

**Titre:** Évaluation de la dessiccation, du retrait et de la fissuration de matériaux silteux peu plastiques  
Title: matériaux silteux peu plastiques

**Auteur:** Faustin Saleh Mbemba  
Author:

**Date:** 2010

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Saleh Mbemba, F. (2010). Évaluation de la dessiccation, du retrait et de la fissuration de matériaux silteux peu plastiques [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/480/>  
Citation:

## Document en libre accès dans PolyPublie Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/480/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de recherche:** Michel Aubertin  
Advisors:

**Programme:** Génie minéral  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

**ÉVALUATION DE LA DESSICCATION, DU RETRAIT ET DE LA  
FISSURATION DE MATÉRIAUX SILTEUX PEU PLASTIQUES**

FAUSTIN SALEH MBEMBA

DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES  
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES  
(GÉNIE MINÉRAL)  
DÉCEMBRE 2010

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé

ÉVALUATION DE LA DESSICCATION, DU RETRAIT ET DE LA FISSURATION DE  
MATÉRIAUX SILTEUX PEU PLASTIQUES

présenté par : SALEH MBEMBA Faustin

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

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

M. ZAGURY Gérald, Ph.D., président

M. AUBERTIN Michel, Ph. D., membre et directeur de recherche

M. MBONIMPA Mamert, Ph. D., membre

## DÉDICACE

*A l'Éternel Dieu le tout Puissant pour l'inspiration et pour m'avoir donné la force d'aller jusqu'au bout,*

*À mes parents pour le support, l'encouragement et pour l'élan sur la voie des études et de la curiosité menant à la recherche,*

*À toute ma famille,*

*À tous mes amis et proches.*

## **REMERCIEMENTS**

J'aimerai remercier en un premier temps Monsieur Michel Aubertin, mon directeur de recherche. Sa disponibilité, son savoir, ses conseils judicieux et commentaires ont rendu possible la réalisation de ce mémoire.

Je tiens également à remercier Monsieur Mamert Mbonimpa et Monsieur Robert Chapuis pour leurs disponibilités et échanges constructifs qui ont beaucoup contribué à inspirer les aspects exploités dans ce travail.

Je remercie également la Chaire Industrielle CRSNG Polytechnique – UQAT, à travers ses partenaires, pour le soutien financier.

Je remercie aussi tous mes collègues de "Poly" pour leur disponibilité aux échanges. L'ambiance dans laquelle nous avons évolué tous ensemble a aussi été d'un grand apport moral.

Je remercie enfin tous les proches, amis et frères, pour leurs encouragements.

## RÉSUMÉ

Les sols à granulométrie fine sont souvent caractérisés par une tendance à la contraction volumique lorsque soumis à des succions élevées. La diminution de volume, liée à celle de la teneur en eau, peut se traduire par la formation des fissures de dessiccation.

Les résidus des mines en roches dures sont des matériaux à particules fines, qui sont susceptibles d'interagir avec l'environnement. La gestion efficace des problèmes hydrogéologiques et environnementaux que peuvent poser les dépôts des résidus miniers nécessite une étude de leur comportement lors de la dessiccation, du retrait, et du processus de formation des fissures.

Un certain nombre d'études sur le phénomène de retrait et de fissuration a été réalisé sur des matériaux argileux. Cependant, les propriétés des résidus miniers diffèrent de celles des argiles. Les résidus des mines en roche dures sont classifiés comme des matériaux silteux de faible plasticité. Ce projet vise une meilleure compréhension des facteurs qui influencent les processus de retrait et de fissuration des résidus des mines en roches dures et autres matériaux analogues.

La première phase de cette étude a consisté à effectuer des essais de retrait sur divers résidus ayant des teneurs en eau de mise en place variées. Deux types d'essais de retrait ont été menés : des essais de rétention d'eau en cellule de pression (qui est un type d'essai de retrait contrôlé) et des essais de retrait libre dans des moules d'épaisseurs variables, dans des conditions de température, d'humidité et d'évaporation de laboratoire. Ces moules sont conçus de sorte que l'essai se fasse en condition non drainée ; l'évaporation est le seul processus de perte en eau lors du processus de dessiccation. Ceci permet de produire une situation où le drainage des résidus est insignifiant devant le taux d'évaporation. L'essai de retrait avec les moules se fait aussi sans contraintes frictionnelles ou de cisaillement sur les parois. La comparaison des résultats (entre essais de retrait et essais de rétention d'eau) permet une meilleure caractérisation de la réponse des résidus en phase de désaturation. Les principaux résultats obtenus se traduisent par différentes relations hydrauliques non saturées (dont la courbe de retrait et la courbe de rétention d'eau), avec les paramètres qui en découlent. On a effectué des essais de retrait en considérant différentes teneurs en eau initiales pour chacun des matériaux testés. Les matériaux de base

utilisés pour cette étude sont des résidus provenant de la mine Bulyanhulu en Tanzanie. D'autres résidus miniers ont également été utilisés pour permettre une généralisation des résultats de l'étude. D'autres essais de retrait libre avec ajout des différentes proportions de liant ont aussi été menés afin d'évaluer l'apport du liant sur la déformation du matériau et sur sa rétention d'eau.

La deuxième phase de l'étude a consisté à étudier les conditions qui mènent à l'apparition des fissures de dessiccation. Pour ce faire, des essais de retrait contraint induisant une fissuration ont été effectués en laboratoire. Pour ce type de test, on a utilisé le même montage que celui du retrait libre (sans fissuration), avec une restriction de déplacement à la base visant à provoquer la fissuration des résidus (en limitant le retrait horizontal) afin d'évaluer les conditions critiques qui mènent à cette fissuration. On a ainsi caractérisé la succion critique lors de l'amorce de la fissuration selon la teneur eau  $w$  mesurée. La courbe de rétention d'eau obtenue lors de l'essai de rétention d'eau en cellule de pression est utilisée pour établir cette correspondance.

Un outil numérique est aussi utilisé dans cette étude afin d'évaluer l'évolution du processus de dessiccation et le développement de succions avec le temps dues à la perte en eau. La démarche permet une évaluation du temps à partir duquel le matériau commence à se désaturer. Ce temps est d'une grande importance pour aider à prévenir l'entrée d'air dans les matériaux réactifs (sulfureux), qui pourrait conduire à la formation du drainage minier acide (DMA). Les résultats des simulations numériques sont comparés avec ceux provenant du modèle physique (essais de laboratoire). Cette comparaison a pour objectif de valider le modèle numérique choisi, afin d'envisager son application à une représentation des conditions *in situ*.

Dans la dernière partie de ce travail, les caractéristiques de retrait des différents matériaux testés sont analysées, discutées et utilisées afin d'élaborer un modèle analytique qui puisse nous permettre de prédire les fonctions de retrait des résidus miniers à faible plasticité et des matériaux analogues, sur la base de leurs propriétés physiques (comme la granulométrie et l'indice des vides). Pour cela, le modèle  $MK_d$  a été utilisé, et son application a été étendue au cas des matériaux d'intérêt.

## ABSTRACT

Fine-grained soils are often characterized by a tendency to shrink when subjected to a high suction. The decrease of the specific volume is related to a water content reduction, and this may result in the formation of desiccation cracks.

Tailings from hard rock mines are fine-grained materials that tend to interact with the environment when exposed to natural conditions. The effective management of hydrogeological and environmental issues that may arise from tailings impoundment requires an understanding of their behavior during drying, shrinkage, and cracking.

A number of studies have been carried out on compressible clayey materials to assess their shrinkage behavior. However, the properties of fine-grained tailings classified as low plasticity materials differ from those of clayey soils. This project aims at evaluating the factors that influence the process of desiccation, shrinkage and cracking of low plasticity silts, with an emphasis placed on tailings from hard rock mines.

In the first phase of this study, shrinkage tests were conducted on various tailings. Two main types of shrinkage tests were conducted in the laboratory: water retention tests using a pressure plate apparatus and free shrinkage tests in moulds of varying thicknesses. For the latter, the moulds and procedures were designed so that the tests are conducted with no (or little) drainage of the sample; this makes evaporation the key process that controls water loss during drying. The shrinkage tests are performed on samples resting on a thin plastic film that practically eliminates frictional (shear) stresses on the walls of the mould. Comparing results from shrinkage tests and water retention tests shows a good correlation, while the two combined approaches gives a fairly complete characterization of the response of tailings undergoing desaturation. The main results are presented in the form of different hydrogeotechnical relationships, which include the well known shrinkage curves and the water retention curves, with the resulting characteristic parameters. The shrinkage tests were conducted using different initial water contents to assess the effect of this factor on each tested material, which included the Bulyanhulu mine (Tanzania) tailings (as the reference material) and four other types of tailings. Additional shrinkage tests

were conducted on tailings with a binder to evaluate the contribution of cement on the deformation (shrinkage) and water retention.

A second phase of the study focused on defining the onset of desiccation cracks in relation with the prevailing conditions, by performing restrained desiccation tests. These tests were carried out using the same setup, with the same moulds, as the free shrinkage (no cracking) tests, in which a wire mesh is placed at the bottom. This modification restrains shrinkage and tends to induce cracks by limiting horizontal displacement at the base of the specimen undergoing drying. Once the first crack is initiated, the specimen is weighed to obtain the water content at the onset of cracking. The water retention curve of the material is then used to estimate the critical suction for crack initiation.

A numerical code is also used to simulate the evolution of water content during the drying process and the related development of suction over time. This leads to the definition of the time at which the material begins to desaturate. This time, called the critical air entry time, is very important when there is a need to prevent the entry of air (oxygen) into reactive (sulfur-rich) tailings, to control the formation of acid mine drainage (AMD). The numerical results are successfully compared with those from the laboratory tests. This helped validate the simulations.

In the last part of this project, the shrinkage characteristics of the different materials are analyzed and discussed. The experimental data are used to extend an existing analytical model that can predict the shrinkage functions of these tailings on the basis of their physical properties (such as particle size and void ratio). The results from this study should be useful for a better planning of tailings disposal under conditions that favor drying and desiccation.

## TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS .....	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT .....	VII
TABLE DES MATIÈRES .....	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XIII
LISTE DES FIGURES.....	XIV
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS .....	XX
LISTE DES ANNEXES.....	XXVI
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Généralités.....	1
1.2 Gestion des résidus miniers.....	2
1.3 Résidus miniers et problèmes environnementaux .....	5
1.4 Projet de recherche et organisation du mémoire .....	7
CHAPITRE 2 COMPORTEMENT ET PROPRIÉTÉS DES SOLS NON SATURÉS.....	10
2.1 Généralités.....	10
2.2 Profil de succion dans un sol en assèchement.....	13
2.3 Équations de l'écoulement en milieux saturé et non saturé .....	14
2.3.1      Écoulement en zone saturée .....	14
2.3.2      Écoulement en zone non saturée .....	16
2.4 Propriétés hydriques des matériaux non saturés .....	18
2.4.1      Rétention d'eau dans le sol.....	18
2.4.2. Conductivité hydraulique saturée et fonction de perméabilité.....	28

2.5	La dessiccation des sols et des résidus miniers .....	34
2.6	Retrait volumique des sols .....	36
2.6.1	Description du phénomène .....	36
2.6.2	Étapes du retrait .....	37
2.6.3	Facteurs d'influence du retrait .....	38
2.6.4	Caractéristiques du retrait .....	41
2.6.5	Retrait linéaire et volumique .....	44
2.6.6	Modèles de courbes de retrait .....	46
2.6.7	Mesures du retrait en laboratoire .....	52
2.7	Modèle prédictif de Kovács Modifié pour sols compressibles .....	52
2.8	Fissuration des sols .....	54
2.8.1	Généralités .....	54
2.8.2	Description du phénomène .....	55
2.8.3	Paramètres d'influence sur la fissuration .....	56
2.8.4	Succion critique de fissuration .....	57
2.8.5	Structure et extension des fissures .....	58
2.8.6	Processus de développement des fissures .....	59
CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE ET PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE .....		61
3.1	Caractérisation des matériaux .....	61
3.2	Préparation des matériaux pour les essais de retrait .....	71
3.3	Types d'essais réalisés .....	71
3.3.1	Essais de retrait sans fissuration .....	71
3.3.2	Essais de retrait contraint (avec fissuration) .....	82
3.3.3	Essais de rétention d'eau en cellule de pression .....	84

CHAPITRE 4 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET INTERPRÉTATION .....	93
4.1    Résultats des essais de retrait .....	93
4.2    Résultats des essais de rétention d'eau en cellule de pression .....	98
4.3    Évolution de l'indice des vides final en fonction de la teneur en eau initiale et de l'épaisseur de l'échantillon.....	106
4.4    Paramètres des matériaux testés .....	109
4.4.1    Limite de retrait.....	109
4.4.2    Indice des vides final.....	111
4.4.3    Teneur en eau correspondant à l'entrée d'air ( $w_{AEV}$ ) .....	113
4.4.4    Valeur d'entrée d'air, AEV .....	114
4.5    Dessiccation (ou processus de perte en eau) progressive.....	116
4.6    Essais préliminaires de retrait libre sur des résidus miniers avec ciment .....	124
4.7    Résultats des essais de retrait contraint et fissuration des matériaux .....	128
CHAPITRE 5 ANALYSE ET DISCUSSION DES RÉSULTATS.....	131
5.1    Essais de retrait.....	131
5.2    Analyse de la fissuration .....	144
5.3    Temps critique d'entrée d'air ( $t_{cr-AE}$ ) .....	146
5.3.1    Détermination expérimentale .....	146
5.3.2    Relation entre épaisseur de l'échantillon et le temps critique d'entrée d'air .....	149
5.4    Apport de l'analyse numérique à la compréhension de la dessiccation.....	150
5.4.1    But de l'analyse numérique par rapport à la partie expérimentale.....	150
5.4.2    Approche de la modélisation.....	150
5.4.3    Conditions initiales et conditions aux frontières .....	153
5.4.4    Résultats des simulations numériques.....	154
5.5    Extension du modèle $MK_d$ à la prédiction des caractéristiques de retrait.....	164

5.5.1	Introduction .....	164
5.5.2	Représentation schématique des relations hydrogéotechniques non saturées .....	165
5.5.3	Extension du modèle MK <sub>d</sub> aux matériaux silteux peu plastiques .....	167
5.5.4	Applications prédictives .....	171
5.5.5	Validité du modèle MK <sub>d</sub> étendu .....	177
5.5.6	Remarques .....	183
CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS .....		184
BIBLIOGRAPHIE .....		189
ANNEXES .....		210

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1: Ordres de grandeur de $k$ pour les grandes classes de sols (Adapté de Dysli, 1991).....	10
Tableau 2.2: Modèles de courbes de rétention d'eau (Adapté de Bussière, 1999) .....	23
Tableau 2.3: Paramètres du modèle de Kovács Modifié (Aubertin et al., 2003) .....	26
Tableau 2.4: Modèle de Kozeny – Carman Modifié (Aubertin et al., 1996 ; Mbonimpa et al., 2002) .....	30
Tableau 2.5: Quelques modèles utilisés pour représenter la fonction de perméabilité .....	32
Tableau 2.6: Modèles de courbes de retrait (Adapté de Cornelis <i>et al.</i> , 2006) .....	48
Tableau 2.7: Paramètres du modèle MK <sub>d</sub> .....	54
Tableau 3.1: Propriétés géotechniques des matériaux .....	64
Tableau 3.2: Classification UCSC des résidus testés .....	65
Tableau 3.3: Surfaces spécifiques des grains solides .....	67
Tableau 3.4: Densités relatives des grains solides D <sub>r</sub> .....	68
Tableau 3.5: Conductivités hydrauliques saturées ( $k_{\text{sat}}$ ) mesurées et prédites .....	70
Tableau 4.1: Limites de retrait des matériaux testés .....	110
Tableau 4.2: Indice des vides finaux et étendue de déformation des matériaux testés .....	112
Tableau 4.3: Teneurs en eau à l'entrée d'air dans les matériaux testés .....	113
Tableau 4.4: Valeurs de l'AEV lors de l'amorce de la désaturation des matériaux testés .....	115
Tableau 4.5: Conditions ambiantes lors des essais de retrait .....	117
Tableau 4.6: Paramètres critiques lors de l'amorce de la fissuration .....	129
Tableau 5.1: Paramètres du modèle MK <sub>d</sub> étendu aux matériaux silteux à faible plasticité .....	170

## LISTE DES FIGURES

Figure 1.1: Problématique de la gestion des rejets sulfureux (adapté de Belem et al., 2009. Notes du cours GLM 6603 – Remblais miniers) .....	3
Figure 1.2: Représentation schématique d'une déposition des résidus en pâte (Aubertin, 2004).....	5
Figure 2.1: Types d'eau dans un sol non saturé a) Eau capillaire et Ménisque capillaire b) Eau pelliculaire .....	11
Figure 2.2: Profils typiques de succion dans un sol en assèchement (Adapté de Fredlund and Rahardjo, 1993) .....	14
Figure 2.3: Représentation schématique des courbes de rétention d'eau (Aubertin et al., 1995).....	19
Figure 2.4: Détermination des paramètres d'intérêt de la courbe de rétention d'eau (CRE) .....	21
Figure 2.5: Courbe de rétention d'eau avec boucle d'Hystérésis (Adapté de Yang et al., 2004).....	28
Figure 2.6: Représentation schématique des fonctions de perméabilité (Aubertin et al., 1995).....	31
Figure 2.7: Fissures de dessiccation sur le parc à résidus Manitou (Juin 2009) .....	35
Figure 2.8: Courbes de retrait (Adapté de Cornelis et al., 2006) .....	38
Figure 2.9: Influence des contraintes mécaniques sur le retrait (Adapté de Baumgartl, 2000) ...	41
Figure 2.10: Courbe de retrait des sols remaniés (adapté de Head, 2006) .....	42
Figure 3.1: Distributions granulométriques des résidus miniers testés .....	62
Figure 3.2: Vues schématiques de l'équipement utilisé pour les essais de retrait .....	73
Figure 3.3: Illustration de l'équipement de retrait avec 5 moules d'épaisseurs différentes .....	73
Figure 3.4: Instrumentation modifiée pour le retrait contraint. On voit le grillage métallique placé au fond du moule .....	82
Figure 3.5: Caractérisation de l'apparition de fissure par le stéréoscope grossissant .....	84

Figure 3.6: Vue schématique de la cellule de pression .....	86
Figure 3.7: Photographie illustrant la cellule de pression avec le circuit pneumatique .....	89
Figure 3.8: Échantillons de sol placés sur la membrane poreuse saturée .....	90
Figure 3.9: Exemples de photographies des échantillons de sol et des échelles utilisées pour déterminer l'aire de l'éprouvette lors de l'essai en cellule de pression .....	92
Figure 4.1: Vue des moules remplis de résidus à la fin de la préparation et au début du séchage des résidus Bulyanhulu .....	94
Figure 4.2: Figures montrant un retrait longitudinal plus prononcé que le retrait latéral .....	95
Figure 4.3: Courbes de retrait mesurées sur les divers résidus miniers dans des moules de différentes épaisseurs a) Bulyanhulu b) Laronde c) Manitou 1 d) Manitou 2 e) Goldex .....	96
Figure 4.4: Relations expérimentales obtenues des essais de retrait et en cellule de pression – Résidus Bulyanhulu; les traits pointillés correspondent au début de la désaturation .....	100
Figure 4.5: Relations expérimentales obtenues des essais de retrait et en cellule de pression – Résidus Laronde; les traits pointillés correspondent au début de la désaturation .....	101
Figure 4.6: Relations expérimentales obtenues des essais de retrait et en cellule de pression – Résidus Manitou 1; les traits pointillés correspondent au début de la désaturation .....	102
Figure 4.7: Relations expérimentales obtenues des essais de retrait et en cellule de pression – Résidus Manitou 2; les traits pointillés correspondent au début de la désaturation .....	103
Figure 4.8: Relations expérimentales obtenues des essais de retrait et en cellule de pression – Résidus Goldex; les traits pointillés correspondent au début de la désaturation .....	104
Figure 4.9: Relation entre l'épaisseur des échantillons, les teneurs en eau initiales et l'indice des vides final – Résidus Bulyanhulu .....	107
Figure 4.10: Relation entre l'épaisseur des échantillons, les teneurs en eau initiales et l'indice des vides final – Résidus Laronde .....	107
Figure 4.11: Relation entre l'épaisseur des échantillons, les teneurs en eau initiales et l'indice des vides final – Résidus Manitou 1 .....	108

Figure 4.12: Relation entre l'épaisseur des échantillons, les teneurs en eau initiales et l'indice des vides final – Résidus Goldex .....	108
Figure 4.13: Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Bulyanhulu .....	118
Figure 4.14: Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Laronde .....	118
Figure 4.15: Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Manitou 1 .....	119
Figure 4.16: Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Manitou 2 .....	119
Figure 4.17: Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Manitou 3 .....	120
Figure 4.18: Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Goldex .....	120
Figure 4.19: Évolution du degré de saturation des résidus miniers en fonction du temps lors des essais de retrait a) Bulyanhulu b) Laronde c) Manitou 1 d) Manitou 2 e) Goldex (les indices des vides initiaux $e_0$ et les teneurs en eau initiales $w_0$ sont repris sur les figures 4.13 a 4.18 ci-dessus) .....	123
Figure 4.20: Relations hydrogéotechniques non saturées des résidus Bulyanhulu avec mélange de 3% liant (résultats de l'essai en cellule de pression).....	125
Figure 4.21: Retrait volumétrique (éq. 5.21) des résidus Bulyanhulu pour différentes proportions de liant.....	126
Figure 4.22: Retrait vertical des résidus Bulyanhulu pour différentes proportions de liant .....	127
Figure 4.23: Retrait longitudinal des résidus Bulyanhulu pour différentes proportions de liant.....	127
Figure 4.24: La déformation volumique relative des résidus Bulyanhulu pour différentes proportions de liant .....	127

Figure 4.25: Fissure sur l'échantillon du résidu Bulyanhulu durant l'essai de dessiccation non libre .....	129
Figure 5.1: État des échantillons au début de l'assèchement montrant un tassement de surface quasi-uniforme (résidus Bulyanhulu) .....	132
Figure 5.2: État des échantillons en assèchement montrant un retrait en longueur; la déformation n'est pas visible dans le sens de la largeur (résidus Bulyanhulu) .....	132
Figure 5.3: État des échantillons en assèchement montrant un retrait visible dans les deux directions horizontales (résidus Bulyanhulu) .....	132
Figure 5.4: Échantillons contractés, retirés des moules (résidus Bulyanhulu) .....	133
Figure 5.5: Déformations a) verticale (à gauche) b) horizontale (à droite) – Résidus Bulyanhulu.....	134
Figure 5.6: Déformation volumique des échantillons des résidus Bulyanhulu .....	134
Figure 5.7: Effet de la teneur en eau initiale $w_0$ sur les paramètres de retrait - Résidus Bulyanhulu.....	138
Figure 5.8: Effet de la teneur en eau initiale $w_0$ sur les paramètres de retrait - Résidus Laronde.....	139
Figure 5.9: Effet de la teneur en eau initiale $w_0$ sur les paramètres de retrait) - Résidus Manitou 1.....	140
Figure 5.10: Effet de la teneur en eau initiale $w_0$ sur les paramètres de retrait - Résidus Goldex.....	141
Figure 5.11: Relation entre teneurs en eau gravimétrique $w$ et volumétrique $\theta$ (résidus Bulyanhulu) .....	143
Figure 5.12: Échantillon Manitou 1 soumis au retrait contraint, mais n'ayant pas fissuré (le grillage attaché à la base de l'échantillon s'est déformé) .....	145
Figure 5.13: Détermination expérimentale du temps critique d'entrée d'air à partir de l'évolution de la teneur en eau $w$ en fonction du temps $t$ (résidus Bulyanhulu) .....	146

