière ou irrégulière. Il assure aussi une articulation cohérente entre les analyses de sensibilité déterministes et les

approches probabilistes fondées sur la variabilité des paramètres géotechniques (Wright et al., 1973).

4.2 Modèle numérique et hypothèses générales

Cette section détaille les hypothèses et les paramètres du modèle numérique, à commencer par la géométrie retenue et les conditions hydriques imposées.

4.2.1 Géométrie et conditions hydriques

Le modèle numérique reproduit, en coupe transversale, un empilement granulaire typique des carrières en activité, reposant sur un socle rocheux rigide. Les calculs ont été menés dans Slide2 (Rocscience, 2024), un logiciel d'équilibre limite dont les formulations s'appuient sur les travaux de Duncan et Wright (2005). La représentation bidimensionnelle simplifie la géométrie réelle, mais elle permet néanmoins d'identifier les mécanismes de rupture dominants, tout en conservant des temps de calcul compatibles avec les analyses paramétriques et probabilistes qui suivent (Wright et al., 1973 ; Belmahboule et Ledra, 2023).

La géométrie adoptée correspond à un talus à pente uniforme, dont la hauteur reprend les ordres de grandeur relevés in situ pour ce type de configuration. Ce modèle de référence est illustré à la figure 4.1 et intègre des conditions hydriques caractérisées par la présence d'une nappe phréatique située à 1 m du socle rocheux (Rocscience, 2024). Les surfaces de rupture critiques sont déterminées automatiquement à l'aide de la méthode de Morgenstern-Price, présentée à la section 2.6.1 (Morgenstern et Price, 1965).

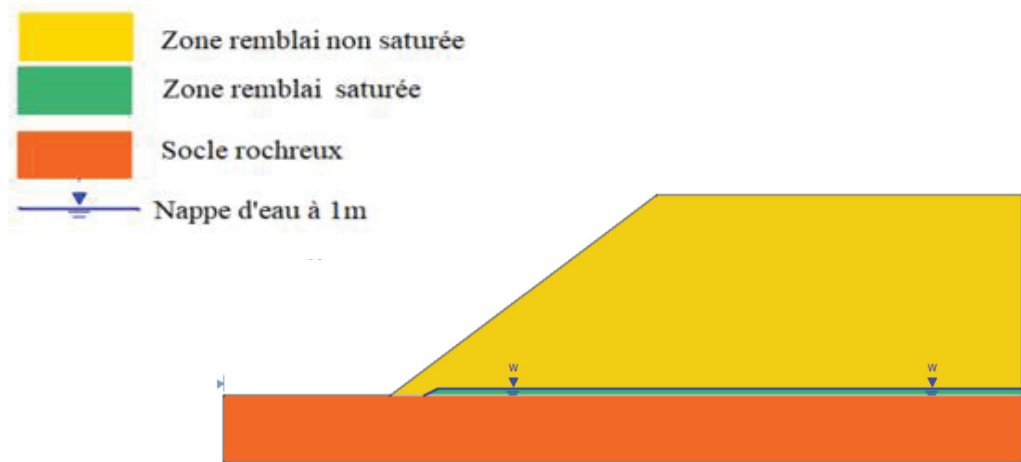


Figure 4.1 Géométrie de référence du modèle numérique ainsi que les conditions hydriques retenues dans Slide2, avec la position de la nappe d'eau à 1 m (Rocscience, 2024)

4.2.2 Paramètres mécaniques de référence

Les analyses déterministes présentées dans ce chapitre s'appuient sur les paramètres mécaniques définis à la section 3.5.1, établis à partir des valeurs centrales généralement admises pour les remblais granulaires hétérogènes. Ces paramètres, consignés au tableau 4.1, définissent l'état de base à partir duquel les analyses de sensibilité sont menées. Certaines variables sont maintenues constantes d'une analyse à l'autre afin de servir de référence, tandis que d'autres font l'objet de variations progressives conformément aux protocoles proposés par Duncan et al. (1987) et Belmahboule et Ledra (2023). Pris dans leur ensemble, ces paramètres traduisent des conditions géotechniques typiques des empilements granulaires en contexte de carrière et assurent une continuité méthodologique entre les différentes analyses développées dans le présent chapitre.

Tableau 4.1 Paramètres mécaniques de référence, tiré de Aubertin et al. (2025)

Paramètre	Moyenne	Écart-type (σ)	Min.	Max.
Poids volumique γ (kN/m ³)	20	2	16	24
Cohésion apparente (non saturé) c_{app} (kPa)	3	2	0	7
Cohésion effective (saturé) c'_{sat} (kPa)	0	-	-	-
Angle de frottement interne ϕ' (°)	37	4	29	45

4.3 Principe de l'analyse de sensibilité

L'analyse de sensibilité permet d'évaluer l'influence des paramètres géotechniques sur la stabilité des talus et constitue, à cet effet, un outil central. Elle permet d'identifier les variables dominantes intervenant dans le calcul du facteur de sécurité et de mettre en évidence les mécanismes pouvant conduire à une défaillance structurelle, phénomène fréquemment observé dans les remblais granulaires hétérogènes.

La méthode dite « un paramètre à la fois » a été retenue. Chaque paramètre est étudié séparément afin d'en isoler l'influence sur le comportement global du talus (Duncan et al., 1987). Cette approche, couramment utilisée en géotechnique, éclaire les interactions entre les propriétés du sol et la stabilité des pentes, même si elle tend, dans certains cas, à atténuer la perception de couplages plus complexes entre variables.

Au cours d'une première phase, les paramètres mécaniques définis à la section 3.5.1, soit la cohésion apparente c' , l'angle de frottement effectif ϕ' et le poids volumique γ , sont modifiés

de manière indépendante pour un angle de talus fixé à $\beta = 37^\circ$. L'objectif est de quantifier la sensibilité du facteur de sécurité aux variations de chacun de ces paramètres pris isolément.

Dans un second temps, l'angle de talus est étudié en faisant varier β parmi les valeurs définies à la section 3.2.1, les paramètres mécaniques étant maintenus à leurs valeurs moyennes de référence (Fellenius, 1936).

Pour chaque paramètre, quatre niveaux de valeurs ont été retenus conformément à l'approche décrite au préambule de ce chapitre. Cette discrétisation permet de suivre l'évolution du facteur de sécurité de manière progressive, en cohérence avec les incertitudes classiquement associées aux propriétés des sols (Wright et al., 1973 ; Phoon et Kulhawy, 2011).

4.4 Analyse de sensibilité des paramètres mécaniques

Cette section présente les résultats de l'analyse de sensibilité menée sur les paramètres mécaniques, en débutant par la cohésion apparente.

4.4.1 Cohésion apparente(c')

L'analyse de sensibilité de la cohésion apparente a pour but de quantifier l'influence de ce paramètre sur la stabilité globale du talus dans des conditions non saturées. Quatre niveaux sont retenus afin de couvrir les plages habituellement rapportées pour ce type de matériau, soit $c' = \{0, 2, 3, 7\}$ kPa (Fredlund et Rahardjo, 1993). Les autres paramètres sont maintenus aux valeurs de référence du tableau 4.1, et la nappe phréatique est fixée à 1 m au pied du talus, conformément à la configuration décrite à la section 3.5.1.

Les résultats sont présentés à la figure 4.2. Ils illustrent l'évolution du facteur de sécurité en fonction de la cohésion apparente pour un angle de pente fixé à 37° . Les données mettent en évidence une sensibilité nette du talus aux variations de ce paramètre, y compris de faible amplitude, ce qui traduit un couplage mécanique qu'il serait imprudent de négliger en phase

de dimensionnement. Une relation quasi linéaire est observée à la figure 4.3, ce qui indique que ce paramètre exerce une influence directe et progressive sur la stabilité globale du remblai.

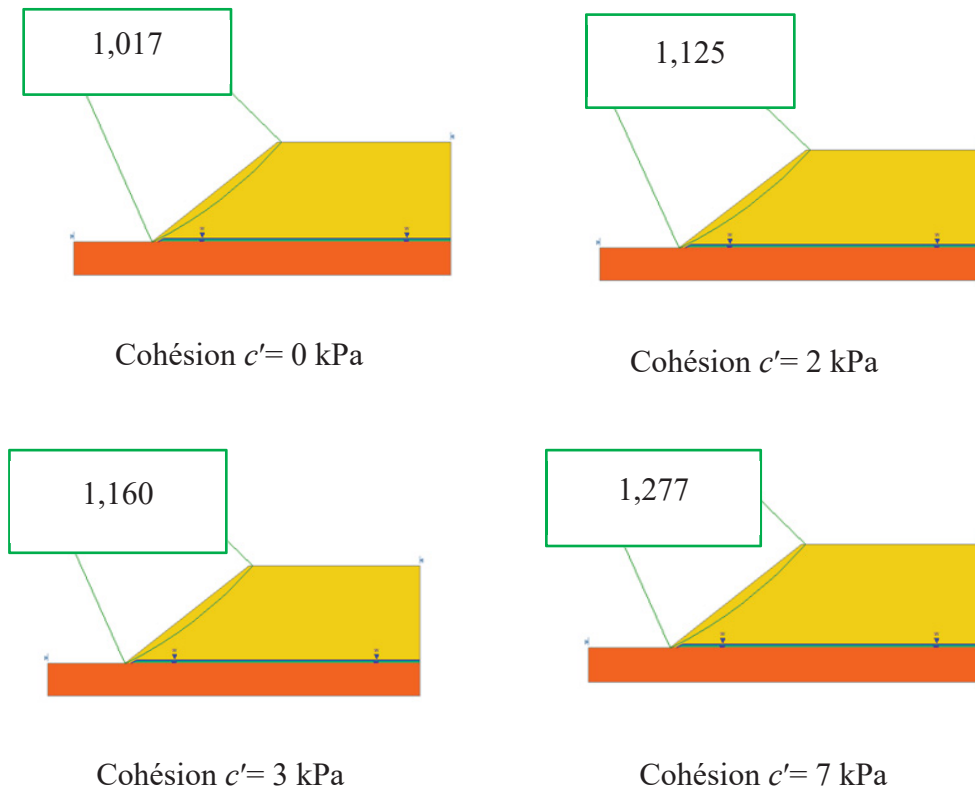


Figure 4.2 Variation du facteur de sécurité selon la cohésion apparente, avec visualisation des plans critiques pour chaque valeur de c' (Rocscience, 2024)

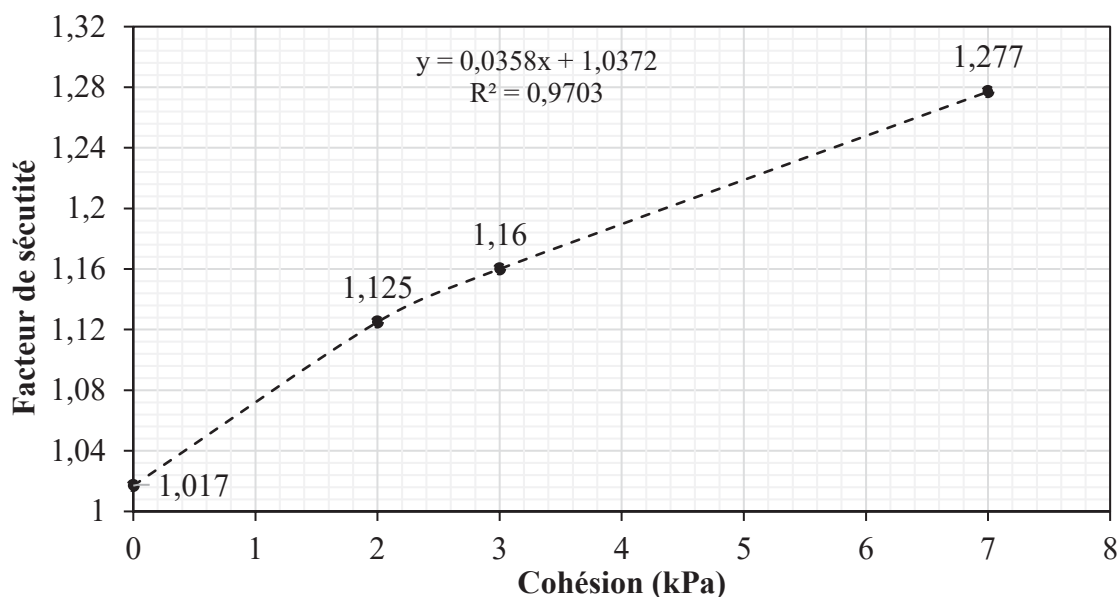


Figure 4.3 Relation quasi linéaire entre la cohésion apparente et le facteur de sécurité

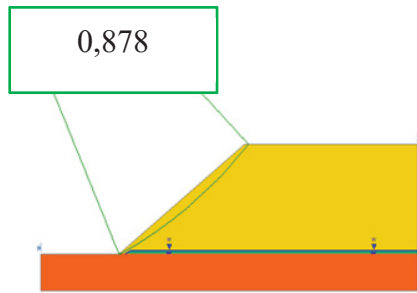
Le facteur de sécurité augmente avec la cohésion apparente (Duncan et al., 1987). Ce résultat s'explique par le rôle de la succion capillaire : dans un remblai granulaire partiellement saturé, elle génère une cohésion de nature transitoire qui renforce la résistance au cisaillement sans modifier la structure squelettique du matériau (Fredlund et Rahardjo, 1993). Cet effet reste toutefois conditionné au maintien d'un état de saturation partielle.

Une réduction même modeste de la cohésion apparente se traduit par une baisse notable du facteur de sécurité. En pratique, une infiltration ponctuelle peut provoquer une chute rapide de la succion matricielle dans certaines zones du massif, mettant en péril l'équilibre général. Ce comportement traduit la sensibilité de l'ouvrage aux variations hydriques. Dans l'analyse des remblais granulaires hétérogènes, la cohésion apparente ne peut donc pas être traitée comme un paramètre fixe : son influence dépend directement de l'état hydrique mobilisé au moment considéré (Belmahboule et Ledra, 2023).

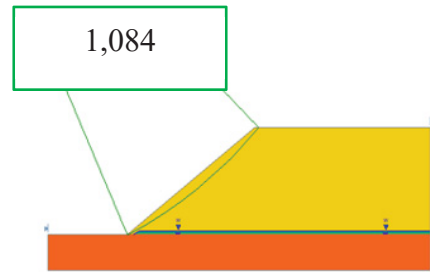
4.4.2 Angle de frottement interne (φ')

L'analyse porte sur quatre valeurs de l'angle de frottement interne : $\varphi' = \{29^\circ, 35^\circ, 37^\circ, 45^\circ\}$ (Duncan et al., 1987). Les surfaces de rupture critiques associées à chaque configuration sont présentées à la figure 4.4 (Rocscience, 2024). Les autres paramètres sont maintenus aux valeurs de référence du tableau 4.1, de sorte que les variations du facteur de sécurité peuvent être attribuées à φ' seul. En conditions réelles, les interactions entre paramètres génèrent des couplages non linéaires qui peuvent modifier la relation entre φ' et le facteur de sécurité (Fredlund et Rahardjo, 1993).

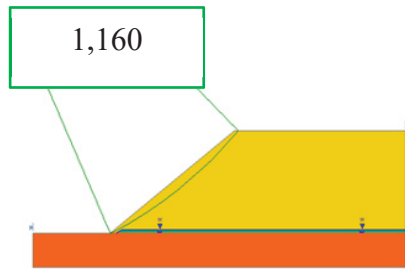
On observe sur la figure 4.5 que le facteur de sécurité augmente avec φ' , ce qui se traduit par un renforcement de la résistance au cisaillement et une amélioration de la stabilité du talus. Dans certains cas, une variation limitée de φ' suffit à provoquer un repositionnement notable de la surface de rupture, modifiant la trajectoire de glissement sans altération de la géométrie externe du talus.



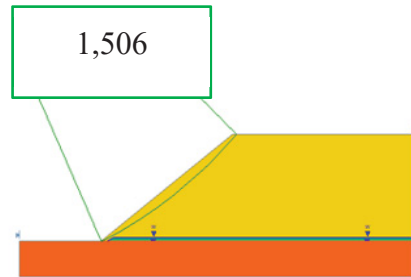
Angle de frottement interne $\varphi' = 29^\circ$



Angle de frottement interne $\varphi' = 35^\circ$



Angle de frottement interne $\varphi' = 37^\circ$



Angle de frottement interne $\varphi' = 45^\circ$

Figure 4.4 Surfaces critiques pour l'angle de frottement interne $\varphi' \{29^\circ, 35^\circ, 37^\circ, 45^\circ\}$
(Rocscience, 2024)

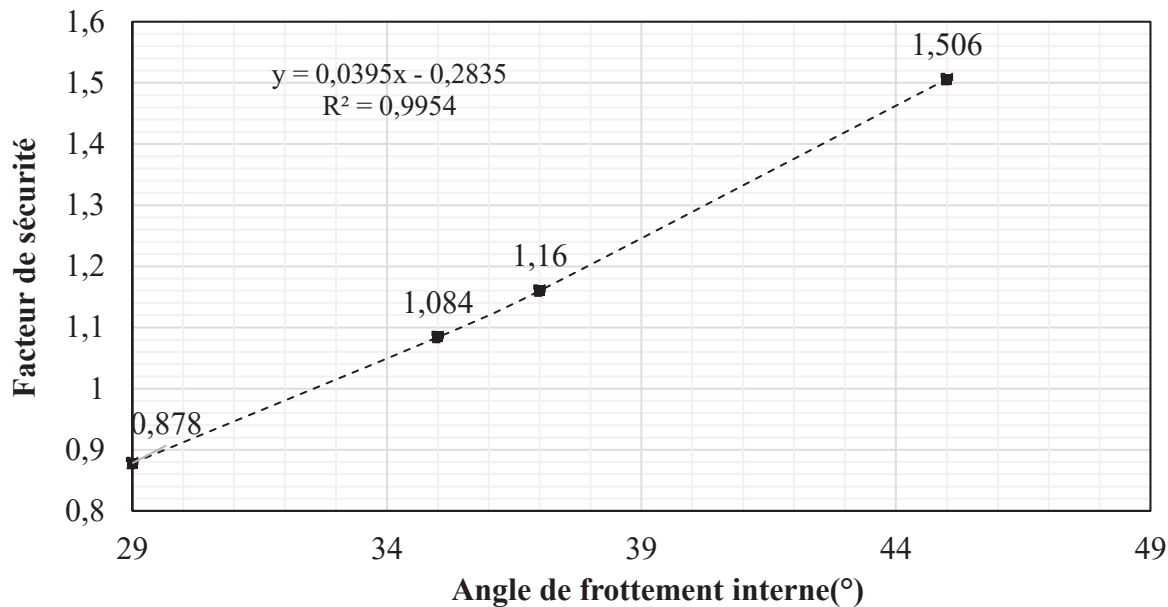


Figure 4.5 Variation du facteur de sécurité avec l'angle de frottement interne φ'

Parmi les paramètres étudiés, φ' exerce l'influence la plus marquée sur le facteur de sécurité. La friction intergranulaire joue un rôle déterminant dans la mécanique de ces matériaux : un écart de quelques degrés sur φ' suffit à produire une variation sensible de la stabilité (Duncan et al., 1987 ; Fredlund et Rahardjo, 1993). En conditions partiellement saturées, cet effet est amplifié : la résistance au cisaillement y est particulièrement sensible à φ' , rendant sa caractérisation d'autant plus critique dans ces conditions.

4.4.3 Poids volumique sec (γ)

L'analyse de sensibilité du poids volumique porte sur quatre valeurs : $\gamma = \{16, 18, 20, 24\}$ kN/m³. Les autres paramètres sont maintenus aux valeurs de référence du tableau 4.1, et la nappe phréatique est fixée à 1 m au pied du talus, conformément à la configuration décrite à la section 3.5.1. Les surfaces de rupture critiques associées à chaque valeur sont présentées à la figure 4.6. La figure 4.7 illustre comment le facteur de sécurité varie avec γ , illustrant l'effet direct du poids volumique sur la stabilité globale du talus : celui-ci diminue quand γ augmente,

car un poids volumique plus élevé augmente les contraintes de cisaillement mobilisées sans accroître proportionnellement la résistance, réduisant ainsi peu à peu la stabilité du talus.

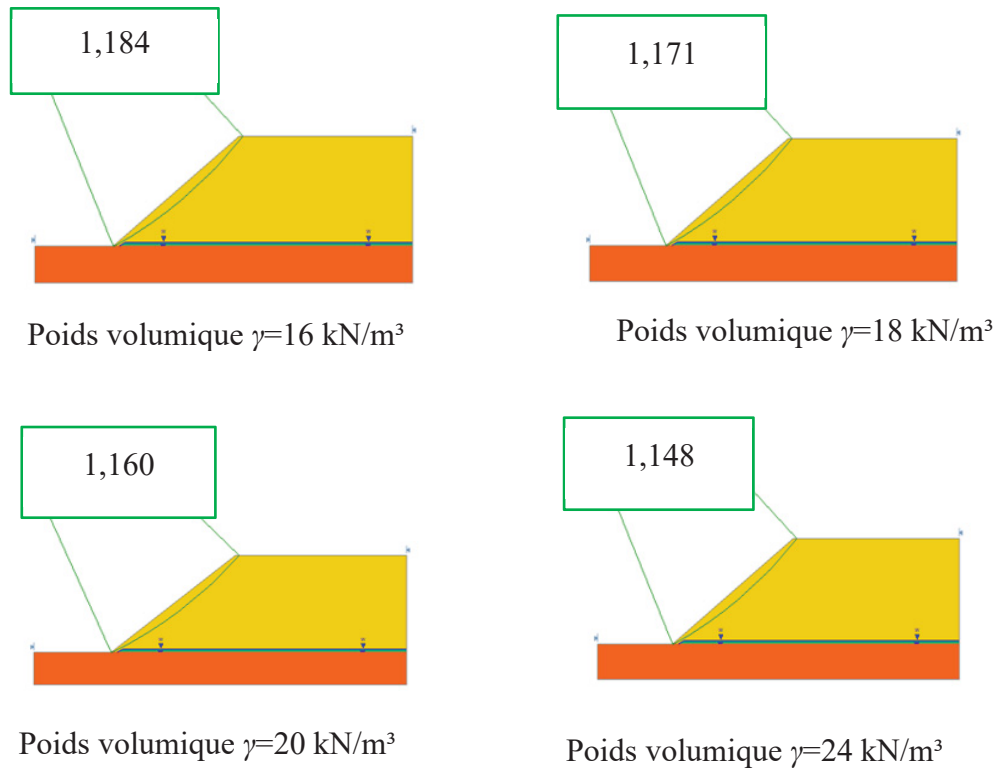


Figure 4.6 Surfaces critiques de rupture pour $\gamma = \{16, 18, 20, 24\}$ kN/m³ (Rocscience, 2024)

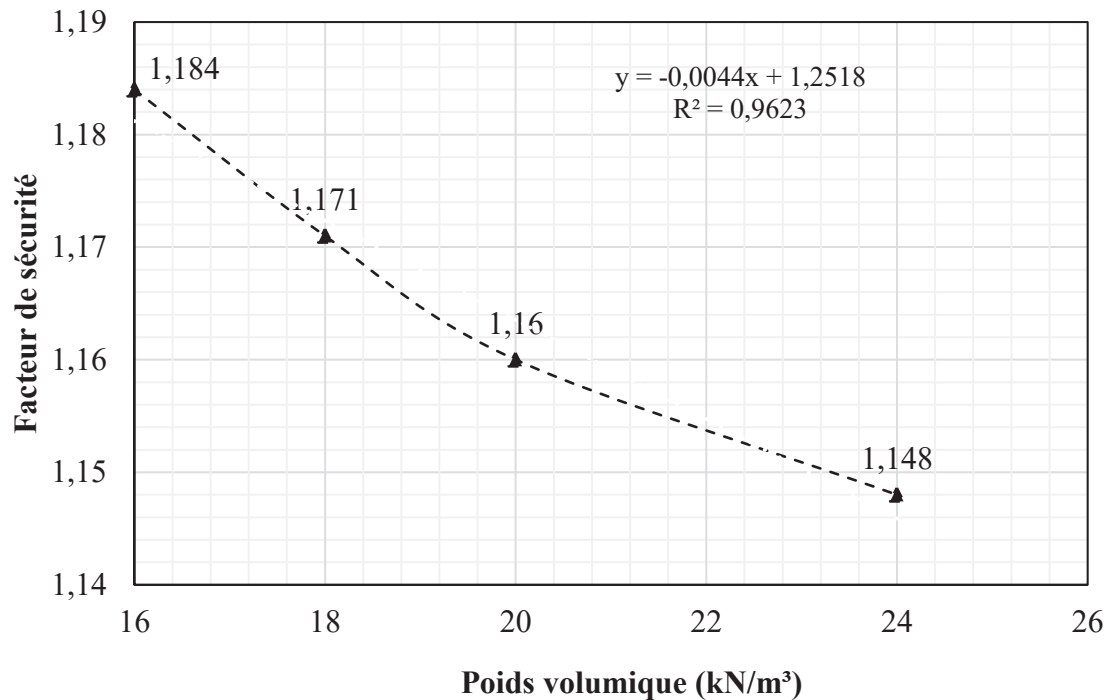


Figure 4.7 Évolution du facteur de sécurité en fonction du poids volumique (γ), mettant en évidence l'influence directe du poids volumique sur l'équilibre global du talus

L'augmentation du poids volumique intensifie les forces motrices mobilisées le long de la surface de rupture, sans que la résistance au cisaillement n'évolue dans des proportions comparables, ce qui entraîne une diminution progressive du facteur de sécurité (Duncan et al., 1987). Bien que son effet demeure généralement moins déterminant que celui de la cohésion apparente ou de l'angle de frottement interne, l'influence du poids volumique s'accroît lorsque l'ouvrage s'approche des conditions limites d'équilibre (U.S. Army Corps of Engineers, 2003). Dans ces cas, de légères variations de densité peuvent suffire à provoquer une instabilité, notamment lorsque la géométrie du talus ou les conditions hydrauliques induisent des sollicitations défavorables (Belmahboule et Ledra, 2023).