Figure 5.14: Évolution du degré de saturation et de l'indice des vides avec le temps (résidu Bulyanhulu) .....	148
Figure 5.15: Temps critique d'entrée d'air vs épaisseur échantillon (résultats expérimentaux sur le résidu Bulyanhulu) .....	149
Figure 5.16: Courbe de rétention d'eau des résidus Bulyanhulu lissée (Vadose/W) .....	152
Figure 5.17: Fonction de conductivité hydraulique des résidus Bulyanhulu régénérée par Vadose/W .....	153
Figure 5.18: Modèle conceptuel du système (essai de dessiccation de l'échantillon Bulyanhulu de 36 mm d'épaisseur) .....	154
Figure 5.19: Succions prédictes avec le temps et temps critique d'entrée (Vadose/W) .....	155
Figure 5.20: Évolution des succions en surface (0.1 mm de profondeur) avec le temps pour différentes épaisseurs de couches (simulations numériques de l'essai de retrait pour le cas sans drainage) .....	157
Figure 5.21. Temps critique d'entrée d'air vs épaisseur échantillon (simulations numériques de l'essai de retrait pour le cas sans drainage) .....	158
Figure 5.22: Comparaison des valeurs du temps critique d'entrée d'air selon l'épaisseur de l'échantillon : résultats expérimentaux et simulations numériques de l'essai de retrait ...	159
Figure 5.23: Modèle conceptuel de la simulation numérique de l'essai de retrait avec drainage (flux $q = k_{sat}$ ) .....	160
Figure 5.24: Évolution des succions en surface avec le temps pour différentes épaisseurs (simulations numériques de l'essai de retrait pour le cas avec drainage) .....	161
Figure 5.25: Temps critique d'entrée d'air selon l'épaisseur de l'échantillon (simulations numériques de l'essai de retrait avec drainage) .....	161
Figure 5.26: Comparaison de l'évolution de succions prédictes en surface essai de retrait – échantillons de 36 mm d'épaisseur pour deux longueurs différentes (200 mm et 50 m)...	163
Figure 5.27: Comparaison de l'évolution de succions prédictes en surface pour l'essai de retrait – échantillons de 30 cm d'épaisseur pour deux longueurs différentes (200 mm et 50 m)...	163

Figure 5.28: Représentation schématique des relations hydrogéotechniques non saturées (adapté de Mbonimpa et al., 2006) .....	166
Figure 5.29: Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec $MK_{de}$ – Résidus Bulyanhulu .....	172
Figure 5.30: Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec $MK_{de}$ – Résidus Laronde .....	173
Figure 5.31: Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec $MK_{de}$ – Résidus Manitou 1 .....	174
Figure 5.32: Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec $MK_{de}$ – Résidus Manitou 2 .....	175
Figure 5.33: Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec $MK_{de}$ – Résidus Goldex .....	176
Figure 5.34: Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec $MK_{de}$ (avec modification du paramètre $\beta$ ) – Résidus Bulyanhulu .....	178
Figure 5.35: Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec $MK_{de}$ (avec modification du paramètre $\beta$ ) – Résidus Laronde .....	179
Figure 5.36: Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec $MK_{de}$ (avec modification du paramètre $\beta$ ) – Résidus Manitou 1 .....	180
Figure 5.37: Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec $MK_{de}$ (avec modification du paramètre $\beta$ ) – Résidus Manitou 2 .....	181
Figure 5.38: Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec $MK_{de}$ (avec modification du paramètre $\beta$ ) – Résidus Goldex .....	182

## LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

$A_c$	Aire des fissures ( $L^2$ )
$a_c$	Coefficient d'adhésion dans le modèle de Kovacs Modifié
$a_G$	Paramètre du modèle de Gardner relié à la succion d'entrée d'air
AEV ou $\psi_a$	Succion d'entrée d'air ( $M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$ ou $L$ )
ASTM	American Society for Testing and Materials
$A_t$	Aire totale de la surface ( $L$ )
$C(u)$	Capacité capillaire ( $m^{-1}$ )
$C_G$	Constante adimensionnelle du modèle de Kozeny-Carman Modifié
CIF	Facteur d'intensité des fissures ( $L^2 \cdot L^{-2}$ )
COLE	Coefficient d'extensibilité linéaire
CP	Ciment Portland
CRE	Courbe de rétention d'eau
$C_H$	Coefficient de Hazen
$C_U$	Coefficient d'uniformité (-)
$C_\psi$	Facteur de correction des modèles Fredlund and Xing (1994) et MK (2003)
$D(\theta)$	Diffusivité hydraulique ( $L^2 T^{-1}$ )
$D_{10}$	Diamètre correspondant au tamis laissant passer 10% de sol
$D_{60}$	Diamètre correspondant au tamis laissant passer 60% de sol

$D_H$	Diamètre équivalent (L)
$D_r$ ou $G_S$	Densité relative ou gravité spécifique (-)
DMA	Drainage minier acide
DPS	Dépôts en pâte de surface
$e$	Indice des vides ( $L^3 \cdot L^{-3}$ )
$e_0$	Indice des vides initial ( $L^3 \cdot L^{-3}$ )
$e_L$	Indice des vides à la limite de liquidité ( $L^3 \cdot L^{-3}$ )
$\varepsilon_V$	Déformation volumétrique ; $\varepsilon_V = \delta V/V_0$ ( $L^3 \cdot L^{-3}$ )
$g$	Accélération de la pesanteur ( $L \cdot T^{-1}$ )
$h$	Charge hydraulique (L)
$h_C$	Hauteur de remontée capillaire (L)
$h_{CO}$	Hauteur capillaire équivalente (L)
$i$	Gradient hydraulique ( $L \cdot L^{-1}$ ), $i = \partial h / \partial l$
$k$ ou $k_{sat}$	Conductivité Hydraulique saturée ( $L \cdot T^{-1}$ )
$k_{ij}$	Tenseur de conductivité hydraulique
KCM	Modèle de Kozeny - Carman Modifié
$k_r$	Conductivité hydraulique relative (-)
$k_u$	Fonction de perméabilité ( $L \cdot T^{-1}$ )
$L$	Longueur (L)
$L_0$	Longueur initiale de l'échantillon (L)

$L_f$	Longueur finale de l'échantillon (L)
$m$	Paramètre de distribution de la taille des pores dans le modèle Kovacs Modifié
$m_{VG}$	Paramètre du modèle de van Genuchten
$MK$	Modèle de Kovács Modifié
$MK_d$	Modèle de Kovács Modifié pour les sols compressibles plastiques
$MK_{de}$	Modèle de Kovács Modifié étendu aux sols compressibles à faible plasticité
$M_s$	Masse des grains solides (M)
$M_t$	Masse totale (M)
$M_w$	Masse de l'eau (M)
$n$	Porosité (-)
$P$	Densité de pulpe, encore pourcentage solide massique (%)
$PGA$	Potentiel de Génération d'Acidité
$PI$	Indice de plasticité, aussi $I_p$
$q$	Débit spécifique ou flux volumique ou vitesse de Darcy ( $L \cdot T^{-1}$ )
$R_s$	Indice de retrait
$RMPC$	Remblai Minier en Pâte Cimenté
$S_a$	Composante d'adhésion du degré de saturation ( $L^3 \cdot L^{-3}$ )
$S_c$	Composante de capillarité du degré de saturation ( $L^3 \cdot L^{-3}$ )
$S_m$	Surface spécifique ( $L^2 \cdot M^{-1}$ )
$S_r$	Degré de saturation ( $L^3 \cdot L^{-3}$ )

t	Temps (T)
$t_{Cr-AE}$	Temps critique d'entrée d'air (T)
T	Température du test (°C)
TDR	‘Time Domain Reflectrometry’ ou réflectométrie dans le domaine du temps
$T_s$	Tension de surface (M.T)
u	Pression utilisée dans l'équation de Bernoulli (M.L <sup>-1</sup> .T <sup>-2</sup> )
$u_a$	Pression d'air dans les pores (M.L <sup>-1</sup> .T <sup>-2</sup> )
$u_w$	Pression d'eau interstitielle (M.L <sup>-1</sup> .T <sup>-2</sup> )
$\mu_w$	viscosité dynamique de l'eau
V ou $V_T$	Volume total (L <sup>3</sup> )
$V_0$	Volume initial total (L <sup>3</sup> )
$V_s$	Volume des solides (L <sup>3</sup> )
$V_v$	Volume des vides (L <sup>3</sup> )
$V_w$	Volume de l'eau (L <sup>3</sup> )
w	Teneur en eau gravimétrique (%w/w)
$w_0$	Teneur en eau initiale (%w/w)
$w_{AEV}$	Teneur en eau lors de l'entrée d'air dans le matériau (%w/w)
$w_L$	Teneur en eau à la limite de liquidité (%w/w)
$w_p$	Teneur en eau à la limite de plasticité (%w/w)
$w_s$	Teneur en eau à la limite de retrait (%w/w)

$z$	Hauteur ou épaisseur (L)
$z_0$	Hauteur ou épaisseur initiale (L)
$\alpha_{vG}$	Paramètre du modèle de van Genuchten lié à la hauteur de la frange capillaire
$\beta_w$	Angle de contact entre l'eau et la surface du tube (°)
$\gamma_s$	Poids volumique des grains solides (ML <sup>-2</sup> T <sup>-2</sup> )
$\gamma_w$	Poids unitaire de l'eau (ML <sup>-2</sup> T <sup>-2</sup> )
$\delta h$	Variation de l'épaisseur de l'échantillon (L)
$\delta h/h$	Déformation relative en épaisseur (L <sup>1</sup> .L <sup>-1</sup> )
$\delta L$	Variation de la longueur de l'échantillon (L)
$\delta L / L$	Déformation relative en longueur (L <sup>1</sup> .L <sup>-1</sup> )
$\Delta V$	Variation de volume (L <sup>3</sup> )
$\theta$	Teneur en eau volumique (L <sup>3</sup> .L <sup>-3</sup> )
$\Theta$	Teneur en eau volumique effective (L <sup>3</sup> .L <sup>-3</sup> )
$\theta_r$	Teneur en eau volumique résiduelle (L <sup>3</sup> .L <sup>-3</sup> )
$\theta_s$	Teneur en eau volumique à saturation complète (L <sup>3</sup> .L <sup>-3</sup> )
$\theta_{wi}$	Teneur en eau volumique mesurée au point i (L <sup>3</sup> .L <sup>-3</sup> )
$\theta_{ci}$	Teneur en eau volumique calculée par le modèle au point i (L <sup>3</sup> .L <sup>-3</sup> )
$\lambda_{BC}$	Indice de distribution de la taille des pores pour le modèle de Brooks and Corey
$\rho_s$	Masse volumique (densité) des grains solides (M.L <sup>-3</sup> )
$\rho_w$	Masse volumique (densité) de l'eau (M.L <sup>-3</sup> )

$\sigma$	Contrainte normale totale ( $M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$ )
$\sigma'$	contrainte normale effective ( $M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$ )
$\sigma_w$	Tension de surface de l'eau ( $M \cdot T^{-2}$ )
$\psi$	Succion matricielle ( $M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$ ou $L$ )
$\Psi_a$	Succion d'entrée d'air, aussi AEV ( $M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$ ou $L$ )
$\psi_0$	Succion à l'état complètement drainé ( $M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$ ou $L$ )
$\psi_r$	Succion à la saturation résiduelle ( $M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$ ou $L$ )
$\Psi_n$	Succion normalisée ( $M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$ ou $L$ )
$\Psi_s$	Succion à la limite de retrait ( $M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$ ou $L$ )
$\psi_w$	Succion d'entrée d'eau ( $M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$ ou $L$ )

## LISTE DES ANNEXES

Annexe 1 : Relations entre $w$ , $e$ , $\theta$ et $S_r$ des résidus Bulyanhulu – Résultats des essais de retrait libre .....	210
Annexe 2 : Relations entre $\Psi$ , $w$ , $e$ , $\theta$ et $S_r$ des résidus Bulyanhulu – Résultats des essais en cellule de pression .....	211
Annexe 3 : Relations entre $w$ , $e$ , $\theta$ et $S_r$ des résidus Goldex – Résultats des essais de retrait libre.....	212
Annexe 4 : Relations entre $\Psi$ , $w$ , $e$ , $\theta$ et $S_r$ des résidus Goldex – Résultats des essais en cellule de pression .....	213
Annexe 5 : Relations entre $w$ , $e$ , $\theta$ et $S_r$ des résidus Laronde – Résultats des essais de retrait libre.....	214
Annexe 6 : Relations entre $\Psi$ , $w$ , $e$ , $\theta$ et $S_r$ des résidus Laronde – Résultats des essais en cellule de pression .....	215
Annexe 7 : Relations entre $w$ , $e$ , $\theta$ et $S_r$ des résidus Manitou 1 – Résultats des essais de retrait libre.....	216
Annexe 8 : Relations entre $\Psi$ , $w$ , $e$ , $\theta$ et $S_r$ des résidus Manitou 1 – Résultats des essais en cellule de pression .....	217
Annexe 9 : Relations entre $w$ , $e$ , $\theta$ et $S_r$ des résidus Manitou 2 – Résultats des essais de retrait libre.....	218
Annexe 10 : Relations entre $\Psi$ , $w$ , $e$ , $\theta$ et $S_r$ des résidus Manitou 2 – Résultats des essais en cellule de pression .....	219

## CHAPITRE 1 INTRODUCTION

### 1.1 Généralités

L'industrie minière génère d'énormes quantités de rejets solides. Parmi ces rejets, on retrouve les roches stériles et les résidus miniers. Ces rejets solides sont entreposés en surface, ou utilisés dans des applications géotechniques ou minières. Les dépôts des rejets miniers en surface se sont souvent avérés la source de problèmes que l'industrie minière doit gérer efficacement afin de faire face de manière convenable à la dualité à laquelle elle est confrontée (Aubertin et al., 2002), à savoir la production de biens pour des besoins de croissance économique d'une part, et la préservation du patrimoine écologique dans le soucis de la protection de l'environnement d'autre part.

Les résidus miniers générés par le traitement minéralurgique sont généralement constitués de fines particules produites par le broyage de la roche au concentrateur, pour la libération de substances utiles. Du point de vue géotechnique, ces résidus sont constitués d'une proportion dominée par les particules de la taille de silts. Ils présentent de ce fait une conductivité hydraulique relativement faible (Aubertin et al., 1996) et parfois une activité de surface assez élevée liée à la surface spécifique des grains solides. Ils sont habituellement transportés et entreposés sous forme de pulpe (densifiée ou non), dans des parcs à résidus où ils sont exposés aux intempéries et aux réactions avec le milieu environnant.

En période de déficit pluviométrique, accru sous climats arides et secs, ces résidus sont soumis à des succions matricielles croissantes dues à l'évaporation qui provoque une perte progressive de l'eau. Ils peuvent ainsi manifester une certaine déformabilité volumique (Marinho, 2006) car les sols à particules fines sont caractérisés par une aptitude à un changement de volume lorsque soumis à des succions élevées (Haines, 1923 ; Stirk, 1954 ; Hillel, 1998 ; Boivin et al., 2006). La diminution continue de la teneur en eau peut se traduire par la formation des fissures de dessiccation.

Lorsque la structure poreuse change avec la teneur en eau due à la dynamique de retrait du matériau, il s'en suit que les conditions d'écoulement de l'eau, de l'air et de transport de solutés ne sont plus des propriétés stationnaires du matériau (Garnier et al., 1997 ; Peng et Horn 2005). Ceci complique la modélisation de l'écoulement et du transport dans ces matériaux (Vogel et al., 2005). Les fissures de dessiccation engendrées par le retrait peuvent s'avérer néfaste car elles sont susceptibles d'occasionner un accroissement de l'oxydation des sulfures en favorisant un apport d'eau et d'air. La conséquence de la fissuration des résidus miniers sur l'environnement peut engendrer une formation accrue du drainage minier acide dans le cas où ces résidus sont sulfureux, ce qui est le cas pour plusieurs résidus des mines des métaux de base à cause de la présence de pyrite. Les fissures accélèrent aussi l'évaporation qui ne se fait plus seulement à travers la surface du dépôt, mais également à travers les surfaces créées par la fissuration (Fujiyasu et al., 2000). Il en résulte une modification importante des propriétés fondamentales du milieu en voie d'assèchement (désaturation), notamment au niveau de sa conductivité hydraulique et capacité de rétention d'eau.

La gestion efficace des problèmes hydrogéologiques et environnementaux que peuvent poser les dépôts des résidus miniers nécessite une étude de leur comportement hydrogéotechnique afin d'en comprendre les mécanismes, d'évaluer la réponse du matériau au processus de désaturation et de permettre l'analyse des écoulements dans ce type de matériaux.

## 1.2 Gestion des résidus miniers

Les résidus résultant du processus minéralurgique sont des rejets de concentration entreposés en surface dans des parcs à résidus (Aubertin et al., 2002). La réutilisation des solides en surface ou en souterrain est également possible sous diverses formes comme on le mentionnera plus bas. La figure 1.1 ci-dessous résume la problématique de gestion des résidus sulfureux produits par la concentration minéralurgique.

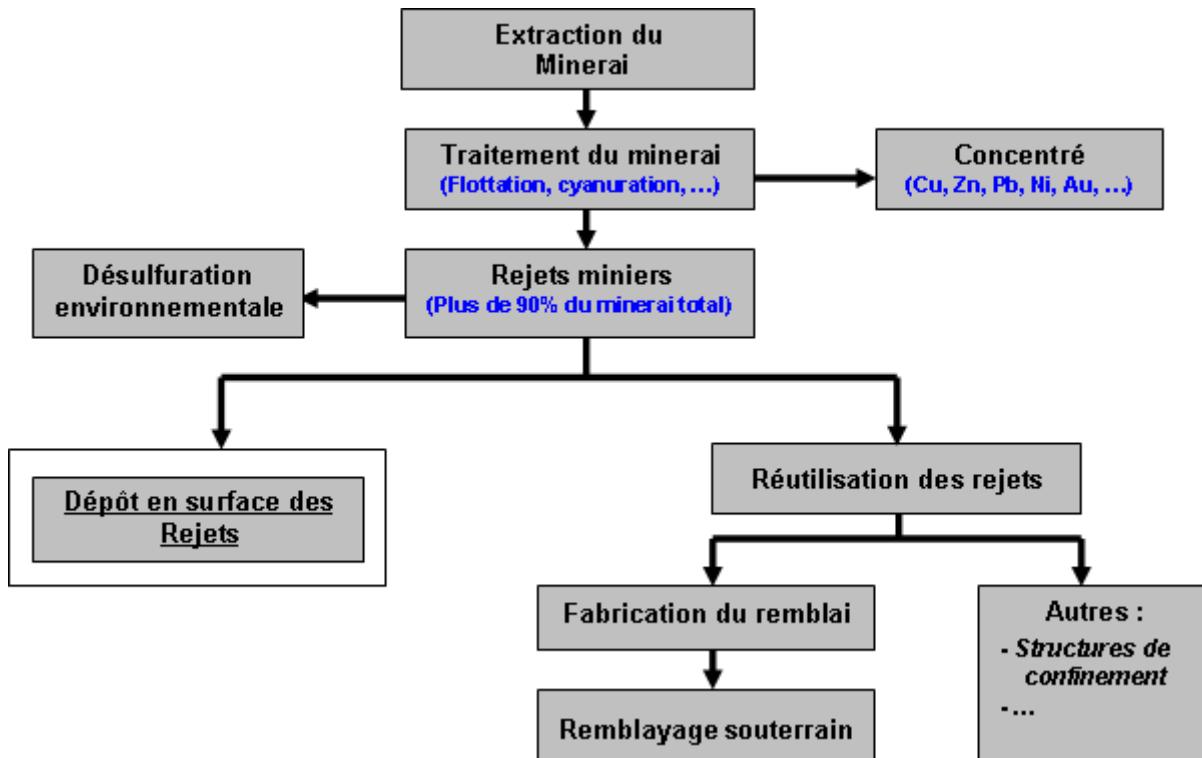


Figure 1.1 Problématique de la gestion des rejets sulfureux (adapté de Belem et al., 2009. Notes du cours GML6603 - Remblais miniers)

Les résidus miniers solides sont produits sous forme de pulpe, avec une densité P (rapport masse solide sur masse totale,  $P\% = (Ms/Mt) \times 100$ ) variant généralement entre 30 et 45 % (Aubertin et al., 1996, 2002 ; Martin et al., 2006). Ils sont entreposés en surface comme tel ou après un traitement supplémentaire de densification. Ils peuvent aussi être retournés sous terre sous forme de remblais miniers. Cette pratique est avantageuse du point de vue économique, environnemental et sécurité (Aubertin et al., 2002), mais ne permet d'absorber qu'une partie des résidus produits par le traitement minéralurgique du fait du foisonnement des matériaux lors de leur excavation. Aussi, on ne peut pas remblayer toutes les ouvertures de mine. L'exploitation minière et le traitement minéralurgique subséquent vont donc engendrer des résidus qui seront entreposés en surface et qui devront être convenablement gérés. Il est important d'apporter une attention particulière aux différents types de dépôts de résidus miniers et d'évaluer la susceptibilité à la dessiccation, phénomène qui engendre le retrait et la fissuration des sols.