4.4.4 Analyse de sensibilité de l'angle de pente

L'analyse de sensibilité sur l'angle de talus porte sur quatre configurations $\beta = \{35^\circ, 37^\circ, 43^\circ, 45^\circ\}$ (Aubertin et al., 2025). Les paramètres mécaniques sont gardés constants aux valeurs du tableau 4.1 afin d'isoler l'effet de la géométrie sur la stabilité (Belmahboule et Ledra, 2023). Les figures 4.8 et 4.9 documentent les résultats. On observe d'abord un déplacement de la surface de rupture vers le bas du talus à mesure que β augmente. Le facteur de sécurité diminue de façon marquée entre 35° et 45° , traduisant l'intensification des forces motrices le long des surfaces de rupture. En conditions réelles, des hétérogénéités locales, telles qu'une stratification discrète ou une variation ponctuelle de compacité, peuvent atténuer cette tendance, sans toutefois l'inverser.

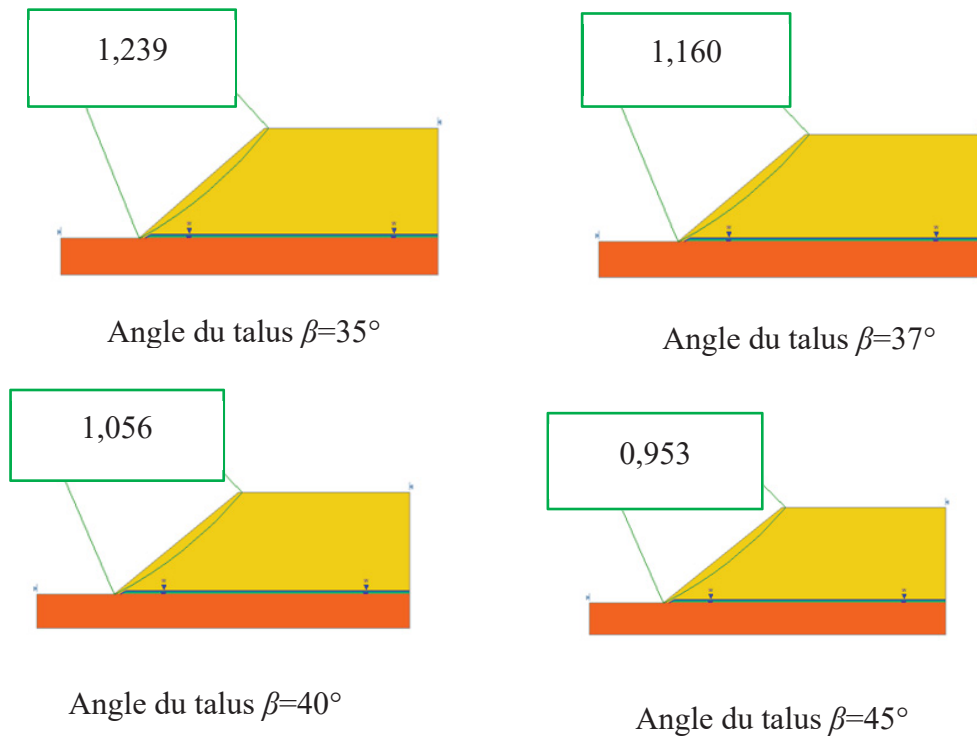


Figure 4.8 Influence de l'angle de pente β sur le facteur de sécurité (Rocscience, 2024)

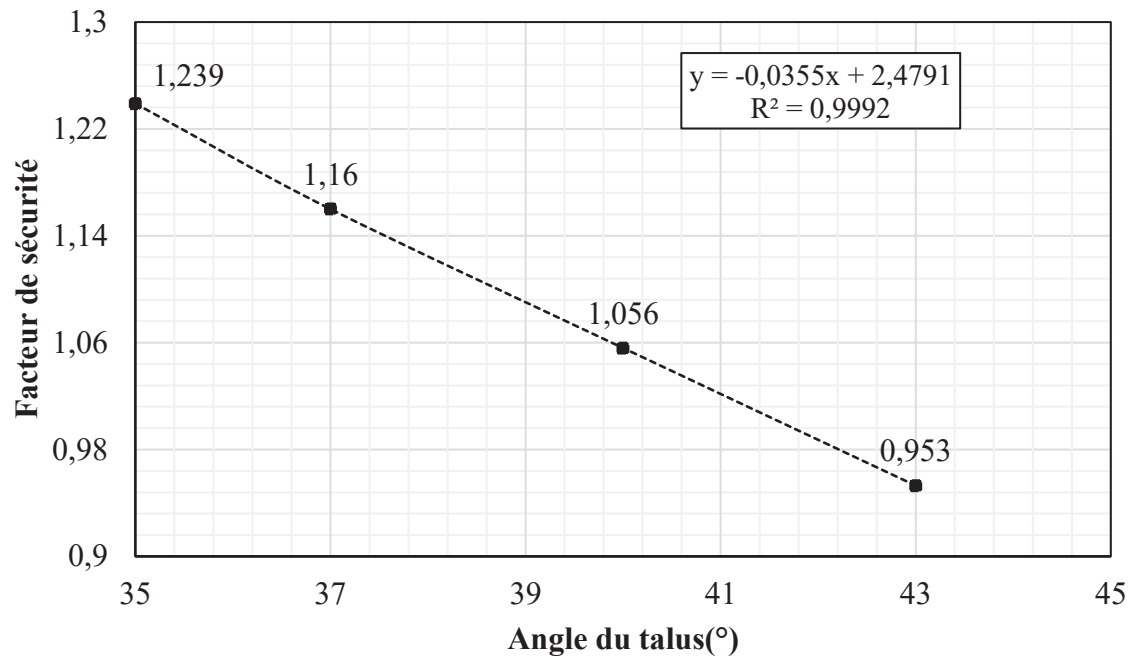


Figure 4.9 Évolution du facteur de sécurité en fonction des angles de pente analysés à l'aide du logiciel Slide2, sous conditions mécaniques constantes

Les résultats obtenus mettent en évidence une diminution progressive, d'allure quasi linéaire, du facteur de sécurité à mesure que l'angle du talus augmente de 35° à 45° (Aubertin et al., 2025). Cette évolution traduit l'influence prépondérante de la géométrie du talus sur la stabilité des remblais, car l'augmentation de l'inclinaison intensifie les contraintes tangentielles mobilisées le long des surfaces de rupture, même si, en pratique, certaines irrégularités locales peuvent en atténuer ponctuellement l'effet.

4.4.5 Analyse de sensibilité normalisée et discussion des incertitudes

L'analyse de sensibilité montre des amplitudes très contrastées selon les paramètres étudiés. Cette disparité tient en partie aux plages de variation retenues, qui diffèrent sensiblement d'un paramètre à l'autre. Un écart important du facteur de sécurité peut ainsi refléter l'étendue de la

plage choisie autant que l'influence intrinsèque du paramètre, ce qui rend toute comparaison directe fondée sur les écarts absolus peu fiable. Afin de pallier cette limite, une analyse de sensibilité normalisée a été réalisée.

Fondée sur une formulation adimensionnelle, cette approche consiste à rapporter la variation du facteur de sécurité à l'amplitude de variation du paramètre considéré, ce qui permet d'apprécier de manière cohérente l'influence relative de chacun, indépendamment des plages initialement adoptées. Elle repose ainsi sur l'expression suivante :

$$S = \frac{\Delta FS}{\Delta P} \quad (4.1)$$

Où ΔFS correspond à la différence entre les valeurs maximale et minimale du facteur de sécurité, et ΔP représente la variation du paramètre géotechnique étudié (Phoon et Kulhawy, 2011 ; Duncan et al., 1987). Les résultats obtenus sont synthétisés au tableau 4.2, qui présente les sensibilités normalisées associées à chacun des paramètres.

Tableau 4.2 Sensibilité normalisée des paramètres géotechniques

Paramètre	ΔP	ΔFS	Sensibilité normalisée S
Poids volumique γ	8	0,036	0,0045
Cohésion c'	7	0,26	0,037
Angle du talus β	8	0,286	0,036
Angle de frottement φ'	16	0,628	0,039

L'évolution comparative de ces sensibilités est illustrée à la figure 4.10, issue des résultats de simulation sous Slide2 (Rocscience, 2024), mettant en évidence les différences d'influence entre les paramètres.

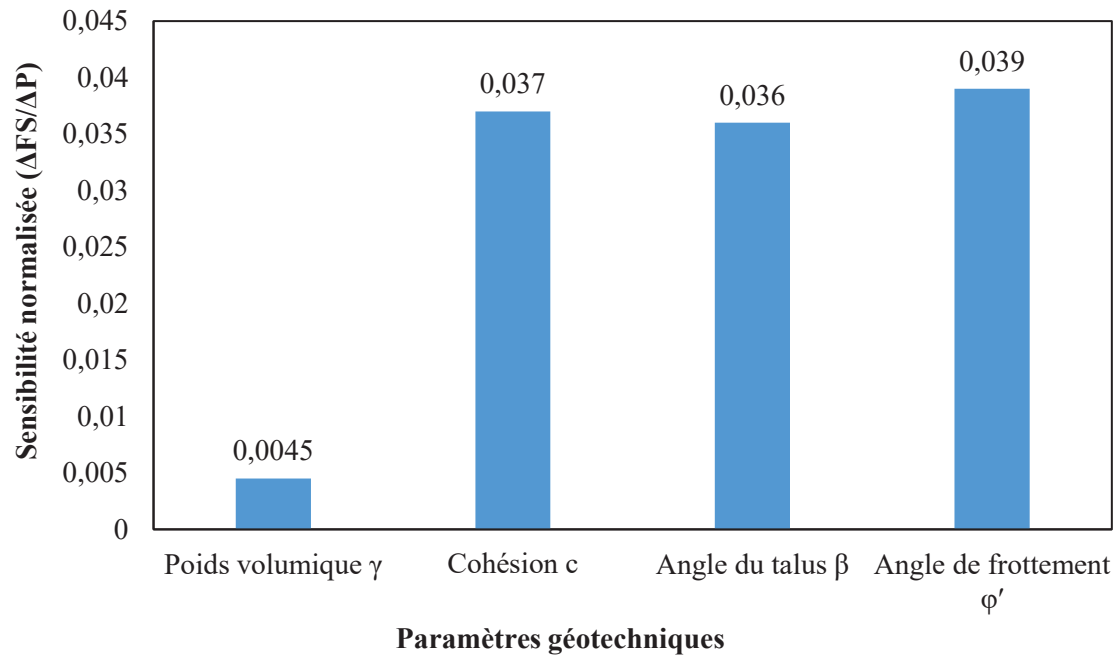


Figure 4.10 Comparaison des sensibilités normalisées des paramètres géotechniques sur le facteur de sécurité

La figure 4.11 synthétise l'influence des trois paramètres mécaniques sur le facteur de sécurité pour $\beta = 37^\circ$ et $\beta = 43^\circ$, à partir de variations paramétriques autour des valeurs moyennes de référence (Aubertin et al., 2025).

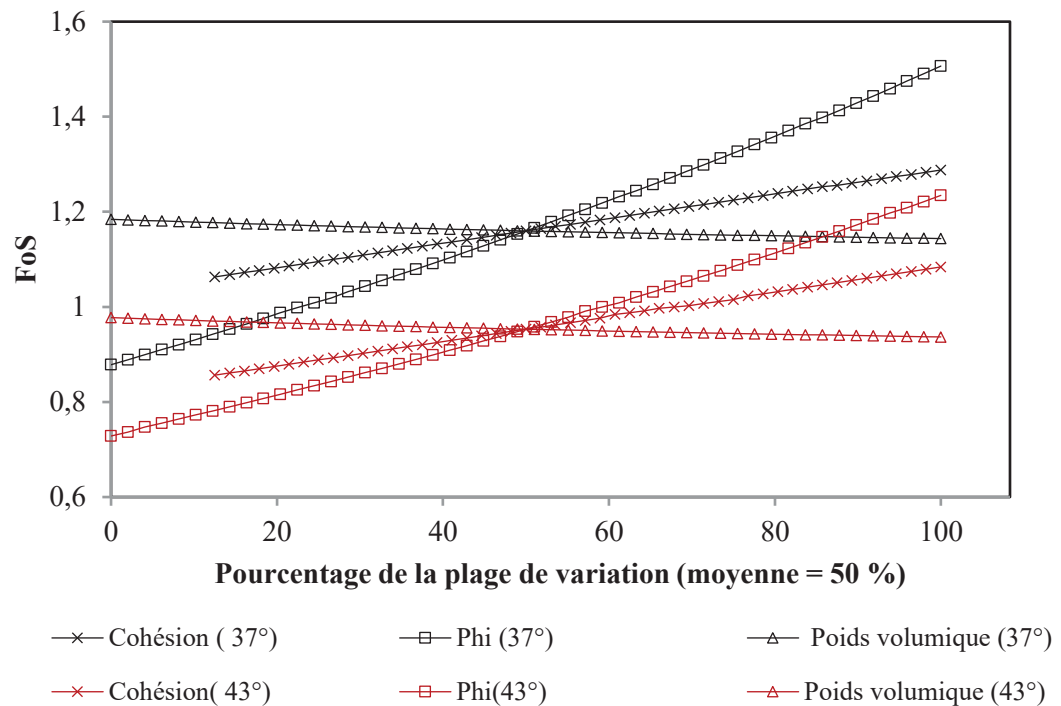


Figure 4.11 Facteur de sécurité en fonction du pourcentage de la plage de variation des paramètres mécaniques pour $\beta = 37^\circ$ et $\beta = 43^\circ$ (Slide2, Rocscience, 2024)

La figure 4.11 confirme cette hiérarchie de sensibilité pour les deux angles de talus. Le poids volumique n'exerce qu'une influence limitée sur le FS . La cohésion apparente et l'angle de frottement interne montrent des sensibilités nettement plus élevées, avec une prédominance de ϕ' : c'est ce paramètre qui gouverne la mobilisation de la résistance au cisaillement dans le critère de Mohr-Coulomb, ce qui explique son poids relatif dans les résultats. L'angle de talus modifie la distribution des contraintes au sein du massif et le niveau de sollicitation appliqué à la surface de rupture.

Le cas $\beta = 37^\circ$ et $\beta = 43^\circ$ montre que l'augmentation de l'inclinaison dégrade la stabilité de façon marquée, ce qui confirme que la géométrie est un paramètre de contrôle essentiel (Fredlund et Rahardjo, 1993; Belmahboule et Ledra, 2023). La cohésion joue un rôle

complémentaire, d'autant plus important que la pente est forte, car la résistance par frottement seule ne suffit pas à garantir la stabilité. Ces résultats appellent quelques réserves sur la méthode.

L'analyse de sensibilité "un paramètre à la fois" ne capture pas les interactions entre variables : en conditions réelles, c' , ϕ' et γ varient simultanément et leurs effets peuvent se conjuguer de façon non linéaire (Phoon et Kulhawy, 2011). Le coefficient de variation du poids volumique peut atteindre environ 7 % pour des remblais granulaires (Phoon et Kulhawy, 2011) : dans ce contexte, le traiter comme un paramètre secondaire reste une simplification acceptable, mais à ne pas généraliser à des configurations où γ varie davantage.

L'analyse repose par ailleurs sur une modélisation 2D, ce qui exclut les effets tridimensionnels et les hétérogénéités transversales du remblai. Cette simplification est courante pour l'identification des paramètres dominants en stabilité de pentes, et les conclusions qualitatives qui en découlent restent valables. Elle constituerait en revanche une limite plus contraignante dans une démarche de dimensionnement (U.S. Army Corps of Engineers, 2003).

4.5 Analyse probabiliste de la stabilité

La méthode de Monte Carlo, qui constitue le fondement de l'approche probabiliste retenue, permet de prendre en compte explicitement la variabilité des paramètres géotechniques et d'estimer le risque de rupture. En générant un ensemble étendu de réalisations possibles, cette technique autorise une représentation plus réaliste de l'incertitude associée aux propriétés des sols, ce qui, en pratique, s'avère déterminant lorsque les données expérimentales présentent une dispersion notable. Couramment mobilisée en géotechnique, elle est ainsi utilisée pour évaluer la fiabilité des structures et quantifier les probabilités de défaillance (Phoon et Kulhawy, 2011).

4.5.1 Objectifs de l'analyse probabiliste

La méthode de Monte Carlo sert de base à l'approche probabiliste de ce mémoire. Elle attribue à chaque paramètre géotechnique non pas une valeur unique, mais toute une distribution statistique, et génère à partir de là un grand nombre de combinaisons possibles. Le terrain montre presque toujours une dispersion notable d'un échantillon à l'autre, en laboratoire comme in situ, et cette technique en tient compte directement, contrairement à une analyse déterministe classique. Elle est aujourd'hui l'une des méthodes les plus utilisées en stabilité des pentes pour relier la variabilité mécanique au facteur de sécurité, puis à une probabilité de rupture, même si le résultat final dépend fortement des lois statistiques choisies au départ (Phoon et Kulhawy, 2011 ; El-Ramly et al., 2002). Les simulations de ce mémoire ont été faites dans Slide2, avec les mêmes paramètres mécaniques que les analyses déterministes précédentes, pour que les deux approches restent comparables.

4.5.2 Paramètres aléatoires et distributions statistiques

Dans le cadre de l'analyse probabiliste, certaines propriétés mécaniques des matériaux constituant l'empilement granulaire sont considérées comme des variables aléatoires afin de représenter leur variabilité naturelle. Les paramètres considérés incluent la cohésion apparente, l'angle de frottement interne effectif et le poids volumique sec. Leur modélisation sous forme de distributions statistiques permet de représenter de manière réaliste l'incertitude géotechnique inhérente aux matériaux granulaires et aux remblais (El-Ramly et al., 2002; Phoon et Kulhawy, 2011). Les valeurs de la moyenne μ , de l'écart-type σ ainsi que les types de lois probabilistes assignées à chacun des paramètres sont ceux présentés au Tableau 2.3 Paramètres aléatoires retenus pour l'analyse probabiliste : moyennes, écarts-types et type de loi, adaptés de Majdanishabestari (2023) et Aubertin et Aubertin (2026). La cohésion apparente est modélisée à l'aide d'une distribution log-normale, tandis que l'angle de frottement interne et le poids volumique sec sont représentés par des distributions normales,

conformément aux pratiques couramment adoptées en analyse de fiabilité géotechnique (Phoon et Kulhawy, 2011).

4.5.3 Configuration géométrique retenue

Ce mémoire examine comment la variabilité des propriétés mécaniques affecte la stabilité des empilements granulaires, à partir d'une étude probabiliste construite sur une seule géométrie de référence. Cette géométrie correspond à un talus dont l'angle, fixé à $\beta = 37^\circ$, représente une configuration typique parmi celles observées sur le terrain, sans pour autant couvrir tous les cas possibles.

Garder une géométrie fixe permet de séparer l'effet des incertitudes mécaniques de celui de la géométrie elle-même, ce qui rend les résultats plus faciles à interpréter. C'est d'ailleurs l'approche généralement retenue dans les études de fiabilité des pentes : on traite la variabilité du matériau à part de la forme du talus, même si cette séparation reste une simplification, surtout dans les cas les plus hétérogènes (El-Ramly et al., 2002 ; Phoon et Kulhawy, 2011). D'autres angles de pente seront traités plus loin, dans une section consacrée spécifiquement à l'effet de la géométrie sur la probabilité de rupture.

4.5.4 Distribution probabiliste du facteur de sécurité

La figure 4.12 présente les distributions du facteur de sécurité issues des simulations Monte Carlo réalisées dans Slide2, pour $\beta = 37^\circ$ et $\beta = 43^\circ$. La figure 4.13 présente, pour les mêmes configurations, la distribution probabiliste de la cohésion apparente, paramètre central dans cette analyse puisqu'il représente indirectement l'effet des conditions hydriques sur la stabilité du remblai.

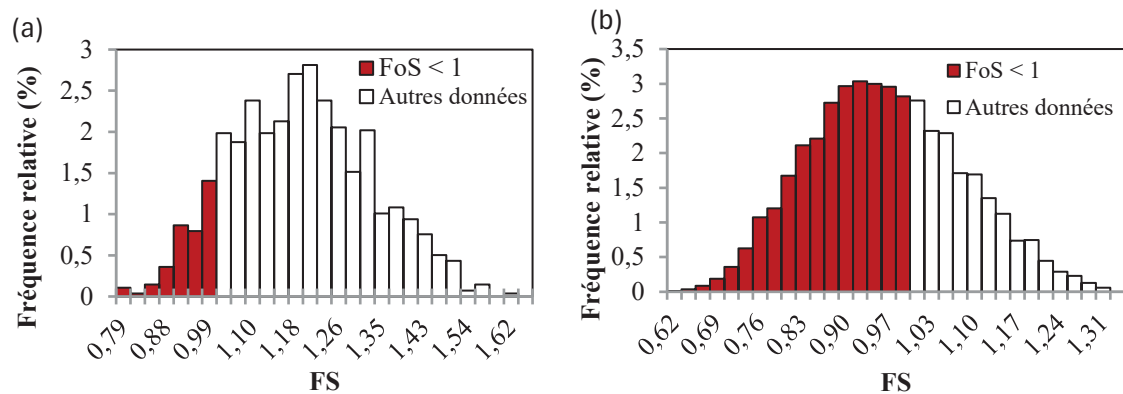


Figure 4.12 Distribution probabiliste du facteur de sécurité pour (a) $\beta = 37^\circ$ et (b) $\beta = 43^\circ$, obtenue à partir de 5 000 simulations Monte Carlo (Slide2, Rocscience, 2024)

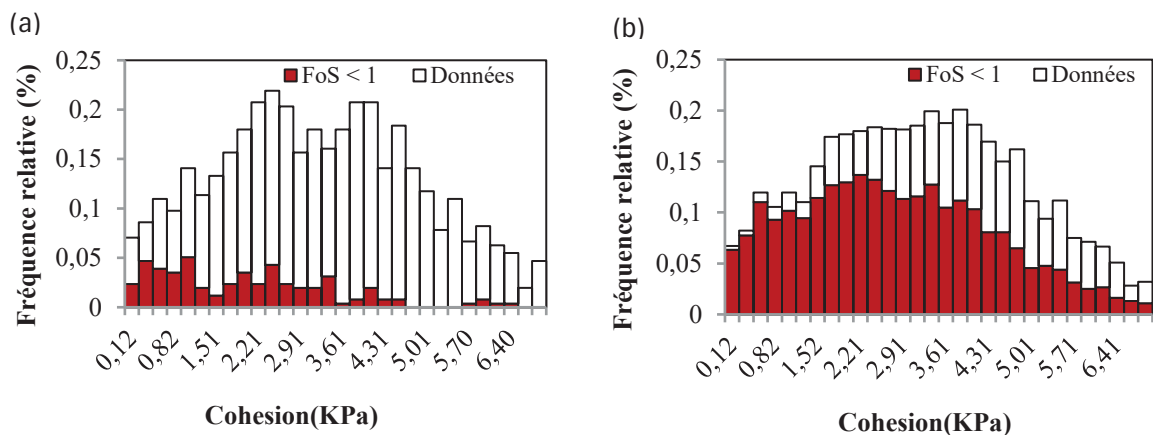


Figure 4.13 Distribution probabiliste de la cohésion apparente pour (a) $\beta = 37^\circ$ et (b) $\beta = 43^\circ$, obtenue à partir de 5 000 simulations Monte Carlo (Slide2, Rocscience, 2024)

Pour $\beta = 37^\circ$, la distribution du FS est étalée avec un mode situé autour de 1,1 à 1,2. La majorité des simulations produisent un FS supérieur à 1, mais une fraction des réalisations, visible par les barres rouges, franchit tout de même ce seuil vers le bas : la probabilité de rupture associée s'établit à 1,9 %. L'analyse déterministe seule ne permettrait pas d'identifier ces configurations : elle fournirait un FS moyen satisfaisant sans quantifier la part des cas défavorables.

Pour $\beta = 43^\circ$, la distribution se déplace nettement vers la gauche. Le mode se rapproche de 1,0 et les barres rouges occupent une part bien plus importante de l'histogramme : la probabilité de rupture atteint alors 90,2 % (soit la proportion des simulations Monte Carlo, sur les 5 000 réalisations, pour lesquelles $FS < 1$, c'est-à-dire l'aire sous la distribution correspondant aux barres rouges de la figure 4.12b), et l'indice de fiabilité devient négatif ($RI = -1,32$), signe que la quasi-totalité des simulations aboutit à une instabilité. À variabilité des paramètres égale, la géométrie du talus amplifie donc considérablement le risque, un écart de seulement 6° faisant basculer la probabilité de rupture de 1,9 % à plus de 90 % : c'est précisément ce que l'approche probabiliste permet de mettre en évidence là où l'analyse déterministe classique reste muette (El-Ramly et al., 2002 ; Phoon et Kulhawy, 2011).

La figure 4.13 permet de comprendre le rôle de la cohésion apparente dans ces résultats. Pour $\beta = 37^\circ$, les barres rouges se concentrent dans les faibles valeurs de cohésion : l'instabilité apparaît surtout quand ce paramètre chute, ce qui correspond aux conditions les plus humides du modèle. Pour $\beta = 43^\circ$, les barres rouges s'étendent sur une plage bien plus large, y compris pour des cohésions intermédiaires. Cela indique que pour ce talus, la géométrie crée une vulnérabilité que la cohésion apparente ne compense pas systématiquement, même à des niveaux modérés. Ce comportement est cohérent avec des observations sur des remblais de pente comparable (Maknoon, 2016 ; Aubertin et al., 2025).

4.5.5 Surface de rupture critique et indicateurs probabilistes

La figure 4.14 présente la surface de rupture critique issue de l'analyse probabiliste, accompagnée des trois indicateurs de fiabilité retenus : le facteur de sécurité moyen, la probabilité de rupture et l'indice de fiabilité.

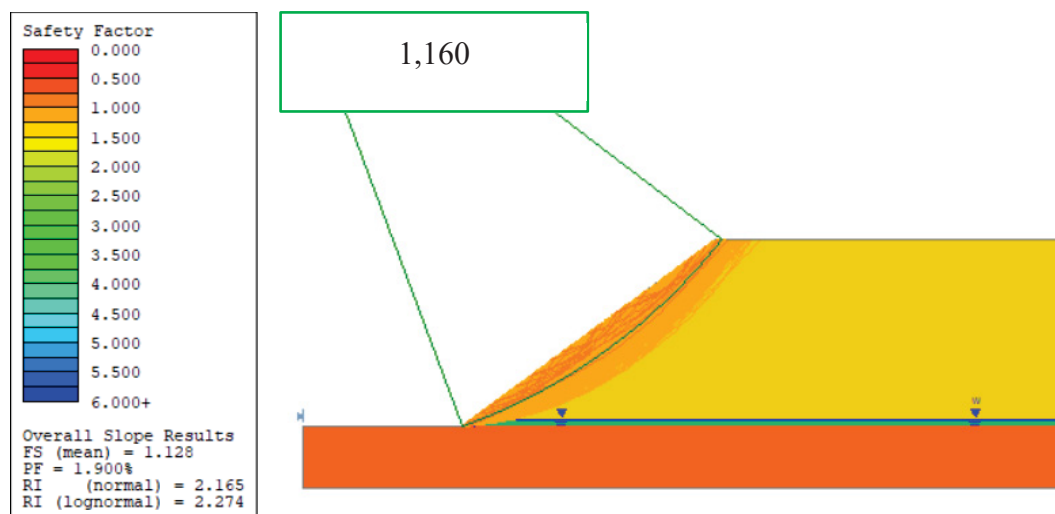


Figure 4.14 Surface de rupture critique et résultats probabilistes intégrés (Rocscience, 2024)

La figure 4.14 présente la surface de rupture critique issue de l'analyse probabiliste pour $\beta = 37^\circ$, avec les résultats globaux calculés par Slide2 : FS moyen de 1,128, probabilité de rupture de 1,900 % et indices de fiabilité RI de 2,165 (distribution normale) et 2,274 (distribution lognormale). Le FS moyen confirme une configuration stable au sens déterministe. La probabilité de rupture de 1,900 % indique que sur 5 000 simulations, environ une centaine de réalisations produisent un FS inférieur à 1. C'est ce que l'analyse déterministe ne peut pas révéler : elle fournit une valeur centrale, mais ne quantifie pas la part des configurations défavorables que la variabilité des paramètres génère (El-Ramly et al., 2002 ; Phoon et Kulhawy, 2011).

Les indices RI de 2,165 et 2,274 mesurent la distance entre l'état moyen du système et la surface de défaillance, exprimée en écarts-types dans l'espace des variables normalisées. L'écart entre les deux valeurs selon la distribution retenue illustre la sensibilité du résultat au choix de la loi statistique, ce qui rejoint l'observation faite sur les distributions de la cohésion apparente. Ces valeurs sont cohérentes avec celles rapportées pour des remblais granulaires de géométrie comparable (Maknoon, 2016 ; Aubertin et al., 2025). Le tableau 4.3 synthétise les indicateurs

probabilistes de stabilité obtenus pour $\beta = 37^\circ$ à partir des 5 000 simulations Monte Carlo réalisées avec Slide2.

Tableau 4.3 Indicateurs probabilistes de stabilité pour $\beta = 37^\circ$

Indicateur	Valeur
Facteur de sécurité moyen, $F\bar{S}$	1,128
Probabilité de rupture, P_f	1,900%
Indice de fiabilité (loi normale)	2,165
Indice de fiabilité (loi log-normale)	2,274

4.6 Synthèse des résultats

Les analyses de sensibilité présentées dans ce chapitre confirment que l'angle de frottement interne est le paramètre dominant pour la stabilité de l'empilement granulaire, devant la cohésion apparente. Le poids volumique joue un rôle secondaire, ce qui est cohérent avec le comportement des matériaux granulaires drainants. L'angle de talus ressort comme une variable de contrôle importante : passer de $\beta = 37^\circ$ à $\beta = 43^\circ$ dégrade sensiblement le FS , ce qui montre que la géométrie n'est pas un paramètre neutre dans l'évaluation de la stabilité. L'analyse probabiliste quantifie l'effet de la variabilité de ces paramètres. La dispersion du FS et la probabilité de rupture calculée montrent qu'une configuration stable en valeur moyenne peut comporter un niveau de risque que l'approche déterministe ne permet pas de voir. Cette estimation reste conditionnée par les distributions statistiques retenues et les hypothèses de modélisation adoptées.

En l'absence d'une analyse transitoire, souvent indisponible au stade préliminaire d'un projet, l'approche probabiliste conserve un intérêt pratique important : elle permet de simuler des combinaisons de paramètres plausibles, même si elles n'ont pas encore été observées sur le site à l'étude. La combinaison la plus critique à surveiller associe une chute de la cohésion

apparente à un angle de frottement interne faible, dans une configuration d'angle de talus élevé, soit les trois paramètres les plus influents réunis en position défavorable. Du point de vue de l'ingénieur appelé à statuer sur la stabilité sans disposer de simulation transitoire, ces résultats appuient trois recommandations concrètes : privilégier un angle de talus proche de 37° plutôt que 43° , vu l'écart de probabilité de rupture entre les deux ; exiger une caractérisation géotechnique renforcée de l'angle de frottement interne plutôt que de retenir des valeurs génériques de la littérature ; et prévoir une marge de sécurité additionnelle dans les zones susceptibles de subir une perte rapide de cohésion apparente, par exemple après une période de dessiccation suivie d'une remontée rapide de la teneur en eau (Phoon et Kulhawy, 2011).

Les conditions hydriques stationnaires retenues dans ce chapitre constituent une simplification. En pratique, la teneur en eau des remblais granulaires varie sous l'effet des précipitations, et cette évolution modifie les conditions de contrainte effective au sein du massif au point de pouvoir amorcer des instabilités que le modèle stationnaire ne capture pas (Maknoon, 2016 ; Fredlund et Rahardjo, 1993). Le chapitre suivant aborde cette question en intégrant les effets des précipitations, les propriétés hydrauliques des matériaux et leur comportement non saturé, pour examiner l'évolution temporelle du FS dans des conditions hydriques variables.

CHAPITRE 5

ANALYSE EXPLICITE DES CONDITIONS HYDRIQUES EN ÉTAT TRANSITOIRE AVEC ÉPISODES PLUVIEUX

5.1 Objectifs et cadre de l'analyse

Les précipitations constituent l'un des principaux agents perturbateurs pour les remblais granulaires et les haldes minières, du fait de l'infiltration progressive de l'eau au sein du remblai. Cette infiltration entraîne une augmentation des pressions interstitielles et une dissipation de la succion matricielle dans les matériaux non saturés, modifiant ainsi de manière significative l'état des contraintes effectives. En retour, ces mécanismes hydromécaniques provoquent une réduction de la résistance au cisaillement et du facteur de sécurité, pouvant conduire à des instabilités, surtout lors d'épisodes pluvieux prolongés ou intenses, même si l'ampleur de ces effets dépend des propriétés hydrauliques du matériau (Maknoon et Aubertin, 2021 ; Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Poaty Bissé, 2022).

Les analyses présentées au Chapitre 4 reposaient sur des conditions hydriques stationnaires, caractérisées par une nappe d'eau stable et l'absence de variations temporelles. Si cette approche permet d'évaluer la stabilité intrinsèque de l'empilement granulaire et d'identifier l'influence des paramètres mécaniques, elle ne rend toutefois pas compte de l'évolution progressive des conditions hydrauliques observée en situation réelle sous l'effet des précipitations. Plusieurs études ont mis en évidence que cette simplification peut conduire à une sous-estimation des mécanismes de déstabilisation associés aux écoulements transitoires dans les matériaux granulaires non saturés, dont la réponse dépend, en pratique, de l'histoire hydrique du massif (Liu et al., 2017; Maknoon et Aubertin, 2021; Poaty Bissé, 2022).

Afin de mieux représenter ces phénomènes, l'infiltration est intégrée explicitement dans les analyses de stabilité à l'aide du logiciel Slide2, qui permet de modéliser les écoulements

transitoires dans les milieux poreux. Cette modélisation s'appuie sur l'équation de Richards, couplée aux relations hydrauliques dépendantes de la succion, ce qui autorise une description plus nuancée du comportement des matériaux non saturés et de l'évolution des champs de pression au cours du temps (Richards, 1931 ; Mualem, 1976; van Genuchten, 1980).

Cette méthode permet de suivre l'évolution des pressions interstitielles ainsi que celle du facteur de sécurité au cours des épisodes pluvieux. Elle offre ainsi un cadre d'analyse adapté à l'examen des processus transitoires, souvent déterminants dans l'amorçage des instabilités. L'objectif principal de ce chapitre consiste à évaluer l'influence des précipitations simulées sur l'évolution temporelle du facteur de sécurité des remblais granulaires, en mettant l'accent sur les mécanismes de dégradation progressive de la stabilité.

Plus précisément, il s'agit de comparer les réponses obtenues pour un cas de référence ne tenant pas compte de la succion, avec celles associées à différents matériaux caractérisés par des courbes de rétention d'eau distinctes, ainsi qu'à une formulation intégrant explicitement la résistance au cisaillement en conditions non saturées. Cette comparaison est d'autant plus instructive que le chapitre 4 prenait déjà en compte la succion de manière implicite, en faisant varier la cohésion apparente et l'angle de frottement interne, tandis que le chapitre 5 en simule les effets de manière explicite, à travers le comportement des écoulements transitoires et une équation de résistance au cisaillement modifiée. Une telle démarche permet de mieux cerner le rôle de la succion matricielle et des propriétés hydrauliques dans la réponse mécanique du massif, même si les écarts observés dépendent des hypothèses retenues pour la modélisation (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Maknoon et Aubertin, 2021).

5.2 Description de la précipitation simulée et de sa représentation numérique dans Slide 2

Cette section décrit l'événement pluvieux simulé ainsi que sa représentation numérique dans Slide2, en commençant par les caractéristiques de l'événement de pluie retenu.

5.2.1 Description de l'événement de pluie

L'analyse transitoire de la stabilité repose sur l'application d'un événement pluvieux de référence représentant une sollicitation hydrique susceptible d'engendrer des conditions critiques au sein de l'empilement granulaire. L'événement considéré correspond à une lame d'eau totale de 150 mm sur 24 h, valeur cohérente avec les épisodes pluvieux observés dans la région métropolitaine de Montréal (Maknoon et Aubertin, 2021 ; Poaty Bissé, 2022).

Suffisamment intense pour entraîner une infiltration notable et modifier de façon significative les pressions interstitielles, cet événement reste néanmoins dans les ordres de grandeur des épisodes extrêmes couramment retenus dans les analyses de stabilité transitoire, ce qui lui confère un caractère représentatif. Les configurations locales particulièrement perméables ou hétérogènes pourraient toutefois produire des réponses sensiblement différentes.

5.2.1.1 Distribution temporelle de l'intensité de pluie

La pluie n'est pas représentée par une intensité constante mais par un hyétoگرامme variable, illustré à la figure 5.1, reproduisant les fluctuations temporelles caractéristiques des épisodes intenses. Cette approche permet de mieux rendre compte des processus de transfert d'eau et de la réponse du massif dans le temps. Sur le terrain, un décalage souvent significatif s'observe entre l'infiltration et les variations de pression interstitielle : une modélisation à intensité fixe ne peut pas capturer cet effet. L'intérêt de l'hyétoگرامme variable pour décrire ces interactions a été montré dans plusieurs travaux en hydromécanique transitoire (Maknoon et Aubertin, 2021 ; Poaty Bissé, 2022).

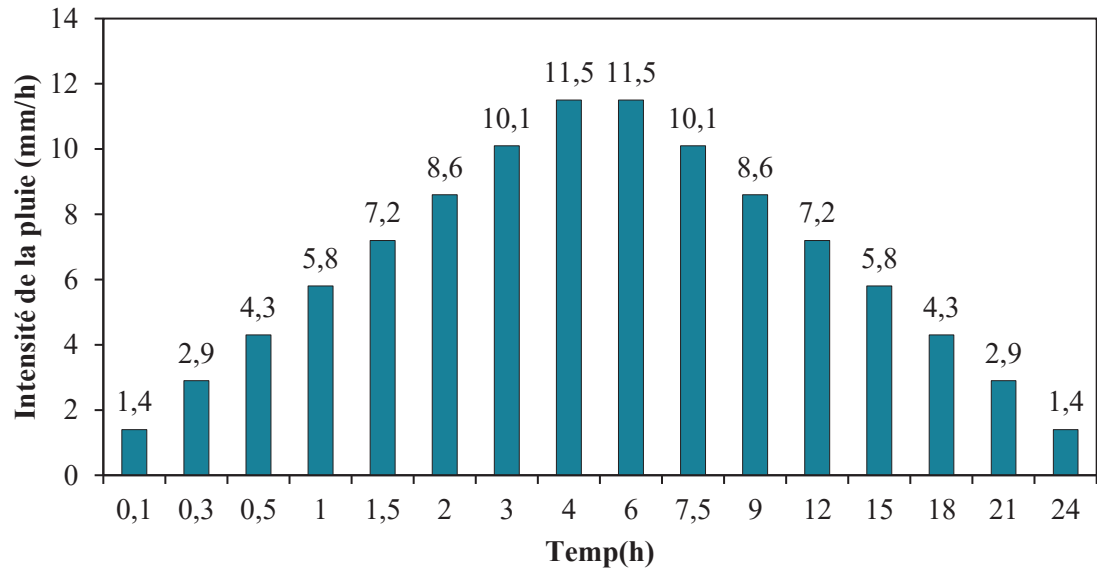


Figure 5.1 Hyétoqramme de l'événement pluvieux simulé sur 24 h (intensité de pluie en fonction du temps)

La répartition temporelle retenue s'articule en trois phases : une montée progressive de l'intensité, un pic correspondant aux valeurs maximales, puis une décroissance graduelle jusqu'au terme de l'événement. Cette structure reproduit le profil type des épisodes pluvieux intenses et permet de suivre l'accumulation progressive de l'eau dans le massif. Les pressions de pore n'évoluent pas de façon linéaire : leur inertie hydraulique génère des réponses différées que des schémas à intensité constante ne restituent pas.

5.2.1.2 Flux infiltré appliqué dans l'analyse transitoire

La répartition temporelle de l'intensité a été construite selon un hyétoqramme synthétique symétrique en forme de cloche, avec une montée progressive jusqu'à un pic vers 6 h suivie d'une décroissance en miroir, plutôt que d'imposer une intensité constante irréaliste sur toute la durée. Cette forme simplifiée, courante en l'absence de courbe intensité-durée-fréquence (IDF) propre au site à l'étude, a été calibrée pour respecter un total cumulé de 150 mm sur 24 h. Cette répartition, illustrée à la figure 5.2, est appliquée telle quelle comme flux de

précipitation à la surface du modèle dans Slide2 ($q_{\text{inf}}(t)$, tel que défini à la section 2.5.1) ; la part réellement infiltrée par opposition au ruissellement est déterminée par le logiciel à chaque pas de temps, en fonction de la conductivité hydraulique non saturée de la couche superficielle du matériau simulé.

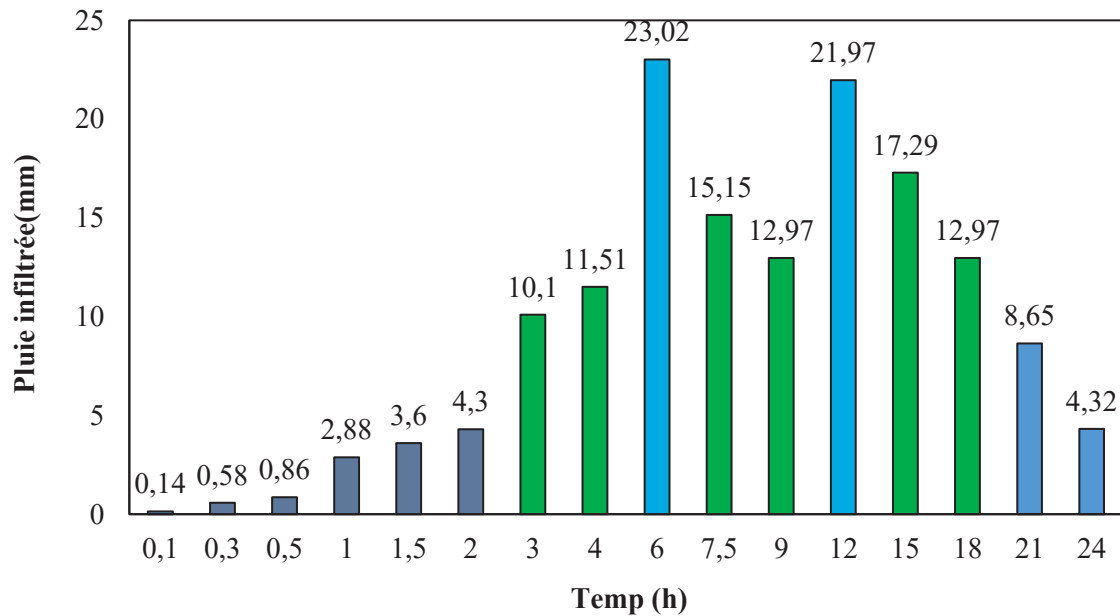


Figure 5.2 Hyétogramme de précipitation appliqué comme flux hydraulique de surface durant l'événement pluvieux simulé

Cette approche permet notamment d'identifier les moments où les pressions interstitielles augmentent le plus rapidement et d'analyser le décalage entre les pics de précipitations et la chute maximale du facteur de sécurité. Les matériaux granulaires ne réagissent pas de la même façon : leur conductivité hydraulique et leur capacité de rétention d'eau entraînent des réponses différenciées qui n'apparaissent que lorsque la pluie est représentée avec une résolution temporelle fine. C'est cette transformation explicite de l'intensité pluviométrique en un flux de précipitation appliqué à la surface, dont l'infiltration réelle est ensuite déterminée par le modèle, qui rend possible une modélisation réaliste des phénomènes hydromécaniques

transitoires dans les remblais non saturés (Richards, 1931 ; van Genuchten, 1980 ; Mualem, 1976 ; Maknoon et Aubertin, 2021).