Il existe généralement quatre types de dépôts de résidus miniers en surface (Martin et al., 2006 ; Deschamps, 2009) :

- *Résidus en suspension* : il s'agit des résidus déposés par la méthode conventionnelle, sans densification. La densité de pulpe P varie entre 30 et 45% (Martin et al., 2006). La teneur en eau gravimétrique ( $w\% = (M_w/M_s) \times 100$ ) d'un tel dépôt varie généralement de 120 % à 230 % selon les propriétés des particules solides ;  $w (-)$  pour un matériau saturé peut s'exprimer par  $w = (100 - P\%) / P\%$ . Ce type de déposition est le plus courant. Certains problèmes liés à sa gestion ont conduit à l'utilisation, par certaines mines, d'autres types de déposition des résidus miniers.
- *Résidus épaisseur* : La densité de pulpe de ces résidus varie généralement de 45 à 70% (la teneur en eau gravimétrique  $w$  variant entre 40 à 120%). Les résidus épaisseur peuvent être utilisés pour l'entreposage en surface, comme par exemple à la mine Kidd Creek en Ontario ou dans de diverses mines australiennes (e.g. Robinsky, 1999; Williams et Seddon, 1999; Jewell et al. 2002).
- *Résidus (et remblais) en pâte* : la densité de pulpe de ces résidus varie de 70 à 85% (la teneur en eau gravimétrique  $w$  variant de 20 à 40%). Ces matériaux peuvent être utilisés pour le dépôt en pâte de surface (DPS), comme à la mine Bulyanhulu en Tanzanie, ou pour le remblayage souterrain (RMPC), comme à la mine Louvicourt au Canada. Pour ce dernier type de résidus, on procède couramment à un ajout de liant qui permet d'améliorer les propriétés mécaniques. Cet ajout de liant augmente aussi les propriétés de rétention d'eau et permet une diminution de la conductivité hydraulique saturée (Belem et al., 2001; Godbout et al., 2004; Bussière, 2005). Cette amélioration des propriétés hydriques peut avoir pour effet de ralentir les réactions d'oxydation des minéraux sulfureux en limitant la diffusion de l'oxygène dans le matériau (Mbonimpa et al., 2003). D'autres études (Benzaazoua et al., 2004b; Ouellet et al., 2005) ont montré que le liant peut contribuer à l'augmentation du potentiel de neutralisation (PN) des résidus miniers. Benzaazoua et al. (2004 b) ont aussi montré que grâce à l'ajout de liant dans les mélanges de remblais en pâte, les hydrates de ciments formés peuvent réduire la mobilité des contaminants (stabilisation chimique). Les différents liants utilisés incluent le ciment Portland, les cendres volantes, les scories ou un mélange de ces différents produits.

- *Résidus filtrés* : la densité de pulpe dans ce cas est supérieure à 80% (teneur en eau gravimétrique inférieure à 20%). Le matériau forme un gâteau de filtration. La technique est coûteuse parce qu'en plus d'un équipement de filtration poussée, elle nécessite des convoyeurs et camions pour leur transport jusqu'au lieu d'entreposage. Elle peut convenir à l'entreposage des résidus miniers dans certaines régions arides ou nordiques.

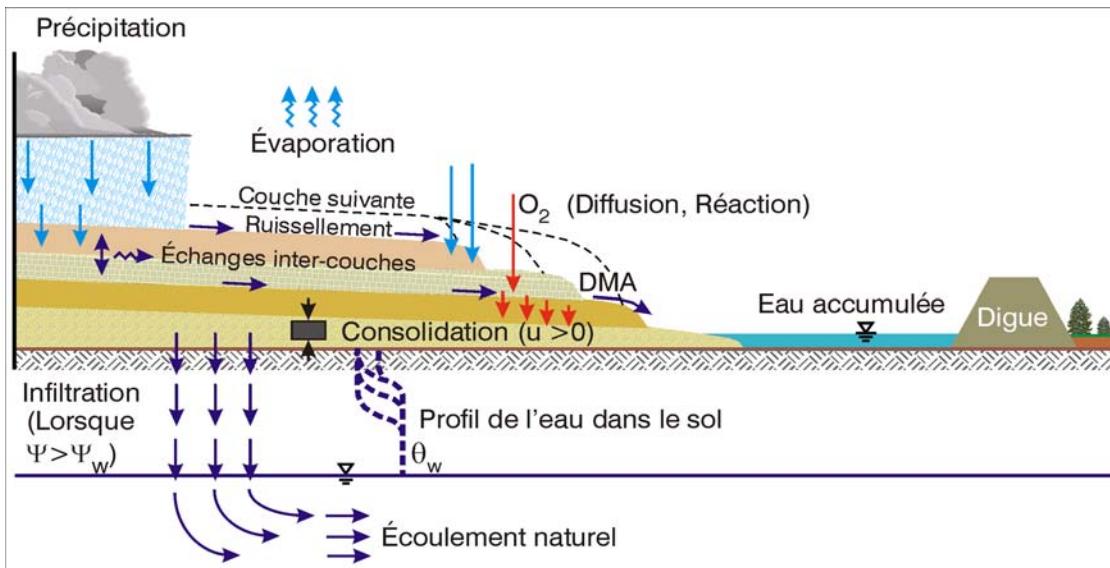


Figure 1.2 Représentation schématique d'une déposition des résidus en pâte (Aubertin, 2004).

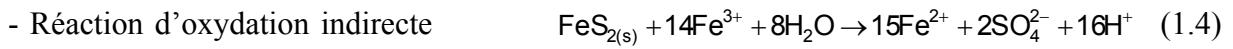
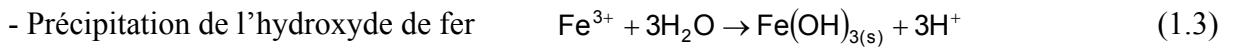
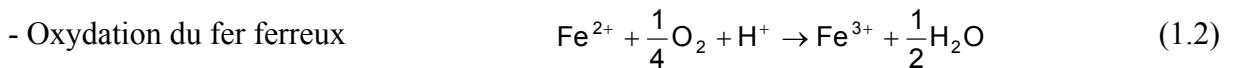
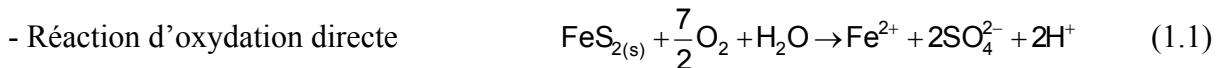
La figure 1.2 montre une représentation schématique d'une déposition des résidus en pâte de surface. On peut y voir les différentes réactions pouvant affecter ces résidus. Parmi ces réactions, il y a la diffusion de l'oxygène à travers la couche de résidus, la consolidation des couches sous-jacentes, les échanges entre couches ainsi que l'évaporation qui est un des processus à la base de la dessiccation des résidus miniers.

### 1.3 Résidus miniers et problèmes environnementaux

La problématique de la génération du drainage minier acide (DMA) a été évoquée comme l'une des éventuelles conséquences du retrait et de la fissuration des résidus miniers réactifs. Cette génération de DMA est le problème majeur engendré par les dépôts des résidus miniers en surface. Le DMA est décrit comme un processus d'acidification des eaux de drainage dans

l'environnement minier, résultant de l'oxydation des minéraux sulfurés à la suite d'un contact avec l'oxygène et l'eau. Les réactions décrivant l'ensemble des processus sont données avec détails dans des nombreuses publications, dont Aubertin et al. (2002). Ce phénomène soulève de nombreuses préoccupations tant pour les protecteurs de l'environnement que pour l'industrie minière mondiale, puisque le phénomène s'accompagne d'une accélération de la lixiviation de métaux et métalloïdes dont la toxicité peut être dommageable pour l'environnement (Aubertin et al., 2002 ; Price, 2005).

Le mécanisme de production du DMA peut être résumé par les expressions simplifiées ci-dessous (Aubertin et al., 2002) :



Les différentes actions nécessaires pour une bonne gestion des problèmes liés au DMA incluent :

- *La prédiction de la génération du DMA.* La détermination du potentiel de génération d'acidité (PGA) des résidus peut se faire par des essais statiques et/ou cinétiques (Aubertin et al., 2002; Benzaazoua et al., 2004). Les essais statiques examinent l'équilibre chimique entre les composantes de production d'acidité et les composantes de sa consommation, principalement les carbonates. Ils permettent de catégoriser les géomatériaux en trois groupes : générateurs de DMA, non générateurs ou incertains. Dans le cas d'incertitude, il est usuel d'avoir recours aux essais cinétiques pour classifier les échantillons de résidus. Les tests cinétiques permettent de prédire le taux de production d'acidité et l'évolution du drainage dans le temps. Ils sont assez longs et plus coûteux que les essais statiques, mais ont l'avantage de permettre de quantifier la géochimie de l'eau avec le temps, de prédire la dissolution des minéraux et de déterminer si le DMA se

produira et quand. La modélisation géochimique peut également être utilisée pour une méthode de prédition plus poussée, en complément des essais cinétiques.

- *La prévention et le contrôle du DMA.* Si les résidus s'avèrent générateurs du DMA, il est important de prendre des précautions pour en minimiser l'impact. Les techniques de prévention les plus efficaces nécessitent l'élimination d'au moins une des trois composantes essentielles à la formation du DMA, à savoir les résidus sulfureux, l'eau ou l'oxygène. Plusieurs techniques peuvent être utilisées à cette fin, dont la désulfuration, les techniques de dépôts subaquatiques ou d'ennoiement des résidus, la technique de la nappe surélevée, les couvertures mono ou multicouches, etc. Une co-déposition des résidus avec des produits alcalins peut également être envisagée. Ces techniques nécessitent de connaître les propriétés minéralogiques, hydriques, géotechniques et mécaniques des résidus et des matériaux d'appoint.
- *Le traitement du DMA.* Dans le cas où l'on fait face à une génération d'acidité avérée dans les effluents, celle-ci devra être neutralisée pour en minimiser l'impact sur l'environnement. Il existe pour ce faire diverses techniques connues de traitement (actif et passif) du DMA.

## 1.4 Projet de recherche et organisation du mémoire

Ce projet de recherche porte sur l'évaluation de la dessiccation, du retrait et de la fissuration des matériaux silteux à faible plasticité. Il vise une compréhension des mécanismes de retrait des résidus des mines en roche dure considérés comme des matériaux silteux à faible plasticité. Il vise également une évaluation des conditions qui mènent à la fissuration de ces matériaux. Cette étude pourrait ainsi permettre, dans le cas des résidus réactifs, de prévenir l'oxydation des sulfures. Pour cela l'étude inclut une évaluation du temps à partir duquel un matériau, initialement saturé, commence sa phase de désaturation. L'étude rentre dans le cadre de la prévention et du contrôle du DMA.

Ce travail commence par le présent chapitre d'introduction et finit par une conclusion générale. Les différents chapitres sont résumés de manière sommaire ci-dessous.

- le chapitre 2 présente l'état des connaissances sur la dessiccation, le retrait ainsi que la fissuration des sols. Les connaissances générales sur la mécanique des sols non saturés sont revues dans ce chapitre car ils régissent les mouvements de l'eau dans les milieux d'intérêt. Ces connaissances sont fondamentales pour la compréhension des mécanismes de retrait et de fissuration des sols ;
- le chapitre 3 décrit le protocole expérimental suivi pour la réalisation du projet. Il décrit aussi les principales caractéristiques des matériaux choisis pour l'étude ainsi que l'instrumentation mise en place pour atteindre les objectifs assignés ;
- le chapitre 4 présente les résultats des essais de retrait sans et avec fissuration obtenus sur les différents matériaux, avec une interprétation préliminaire. Ce chapitre dégage en même temps les caractéristiques de retrait et différentes relations entre les paramètres liés aux propriétés non saturées des résidus testés. D'autres aspects du retrait sont également présentés et interprétés, incluant l'impact de la teneur en eau initiale sur la déformation d'un matériau et l'influence des paramètres extérieurs sur le retrait (dont l'ajout de différentes proportions de liant);
- le chapitre 5 présente une analyse et discussion des résultats de retrait libre et contraint. L'originalité de cette analyse inclut la détermination du temps critique d'entrée d'air dans un matériau initialement saturé. Ce chapitre présente également les différents résultats de simulations numériques réalisées pour faciliter la compréhension du processus de dessiccation, notamment l'accroissement des succions matricielles dans les résidus avec le temps, dû à la perte en eau. Ces simulations sont effectuées en considérant l'essai et les conditions (initiales et aux frontières) de laboratoire, afin de faciliter la comparaison avec les résultats expérimentaux. Cette comparaison sert à valider le modèle numérique que l'on pourrait utiliser à grande échelle. Le chapitre exploite enfin les résultats de retrait obtenus dans cette étude afin d'adapter le modèle prédictif de Kovács Modifié ( $MK_d$ , Mbonimpa et al., 2006a) aux sols silteux peu plastiques. Le modèle  $MK_d$  étendu ou modèle  $MK_{de}$  sert ici à prédire la courbe ainsi que les autres relations hydrogéotechniques non saturées.