5.2.2 Implémentation de la précipitation dans Slide2

L'intégration des précipitations dans les analyses transitoires repose sur le module d'écoulement couplé de Slide2, qui reproduit l'infiltration de l'eau au sein des remblais granulaires en suivant l'évolution conjointe des pressions interstitielles et de la succion matricielle au cours du temps. L'écoulement non saturé est décrit par l'équation de Richards (1931), classiquement retenue pour modéliser la propagation du front d'infiltration dans les milieux poreux. Son application requiert toutefois une description précise des propriétés hydrauliques locales.

Les relations hydrauliques entre la succion matricielle, la teneur en eau volumique et la conductivité hydraulique sont déterminées à partir des formulations de van Genuchten (1980) et de Mualem (1976), dont les expressions sont présentées à la section 2.4 (équations 2.3 et 2.5).

5.2.2.1 Type de chargement hydraulique

La précipitation est appliquée sous forme d'un flux de précipitation normal imposé à la surface du talus, correspondant à une recharge surfacique transitoire variant dans le temps selon l'hyétogramme défini précédemment. Ce flux est imposé sur la crête et les pentes naturelles de l'empilement granulaire (figure 5.3), restituant ainsi l'entrée progressive de l'eau dans le massif.

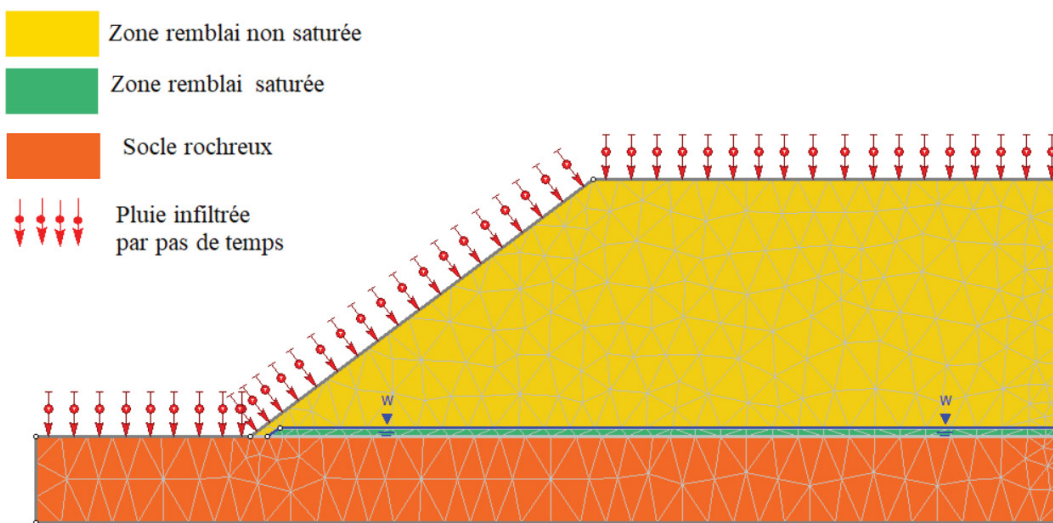


Figure 5.3 Définition du flux d'infiltration normal comme condition hydraulique de surface dans Slide2 (Rocscience, 2024)

Ce mode de chargement est cohérent avec les pratiques couramment utilisées dans les analyses transitoires de stabilité des remblais granulaires, où l'infiltration surfacique constitue le principal mécanisme d'entrée de l'eau dans les matériaux grossiers (Maknoon, 2016; Poaty Bissé, 2022; Li et al., 2022). Les frontières latérales perméables permettent l'écoulement naturel, tandis qu'une nappe phréatique fixe est maintenue afin d'isoler l'effet de l'infiltration transitoire dans la zone non saturée.

5.2.2.2 Discretisation temporelle

Durant l'événement pluvieux, l'écoulement et les conditions hydriques sont simulés avec des pas de temps resserrés, particulièrement dans les premières heures, afin de suivre les variations rapides du flux appliqué et la progression du front mouillant, comme l'illustre la figure 5.4. Une phase post-pluie est ensuite analysée avec des pas de temps progressivement plus larges, l'objectif étant de rendre compte de la redistribution interne de l'eau et de la dissipation progressive de la succion matricielle sur plusieurs centaines d'heures.

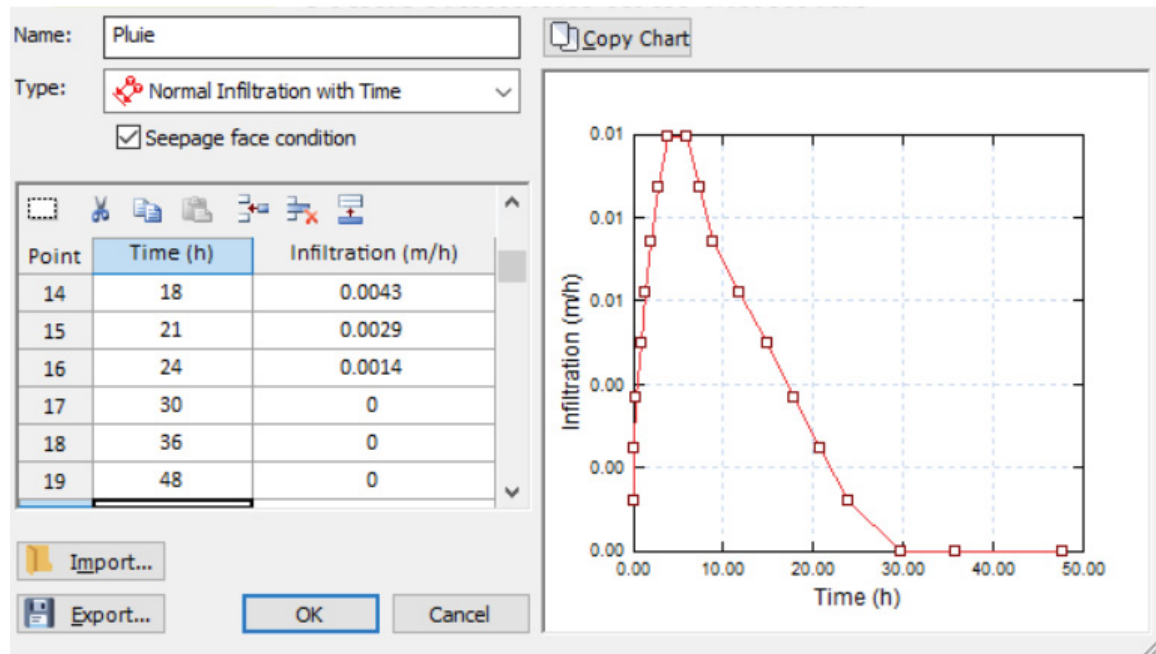


Figure 5.4 Fonction d'infiltration dépendante du temps appliquée comme flux hydraulique transitoire dans Slide2 (Rocscience, 2024)

Cette discrétisation permet de limiter les instabilités numériques et d'assurer une modélisation précise des processus hydromécaniques transitoires dans les remblais granulaires non saturés (Maknoon, 2016 ; Vuilloz, 2022 ; Poaty Bissé, 2022). La convergence des solutions hydrauliques est vérifiée à chaque pas de temps.

5.2.2.3 Paramètres hydrauliques utilisés

Les propriétés hydrauliques des matériaux granulaires sont déduites des courbes caractéristiques sol-eau (*Soil-Water Characteristic Curve [SWCC]*) et des fonctions de conductivité hydraulique en régime non saturé. Ces représentations traduisent respectivement la relation entre la succion matricielle et la teneur en eau volumique, et la variation de la perméabilité en fonction du degré de saturation. Dans le modèle d'écoulement transitoire non saturé de Slide2, elles conditionnent directement la vitesse d'infiltration, la progression du front

mouillant et l'évolution des pressions interstitielles au sein du massif. Les courbes de rétention adoptées correspondent à des matériaux granulaires dont la granulométrie s'étend de grossière à intermédiaire, décrites par le modèle de van Genuchten (1980) rappelé à l'équation 2.3. Le coefficient n se situe le plus souvent entre 1,5 et 2,5, avec des pressions d'entrée d'air de l'ordre de quelques kilopascals. Ces matériaux, grossiers pour la plupart, retiennent peu l'eau une fois la succion établie (Maknoon, 2016 ; Aubertin et al., 2025). C'est ce qui les rend particulièrement sensibles à l'infiltration : dès que la succion matricielle chute, la cohésion apparente qui en dépend chute avec elle, et le facteur de sécurité suit la même tendance à la baisse. C'est exactement ce mécanisme, la perte de cohésion liée à la baisse de succion, qui explique la déstabilisation transitoire des remblais granulaires non saturés lors des épisodes pluvieux (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Cui et Delage, 1996 ; Poaty Bissé, 2022).

5.3 Modélisation explicite

Les analyses de stabilité prenant compte du comportement transitoire en conditions non-saturés sont subdivisés en trois cas présentés ci-bas. Les deux premiers cas visent avant tout à cadrer l'influence complète des conditions explicites simulées en prenant compte de la succion et de la résistance au cisaillement en conditions non-drainés.

5.3.1 Cas I : aucune succion

Le premier scénario est établi sans prise en compte de la succion matricielle, afin d'isoler l'effet de l'infiltration sur la réponse mécanique du remblai. Dans Slide2, cette configuration s'obtient en décochant l'option « *Use Water Content Function to Determine Phi B* » et en fixant ϕ_b et AEV à zéro. La résistance au cisaillement devient ainsi indépendante de l'état de saturation. Sans succion pour la stabiliser, la résistance du matériau ne dépend plus que des contraintes effectives. L'eau qui s'infiltre fait monter les pressions interstitielles, et cette hausse suffit à faire baisser directement la résistance au cisaillement, donc le facteur de sécurité avec elle (Rahardjo et al., 2007 ; Li et al., 2022).

5.3.1.1 Définition des propriétés mécaniques moyennes

Le comportement mécanique du massif est représenté à partir des valeurs moyennes de c' , ϕ' et γ du tableau 4.1, en cohérence avec les paramètres retenus au chapitre 4. Ce choix permet d'attribuer les variations du facteur de sécurité exclusivement aux effets hydriques transitoires, sans que la dispersion des propriétés mécaniques ne vienne brouiller la lecture. Les valeurs moyennes sont par ailleurs couramment utilisées dans les études hydromécaniques transitoires sur les remblais granulaires, précisément pour cette raison (Maknoon et Aubertin, 2021 ; Poaty Bissé, 2022).

5.3.1.2 Conductivité hydraulique simplifiée sans prise en compte de la succion

Pour ce scénario de référence, le comportement hydraulique du massif est modélisé à l'aide d'une conductivité hydraulique uniforme et indépendante du degré de saturation. Afin d'illustrer l'influence de ce paramètre sur la réponse transitoire du remblai, trois valeurs de conductivité hydraulique saturée sont testées : $K_{\text{sat}} = 1 \times 10^{-4}$ m/s, 1×10^{-5} m/s et 1×10^{-6} m/s, conformément aux valeurs du tableau 3.3. Ces valeurs correspondent à des ordres de grandeur représentatifs des remblais granulaires drainants documentés dans les études sur les haldes minières et dépôts grossiers (Maknoon, 2016 ; Aubertin et al., 2017 ; Vuilloz, 2022 ; Poaty Bissé, 2022). Cette hypothèse assimile le massif à un milieu saturé ou quasi saturé dans lequel la perméabilité demeure constante durant l'infiltration. Les relations hydrauliques non saturées issues des courbes de rétention d'eau et de conductivité variable ne sont donc pas mobilisées.

Une telle simplification permet de représenter un écoulement transitoire de manière conservative, en ne considérant que l'accumulation des pressions interstitielles positives comme mécanisme de déstabilisation. Ce scénario est obtenu dans Slide2 en activant l'option de plafonnement des pressions interstitielles négatives (*Negative Pore Pressure Cutoff*) à 0 kPa, ce qui élimine toute contribution stabilisante de la succion matricielle au calcul de la contrainte effective. L'absence de contribution stabilisante de la succion conduit ainsi à une estimation prudente de l'évolution du facteur de sécurité au cours de l'événement pluvieux.

5.3.1.3 Évolution temporelle du facteur de sécurité

L'évolution du facteur de sécurité au cours du temps, illustrée à la figure 5.5, est déterminée à partir d'analyses hydromécaniques transitoires réalisées dans Slide2, dans lesquelles l'infiltration pluvieuse variable est simultanément prise en compte avec le calcul de la stabilité du massif. À chaque étape de simulation, les conditions hydrauliques résultant de l'écoulement transitoire sont d'abord évaluées, puis intégrées au modèle de stabilité afin d'estimer la résistance mobilisée le long de la surface de rupture critique. Ainsi, pour chaque pas temporel, la distribution des pressions interstitielles est mise à jour en fonction de l'avancée du front d'infiltration, avant d'être utilisée pour le calcul du facteur de sécurité par une méthode d'équilibre limite. L'ensemble de ces valeurs successives permet d'établir une courbe d'évolution du facteur de sécurité en fonction du temps, notée $FS(t)$, traduisant la réponse mécanique progressive du remblai durant l'événement pluvieux et la période de redistribution hydrique qui suit.

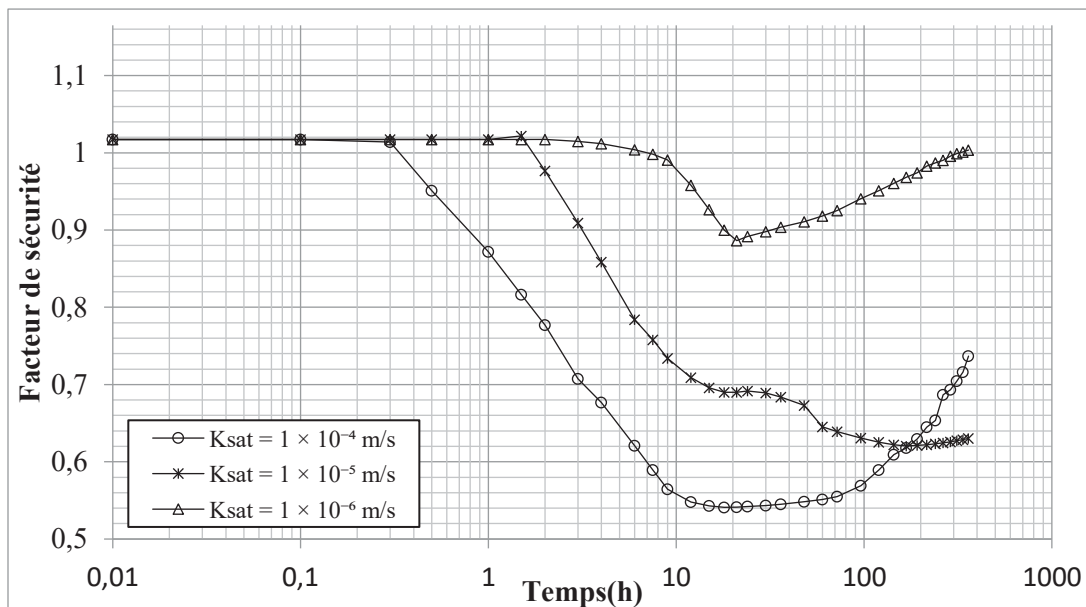


Figure 5.5 Variation du facteur de sécurité au cours du temps pendant l'événement pluvieux (cas sans succion)

La figure 5.5 présente l'évolution du facteur de sécurité au cours du temps pour les trois valeurs de conductivité hydraulique testées. Dans les trois cas, le FS demeure stable en début d'événement, puis chute de façon marquée à mesure que le front d'infiltration progresse dans le massif. Le délai avant la chute est directement lié à la valeur de K_{sat} : plus la conductivité est élevée, plus la réponse est rapide. Ainsi, pour $K_{\text{sat}} = 1 \times 10^{-4}$ m/s, la chute s'amorce dès $t \approx 0,300$ h et atteint un minimum de $FS \approx 0,540$ vers $t \approx 8$ h. Pour $K_{\text{sat}} = 1 \times 10^{-5}$ m/s, le minimum de $FS \approx 0,690$ est atteint vers $t \approx 20$ h. Pour $K_{\text{sat}} = 1 \times 10^{-6}$ m/s, la chute est plus tardive et le minimum de $FS \approx 0,880$ n'est atteint que vers $t \approx 50$ h.

Ces résultats montrent que les conductivités les plus élevées produisent les chutes de FS les plus prononcées, en raison d'une accumulation plus rapide des pressions interstitielles. La phase de dissipation post-pluie est quant à elle très lente : aucune des trois configurations ne retrouve un FS supérieur à 1,000 dans la fenêtre temporelle simulée, à l'exception de $K_{\text{sat}} = 1 \times 10^{-6}$ m/s qui tend vers 1 après plusieurs centaines d'heures. Cette persistance de conditions instables illustre l'importance de l'inertie hydraulique dans la réponse transitoire des remblais granulaires (Rahardjo et al., 2007 ; Maknoon et Aubertin, 2021).

5.3.2 Cas II : analyse transitoire avec succion et $\varphi_b = 0$

Dans ce cas, la succion matricielle est prise en compte à travers les pressions interstitielles négatives générées par l'écoulement transitoire, qui influencent directement la contrainte effective classique ($\sigma' = \sigma - u_w$), sans toutefois activer le terme de résistance additionnelle propre à la succion. Concrètement, φ_b est fixé à zéro dans Slide2, et l'option de plafonnement des pressions interstitielles négatives (*Negative Pore Pressure Cutoff*) est désactivée, de sorte que la succion continue d'agir sur la résistance uniquement par son effet sur la contrainte effective, sans contribution du terme $\psi \tan \varphi_b$.

À mesure que l'infiltration progresse, la succion matricielle diminue, ce qui réduit la contrainte effective mobilisée et, par conséquent, la résistance du massif. Dans les remblais granulaires,

cet effet se manifeste de façon rapide en raison de la faible capacité de rétention hydrique de ces matériaux (van Genuchten, 1980 ; Fredlund et Rahardjo, 1993).

5.3.2.1 Objectif et cadre comparatif de l'analyse

Cette section vise à comparer l'influence du comportement de l'eau en régime non saturé pour trois matériaux granulaires (gravier, sable et silt) sur l'évolution du facteur de sécurité d'un remblai soumis à une infiltration pluviale temporaire. Ces matériaux présentent des capacités de rétention en eau et des conductivités hydrauliques nettement différentes, ce qui permet d'examiner plus finement le rôle de la succion matricielle, ainsi que sa dissipation progressive, dans les mécanismes de déstabilisation.

Des recherches antérieures ont établi que l'influence de la succion sur la résistance au cisaillement varie fortement selon la nature du matériau et sa courbe de rétention d'eau. Il en résulte une modification directe de la rapidité, mais aussi de l'ampleur, de la perte de stabilité en situation d'infiltration (Cui et Delage, 1996 ; Fredlund et al., 2012 ; Maknoon, 2016 ; Poaty Bissé, 2022).

Afin d'isoler l'effet hydraulique propre à chaque matériau, la cohésion effective est fixée à $c' = 0$ dans l'ensemble des simulations. Cette hypothèse, volontairement conservatrice, est généralement retenue dans les analyses hydromécaniques transitoires des remblais granulaires (Maknoon, 2016 ; Vuilloz, 2022). La résistance mobilisée dépend donc principalement de l'angle de frottement interne et de l'état hydrique transitoire du matériau.

Sur le plan hydraulique, les trois matériaux sont soumis au même événement pluvieux, aux mêmes conditions aux limites et à une discrétisation temporelle identique. Les différences observées dans l'évolution du facteur de sécurité résultent donc exclusivement de leurs propriétés hydrauliques : courbes de rétention d'eau ($SWCC$) et fonctions de conductivité hydraulique non saturée $k(\psi)$ établies au chapitre 3. Ces relations décrivent respectivement l'évolution de la teneur en eau volumique en fonction de la succion matricielle et la variation

de la perméabilité en conditions non saturées. Ce sont les entrées directes du modèle d'écoulement transitoire implémenté dans Slide2.

Les courbes caractéristiques font apparaître des comportements nettement contrastés : les matériaux grossiers présentent une faible capacité de rétention et une conductivité hydraulique élevée, tandis que les matériaux plus fins retiennent davantage l'eau et présentent une conductivité plus faible. C'est à travers ces contrastes que se joue la réponse différenciée de chaque matériau face à la sollicitation pluviale.

5.3.2.2 Évolution du facteur de sécurité pour les trois matériaux

La figure 5.6 présente l'évolution temporelle du facteur de sécurité du remblai soumis à une infiltration pluviale temporaire, pour trois matériaux granulaires : gravier, sable et silt. Bien que les conditions mécaniques, hydrauliques et climatiques soient identiques pour les trois configurations, les réponses en termes de stabilité varient considérablement en raison des propriétés hydriques en régime non saturé propres à chaque matériau, dont les courbes de rétention d'eau et les fonctions de conductivité hydraulique non saturée sont respectivement présentées aux figures 3.3 et 3.4.

Avant l'événement pluvieux, les trois matériaux présentent un facteur de sécurité initial identique, $FS = 1,017$, traduisant un état de stabilité marginale conforme à une construction sans palier suivant l'angle de repos naturel du matériau.

Le gravier réagit le plus rapidement : le FS passe sous le seuil critique dès la première heure et atteint un minimum de 0,968 après 1,5 h seulement, une baisse limitée en amplitude et de très courte durée. Le retour à un FS supérieur à 1 survient dès 4 h, et le matériau retrouve sa valeur initiale peu après.

Le sable répond plus tardivement, mais de façon nettement plus marquée : le passage sous le seuil critique survient vers 3 h, avec un minimum de 0,879 atteint après 12 h, une baisse près

de trois fois plus importante que celle du gravier. Le retour au-dessus de 1 ne se produit qu'après 36 h.

Le silt montre la réponse la plus lente et la plus prononcée des trois : la chute ne commence qu'après 7,5 h, pour atteindre un minimum de 0,817 vers 21 h, l'amplitude la plus marquée observée. La stabilisation ne revient qu'après 60 h.

Ce contraste croissant, du gravier (réponse rapide, amplitude faible) au silt (réponse lente, amplitude forte), reflète directement la hiérarchie de rétention hydrique des trois matériaux, cohérente avec les courbes présentées aux figures 3.3 et 3.4.

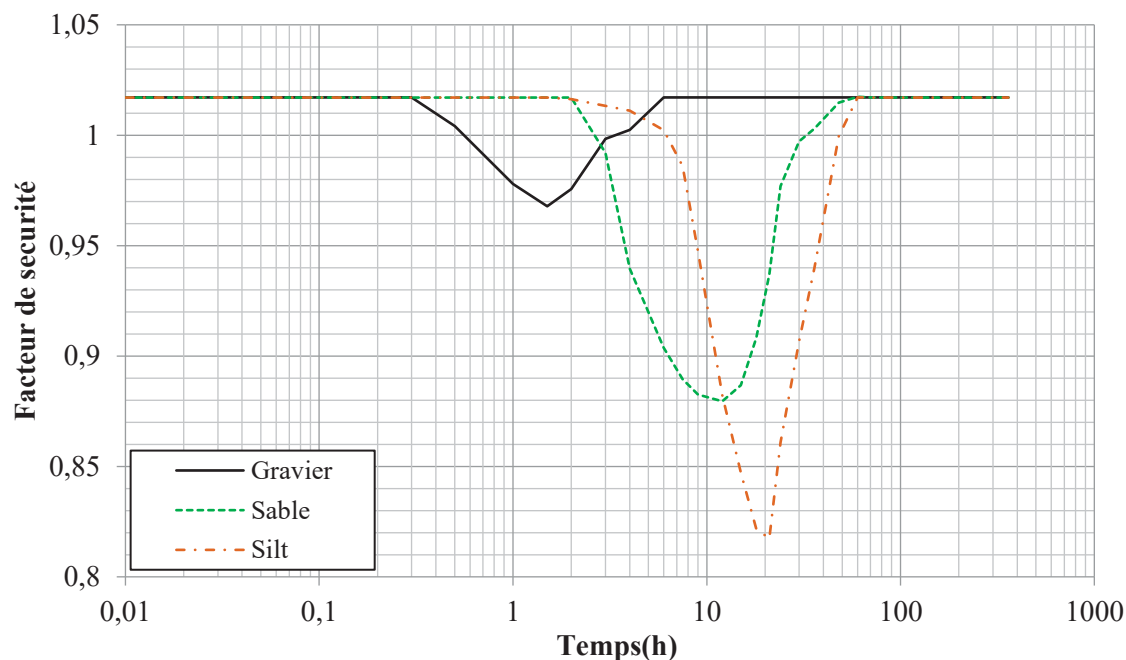


Figure 5.6 Évolution du facteur de sécurité en fonction du temps pour les trois matériaux

Le tableau 5.1 regroupe les principaux indicateurs temporels de la réponse hydromécanique pour les trois matériaux. Avec le gravier la perte de stabilité est quasiment immédiate, le *FS* minimal étant atteint au bout d'environ 1,5 h, puis récupéré au bout d'environ 4 h. Le sable

perd sa stabilité de manière plus progressive et plus marquée, le minimum étant atteint au bout d'environ 12 h et retrouvé au bout d'environ 36 h. Le silt se dégrade le plus sévèrement : le minimum est atteint au bout d'environ 21 h et il ne retrouve une stabilité qu'au bout d'environ 60 h. Ces décalages reflètent directement les différences de perméabilité et de rétention entre les trois matériaux : plus un matériau retient l'eau, plus la dégradation est lente, mais profonde.

Tableau 5.1 Synthèse des paramètres caractéristiques de l'évolution du facteur de sécurité pour les trois matériaux

Matériau	$FS_{initial}$	$FS_{minimal}$	Instant du $FS_{minimal}$	Temps de récupération ($FS \geq 1$)
Gravier	1,017	0,968	1,5 h	4 h
Sable	1,017	0,879	12 h ($\approx 0,5$ jour)	36 h ($\approx 1,5$ jour)
Silt	1,017	0,817	21 h (≈ 1 jour)	60 h ($\approx 2,5$ jours)

Le tableau 5.2 résume les paramètres caractéristiques décrivant l'évolution temporelle du facteur de sécurité pour les trois matériaux granulaires étudiés (gravier, sable et silt) sous l'effet d'une infiltration pluvieuse transitoire. Trois indicateurs numériques structurent ce tableau. FS_0 donne la valeur du facteur de sécurité juste avant que la pluie ne commence, et FS_{min} sa valeur la plus basse pendant toute la simulation, accompagnée du temps auquel elle survient. Le troisième, $\Delta FS/FS_0$, rapporte l'écart entre les deux à la valeur initiale : c'est ce qui permet de comparer gravier, sable et silt sur un pied d'égalité, malgré leurs FS_0 presque identiques mais leurs chutes très différentes en amplitude. Dans le tableau, cette variation apparaît directement en pourcentage, sous la colonne « Perte (%) », pour rendre la comparaison entre les trois matériaux immédiate.

Tableau 5.2 Valeurs minimales du facteur de sécurité et variation relative associée pour les matériaux étudiés

Matériau	FS_0	FS_{min}	Temps du minimum (h)	$\Delta FS/FS_0$	Perte (%)
Gravier	1,017	0,968	1,5	-0,048	4,8
Sable	1,017	0,879	12	-0,136	13,6
Silt	1,017	0,817	21	-0,197	19,7

Bien que le tableau 5.2 permette d'identifier les valeurs minimales du facteur de sécurité et les échelles de temps associées aux pertes de stabilité, il ne rend pas compte de l'évolution temporelle complète de la dégradation relative de la stabilité. Afin de comparer de manière normalisée l'ampleur et la dynamique de la perte de stabilité pour les trois matériaux, la figure 5.7 présente l'évolution temporelle de la variation relative du facteur de sécurité, $\Delta FS/FS_0$.

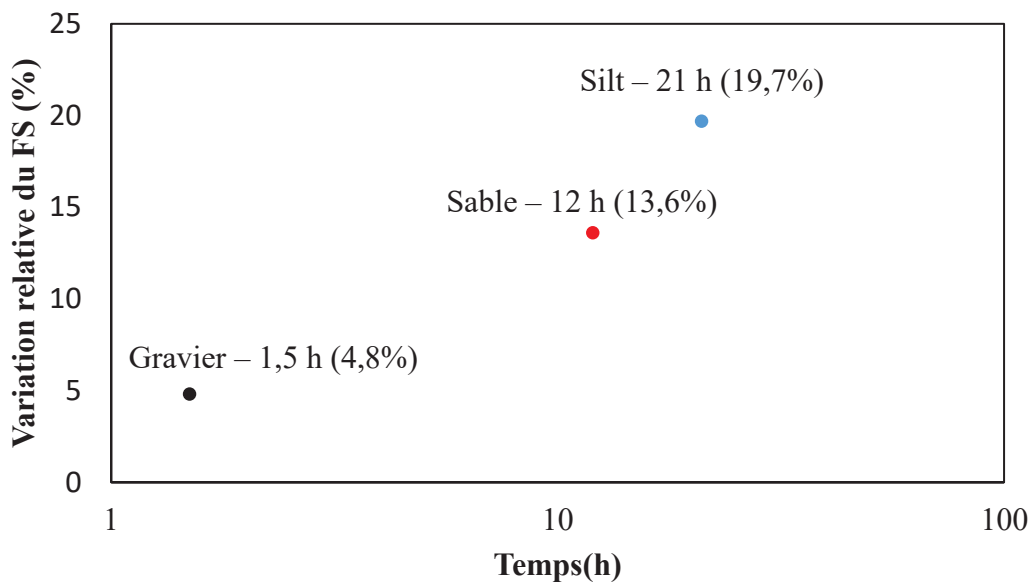


Figure 5.7 Évolution temporelle de la variation relative du facteur de sécurité ($\Delta FS/FS_0$) sous infiltration pluvieuse transitoire

La figure 5.7 illustre l'évolution temporelle de la variation relative du facteur de sécurité, $\Delta FS/FS_0$, pour les trois matériaux granulaires sous un régime d'infiltration pluvieuse transitoire. Cette représentation normalisée permet de comparer les amplitudes de variation indépendamment des valeurs initiales, qui sont ici identiques pour les trois configurations.

Le gravier présente la plus faible variation relative : le minimum de $\Delta FS/FS_0$ est atteint après environ 1,5 h, avec une diminution d'environ 4,8 % par rapport à l'état initial. Le sable présente une diminution plus importante, atteignant environ 13,6 % après environ 12 h. Le silt présente la variation relative la plus importante, avec une diminution d'environ 19,7 % atteinte après environ 21 h, puis un retour progressif aux valeurs initiales.

Au total, l'ampleur de la variation relative croît du gravier au silt, en cohérence avec la hiérarchie de rétention hydrique déjà observée : les différences portent à la fois sur la cinétique et sur l'amplitude, sans dégradation irréversible enregistrée dans les conditions étudiées (Fredlund et al., 2012 ; Maknoon, 2016 ; Aubertin et al., 2017 ; Poaty Bissé, 2022).

5.3.3 Cas III : résistance au cisaillement en conditions non-drainées explicite

Les résultats obtenus pour les trois matériaux lorsque l'option USS est activée dans Slide2 sont présentés à la figure 5.8. Le principe de cette approche et son implémentation dans Slide2 sont décrits à la section 3.6.3.

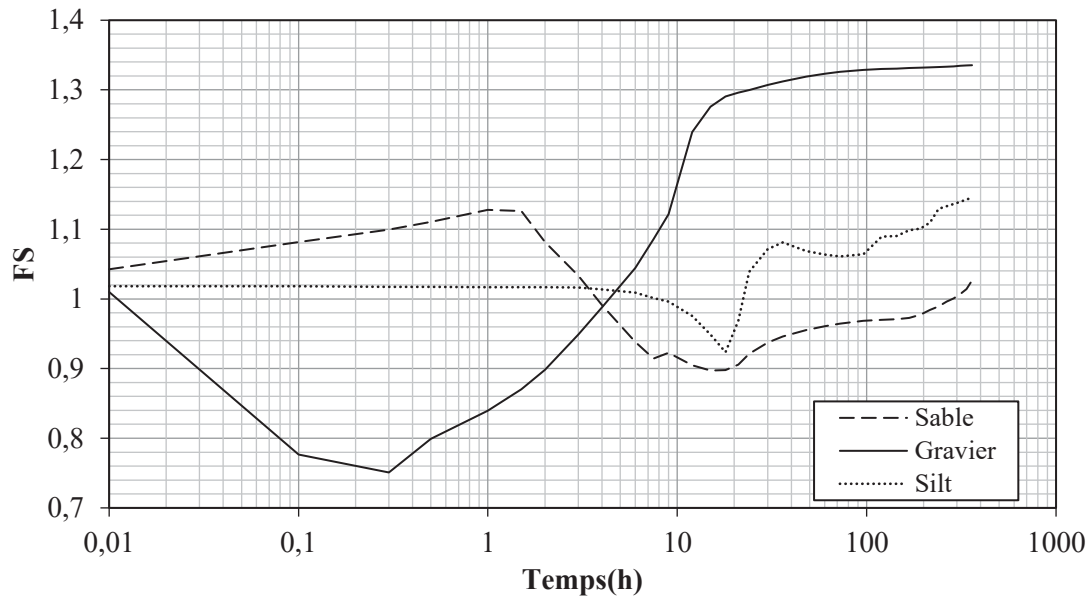


Figure 5.8 Évolution temporelle du facteur de sécurité $FS(t)$ avec l'option « Unsaturated Shear Strength » (Slide2, Rocscience, 2024)

La figure 5.8 illustre le rôle combiné de la succion matricielle et de la perméabilité sur la stabilité des pentes, à court et à long terme. Lorsque l'option *USS* est activée, la période critique varie entre 0,1 h et 50 h selon la nature du matériau. Le gravier, dont la conductivité hydraulique élevée favorise un drainage rapide, atteint son instabilité maximale peu après le début des précipitations et recouvre sa stabilité initiale dans un délai comparable. Le sable et le silt, dont les cinétiques de drainage sont plus lentes, réagissent plus tardivement, avec des phases de dégradation qui s'étendent sur plusieurs dizaines d'heures. Pour l'ensemble des simulations, φ_b n'est pas fixé à une valeur constante : il est déterminé dynamiquement par Slide2 à partir de la teneur en eau volumique en fonction de la succion matricielle, selon la méthode de Vanapalli et al. (1996) déjà présentée à la section 2.6.2, ce qui permet à la résistance non saturée de s'ajuster localement à l'état hydrique réel de chaque matériau au cours de la simulation.

Le tableau 5.3 présente les valeurs minimales du facteur de sécurité obtenues pour les trois matériaux étudiés lorsque l'option *USS* est activée dans Slide2. Pour chaque matériau, FS_0 désigne le facteur de sécurité calculé en conditions stationnaires, avant le déclenchement de l'épisode pluvieux simulé. FS_{min} correspond à la valeur minimale atteinte au cours de la simulation transitoire, et le temps du minimum indique le délai écoulé entre le début des précipitations et l'instant critique. La perte relative, exprimée en pourcentage, quantifie l'écart entre FS_0 et FS_{min} et constitue l'indicateur de comparaison central entre les trois matériaux dans ce cadre d'analyse.

Tableau 5.3 Valeurs minimales du facteur de sécurité et temps critiques avec l'option unsaturated shear strength

Matériau	FS_0	FS_{min}	Temps du minimum (h)	Perte (%)
Gravier	1,0171	0,751	0,3	26,18
Sable	1,0171	0,897	15	11,8
Silt	1,0171	0,924	18	9,21

5.4 Sommaire des résultats

Cette section présente une comparaison quantitative des trois approches de modélisation de la succion utilisées dans les analyses transitoires. Le cas I correspond à une modélisation sans succion, dans laquelle les pressions interstitielles négatives sont tronquées à zéro et la résistance au cisaillement ne dépend pas de l'état de saturation. Le cas II intègre la succion à travers les pressions interstitielles négatives générées par l'écoulement transitoire, mais sans activer la résistance au cisaillement non saturée ($\varphi_b = 0$). Le cas III active explicitement l'option « *Unsaturated Shear Strength* » dans Slide2, permettant à la succion de contribuer directement à la résistance via les courbes de rétention d'eau propres à chaque matériau. Les trois cas sont

appliqués au gravier, au sable et au silt, et comparés à partir des courbes $FS(t)$ ainsi que de plusieurs indicateurs clés : facteur de sécurité minimal, temps critique et perte relative.

Le gravier réagit rapidement à l'infiltration pluviale, mais sa forte conductivité hydraulique assure un drainage efficace et un rétablissement tout aussi rapide de la stabilité (Fredlund et Rahardjo, 1993). La figure 5.9 illustre cette dynamique à travers les trois courbes $FS(t)$ associées aux approches de modélisation analysées.

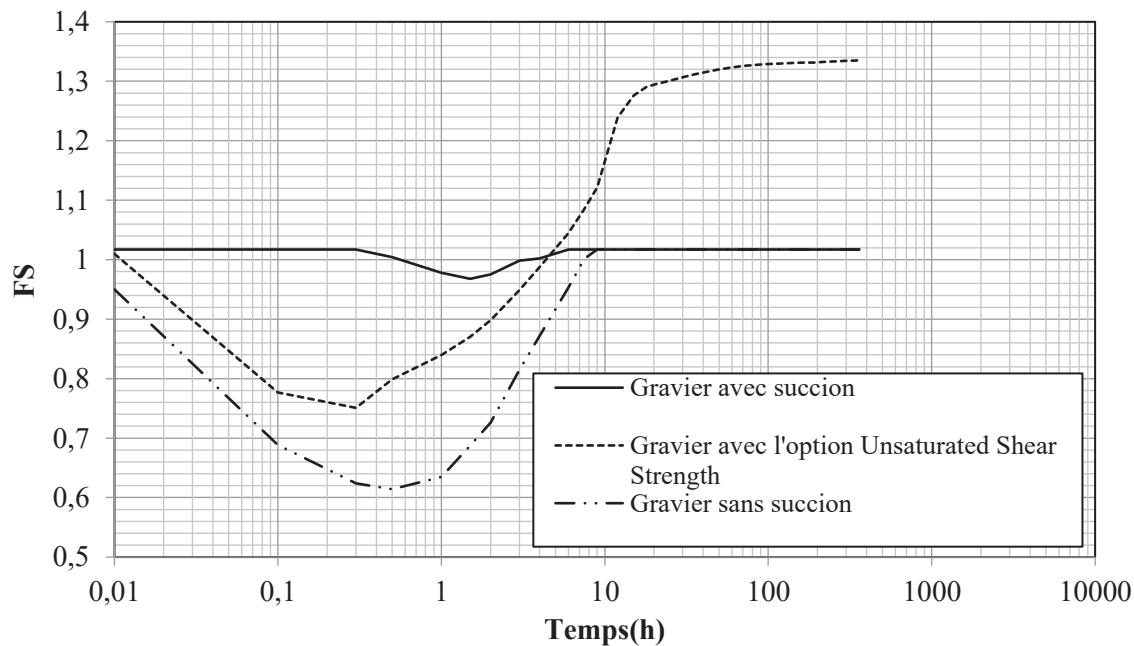


Figure 5.9 Évolution temporelle du facteur de sécurité pour le remblai graveleux selon les trois approches de modélisation

La courbe correspondant à la succion explicite (ligne noire) décroît rapidement dès le début de l'infiltration, atteignant un FS_{min} de 0,968 après environ 1,5 h. Cette baisse, représentant une perte de 4,8 %, reste modérée : elle traduit l'absence de cohésion effective dans le gravier, partiellement compensée par la résistance au cisaillement mobilisée par la succion matricielle (Fredlund et al., 1994). Après ce minimum, le facteur de sécurité augmente progressivement

et dépasse 1,0 à partir de $t \approx 10$ h. La perméabilité élevée du gravier lui permet de dissiper rapidement les surpressions interstitielles et de rétablir des pressions négatives favorables à la stabilité (Vanapalli et al., 1996).

Sans succion, le FS chute à 0,614, soit une perte de 39,6 % contre 4,8 % avec la succion explicite. Un écart de cette amplitude montre que la succion joue un rôle central dans la stabilité du gravier en conditions non saturées (Maknoon, 2016). L'introduction d'une cohésion équivalente calibrée permet de reproduire un minimum proche de celui obtenu avec le modèle non saturé. La courbe « Unsaturated Shear Strength » (ligne en tirets) donne un minimum de $FS = 0,751$ à $t = 0,3$ h, soit des valeurs très proches de celles obtenues avec la succion explicite. La descente et la remontée sont également plus progressives qu'avec les autres approches. Les paramètres ϕ_b et la valeur d'entrée d'air, tels qu'implémentés dans Slide2, restituent donc correctement la dynamique hydromécanique du gravier (Rocscience, 2024).

Le tableau 5.4 montre des écarts importants selon la méthode retenue. Avec la succion explicite, la perte de FS est limitée à 4,8 %, contre 39,6 % sans succion. L'option Unsaturated Shear Strength se situe entre ces deux extrêmes, avec une perte de 26,18 %. Cette approche reproduit de façon plus réaliste la vulnérabilité initiale du gravier et décrit la phase de récupération avec plus de précision qu'une cohésion statique équivalente (Fredlund et Rahardjo, 1993). Ces résultats suggèrent que, pour les matériaux granulaires purs, l'interaction directe entre la succion et la résistance au cisaillement est essentielle à une modélisation transitoire fiable, comme l'indiquent également Li et al. (2022).

Tableau 5.4 Synthèse des indicateurs de stabilité transitoire pour le remblai graveleux

Approche de modélisation	FS_0	FS_{min}	t_{min} (h)	Perte (%)
Succion explicite	1,017	0,968	1,5	4,8
Sans succion + c_{eq}	1,017	0,614	0,5	39,63
Unsaturated Shear Strength	1,017	0,751	0,3	26,18

Le remblai sableux présente une réponse hydromécanique plus graduée et étalée dans le temps, reflétant sa perméabilité intermédiaire et sa capacité à maintenir des pressions interstitielles négatives sur des périodes prolongées (Fredlund et al., 1994). La figure 5.10 superpose les trois courbes $FS(t)$ et met en évidence une fenêtre d'instabilité notablement plus étendue que celle observée pour le gravier.

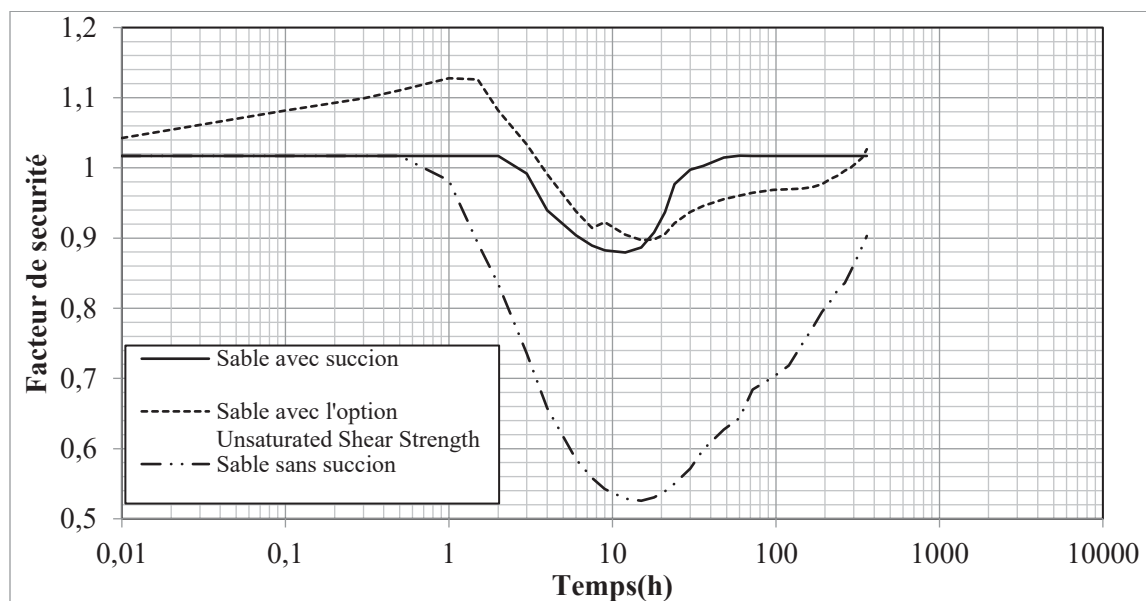


Figure 5.10 Évolution temporelle du facteur de sécurité pour le remblai sableux selon les trois approches de modélisation

La courbe correspondant à la succion explicite décroît progressivement jusqu'à un FS minimum de 0,879 à $t = 12$ h, soit une perte de 13,6 %. Cette redistribution plus lente des pressions interstitielles, comparée au gravier, est cohérente avec la courbe de rétention caractéristique des sables (Vanapalli et al., 1996). La transition vers l'instabilité s'étale sur plusieurs heures. Après ce minimum, le facteur de sécurité remonte, mais reste en dessous de 1,0 pendant plusieurs dizaines d'heures.

L'analyse sans succion donne un FS minimal de 0,526 à $t = 15$ h, soit une perte de 48,3 %, nettement plus marquée que pour le gravier. Le sable réagit donc plus fortement à l'absence de succion, probablement parce que sa granulométrie le rend plus sensible aux variations de saturation (Maknoon, 2016). Une cohésion équivalente d'environ 5 kPa suffit à reproduire un minimum proche du modèle non saturé. La courbe « *Unsaturated Shear Strength* » suit de près celle obtenue avec la succion explicite, avec un minimum à $t_{\min} = 15$ h et une perte de 11,8 %. Le léger écart entre les deux tient aux incertitudes sur les paramètres hydrauliques et à la façon dont ϕ_b est calibré dans Slide2 (Rocscience, 2024).

Le tableau 5.5 montre une bonne convergence des valeurs minimales entre les deux approches non saturées ($FS_{\min} = 0,879$ et 0,897), malgré un écart notable sur les temps critiques (12 h contre 15 h). L'approche sans succion avec cohésion équivalente reproduit correctement le niveau minimal après calibration, mais sous-estime la stabilité sans cohésion additionnelle, avec une perte de 48,3 % contre 13,6 %. Pour le sable, cet écart montre que la succion joue un rôle stabilisateur particulièrement marqué à l'approche de la saturation (Iverson, 2007).

Tableau 5.5 Synthèse des indicateurs de stabilité transitoire pour le remblai sableux

Approche de modélisation	FS_0	FS_{min}	t_{min} (h)	Perte (%)
Sans succion + c_{eq}	1,017	0,526	15	48,32
Succion explicite	1,017	0,879	12	13,6
Unsaturated Shear Strength	1,017	0,897	15	11,8

Le remblai silteux se caractérise par une résilience globale marquée : même en présence d'une succion explicite, la perte de FS demeure modérée (19,7 %), et l'amorce de la récupération de la stabilité intervient plus tardivement que pour le gravier (Fredlund et Rahardjo, 1993). La figure 5.11 montre que les trois approches conduisent à des courbes nettement plus rapprochées que pour les matériaux granulaires, ce qui traduit une sensibilité plus faible aux variations du modèle de succion (Liu et al., 2017).