Les conclusions de ce travail indiquent que la quasi-totalité du retrait des résidus miniers a lieu lorsque le matériau est saturé. Ceci fait que la phase de retrait résiduel est très courte pour les

résidus miniers à faible plasticité. Les résultats indiquent également que les résidus miniers se fissurent lorsque les succions qui se développent se rapprochent de la valeur de l'AEV du matériau. Les résultats indiquent aussi qu'il est possible de prédire (analytiquement et par simulation numérique) le temps à partir duquel le matériau amorce sa désaturation.

## CHAPITRE 2 COMPORTEMENT ET PROPRIÉTÉS DES SOLS NON SATURÉS

### 2.1 Généralités

Les sols sont constitués de grains et d'espaces poreux à travers lesquels peuvent s'écouler des fluides. Leur aptitude à laisser conduire l'eau est appelée conductivité hydraulique, symbolisée par  $k$  [ $L^1 T^{-1}$ ]. La taille des grains et l'indice des vides influencent grandement la conductivité hydraulique d'un sol.

Cette propriété est importante dans les applications d'ingénierie. Elle permet notamment de classifier les différents types de sols et dicte leurs choix pour certaines applications spécifiques. Le tableau 2.1 donne les ordres de grandeurs de  $k$  pour les grandes classes de sols.

Tableau 2.1. Ordres de grandeur de  $k$  pour les grandes classes de sols (Adapté de Dysli, 1991)

<i>Classes de sols</i>	<i>Conductivité hydraulique saturée <math>k</math> (m.s<sup>-1</sup>)</i>
Gravier	$10^0$ à $10^{-2}$
Sable	$10^{-2}$ à $10^{-5}$
Limon (ou Silt)	$10^{-5}$ à $10^{-8}$
Argile	$10^{-8}$ à $10^{-10}$

Le tableau 2.1 montre les valeurs de la conductivité hydraulique saturée pour les différentes classes de sols. À l'état saturé, les résidus miniers ont des conductivités hydrauliques dont les ordres de grandeurs se situent dans la classe des limons ou silts (Bussière, 2007), c'est-à-dire entre  $10^{-5}$  à  $10^{-8}$  m/s (tableau 2.1). Cependant, dans la plupart de cas, une partie des dépôts des résidus miniers se situe au dessus de la nappe d'eau. Même s'ils sont totalement saturés au moment de leur déposition, il se produit avec le temps un drainage et/ou une évaporation qui provoquent une diminution des pressions d'eau dans les pores, de la teneur en eau et du degré de

saturation proche de la surface. Ces résidus de surface sont donc souvent des matériaux non saturés.

Ce chapitre sera consacré aux caractéristiques et équations qui régissent les écoulements saturés et non saturés dans les sols (et les matériaux analogues). Des sections de ce chapitre seront consacrées à la conductivité hydraulique des sols en phase de désaturation et à leur capacité de rétention d'eau. Le chapitre fera également une revue du comportement au retrait et à la fissuration des sols en phase d'assèchement, comportement engendré par l'accroissement de succions matricielles et étroitement lié à la rétention d'eau et à la conductivité hydraulique.

### Types d'eau dans le sol et remontée capillaire

Il existe dans le sol une zone d'eau capillaire soutenue ou ascendante dans la frange capillaire (quasi-saturée) au-dessus de la nappe phréatique et l'eau capillaire isolée ou suspendue, retenue par capillarité dans l'espace de terrain surmontant la frange capillaire. L'eau capillaire contenue dans les pores présente des surfaces libres sous forme de ménisques (figure 2.1).

L'interface air - eau dans un sol à l'état triphasique possède une propriété appelée tension de surface (Barbour, 1998 ; Delage et Cui, 2000 ; De Marsily, 2004). Cette propriété résulte des forces intermoléculaires qui agissent sur les molécules de la pellicule contractile. Dans un tube, l'eau monte dans le tube par l'action de la tension de surface sur la pellicule contractile et par la tendance de l'eau à vouloir mouiller la surface du solide.

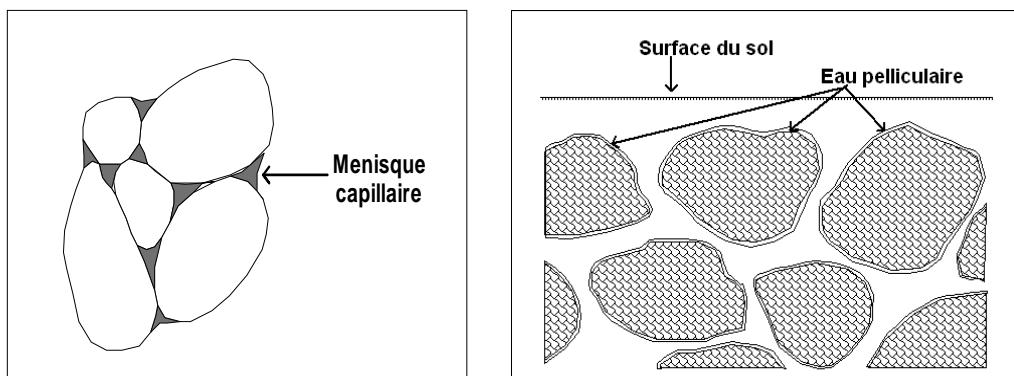


Figure 2.1. Types d'eau dans un sol non saturé a) Eau capillaire et Ménisque capillaire b) Eau pelliculaire

Dans un tube, la hauteur de remontée capillaire  $h_c$  peut être évaluée par un bilan des forces ou actions au niveau du ménisque (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Delage et Cui, 2000) : les actions de la tension dirigées vers le haut, données par  $2\pi r_C T_S \cos\alpha$ , et les actions dirigées vers le bas, correspondant au poids de la colonne d'eau ayant une hauteur  $h_C$ , données par  $\pi r_C^2 h_C \rho_w g$ . Cette hauteur est donnée par l'expression suivante (dite loi de Jurin) :

$$h_C = \frac{2T_S \cos\alpha}{\rho_w g r_C} = \frac{2T_S}{\gamma_w r_C} \quad (2.1)$$

où  $\alpha$  est l'angle de contact entre le ménisque et la paroi du tube [°],  $\alpha = 0^\circ$  pour un mouillage parfait de l'eau sur le verre;  $T_S$  est la résultante des tensions de surface [ $MT^{-2}$ ];  $r_C$  est le rayon du tube capillaire [L].

Kovács (1981) a introduit la notion de hauteur capillaire équivalente  $h_{co}$  d'un sol que nous évoquerons plus loin, qui exprime le fait que les pores d'un sol n'ont pas tous les mêmes dimensions ou diamètres, et par conséquent n'ont pas la même hauteur de remontée capillaire. Ceci est important lorsqu'on transpose la notion de remontée capillaire des tubes capillaires aux pores d'un sol.

L'eau pelliculaire (figure 2.1) se présente sous forme de films de très faible épaisseur entourant la surface des particules solides. Les forces d'adsorption - adhésion responsables de cette eau pelliculaire sont dues au caractère dipolaire de l'eau dont la molécule est capable de former des liaisons plus ou moins fortes avec des particules chargées électriquement attachées au squelette poreux.

La distinction entre les deux types d'eau mentionnés ci-dessus est d'une grande importance et fait la particularité du modèle prédictif de courbe de rétention d'eau de Kovács Modifié ou modèle MK (Aubertin et al., 1998, 2003 ; Mbonimpa et al., 2006a). Ce modèle a été développé sur base du modèle de Kovács (1981) ; il sera introduit plus loin et utilisé dans cette étude pour la prédiction des différentes relations (courbes) fondamentales pour matériaux déformables à faible plasticité incluant la courbe de retrait.

## 2.2 Profil de succion dans un sol en assèchement

Le potentiel matriciel désigné par  $u$  est associé à l'ensemble des forces créant une dépression dans l'espace poreux du milieu souterrain. C'est la résultante de l'action des forces de rétention (capillarité et adsorption – adhésion). Ce potentiel exprime l'énergie nécessaire pour extraire l'eau du sol.

Dans la zone au-dessus de la nappe d'eau, le potentiel matriciel est toujours négatif. On le remplace fréquemment par la succion, symbolisée par  $\psi$ .

$$\Psi = -u = u_a - u_w \quad [\text{M.L}^{-1}.\text{T}^{-2} \text{ ou L}] \quad (2.2)$$

Avec  $u_a$  la pression d'air dans les pores

$u_w$  la pression d'eau dans les pores (ou pression d'eau interstitielle)

Le profil de succion dans un sol en cours d'assèchement dépend des conditions environnementales et climatiques, des conditions de surface, de la profondeur de la nappe, de la perméabilité du sol et de ses caractéristiques de rétention d'eau (Fredlund et Rahardjo, 1993 ; Rassam et Williams, 1999). Des profils typiques de pressions d'eau interstitielle (succtions) d'un sol en cours d'assèchement sont illustrés à la figure 2.2.

La figure 2.2 présente les profils de succion dans sol en assèchement pour différents positions de la nappe (nappe en surface ou nappe en profondeur) et pour différents cas (évaporation excessive, remouillage du matériau ou cas en équilibre avec la nappe). Les résidus miniers entreposés en surface sont souvent dans un état initial saturé. Mais ils peuvent facilement passer d'un profil à un autre suite à la modification des conditions environnantes.

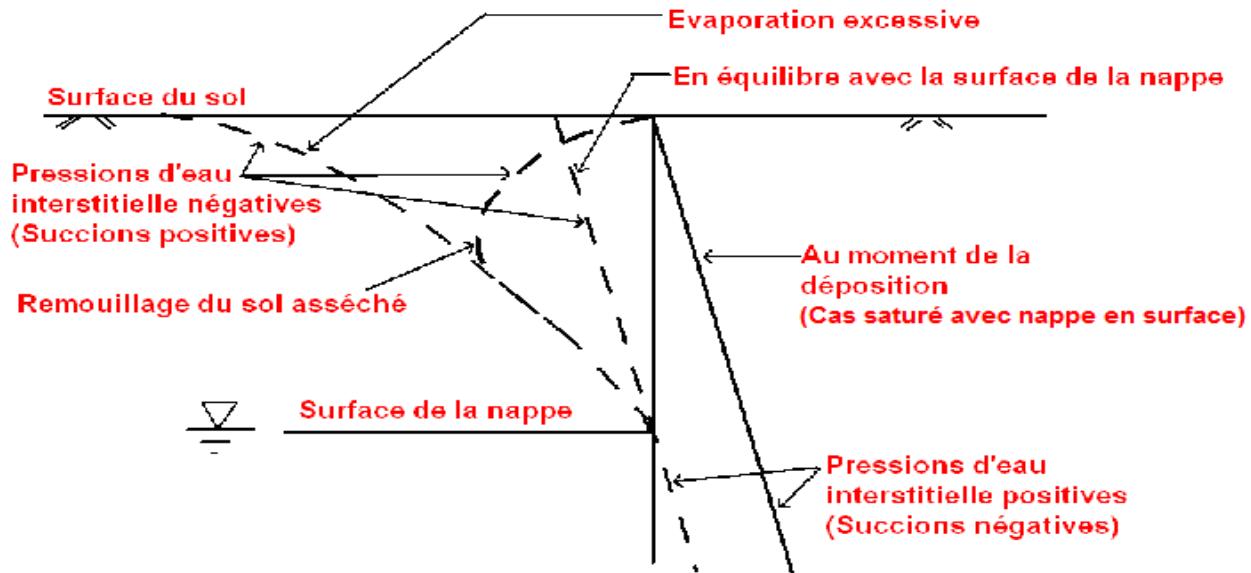


Figure 2.2. Profils typiques de succion dans un sol en assèchement (Adapté de Fredlund et Rahardjo, 1993).