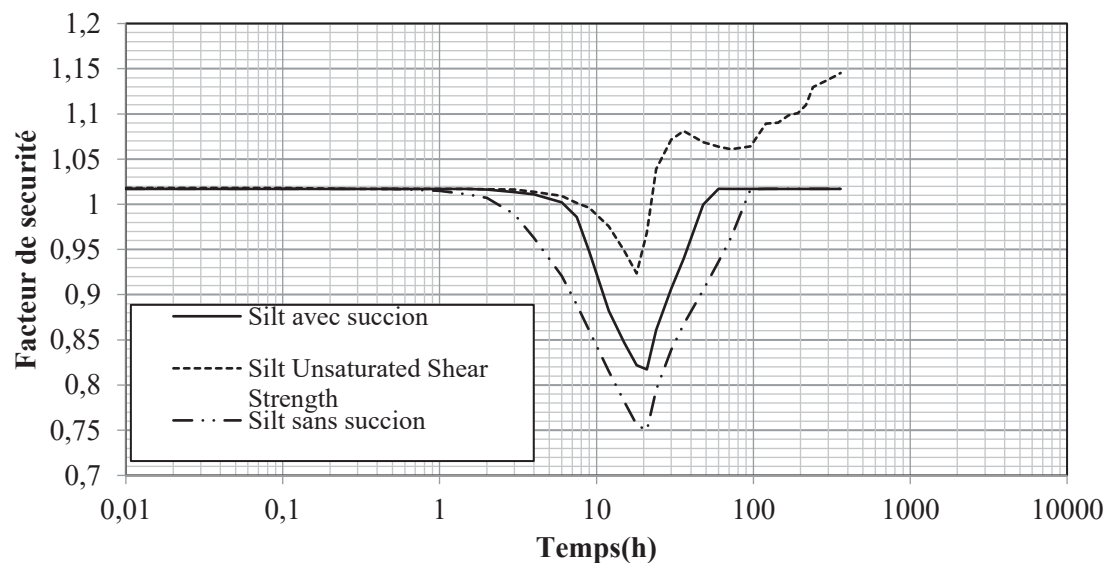


Figure 5.11 Évolution temporelle du facteur de sécurité pour le remblai silteux selon les trois approches de modélisation

Le remblai silteux se caractérise par une résilience globale marquée : même en présence d'une succion explicite, la perte de FS demeure modérée, et l'amorce de la récupération de la stabilité intervient plus tardivement que pour le gravier (Fredlund et Rahardjo, 1993). La figure 5.11 montre que les trois approches conduisent à des courbes nettement plus rapprochées que pour les matériaux granulaires, ce qui traduit une sensibilité plus faible aux variations du modèle de succion (Liu et al., 2017). La courbe avec succion explicite atteint un minimum de $FS = 0,817$ à $t = 21$ h, soit une perte relative de 19,7 %. Cette diminution progressive résulte de la combinaison d'une faible cohésion effective intrinsèque du silt et d'une contribution de la succion qui ne compense que partiellement la réduction de stabilité induite par l'infiltration (Vanapalli et al., 1996).

La courbe sans succion descend jusqu'à $FS = 0,750$ à $t = 24$ h, soit une perte de 26,3 %. Une cohésion équivalente comprise entre 0,7 et 0,8 kPa suffit à reproduire le minimum du modèle non saturé, contre des valeurs de l'ordre de 5 kPa pour le gravier et le sable (Maknoon, 2016). La courbe Unsaturated Shear Strength suit étroitement celle avec succion explicite, avec un minimum plus élevé ($FS_{\min} = 0,924$ à $t = 18$ h) et une perte limitée à 9,21 %. Cet écart traduit une légère surestimation de la contribution de la succion, attribuable à une paramétrisation conservatrice de ϕ_b . Ce type de calibration a tendance à augmenter l'effet stabilisateur de la succion pour les matériaux à faible valeur d'entrée d'air, comme les silts (Rocscience, 2024). On observe sur le tableau 5.6 une convergence entre les trois approches, malgré des pertes relatives différentes : 19,7 % avec la succion explicite, 26,3 % sans succion, et 9,21 % avec l'option Unsaturated Shear Strength. Les temps critiques, entre 18 et 24 h, sont cohérents et traduisent la cinétique lente des matériaux fins. Ce comportement contraste avec celui du gravier et du sable : pour le silt, la dissipation des surpressions interstitielles semble gouverner la stabilité plus que la succion elle-même (Liu et al., 2017 ; Fredlund et Rahardjo, 1993).

Tableau 5.6 Synthèse des indicateurs de stabilité transitoire pour le remblai silteux

Approche de modélisation	FS_0	FS_{min}	t_{min} (h)	Perte (%)
Sans succion + c_{eq}	1,017	0,75	24	26,29
Succion explicite	1,017	0,817	21	19,7
Unsaturated Shear Strength	1,017	0,924	18	9,21

CHAPITRE 6

APPROXIMATION D'UNE ÉQUIVALENCE DE LA COHÉSION APPARENTE POUR UNE ANALYSE IMPLICITE DES EMPILEMENTS DE REMBLAIS

6.1.1 Préambule

L'objectif de cette section est d'évaluer, pour chacun des trois matériaux étudiés, la cohésion équivalente permettant de représenter implicitement leur comportement non saturé, selon le principe de cohésion apparente déjà présenté à la section 2.6.2. La démarche relève d'une analyse inverse : à partir des résultats du modèle hydromécanique non saturé, une cohésion équivalente est calibrée dans un modèle simplifié sans succion, pour chaque matériau, en testant plusieurs valeurs et en comparant les courbes $FS(t)$ obtenues à celles du modèle de référence. La valeur retenue est celle qui satisfait la condition $FS_{\min}$ sans succion $\approx FS_{\min}$ avec succion, tout en restituant une dynamique de dégradation comparable.

6.2 Application au gravier

La procédure d'identification inverse a été appliquée en premier lieu au gravier afin de déterminer une cohésion équivalente reproduisant la réponse du modèle hydromécanique non saturé. Trois valeurs de cohésion ont été examinées dans le modèle simplifié :

- $c_{eq} = 1 \text{ kPa}$;
- $c_{eq} = 3 \text{ kPa}$;
- $c_{eq} = 5 \text{ kPa}$.

Ces valeurs couvrent un intervalle représentatif permettant d'observer la sensibilité de la stabilité aux variations de cohésion imposée. La figure 6.3 illustre l'évolution du facteur de sécurité $FS(t)$ pour le gravier dans les différentes configurations examinées.

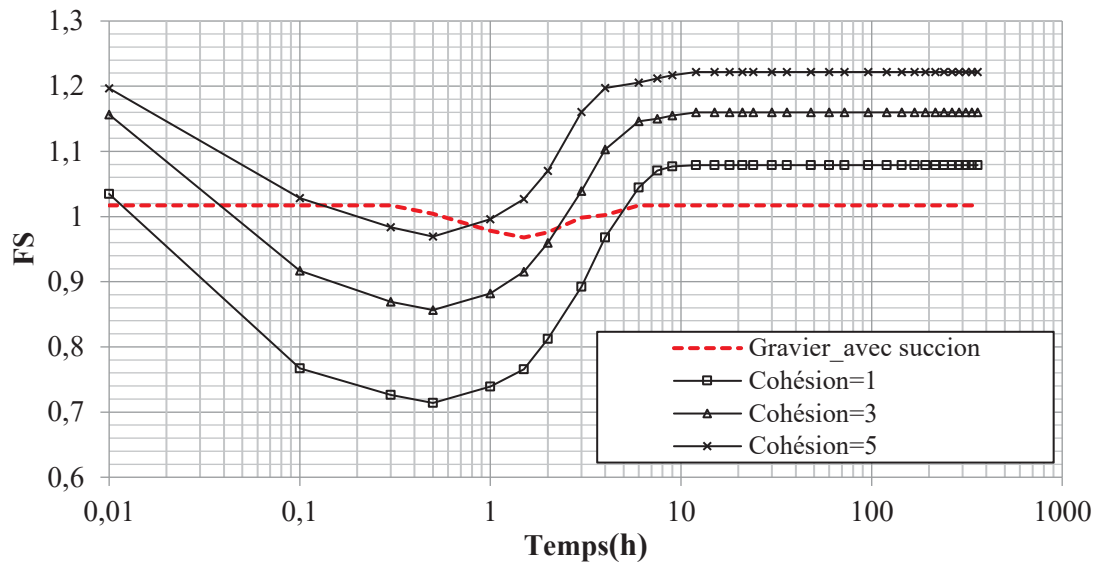


Figure 6.1 Influence de la cohésion imposée sur la réponse en stabilité du gravier

Le tableau 6.1 résume les valeurs minimales du facteur de sécurité pour le gravier. Sans succion, une cohésion de 1 kPa conduit à une dégradation marquée. L'augmentation progressive de c_{eq} réduit cet écart : à 5 kPa, le FS_{min} obtenu se rapproche de celui du modèle avec succion.

Tableau 6.1 Effet de la cohésion imposée sur le facteur de sécurité minimal (gravier)

Gravier	Cohésion imposée	FS_{min}	Temps du FS_{min} (h)
Avec succion	$c_{eq} = 0$	0,968	1,5
Sans succion	$c_{eq} = 1$	0,714	0,5
Sans succion	$c_{eq} = 3$	0,857	0,5
Sans succion	$c_{eq} = 5$	0,969	0,5

6.3 Application au sable

L'analyse a été étendue au sable afin d'examiner dans quelle mesure le modèle simplifié sans succion permet de reproduire les effets stabilisateurs observés dans la formulation hydromécanique non saturée. Contrairement au gravier, le sable présente une sensibilité plus prononcée aux variations de l'état de saturation, ce qui rend l'évaluation de la cohésion équivalente particulièrement pertinente pour ce matériau. Trois valeurs ont été testées dans le modèle simplifié :

- $c_{eq} = 1 \text{ kPa}$;
- $c_{eq} = 3 \text{ kPa}$;
- $c_{eq} = 5 \text{ kPa}$.

La figure 6.2 illustre l'évolution temporelle du facteur de sécurité $FS(t)$ pour le sable dans les différentes configurations analysées.

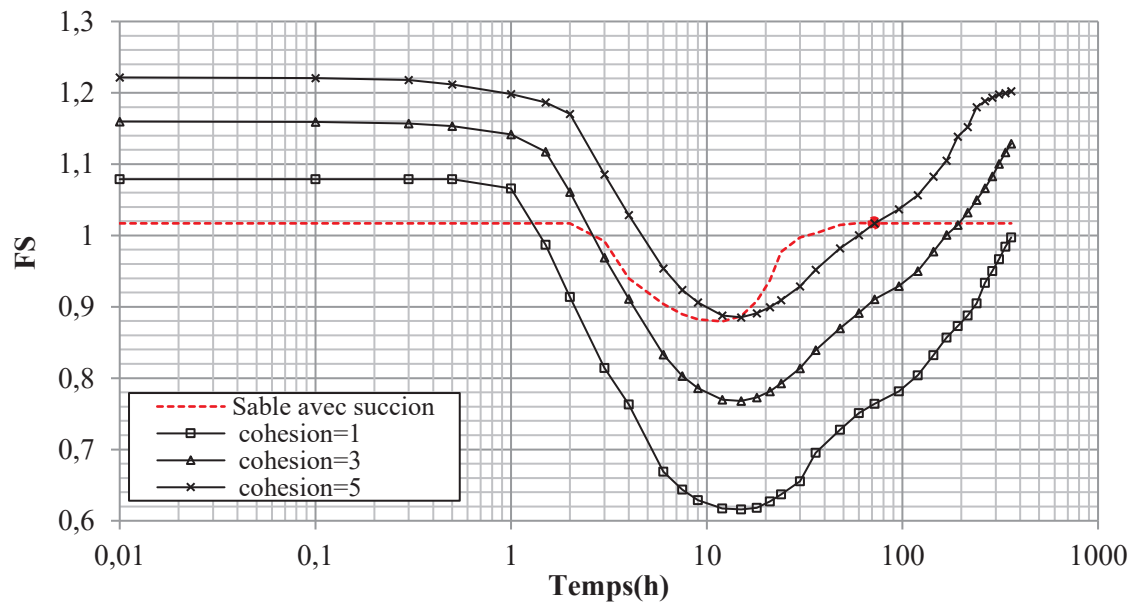


Figure 6.2 Évolution temporelle du facteur de sécurité pour le sable dans les différentes configurations analysées

L'analyse des courbes montre une dégradation nettement plus marquée dans le modèle sans succion lorsque la cohésion imposée est faible. À $c_{eq} = 1$ kPa, la chute du facteur de sécurité reflète la perte de résistance apparente en l'absence de contraintes capillaires. Une valeur de $c_{eq} = 3$ kPa atténue partiellement cette dégradation, sans atteindre le niveau de stabilité du modèle avec succion. À $c_{eq} = 5$ kPa, le FS_{min} se rapproche de celui du modèle non saturé : cette valeur constitue une bonne approximation de la cohésion équivalente pour le sable.

Tableau 6.2 Effet de la cohésion imposée sur le facteur de sécurité minimal (Sable)

Sable	Cohésion imposée	FS_{min}	Temps du FS_{min} (h)
Avec succion	$c_{eq} = 0$	0,879	12
Sans succion	$c_{eq} = 1$	0,617	15
Sans succion	$c_{eq} = 3$	0,770	15
Sans succion	$c_{eq} = 5$	0,888	15

6.4 Application au silt

L'analyse a été étendue au silt afin d'évaluer la pertinence de l'approche simplifiée pour un matériau fin caractérisé par une faible perméabilité et une réponse hydromécanique fortement couplée aux phénomènes de drainage transitoire. Compte tenu des caractéristiques propres au silt, les valeurs de cohésion équivalente testées sont plus faibles que celles retenues pour le gravier et le sable :

- $c_{eq} = 0,5$ kPa ;
- $c_{eq} = 0,7$ kPa ;
- $c_{eq} = 0,8$ kPa.

La figure 6.3 présente l'évolution du facteur de sécurité $FS(t)$ pour le silt dans les différentes configurations analysées.

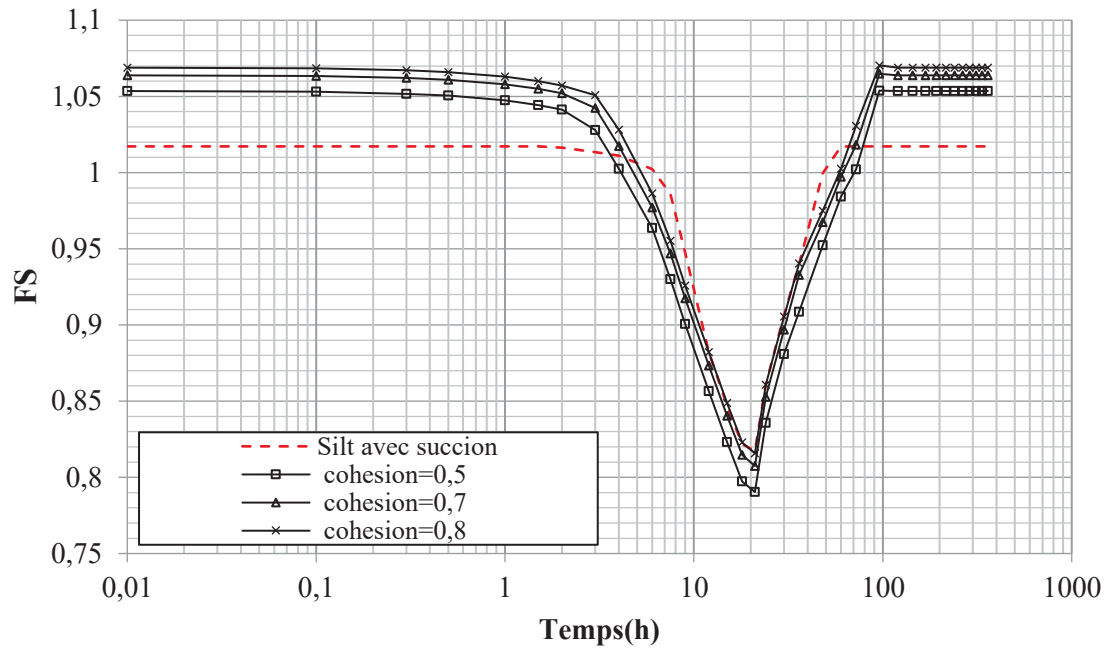


Figure 6.3 Évolution du facteur de sécurité pour le silt dans les différentes configurations analysées

Pour le silt, la diminution du facteur de sécurité se fait de façon plus progressive que pour les matériaux grossiers, traduisant un comportement contrôlé par l'évolution lente des pressions interstitielles. La faible conductivité hydraulique du silt ralentit la dissipation des pressions dans la phase transitoire, d'où la cinétique de dégradation observée (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Cui et Delage, 1996). Pour les matériaux fins, la stabilité sous infiltration dépend davantage des mécanismes d'écoulement et de redistribution hydraulique que de la succion elle-même (Maknoon, 2016). Le tableau 6.3 présente les valeurs minimales du facteur de sécurité et les temps critiques correspondants.

Tableau 6.3 Valeurs minimales du facteur de sécurité et les temps critiques correspondants (Silt)

Silt	Cohésion imposée	$FS_{\min}$	Temps du $FS_{\min}$ (h)
Avec succion	$c_{eq} = 0$	0,817	21
Sans succion	$c_{eq} = 0,5$	0,79	21
Sans succion	$c_{eq} = 0,7$	0,807	21
Sans succion	$c_{eq} = 0,8$	0,816	21

Les résultats montrent que l'écart entre les configurations avec et sans succion demeure faible pour le silt. Une cohésion équivalente de $c_{eq} = 0,8$ kPa permet de reproduire de manière satisfaisante la valeur minimale du facteur de sécurité obtenue dans le modèle non saturé.

6.5 Sommaire et observations

L'analyse des trois matériaux étudiés montre que la cohésion équivalente nécessaire pour reproduire les effets stabilisateurs de la succion matricielle varie en fonction des caractéristiques hydromécaniques propres à chaque matériau. L'absence de succion provoque une réduction importante de la stabilité transitoire du gravier et du sable. Dans ces deux cas, une cohésion équivalente de $c_{eq} = 5$ kPa est nécessaire pour reproduire de manière satisfaisante le $FS_{\min}$ observé dans le modèle non saturé.

Bien que les granulométries de ces matériaux soient différentes, cette similitude numérique traduit une contribution stabilisatrice globale de la succion comparable dans le contexte hydraulique considéré. Toutefois, les mécanismes hydromécaniques impliqués diffèrent, le sable présentant une sensibilité plus marquée aux changements de l'état de saturation. Pour le silt, en revanche, l'écart entre les réponses avec et sans succion est relativement faible.

Ces valeurs de cohésion équivalente ont été calibrées spécifiquement pour la géométrie et les conditions hydriques du cas de référence étudié dans ce mémoire ($\beta = 37^\circ$, nappe à 1 m). Leur généralisation à d'autres configurations géométriques ou d'autres matériaux devrait faire l'objet d'une validation au cas par cas, la cohésion équivalente n'étant pas une propriété intrinsèque du matériau mais un paramètre de calage dépendant du contexte hydromécanique analysé.

Une cohésion équivalente de $c_{eq} = 0,8$ kPa suffit à reproduire le FS_{min} du modèle non saturé, ce qui confirme que la stabilité transitoire est principalement contrôlée par la dissipation progressive des pressions interstitielles plutôt que par l'effet direct de la succion matricielle. Ces résultats montrent que le modèle de cohésion équivalente est une simplification appropriée pour modéliser la réponse globale de stabilité, dont l'importance est directement liée à la perméabilité et à la nature du matériau.

CHAPITRE 7

DISCUSSION

7.1 Interprétation globale des résultats

Ce mémoire montre bien l'importance du couplage hydromécanique pour la stabilité des empilements granulaires hétérogènes de remblais. Les différentes méthodes utilisées dans cette étude montrent bien que l'on ne peut juger correctement de la stabilité des empilements qu'en combinant les paramètres mécaniques et hydrauliques.

L'analyse de sensibilité montre que, dans des conditions stationnaires, l'angle de frottement interne est le facteur le plus influent sur le coefficient de sécurité, ce qui est en accord avec les théories classiques sur la stabilité des empilements, notamment des talus, basées sur des approches d'équilibre limite, comme la méthode de Bishop (Bishop, 1955), qui montre que la résistance au cisaillement est fortement conditionnée par le terme de friction.

L'analyse probabiliste conduite tout au long du présent mémoire, montre clairement l'influence des paramètres géotechniques sur la répartition des facteurs de sécurité. Les écarts relevés entre les résultats, soulignent que l'usage de valeurs moyennes a tendance à surestimer la stabilité réelle, ce qui rejoint les conclusions de l'étude de Phoon et Kulhawy (2011) portant sur la variabilité du domaine géotechnique.

7.2 Influence des conditions hydriques et de la succion

L'analyse des résultats des différentes analyses transitoires montre que la stabilité est principalement gouvernée par les conditions d'humidité. Dans les conditions non saturées, la succion matricielle participe de façon significative à l'augmentation de la résistance au cisaillement, comme cela a été observé dans plusieurs modèles de mécanique des sols non

saturés (Fredlund et al., 2012). Ce phénomène provoque une augmentation temporaire de la cohésion apparente et permet ainsi d'améliorer la stabilité du talus. En revanche, lors des épisodes pluvieux, la succion diminue progressivement sous l'effet de l'infiltration, ce qui entraîne une réduction de la résistance mobilisable.

D'autres travaux sur les glissements de terrain vont dans le même sens. L'infiltration fait monter les pressions interstitielles et déclenche les instabilités (Li et al., 2022). La baisse des contraintes effectives qui suit fait chuter le facteur de sécurité de façon marquée.

7.3 Rôle des propriétés hydrauliques

Les différences entre les matériaux étudiés (gravier, sable et silt) tiennent surtout à des caractéristiques hydrauliques qui varient selon leur granulométrie. Tandis que les matériaux fins assurent une transition plus progressive entre les états saturé et non saturé, tout en présentant une meilleure capacité de rétention en eau, les matériaux grossiers se désaturent rapidement et disposent d'une capacité de rétention en eau plus limitée.

La relation entre la succion, la saturation et la conductivité hydraulique sert de base aux modèles de rétention et de conductivité hydraulique en milieu non saturé. C'est précisément pour expliquer ce comportement des matériaux que van Genuchten (1980) et Mualem (1976) ont développé leurs modèles respectifs, devenus des références incontournables dans la caractérisation hydromécanique des sols.

Le développement de zones plus humides au sein des matériaux fins, accompagné d'une élévation des pressions interstitielles, constitue un phénomène particulièrement marqué dans les remblais hétérogènes. Dans ce type d'ouvrages, la présence de matériaux de granulométrie contrastée favorise cette redistribution locale de l'eau et des états hydriques. Ce comportement est dû à la diminution importante de la conductivité hydraulique lors de la désaturation, ce qui modifie directement les mécanismes d'infiltration et en réduit l'efficacité globale.

7.4 Effet de l'hétérogénéité des remblais

Les limites respectives des approches sans succion et par cohésion équivalente révèlent des divergences fondamentales dans la modélisation du comportement des remblais en conditions partiellement saturées. Si la première se distingue par son caractère conservateur, elle ne parvient pas pour autant à restituer fidèlement la réponse hydromécanique réelle de ces matériaux ; la seconde, bien qu'elle offre une simplification commode de la représentation des effets globaux de la succion, se montre insuffisante dès lors que l'analyse porte sur des situations transitoires. C'est bien cet examen comparatif qui montre à quel point ces méthodes de modélisation divergent, et combien il importe de choisir une approche adaptée.

L'approche explicite se distingue des autres méthodes de modélisation de la succion par sa capacité à reproduire fidèlement les mécanismes de déstabilisation induits par l'infiltration ainsi que l'évolution dans le temps de la stabilité, comme le montrent les travaux de référence en mécanique des sols non saturés (Fredlund et al., 2012 ; Vanapalli et al., 1996). Cette supériorité descriptive provient de l'intégration directe de la succion dans la formulation de la résistance au cisaillement, ce qui en fait l'approche la plus rigoureuse d'un point de vue physique.

7.5 Apport de l'analyse probabiliste

Cette section met en évidence l'apport de l'analyse probabiliste par rapport à l'approche déterministe, en commençant par les simulations Monte Carlo réalisées en conditions homogènes.

7.5.1 Simulations Monte Carlo en conditions homogènes

Un des résultats les plus marquants de ce mémoire tient justement à ça : des configurations que l'analyse déterministe juge stables cachent en réalité une probabilité de rupture non négligeable. C'est exactement ce que l'approche probabiliste permet de voir, et que l'approche déterministe ne peut pas montrer, puisqu'elle prend en compte la variabilité réelle des paramètres géotechniques plutôt qu'une seule valeur moyenne. Pour des matériaux aussi variables que les remblais granulaires hétérogènes (Phoon et Kulhawy, 2011), c'est un argument fort en faveur de l'analyse probabiliste, pas seulement un choix méthodologique parmi d'autres.

7.5.2 Prise en compte de la variabilité spatiale

La figure 7.1 illustre une réalisation probabiliste présentant $FS = 0,884 < 1$ pour $\beta = 37^\circ$, obtenue à partir de 5 000 simulations Monte Carlo avec variabilité spatiale. La distribution spatiale de la cohésion c' montre des zones de faible cohésion concentrées dans la zone de rupture, tandis que la distribution de l'angle de frottement interne ϕ' révèle une zone localisée de faible ϕ' au pied du talus, coïncidant précisément avec la surface de rupture critique. Ce résultat illustre le mécanisme par lequel une combinaison défavorable de propriétés localement réduites peut conduire à une rupture même lorsque les paramètres moyens indiquent une stabilité satisfaisante. Ce mécanisme est cohérent avec l'événement réel observé sur le site de Montréal (figure 1.1), où la rupture est survenue dans un contexte de variabilité spatiale élevée des matériaux granulaires hétérogènes.

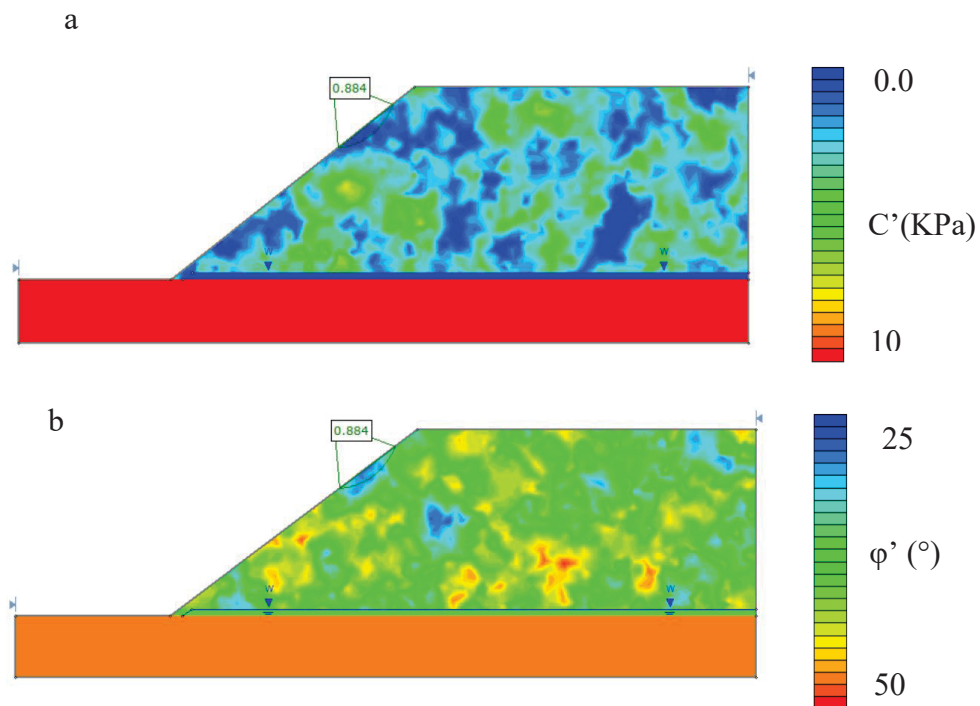


Figure 7.1 Graine probabiliste présentant $FS < 1$ pour $\beta = 37^\circ$. Variabilité spatiale de (a) la cohésion c' (kPa) et (b) l'angle de frottement interne ϕ' ($^\circ$). La variabilité spatiale simulée génère une faible cohésion associée à un angle de frottement élevé dans la zone de rupture (Slide2, Rocscience, 2024)

7.6 Implications pour la conception et la gestion

La vulnérabilité des empilements granulaires aux épisodes pluvieux constitue le constat central qui oriente les recommandations de ce mémoire. La détérioration rapide de la stabilité sous l'effet des infiltrations impose une prise en compte explicite des conditions hydriques transitoires dans toute évaluation de stabilité de ces ouvrages. Cette exigence se décline à travers quatre axes d'intervention complémentaires :

- D'une part, la prise en compte des conditions hydriques transitoires dans les analyses de stabilité, couplée à une modélisation probabiliste de la variabilité des paramètres

géotechniques, permet de rendre compte de la complexité réelle du comportement de ces matériaux ;

- D'autre part, l'amélioration des systèmes de drainage constitue une mesure préventive essentielle pour limiter l'accumulation d'eau au sein des empilements ;
- Par ailleurs, un contrôle rigoureux de la distribution granulométrique s'avère nécessaire afin de réduire la proportion de zones enrichies en particules fines, à l'origine de pressions interstitielles élevées ;
- Enfin, l'adoption de pentes modérées contribue à atténuer la vulnérabilité de ces ouvrages aux fluctuations hydriques.

Ces recommandations découlent directement des résultats obtenus et visent à fournir des orientations concrètes pour une gestion plus sûre des empilements granulaires en contexte de carrières actives.

7.7 Limites et perspectives

L'intégration de modélisations tridimensionnelles, d'un couplage hydromécanique plus sophistiqué et de données expérimentales de terrain représente la voie naturelle de prolongement des travaux conduits dans ce mémoire. Ces perspectives s'articulent directement aux limites inhérentes à la démarche adoptée : le choix d'une modélisation bidimensionnelle, bien que justifié par les contraintes de l'étude, ne permet pas de rendre compte de certains phénomènes propres aux géométries complexes, lesquels requièrent une représentation tridimensionnelle pour être fidèlement modélisés. De même, plusieurs hypothèses simplificatrices relatives notamment à l'homogénéité des matériaux et aux conditions hydriques ont été formulées afin de circonscrire le domaine d'analyse, au prix d'une représentation nécessairement partielle de la réalité. Bien que ces limites soient inhérentes à tout travail de modélisation de cette nature, elles ne réduisent pas la portée des contributions apportées, mais en définissent le cadre de validité.

CONCLUSION

La stabilité des empilements de remblais granulaires hétérogènes situés à proximité de carrières en activité pose un problème de sécurité que les approches classiques peinent à traiter dans toute sa complexité. La variabilité interne des matériaux qui composent ces ouvrages, combinée aux variations des conditions hydriques auxquelles ils sont soumis, crée des situations évolutives difficiles à appréhender sans outils d'analyse appropriés. C'est dans ce cadre que ce mémoire a mené une investigation numérique en deux dimensions sous Slide2, organisée autour de trois axes complémentaires :

- Une analyse de sensibilité en conditions statiques ;
- Une évaluation probabiliste ;
- Et des simulations transitoires sous chargement pluvieux.

L'analyse de sensibilité a établi une hiérarchie claire entre les paramètres géotechniques en fonction de leur effet sur le facteur de sécurité. L'angle de frottement interne s'est révélé le paramètre le plus déterminant, suivi de la cohésion apparente et de l'angle de pente, le poids volumique sec n'ayant qu'une influence secondaire. Cette hiérarchie a une portée directement utile pour les ingénieurs : elle indique où concentrer les efforts de caractérisation géotechnique pour que les résultats d'une analyse de stabilité soient réellement représentatifs. L'évaluation probabiliste par la méthode de Monte Carlo a prolongé cette démarche en quantifiant l'incertitude associée aux paramètres d'entrée. Elle a produit une distribution complète du facteur de sécurité et une estimation de la probabilité de rupture, deux informations inaccessibles dans un cadre purement déterministe. Ces résultats confirment qu'une valeur unique du facteur de sécurité ne suffit pas à caractériser la fiabilité d'un empilement, et que la variabilité naturelle des matériaux doit être intégrée dans toute évaluation rigoureuse (Majdanishabestari, 2023 ; Aubertin et Aubertin, 2026).

Les simulations transitoires ont formé le cœur analytique de ce travail. Elles ont montré que la succion matricielle apporte une contribution stabilisatrice réelle dans les matériaux non saturés, mais que cet apport est fragile et dépendant des conditions en place (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Lu et Likos, 2004). Lors d'un épisode pluvieux, la progression du front d'humidification réduit progressivement cette réserve de résistance, entraînant une baisse du facteur de sécurité qui peut survenir avec un décalage temporel par rapport au pic de précipitation (Rahardjo et al., 2007). La comparaison entre le gravier, le sable et le silt a mis en évidence des comportements bien distincts. Le gravier réagit rapidement à l'infiltration mais retrouve sa stabilité tout aussi vite grâce à son bon drainage ; le sable traverse une période d'instabilité plus longue avant de se stabiliser ; le silt, grâce à sa plus grande capacité de rétention, montre une résistance à la déstabilisation plus marquée (Maknoon, 2016 ; Aubertin et al., 2025). Ces différences confirment que la nature granulométrique des matériaux joue un rôle central dans l'évaluation du risque de rupture sous pluie et que chaque type de matériau doit être traité selon ses propriétés propres.

Ce mémoire propose également une contribution d'ordre pratique : une méthode de calage d'une cohésion équivalente, permettant de reproduire les effets de la succion dans des logiciels qui ne disposent pas de module non saturé dédié. Cette approche fournit une solution tangible et physiquement cohérente aux praticiens désireux d'inclure le comportement non saturé dans leurs analyses sans avoir à changer d'environnement logiciel.

En définitive, ce travail rappelle qu'un empilement granulaire ne peut pas être considéré comme stable sur la seule base de paramètres mécaniques statiques. Les épisodes de fortes précipitations représentent une sollicitation à part entière que les pratiques de conception et de surveillance doivent traiter explicitement. Les suites naturelles de cette recherche s'orientent vers une modélisation en trois dimensions, la simulation de cycles répétés de saturation et de drainage, et la confrontation des résultats numériques à des mesures de terrain pour en renforcer la validité.

RECOMMANDATIONS

Les résultats de cette investigation numérique conduisent à formuler plusieurs recommandations concrètes à l'intention des ingénieurs, des gestionnaires de carrières et des praticiens responsables de la conception et du suivi des empilements de remblais granulaires.

L'analyse de sensibilité a montré que l'angle de frottement interne est le paramètre qui influence le plus le facteur de sécurité. Il est donc conseillé de lui accorder une attention prioritaire lors des campagnes de caractérisation, en s'appuyant sur des essais de cisaillement direct ou triaxiaux réalisés sur des échantillons représentatifs des matériaux en place, plutôt que sur des valeurs génériques tirées de la littérature. La cohésion apparente, bien que moins prépondérante, mérite également d'être mesurée avec soin dans les matériaux à granulométrie fine, où sa valeur peut changer sensiblement selon l'état hydrique du remblai.

Parmi les leviers disponibles pour améliorer la stabilité globale d'un empilement, la réduction de l'angle de talus est celui qui produit les effets les plus significatifs. Pour les remblais à dominante sableuse, un angle n'excédant pas 35° apparaît prudent, par extrapolation des tendances observées lors des analyses de sensibilité et transitoires, afin de maintenir un facteur de sécurité satisfaisant même lors de pluies intenses. Pour les remblais graveleux, dont la capacité de drainage permet une récupération rapide après un épisode pluvieux, un angle un peu plus élevé peut être accepté, à condition de mettre en place un dispositif de surveillance adapté.

Les simulations transitoires ont clairement établi que la succion matricielle ne constitue pas une réserve de résistance permanente. Sa perte progressive lors d'un épisode pluvieux peut amener un empilement apparemment stable en conditions sèches à des niveaux de sécurité critiques. Concevoir un ouvrage en comptant sur cet apport de manière durable serait donc une

erreur. Toute analyse de stabilité devrait inclure un scénario de pluie intense calibré sur les périodes de retour propres à la région concernée.

Par ailleurs, la mise en place d'un drainage efficace en pied de talus est fortement conseillée. Un tel dispositif limite la formation d'une zone saturée à la base de l'empilement, qui constitue l'un des facteurs les plus déstabilisants identifiés dans cette étude. Son installation peut réduire significativement la probabilité de rupture sans nécessiter de modifier la géométrie de l'ouvrage.

La méthode de cohésion équivalente développée dans ce mémoire représente une option pratique pour les praticiens dont les logiciels ne disposent pas de module non saturé intégré. Elle peut être appliquée à d'autres configurations géométriques et granulométriques, sous réserve d'une validation préalable sur un cas de référence disposant de données mesurées sur le terrain. Une certaine prudence s'impose cependant dans les matériaux à forte capacité de rétention, où les effets de la succion sont plus marqués et leur variabilité plus difficile à encadrer.

L'analyse probabiliste par Monte Carlo devrait par ailleurs être systématiquement intégrée dans les études portant sur des empilements de grande hauteur ou situés à proximité d'infrastructures sensibles. Elle permet d'évaluer le risque de rupture de façon plus complète qu'une approche déterministe et facilite la transmission des résultats à des interlocuteurs non spécialistes.

Conformément aux bonnes pratiques usuelles en géotechnique, les empilements dépassant une vingtaine de mètres devraient être munis de piézomètres pour suivre l'évolution de la nappe et des pressions interstitielles, surtout après de fortes pluies. Ce suivi peut être complété par des mesures de déplacement de surface, notamment à l'aide d'inclinomètres ou de relevés par drone, afin de détecter rapidement toute déformation.

La stabilité devrait aussi être réévaluée périodiquement lors de toute modification de la géométrie, de changement de matériaux ou d'événement hydrologique exceptionnel. La

stabilité d'un empilement granulaire doit donc être considérée comme une condition à surveiller en continu tout au long de la vie de l'ouvrage.

ANNEXE I

RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES DES ANALYSES DE SENSIBILITÉ

Cette annexe présente les valeurs numériques complètes du facteur de sécurité (FS) obtenues lors de l'analyse de sensibilité du chapitre 4, pour chacun des quatre paramètres étudiés individuellement : la cohésion apparente (c'), l'angle de frottement interne (ϕ'), le poids volumique sec (γ) et l'angle de pente (β). Ces valeurs complètent les figures 4.2 à 4.9 présentées au corps du texte, où seules les tendances graphiques étaient illustrées.

Tableau-A I-1 Facteur de sécurité en fonction de la cohésion apparente c' ($\beta = 37^\circ$, autres paramètres aux valeurs de référence du tableau 4.1)

c' (kPa)	0	2	3	7
FS	1,017	1,125	1,16	1,277

La régression linéaire associée est $y = 0,0358x + 1,0372$ ($R^2 = 0,9703$), confirmant la relation quasi linéaire discutée à la section 4.4.1.

Tableau-A I-2 Facteur de sécurité en fonction de la cohésion apparente c' ($\beta = 37^\circ$, autres paramètres aux valeurs de référence du tableau 4.1)

ϕ' (°)	29	35	37	45
FS	0,878	1,084	1,16	1,506

La régression linéaire associée est $y = 0,0395x - 0,2835$ ($R^2 = 0,9954$). Cette pente est la plus prononcée des quatre paramètres testés, ce qui appuie la conclusion de la section 4.4.5 selon laquelle ϕ' exerce l'influence la plus marquée sur le facteur de sécurité.

Tableau-A I-3 Facteur de sécurité en fonction du poids volumique sec γ (autres paramètres aux valeurs de référence du tableau 4.1)

γ (kN/m^3)	16	18	20	24
<i>FS</i>	1,184	1,171	1,16	1,148

La régression linéaire associée est $y = -0,0044x + 1,2518$ ($R^2 = 0,9623$), confirmant l'effet inverse et modéré de γ sur la stabilité.

Tableau-A I-4 Facteur de sécurité en fonction du poids volumique sec γ (autres paramètres aux valeurs de référence du tableau 4.1)

β (°)	35	37	43	45
<i>FS</i>	1,239	1,16	1,056	0,953

La régression linéaire associée est $y = -0,0355x + 2,4791$ ($R^2 = 0,9992$). Le coefficient de détermination le plus élevé des quatre analyses confirme le caractère quasi linéaire de la dégradation du facteur de sécurité avec l'augmentation de l'inclinaison du talus.

ANNEXE II

DÉTAILS DE L'ANALYSE PROBABILISTE

Cette annexe présente les paramètres aléatoires et les indicateurs de fiabilité complémentaires appuyant l'analyse probabiliste Monte Carlo du chapitre 4, pour les deux angles de talus étudiés ($\beta = 37^\circ$ et $\beta = 43^\circ$).

II.1 Paramètres aléatoires retenus

Tableau-A II-1 Paramètres aléatoires de l'analyse probabiliste, moyennes, écarts-types et lois associées

Paramètre	Notation	Moyenne	Écart-type	Type de loi
Angle de frottement (matériau fin)	φ'	32°	3°	Normale
Angle de frottement (matériau grossier)	φ'	38°	3°	Normale
Cohésion (matériau fin)	c'	5 kPa	2,5 kPa	Lognormale
Cohésion (matériau grossier)	c'	0 kPa	—	Déterministe
Poids volumique sec (moyen)	γ_d	19 kN/m ³	1,1 kN/m ³	Normale
Angle de talus	β	37°	2°	Normale

Le choix des lois de probabilité associées à chaque paramètre repose sur des considérations à la fois physiques et empiriques. La cohésion du matériau fin c' est modélisée par une loi lognormale plutôt que normale, afin d'assurer la positivité du paramètre lors des tirages aléatoires : la cohésion étant une grandeur strictement positive, une loi normale pourrait générer des valeurs négatives, physiquement inadmissibles, en raison du coefficient de

variation relativement élevé de ce paramètre (50 %). Phoon et Kulhawy (1999) recommandent d'ailleurs cette même approche pour les paramètres de résistance au cisaillement présentant une forte variabilité et devant rester strictement positifs. L'angle de frottement ϕ' , dont le coefficient de variation est plus faible, demeure modélisé par une loi normale, conformément à la pratique courante en analyse probabiliste géotechnique.

II.2 Indicateurs probabilistes de stabilité, $\beta = 37^\circ$ (5 000 simulations Monte Carlo)

Tableau-A II-2 Facteur de sécurité, probabilité de rupture et indices de fiabilité

Indicateur	Valeur
Facteur de sécurité déterministe	1,16
Facteur de sécurité moyen, $F\bar{S}$	1,128
Probabilité de rupture, P_f	1,90%
Indice de fiabilité (loi normale)	2,165
Indice de fiabilité (loi log-normale)	2,274

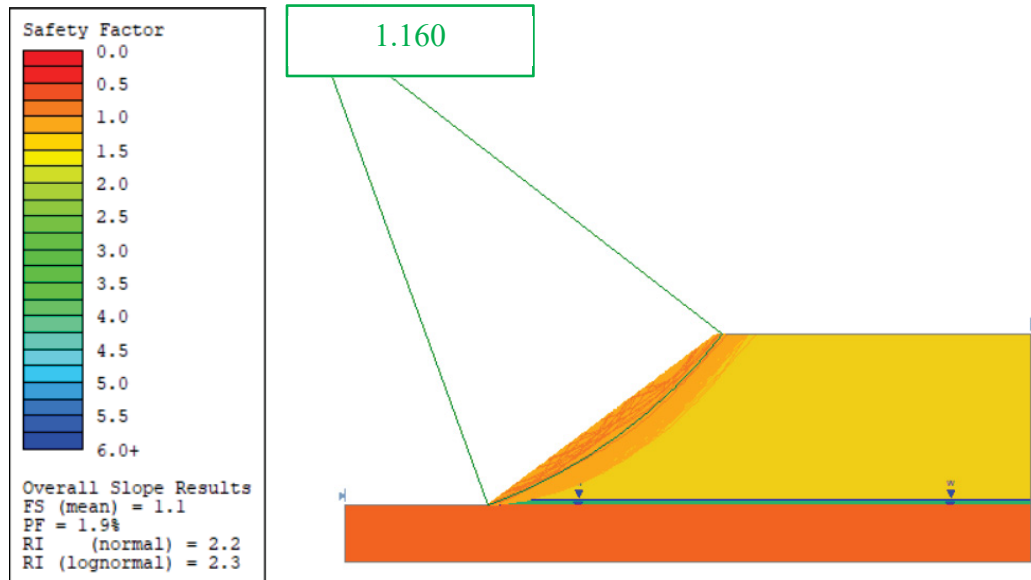


Figure-A II-1 Surface de rupture critique et résultats probabilistes intégrés pour $\beta = 37^\circ$, FS moyen = 1,128, $P_f = 1,900\%$, $RI = 2,165$ (normale) / 2,274 (log-normale) (Slide2, Rocscience, 2024)

II.3 Indicateurs probabilistes de stabilité, $\beta = 43^\circ$ (5 000 simulations Monte Carlo)

Tableau-A II-3 Facteur de sécurité, probabilité de rupture et indices de fiabilité

Indicateur	Valeur
Facteur de sécurité déterministe	0,953
Facteur de sécurité moyen, $F\bar{S}$	0,935
Probabilité de rupture, P_f	90,24%
Indice de fiabilité (loi normale)	-1,320
Indice de fiabilité (loi log-normale)	-1,304

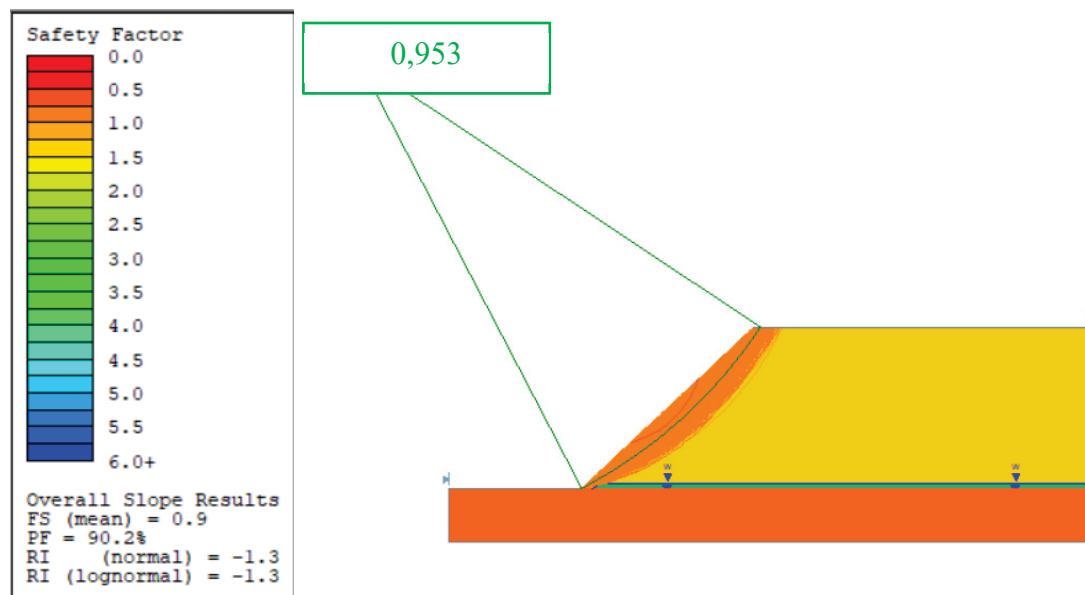


Figure-A II-2 Surface de rupture critique et résultats probabilistes intégrés pour $\beta = 43^\circ$, FS moyen = 0,935, Pf = 90,240 %, RI = -1,320 (normale) / -1,304 (log-normale) (Slide2, Rocscience, 2024)

ANNEXE III

RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES DES ANALYSES TRANSITOIRES

Cette annexe présente l'ensemble des résultats détaillés des analyses transitoires de stabilité effectuées sur les trois matériaux étudiés (gravier, sable, silt) selon les trois approches de modélisation de la succion décrites au chapitre 5 : l'absence de prise en compte de la succion, l'intégration de la succion par une cohésion apparente équivalente c'_{eq} , et la détermination continue de ϕ^b à partir de la courbe de rétention via l'option « Use water content function to determine Phi b » de Slide2. Pour chaque matériau et chaque approche, l'évolution temporelle du facteur de sécurité est présentée sous forme de tableau, couvrant l'ensemble de la période simulée (de $t = 0$ à $t = 360$ h). Ces données complètent les résultats représentatifs déjà discutés au chapitre 5 (voir notamment la Figure 5.10) et permettent au lecteur de vérifier l'ensemble des valeurs numériques obtenues pour les trois matériaux. Une synthèse comparative des facteurs de sécurité minimaux, présentée à la section III.4, résume les résultats de cette annexe sous forme de tableau et de diagramme à barres.