## 2.3 Équations de l'écoulement en milieux saturé et non saturé

### 2.3.1 Écoulement en zone saturée

L'équation générale des écoulements en milieu saturé, ou équation de Laplace, résulte de la combinaison de deux équations :

- l'équation de continuité qui exprime le bilan des quantités d'eau entrant et sortant d'un volume élémentaire représentatif de sol (dans un espace cartésien x, y, z), donnée par :

$$\operatorname{div} \vec{q} = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.3)$$

$$\text{où } \operatorname{div} \vec{q} = \frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + \frac{\partial q_z}{\partial z} \quad (2.4)$$

$\vec{q}$  est le flux de Darcy ou débit spécifique  $[LT^{-1}]$  ;  $\theta$  est la teneur en eau volumique  $[L^3 L^{-3}]$ .

- l'équation de Darcy, ou équation de conservation de la quantité de mouvement ou encore équation dynamique (selon Musy et Souter, 1991), donnée par :

$$q = k \cdot i = k \cdot \frac{\partial h}{\partial l} \quad (2.5)$$

Avec  $\partial h / \partial l$  le gradient hydraulique ( $L \cdot L^{-1}$ )

L'équation de Darcy généralisée s'écrit sous la forme suivante :

$$\bar{q} = -k_{ij} \cdot \bar{grad}h \quad (2.6)$$

$$\text{Où } \bar{grad}h = \left( \frac{\partial h}{\partial x}, \frac{\partial h}{\partial y}, \frac{\partial h}{\partial z} \right) \quad (2.7)$$

$k_{ij}$  est le tenseur de conductivité hydraulique [ $LT^{-1}$ ] et  $h$  la charge hydraulique [ $L$ ].

La combinaison des équations (2.3) et (2.6) permet d'écrire :

$$\text{div}(-k_{ij} \bar{grad}h) = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.8)$$

$$\text{Ou encore } \frac{\partial}{\partial x} \left( k_x \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_y \frac{\partial h}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k_z \frac{\partial h}{\partial z} \right) = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.9)$$

$$\text{Avec } h = u + z = -\psi + z \quad (2.10)$$

Où  $u$  est la charge de pression d'eau interstitielle [ $ML^{-1}T^{-2}$  ou  $L$ ],  $z$  est l'élévation [ $L$ ],  $k_i$  est la conductivité hydraulique [ $LT^{-1}$ ] suivant la direction  $i$  ( $x$ ,  $y$  ou  $z$ ).

Si le sol est supposé homogène et isotrope sur le plan des conductivités hydrauliques,  $k_x = k_y = k_z = k$ , l'équation (2.8) s'écrit alors sous la forme :

$$k \left[ \text{div}(\bar{grad}h) \right] = k \nabla^2 h = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.11)$$

Où  $\nabla^2$  est l'opérateur de Laplace, dit Laplacien, est défini par :

$$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \quad (2.12)$$

Le terme  $\partial \theta / \partial t$  exprime la possibilité pour un sol de rendre ou de stocker (emmagasiner) une certaine quantité d'eau (Dysli, 1991). En régime permanent ou d'équilibre, le volume spécifique ne varie pas en fonction du temps et le second membre de l'équation (2.11) est nul. En régime transitoire,  $\theta$  peut varier en fonction du temps.

### 2.3.2 Écoulement en zone non saturée

Conçue à l'origine pour les écoulements en milieu saturé, la loi de Darcy fut étendue par Richards (1931) à l'écoulement en zone non saturée, en stipulant que la conductivité hydraulique  $k$  non saturée est une fonction de la teneur en eau  $\theta$  du sol ( $k(\theta)$ ).

Les équations d'écoulement en milieu non saturé sont donc une généralisation des principes développés dans le cas des écoulements saturés et tenant compte des caractéristiques spécifiques auxquelles sont soumises les particules de fluide dans la zone non saturée et du domaine d'écoulement qui correspond à une fraction variable de l'ensemble de l'espace poral du sol.

L'équation de Darcy généralisée en milieu non saturé s'écrit donc :

$$\vec{q} = k_{ij}(\theta) \vec{grad}h \quad (2.13)$$

En combinant cette équation à celle de continuité (équation 2.3), on obtient l'équation générale de l'écoulement en milieu poreux non saturé. Il s'agit d'une équation fortement non linéaire et qui se présente sous trois principales formulations possibles :

#### a. Formulation générale de l'équation de Richards en fonction de $\theta$ et $h$

La formulation générale de Richards ou relation mixte est la forme la plus utilisée. Elle s'écrit :

$$div(k(\theta)) \vec{grad}h = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.14)$$

$$\text{ou } \frac{\partial}{\partial x} \left( k(\theta) \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k(\theta) \frac{\partial h}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k(\theta) \frac{\partial h}{\partial z} \right) = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.15)$$

$$\text{Avec } h(\theta) = u(\theta) + z = -\psi(\theta) + z \quad (2.16)$$

Ceci permet d'écrire  $k$  en fonction de la succion  $\psi$  comme ci-dessous :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k_x(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_y(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k_z(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial z} \right) - \frac{\partial k(\psi)}{\partial z} = \left( \frac{\partial \theta}{\partial t} \right) \quad (2.17)$$

#### b. Équation de Richards avec le potentiel de pression comme variable principale

$$div(k(u)) \vec{grad}h = C(u) \frac{\partial u}{\partial t} \quad (2.18)$$

$C(u)$  est la capacité capillaire ou capacité d'humectation du sol. Elle est définie comme la pente de la relation  $\theta(u)$  et représente la variation de la teneur en eau du sol par unité de variation du potentiel matriciel.

$$C(u) = \frac{d\theta}{du} = \text{pente de CRE} \quad (2.19)$$

**c. Équation de diffusivité de Richards avec la teneur en eau comme variable principale**

$$\text{div}[D(\theta) \cdot \text{grad}h] = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.20)$$

$$\text{avec } D(\theta) = k_{ij}(\theta) \frac{du}{d\theta} \quad [L^2 T^{-1}] \quad (2.21)$$

$D(\theta)$  est la diffusivité hydraulique,  $du/d\theta$  est l'inverse de la pente de la CRE  $\equiv 1/C(u)$ .

La résolution des différentes formes de l'équation de Richards nécessite de connaître la courbe de rétention d'eau reliant la teneur en eau volumique du sol à la succion, ainsi que la courbe de conductivité hydraulique ou fonction de perméabilité. Ces deux propriétés hydriques des sols sont abordées à la section II.4 de ce chapitre. De la fiabilité dans leur détermination dépend la précision de la solution analytique ou numérique du modèle d'écoulement.

La résolution des équations de Richards se fait usuellement de façon numérique. Ceci permet de prendre en compte le transfert de l'eau de l'ensemble du milieu poreux. Plusieurs logiciels existent pour ce faire. Comme Seep/W (Geoslope International Ltd), le code Vadose/W que nous utiliserons dans cette recherche pour essayer de mieux comprendre le mécanisme de développement de succions dans le sol lors de la dessiccation permet de simuler les écoulements non saturés. Mais contrairement à Seep/W, Vadose/W présente l'avantage de prendre en compte les échanges entre le sol et l'atmosphère, incluant l'évaporation qui est à la base de la dessiccation.

## 2.4 Propriétés hydriques des matériaux non saturés

### 2.4.1 Rétention d'eau dans le sol

La rétention d'eau dans un sol réfère à la relation entre la quantité d'eau dans le sol et l'énergie par laquelle elle est tenue (Singh et al., 2006). Cette relation est à la fois un indicateur de la distribution de la taille des pores et du volume occupé par les différentes classes de pores (Gupta et Wang, 2002).

La rétention d'eau d'un sol est reliée au stockage et au taux auquel l'eau se déplace à travers les géomatériaux en conditions non saturées (Singh et al., 2006 ; Vogrig et al., 2003). Elle peut renseigner sur la quantité de drainage qui a lieu dans le sol et sur la variabilité saisonnière des propriétés de résistance (Singh et al., 2006). Elle dépend de plusieurs facteurs dont la forme, la taille et la distribution des pores, la minéralogie et l'activité de surface des particules de grains solides et la composition chimique de l'eau interstitielle (Aubertin et al., 2003).

#### 2.4.1.1 Courbe de rétention d'eau, CRE

La courbe de rétention d'eau (CRE), ou courbe caractéristique sol - eau (CCSE), permet de définir le comportement et les propriétés hydrauliques des sols non saturés. Elle définit la relation entre la teneur en eau volumique  $\theta$ , ou massique  $w$ , ou le degré de saturation  $S_r$ , et la succion matricielle  $\psi$  (e.g. Mbonimpa et al., 2006). Cette courbe représente la capacité de rétention du sol à différentes succions (Ho et al., 2006).

La courbe de rétention d'eau est souvent utilisée pour estimer la fonction de conductivité hydraulique. Elle est également reliée aux propriétés de changement de volume et permet de dériver d'autres propriétés du sol, comme la résistance au cisaillement en condition non saturée. Elle est utilisée dans beaucoup d'applications qui impliquent les sols non saturés. Elle est fondamentale pour la résolution des équations d'écoulement en milieu non saturé (Fredlund et al., 1994 ; Chertkov, 2004) et pour la description du comportement des sols non saturés.

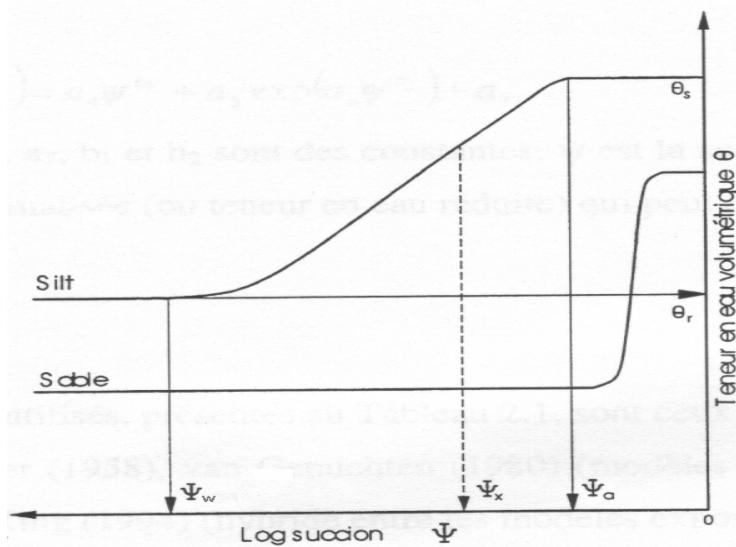


Figure 2.3. Représentation schématique des courbes de rétention d'eau (Aubertin et al., 1995)

La figure 2.3 illustre les allures des courbes de rétention d'eau des matériaux silteux et sableux. On peut y voir que la teneur en eau volumique des silts à l'état saturé est supérieure à celle dans les sables. L'AEV des matériaux silteux est également élevé que celui des matériaux sableux, car cette valeur est reliée à la proportion des particules fines.

La fiabilité dans la détermination de la CRE est d'une importance capitale dans la pratique de la mécanique des sols non saturés. Ceci est complexe car les changements de pression peuvent engendrer des changements volumiques et les propriétés d'écoulement (Péron et al., 2007).

Les valeurs de succion appliquées pour la caractérisation du comportement hydrique varient de 0 (état saturé) à  $10^6$  kPa (état considéré comme sec).