III.1 Cas sans succion : facteur de sécurité pour les trois matériaux

Cette section présente l'évolution temporelle du facteur de sécurité pour les trois matériaux étudiés (gravier, sable, silt) lorsque l'effet de la succion n'est pas pris en compte dans l'analyse ($c' = 0$, $\varphi^b = 0$).

Tableau-A III-1 Facteur de sécurité en fonction du temps pour le cas sans succion (voir tableau de données complet)

Temps (h)	FS Gravier	FS Sable	FS Silt
0	1,017	1,017	1,017
0,01	0,950	1,017	1,017
0,1	0,689	1,017	1,017
0,3	0,624	1,017	1,017
0,5	0,614	1,017	1,017
1	0,634	0,982	1,015
1,5	0,687	0,893	1,011
2	0,726	0,835	1,007
3	0,815	0,736	0,989
4	0,872	0,657	0,963
6	0,953	0,585	0,921
7,5	1,002	0,558	0,889
9	1,017	0,542	0,860
12	1,017	0,529	0,815
15	1,017	0,526	0,782
18	1,017	0,530	0,756
21	1,017	0,539	0,750
24	1,017	0,550	0,795
30	1,017	0,571	0,839
36	1,017	0,599	0,867
48	1,017	0,627	0,905
60	1,017	0,643	0,937
72	1,017	0,684	0,963
96	1,017	0,702	1,017
120	1,017	0,718	1,017
144	1,017	0,748	1,017
168	1,017	0,773	1,017
192	1,017	0,795	1,017
216	1,017	0,810	1,017
240	1,017	0,827	1,017
264	1,017	0,836	1,017
288	1,017	0,853	1,017
312	1,017	0,871	1,017
336	1,017	0,887	1,017
360	1,017	0,903	1,017

III.2 Cas avec succion : facteur de sécurité pour les trois matériaux

Cette section présente les résultats obtenus en intégrant l'effet de la succion par le biais d'une cohésion apparente équivalente c'_{eq} intégrée au critère de Mohr-Coulomb classique (voir section 2.6.2).

Tableau-A III-2 Facteur de sécurité en fonction du temps pour le cas avec succion (cohésion apparente équivalente) (voir tableau de données complet)

Temps (h)	FS Gravier	FS Sable	FS Silt
0	1,017	1,017	1,017
0,01	1,017	1,017	1,017
0,1	1,017	1,017	1,017
0,3	1,017	1,017	1,017
0,5	1,004	1,017	1,017
1	0,978	1,017	1,017
1,5	0,968	1,017	1,017
2	0,976	1,017	1,016
3	0,998	0,992	1,013
4	1,002	0,940	1,011
6	1,017	0,904	1,002
7,5	1,017	0,890	0,986
9	1,017	0,883	0,947
12	1,017	0,879	0,882
15	1,017	0,887	0,847
18	1,017	0,908	0,822
21	1,017	0,937	0,817
24	1,017	0,977	0,861
30	1,017	0,997	0,907
36	1,017	1,003	0,940
48	1,017	1,015	1,000
60	1,017	1,017	1,017
72	1,017	1,017	1,017
96	1,017	1,017	1,017
120	1,017	1,017	1,017
144	1,017	1,017	1,017
168	1,017	1,017	1,017
192	1,017	1,017	1,017
216	1,017	1,017	1,017
240	1,017	1,017	1,017
264	1,017	1,017	1,017
288	1,017	1,017	1,017
312	1,017	1,017	1,017
336	1,017	1,017	1,017
360	1,017	1,017	1,017

III.3 Cas avec l'option Phi b : facteur de sécurité pour les trois matériaux

Cette section présente les résultats obtenus avec l'option « *Use water content function to determine Phi b* » de Slide2, qui détermine ϕ^b de façon continue à partir de la courbe de rétention de chaque matériau, selon la méthode de Vanapalli et al. (1996) (voir section 5.4.3).

Tableau-A III-3 Facteur de sécurité en fonction du temps pour le cas avec l'option Phi b
(voir tableau de données complet)

Temps (h)	FS Gravier	FS Sable	FS Silt
0	1,017	1,017	1,017
0,01	1,010	1,043	1,018
0,1	0,777	1,082	1,018
0,3	0,751	1,099	1,017
0,5	0,799	1,110	1,017
1	0,839	1,128	1,017
1,5	0,870	1,126	1,017
2	0,898	1,082	1,017
3	0,949	1,033	1,016
4	0,988	0,991	1,014
6	1,045	0,938	1,009
7,5	1,086	0,914	1,001
9	1,122	0,922	0,996
12	1,240	0,905	0,976
15	1,276	0,897	0,949
18	1,291	0,898	0,923
21	1,296	0,906	0,969
24	1,300	0,921	1,039
30	1,307	0,937	1,072
36	1,312	0,946	1,081
48	1,319	0,955	1,069
60	1,323	0,961	1,064
72	1,326	0,964	1,061
96	1,329	0,969	1,064
120	1,330	0,970	1,089
144	1,331	0,971	1,090
168	1,331	0,973	1,098
192	1,332	0,977	1,101
216	1,332	0,984	1,110
240	1,333	0,989	1,129
264	1,333	0,996	1,133
288	1,334	1,001	1,136
312	1,334	1,007	1,140
336	1,335	1,014	1,142
360	1,335	1,026	1,145

III.4 Synthèse comparative

Le Tableau-A III-4 résume le facteur de sécurité minimal ($FS_{\min}$) obtenu pour chaque matériau selon les trois approches de modélisation, ainsi que le temps t (h) auquel ce minimum survient.

Tableau-A III-4 Facteur de sécurité minimal et temps critique associé, selon le matériau et l'approche de modélisation

Matériau	Sans succion $FS_{\min}$ (t)	Avec succion $FS_{\min}$ (t)	Avec Phi b $FS_{\min}$ (t)
Gravier	0,614 (0,5 h)	0,968 (1,5 h)	0,751 (0,3 h)
Sable	0,526 (15 h)	0,883 (9 h)	0,897 (15 h)
Silt	0,750 (21 h)	0,817 (21 h)	0,923 (18 h)

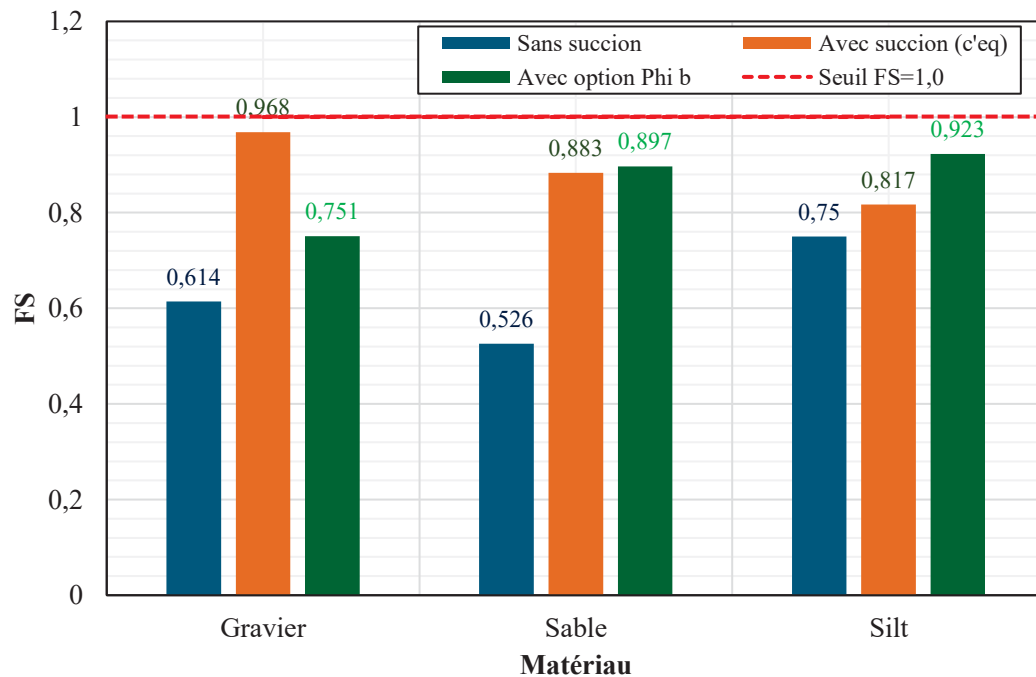


Figure-A III-1 Comparaison du facteur de sécurité minimal selon le matériau et l'approche de modélisation de la succion

ANNEXE IV

DÉTERMINATION DE LA COHÉSION ÉQUIVALENTE (CH.6)

Cette annexe présente le détail des résultats de l'analyse inverse ayant permis de déterminer la cohésion équivalente c_{eq} à utiliser dans le modèle simplifié sans succion, pour chacun des trois matériaux étudiés (gravier, sable, silt), conformément à la démarche décrite à la section 6.2.

Tableau-A IV-1 Effet de la cohésion imposée sur le facteur de sécurité minimal pour le
gravier

Condition	Cohésion imposée	FS_{min}	Temps du FS_{min} (h)
Avec succion	$c_{eq} = 0$	0,968	1,5
Sans succion	$c_{eq} = 1$ kPa	0,714	0,5
Sans succion	$c_{eq} = 3$ kPa	0,857	0,5
Sans succion	$c_{eq} = 5$ kPa	0,969	0,5

Tableau-A IV-2 Effet de la cohésion imposée sur le facteur de sécurité minimal pour le sable

Condition	Cohésion imposée	FS_{min}	Temps du FS_{min} (h)
Avec succion	$c_{eq} = 0$	0,879	12
Sans succion	$c_{eq} = 1$ kPa	0,617	15
Sans succion	$c_{eq} = 3$ kPa	0,77	15
Sans succion	$c_{eq} = 5$ kPa	0,888	15

Tableau-A IV-3 Effet de la cohésion imposée sur le facteur de sécurité minimal pour le silt

Condition	Cohésion imposée	FS_{min}	Temps du FS_{min} (h)
Avec succion	$c_{eq} = 0$	0,817	21
Sans succion	$c_{eq} = 0,5 \text{ kPa}$	0,79	21
Sans succion	$c_{eq} = 0,7 \text{ kPa}$	0,807	21
Sans succion	$c_{eq} = 0,8 \text{ kPa}$	0,816	21

La cohésion équivalente retenue est $c_{eq} = 5 \text{ kPa}$ pour le gravier et le sable, et $c_{eq} = 0,8 \text{ kPa}$ pour le silt, ces valeurs permettant de reproduire de façon satisfaisante le FS_{min} du modèle hydromécanique non saturé de référence pour chaque matériau (voir section 6.2 pour l'interprétation détaillée).

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Anterrieu, O., M. Chouteau et M. Aubertin. 2010. « Geophysical characterization of the large-scale internal structure of a waste rock pile from a hard rock mine ». *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, vol. 69, n° 4, p. 533-548.
- Aubertin, J. D. 2025. « CTN752 – Section 7 : Digues de rétention avec construction en opération, entreposage de rejets miniers et remblais de construction fins, protection des berges ». Diaporama de cours (PowerPoint), p. 76, École de technologie supérieure, Montréal.
- Aubertin, J. D., et M. Aubertin. 2026. « Probabilistic slope stability analyses of an unsaturated heterogenous stockpile of rockfill and granular soil mixture ». *Geotechnical and Geological Engineering* (sous presse).
- Aubertin, J. D., M. Aubertin et G. Guehong Noah. 2025. « Probabilistic slope stability analyses of an unsaturated heterogeneous rockfill pile located near an urban center ». 4th Pan-American Conference on Unsaturated Soils, Ottawa, Canada.
- Aubertin, M. 2013. « Waste rock disposal to improve the geotechnical and geomechanical stability of piles ». *Proceedings of the 23rd World Mining Congress*, Canadian Institute of Mining, Montréal.
- Aubertin, M., P. Simms et H. Schafer. 2025. « Critical issues for the geoenvironmental and geotechnical management of mine wastes under unsaturated conditions ». Short Course, PanAm-Unsat 2025 (Unsaturated Soils for All Environments), Ottawa, Canada, 22-25 juin.
- Aubertin, M., J. D. Aubertin et N. Wassimi. 2017. « Waste rock inclusions to improve the performance of tailings impoundments: the Canadian Malartic case study ». Dans *Proceedings of the 70th Canadian Geotechnical Conference*, Ottawa, Canada.
- Aubertin, M., M. Mbonimpa, B. Bussière et R. P. Chapuis. 2003. « A model to predict the water retention curve from basic geotechnical properties ». *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 40, n° 6, p. 1104-1122.
- Bear, Jacob. 1972. *Dynamics of fluids in porous media*. New York: American Elsevier.
- Belmahboule, A., et K. Ledra. 2023. « Numerical analysis of slope stability under unsaturated conditions ». *Geotechnical and Geological Engineering*, vol. 41, n° 3, p. 1587-1602.

- Bishop, A. W. 1955. « The use of the slip circle in the stability analysis of slopes ». *Géotechnique*, vol. 5, n° 1, p. 7-17.
- Bussière, B. 2007. « Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches ». *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 44, n° 9, p. 1019-1052. <<https://doi.org/10.1139/T07-040>>.
- Cui, Y. J., et P. Delage. 1996. « Yielding and plastic behaviour of an unsaturated compacted silt ». *Géotechnique*, vol. 46, n° 2, p. 291-311.
- Cui, Y. J., et P. Delage. 2008. « L'eau dans les sols non saturés ». *Techniques de l'Ingénieur*, C 301, p. 1-20.
- Dalce, R. 2018. « Analyse de la stabilité des talus non saturés sous sollicitations hydriques transitoires ». Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal, Montréal.
- Duncan, J. M. 2000. « Factors of safety and reliability in geotechnical engineering ». *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, vol. 126, n° 4, p. 307-316.
- Duncan, J. M., A. L. Buchignani et M. De Wet. 1987. *An Engineering Manual for Slope Stability Studies*. Blacksburg: Department of Civil Engineering, Virginia Polytechnic Institute and State University.
- Duncan, J. M., et S. G. Wright. 2005. *Soil Strength and Slope Stability*. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons.
- El-Ramly, H., N. R. Morgenstern et D. M. Cruden. 2002. « Probabilistic slope stability analysis for practice ». *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 39, n° 3, p. 665-683.
- Fala, O. 2011. « Modélisation numérique des écoulements non saturés dans les structures de stockage de stériles ». Thèse de doctorat, Polytechnique Montréal. Répertoire institutionnel PolyPublie.
- Fellenius, W. 1936. « Calculation of stability of earth dams ». *Transactions of the 2nd Congress of Large Dams*, vol. 4, p. 445-459.
- Fredlund, D. G., N. R. Morgenstern et R. A. Widger. 1978. « The shear strength of unsaturated soils ». *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 15, n° 3, p. 313-321.
- Fredlund, D. G., et H. Rahardjo. 1993. *Soil Mechanics for Unsaturated Soils*. New York: John Wiley & Sons.

- Fredlund, D. G., H. Rahardjo et M. D. Fredlund. 2012. *Unsaturated Soil Mechanics in Engineering Practice*. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons.
- Fredlund, D. G., A. Xing et S. Huang. 1994. « Predicting the permeability function for unsaturated soils using the soil-water characteristic curve ». *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 31, n° 4, p. 533-546.
- Fredlund, M. D., D. G. Fredlund et L. Zhang. 2017. « Moving from 2D to a 3D unsaturated slope stability analysis ». Dans *PanAm Unsaturated Soils 2017*, p. 136-145. ASCE.
- Gitirana, G. F. N., et D. G. Fredlund. 2004. « Soil-water characteristic curve equation with independent properties ». *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, vol. 130, n° 2, p. 209-212.
- Hawley, P. M., et J. Cunniff. 2017. *Guidelines for Mine Waste Dump and Stockpile Design*. Leiden: CRC Press/Balkema.
- Intergovernmental Panel on Climate Change (IPCC). 2021. *Climate Change 2021: The Physical Science Basis. Contribution of Working Group I to the Sixth Assessment Report*. Cambridge: Cambridge University Press.
- Iverson, R. M. 2007. « Uncovering hidden hydrogeologic controls on rainfall-induced landslides ». *EOS Transactions AGU*, vol. 88, n° 6, p. 178-180.
- Janbu, N. 1954. « Stability analysis of slopes with dimensionless parameters ». Thèse de doctorat, Harvard University.
- Lahmira, B., R. Lefebvre, M. Aubertin et B. Bussière. 2016. « Effect of heterogeneity and anisotropy related to the construction method on transfer processes in waste rock piles ». *Journal of Contaminant Hydrology*, vol. 184, p. 35-49.
- Li, X., H. Tang, X. Liu et S. Zhang. 2022. « Effects of rainfall infiltration on slope stability: a review of numerical approaches ». *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, vol. 81, n° 4, p. 1-18.
- Liu, H., K. Kang et Y. Zhou. 2017. « Transient seepage and slope stability analysis under rainfall conditions ». *Computers and Geotechnics*, vol. 91, p. 154-165.
- Lu, N., et W. J. Likos. 2004. *Unsaturated Soil Mechanics*. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons.

- Majdanishabestari, K. 2023. « Slope Stability Analysis of High Waste Rock Piles Constructed by Push/End Dumping Using 2D and 3D FEM Simulations ». Thèse de doctorat, Polytechnique Montréal, Montréal.
- Maknoon, M. 2016. « Slope Stability Analyses of Waste Rock Piles Under Unsaturated Conditions Following Large Precipitations ». Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal, Montréal.
- Maknoon, M., et J. D. Aubertin. 2021. « Water retention and flow behaviour in unsaturated waste rock piles ». *Geotechnical and Geological Engineering*, vol. 39, n° 2, p. 1425-1449.
- Ministère des Transports du Québec (MTQ). 2018. Normes – Ouvrages d'art : Ouvrages géotechniques routiers. Québec: Gouvernement du Québec.
- Morgenstern, N. R., et V. E. Price. 1965. « The analysis of the stability of general slip surfaces ». *Géotechnique*, vol. 15, n° 1, p. 79-93.
- Mualem, Y. 1976. « A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media ». *Water Resources Research*, vol. 12, n° 3, p. 513-522.
- Phoon, K. K., et F. H. Kulhawy. 1999. « Characterization of geotechnical variability ». *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 36, n° 4, p. 612-624.
- Phoon, K. K., et F. H. Kulhawy. 2011. « Assessing reliability of geotechnical engineering ». *Georisk: Assessment and Management of Risk for Engineered Systems and Geohazards*, vol. 5, n° 2, p. 96-104.
- Poaty Bissé, M. 2022. « Modélisation hydromécanique et analyse de stabilité des sols granulaires non saturés ». Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal, Montréal.
- Qiu, P. 2022. « Investigation of waste rock segregation and heterogeneity during disposal using field observation, experimental tests and discrete element simulations ». Thèse de doctorat, Polytechnique Montréal. PolyPublie.
- Rahardjo, H., T. H. Ong, R. B. Rezaei et E. C. Leong. 2007. « Factors controlling instability of homogeneous soil slopes under rainfall ». *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, vol. 133, n° 12, p. 1532-1543.

- Raymond, K., N. Seigneur, D. Su et K. U. Mayer. 2021. « Investigating the influence of structure and heterogeneity in waste rock piles on mass loading rates – a reactive transport modeling study ». *Frontiers in Water*, vol. 3, article 618418.
- Read, J., et P. Stacey. 2023. *Guidelines for Open Pit Slope Design*, 2e éd. Clayton: CSIRO Publishing.
- Richards, L. A. 1931. « Capillary conduction of liquids through porous media ». *Physics*, vol. 1, n° 5, p. 318-333.
- Rocscience. 2024. *Slide2 – 2D Limit Equilibrium Slope Stability Analysis*, version 11.0. Logiciel, Rocscience Inc., Toronto.
- Smith, L., D. L. López, R. Beckie, K. Morin, R. Dawson et W. Price. 1995. *Hydrogeology of Waste Rock Dumps. MEND Associate Project PA-1, rapport final*, Department of Natural Resources Canada.
- Sun, D., X. Zhu et W. Sun. 2016. « Rainfall-induced slope instability mechanism and numerical simulation ». *Geomechanics and Engineering*, vol. 11, n° 5, p. 723-740.
- U.S. Army Corps of Engineers. 2003. *Engineering and design: Slope stability*. EM 1110-2-1902. Department of the Army.
- Vanapalli, S. K., D. G. Fredlund, D. E. Pufahl et A. W. Clifton. 1996. « Model for the prediction of shear strength with respect to soil suction ». *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 33, n° 3, p. 379-392.
- van Genuchten, M. T. 1980. « A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils ». *Soil Science Society of America Journal*, vol. 44, n° 5, p. 892-898.
- Vuilloz, T. 2022. « Étude de la stabilité des remblais granulaires en conditions hydriques variables ». *Mémoire de maîtrise*, École de technologie supérieure, Montréal.
- Wilson, G. W., B. E. Bews et M. J. Gowan. 2000. « The evaluation of co-disposal techniques for sulphidic waste rock and tailings ». *Proceedings of the 5th International Conference on Acid Rock Drainage (ICARD 2000)*, Denver, CO, p. 839-847.
- Wright, S. G., F. H. Kulhawy et J. M. Duncan. 1973. « Accuracy of equilibrium slope stability analysis ». *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, vol. 99, n° 10, p. 783-791.

Zhang, L. L., J. Zhang, L. M. Zhang et W. H. Tang. 2014. « Stability analysis of rainfall-induced slope failure: a review ». Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Geotechnical Engineering, vol. 164, n° 5, p. 299-316.