#### 2.4.1.2 Mesures de la courbe de rétention d'eau

Deux dispositifs de mesures sont couramment utilisés pour la mesure de la courbe de rétention d'eau des sols relativement fins en laboratoire. Il s'agit de la plaque drainante (norme Standard ASTM D3152) et de la cellule de pression de type Tempe (normes Standard ASTM D2325 et ASTM D3152). La cellule de pression («pressure plate extractor») qui fait partie du matériel de laboratoire utilisé dans cette étude, fonctionne par la technique dite de translation des axes; celle-ci sera décrite au chapitre consacré à la description de la partie expérimentale.

Il existe d'autres dispositifs et techniques de laboratoire pour évaluer la CRE comme la mesure psychrométrique de la succion, la technique de contrôle osmotique, la méthode du papier filtre.

Il est également possible de mesurer la courbe de rétention d'eau d'un sol *in situ* en utilisant simultanément deux appareils :

- Le tensiomètre pour des mesures de succions matricielles. Le principe consiste à insérer un senseur telle une bougie poreuse dans le sol au niveau où on veut mesurer la succion. L'eau contenue dans la bougie se met en équilibre avec l'eau du sol, et on mesure la succion avec un manomètre (ou par voie indirecte).
- La sonde pour des mesures de teneurs en eau. Par exemple, la sonde TDR mesure le temps de propagation d'une onde électromagnétique à haute fréquence (1 MHz à 1 GHz), temps qui est fonction de la constante diélectrique relative du milieu, elle-même étroitement dépendante de la teneur en eau volumique.

Les couples de valeurs ( $\theta$ ,  $\psi$ ) reportées sur un diagramme semi-logarithmique teneur en eau – succion matricielle permettent d'établir la courbe de rétention d'eau.

#### 2.4.1.3 Paramètres d'intérêt de la courbe de rétention d'eau

Deux paramètres sont d'un intérêt particulier sur la courbe de rétention d'eau d'un sol, soit :

a) La valeur (ou succion, pression) d'entrée d'air (AEV ou  $\psi_a$ ): C'est la valeur de succion à laquelle les plus gros pores commencent à se drainer et favoriser ainsi l'entrée d'air dans le sol. Il s'agit d'un indicateur des conditions d'amorce de désaturation d'un sol lors de la dessiccation. Le sigle AEV est couramment utilisé et vient de «Air Entry Value» (en anglais).

La détermination de ce paramètre peut se faire par plusieurs méthodes dont :

- L'équivalence à la succion correspondant à un degré de saturation ( $S_r$ ) de 90% ou 95% ( $\psi_a = \psi_{90}$  ou  $\psi_{95}$ , Aubertin et al., 1998b, 2003), degré au-delà duquel le matériau est considéré saturé ;
- La détermination de l'AEV par la méthode des tangentes ( $\psi_a = \psi_{BC}$ , Brooks et Corey, 1964 ; Fredlund et Xing, 1994).

- La détermination indirecte par un paramètre ajustable tel  $\alpha$  de la courbe de rétention d'eau décrite avec le modèle de Van Genuchten:  $\psi_a \approx \alpha_{VG}^{-1}$ ;

Les deux premières méthodes sont illustrées sur la figure 2.4. Pour les matériaux compressibles tels les résidus miniers, la méthode des tangentes décrit mieux la valeur de l'AEV lorsqu'elle est appliquée sur la courbe degré de saturation  $S_r$  versus succion  $\Psi$ .

Selon Hu *et al.* (2006), dont les expériences de dessiccation ont porté sur des matériaux silteux, la valeur de l'AEV pour des échantillons venant d'un même sol est la même indépendamment des conditions initiales de préparation de l'échantillon ( $w_0$ ) et des conditions du milieu environnant.

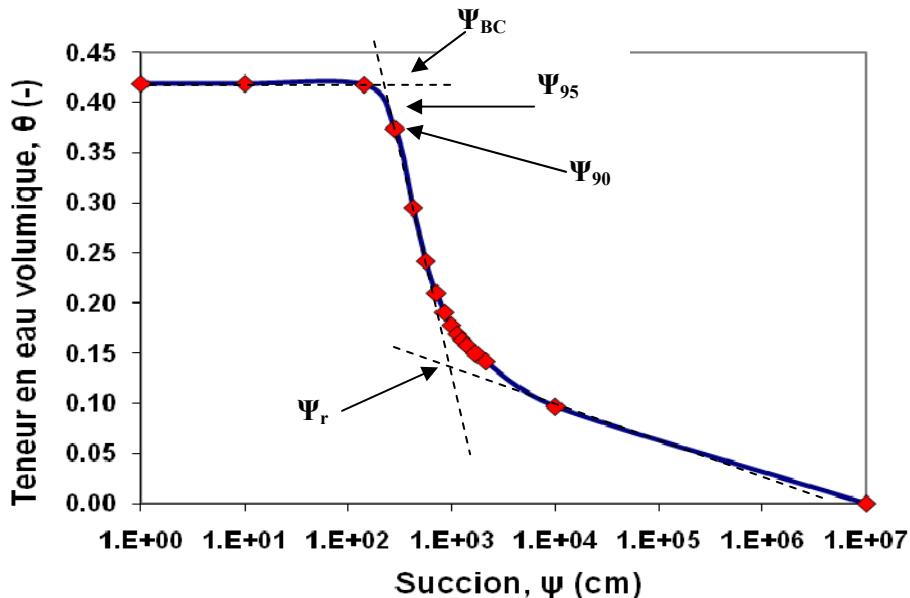


Figure 2.4. Détermination des paramètres d'intérêt de la courbe de rétention d'eau (CRE) d'un matériau non compressible

Les valeurs de l'AEV déterminées suivant ces différentes méthodes peuvent être différentes. Dans le cadre de cette recherche, on s'intéressera surtout à la valeur de l'AEV déterminée directement au point d'amorce de la désaturation lors de l'analyse de ce que nous appellerons «temps critique d'entrée d'air dans le matériau».

b) La succion à la saturation résiduelle ( $\psi_r$ ): C'est la succion à laquelle toute variation n'entraîne plus de variation importante de teneur en eau. La teneur en eau correspondante ou

teneur en eau résiduelle  $\theta_r$  correspond au point où la phase liquide devient discontinue dans le milieu poreux (figures 2.4 et 2.5). Cette teneur en eau est un paramètre qui nous intéressera lors des simulations numériques qui seront faites pour la compréhension du mécanisme de dessiccation. En condition de mouillage, cette valeur de la succion est aussi connue sous le nom de valeur d'entrée d'eau (« water entry value », WEV).

#### 2.4.1.4 Modèles pour les courbes de rétention d'eau

##### a. *Modèles descriptifs*

Il existe plusieurs modèles permettant de définir la courbe de rétention d'eau d'un sol en ajustant des équations (ou modèles) aux mesures expérimentales. Ces modèles sont des fonctions mathématiques paramétrables qui réduisent la description de la CRE d'un sol à quelques paramètres ajustés aux points de mesure. Ils peuvent être séparés en cinq catégories basées sur la formulation mathématique utilisée (Leong et Rahardjo, 1997a ; Bussière, 1999) :

- Modèles exponentiels.
- Modèles de loi de puissance.
- Modèles cosinus hyperboliques.
- Modèles polynomiaux.
- Modèles avec fonctions d'erreurs.

Parmi les modèles existants, les plus utilisés sont ceux de Gardner (1958), Brooks et Corey (1964), van Genuchten (1980), et Fredlund et Xing (1994). Ils sont présentés dans le tableau 2.2 ci-dessous. Les trois premiers sont des lois de puissance et le modèle de Fredlund et Xing (1994) est un hybride entre un modèle exponentiel et une loi de puissance.

Tableau 2.2 Modèles de courbes de rétention d'eau (Adapté de Bussière, 1999)

<b>Gardner (1958)</b>	
$\Theta = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \frac{1}{1 + a_G(\psi)}^{n_G}$	(2.22)
$\Theta(\psi)$	teneur en eau volumique effective
$a_G$	paramètre d'ajustement relié à la succion d'entrée d'air
$n_G$	paramètre d'ajustement relié à la pente au point d'infexion de la courbe de rétention d'eau
$\theta_r$	teneur en eau résiduelle
$\theta_s$	teneur en eau à saturation complète
<b>Brooks et Corey (1964)</b>	
$\Theta = \theta_r + (\theta_s - \theta_r) \left( \frac{\psi a}{\psi} \right)^{\lambda_{BC}}, \quad \text{si } \Psi > \Psi_a$	(2.23)
$\frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = 1, \quad \text{si } \Psi < \Psi_a$	(2.24)
$\Psi_a$	succion d'entrée d'air, définie ailleurs par $\Psi_{BC}$
$\lambda_{BC}$	indice de distribution de la taille des pores (-). Il varie de 0.70 à 0.15 selon la texture des sols (sable à limono-argileux)
$\theta_r$ et $\theta_s$	même signification que dans le modèle de Gardner
<b>van Genuchten, vG (1980)</b>	
$\Theta(\psi) = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \left[ \frac{1}{1 + (\alpha_{vG} \psi)^{n_{vG}}} \right]^{m_{vG}}$	(2.25)
$\Theta(\psi)$	même signification que dans le modèle de Gardner
$\alpha_{vG}$	paramètre du sol lié à la hauteur de la frange capillaire
$n_{vG}$ et $m_{vG}$	paramètres du modèle VG, liés à la distribution granulométrique. Relations entre n et m :
	- Modèle de Mualem (1976) : $n_{vG} = 1 / (1 - m_{vG})$ ou $m_{vG} = 1 - 1/n_{vG}$
	- Modèle de Burdine (1953) : $n_{vG} = 2 / (1 - m_{vG})$ ou $m_{vG} = 1 - 2/n_{vG}$
$\theta_r$ et $\theta_s$	même signification que dans le modèle de Gardner

Tableau 2.2 Modèles de courbes de rétention d'eau (Adapté de Bussière, 1999) (suite)

**Fredlund et Xing (1994)**

$$\theta = C(\psi) \frac{\theta_s}{\left\{ \ln \left[ e + \left( \frac{\psi}{a_f} \right)^{n_f} \right] \right\}^{m_f}} \quad (2.26)$$

$$\text{avec } C(\psi) = 1 - \frac{\ln [1 + (\psi / \psi_r)]}{\ln [1 + (\psi_0 / \psi_r)]} \quad (2.27)$$

$C(\psi)$	facteur de correction pour l'état complètement drainé
$e$	nombre naturel ( $e = 2.7182818\dots$ )
$n_f$	paramètre d'ajustement relié à la pente au point d'inflexion de la courbe de rétention d'eau
$m_f$	paramètre d'ajustement de la courbe relié à la teneur en eau résiduelle et au facteur de correction
$a_f$	valeur approximative de la valeur d'entrée d'air
$\psi_r$	Succion à la saturation résiduelle
$\psi_0$	Succion à l'état complètement drainé ( $\psi_0 = 10^7 \text{ cm ou } 10^6 \text{ kPa}$ )

**b. Modèles prédictifs**

Il existe des modèles prédictifs de la courbe de rétention d'eau basés sur diverses propriétés des sols. Ces modèles prennent en compte par exemple l'influence de la texture et de la structure du sol, dont la taille des grains et la porosité sur la succion. Ils ont l'avantage de permettre de tenir compte des possibles variations des propriétés basiques du matériau alors que dans les autres modèles, les paramètres sont représentatifs d'un état donné du matériau. Parmi ces modèles, il y a notamment ceux de Arya et Paris (1981), Kovács (1981), Haverkamp et Parlange (1986), Assouline (1998), Kovács Modifié (Aubertin et al., 1998, 2003). Ce dernier modèle, appelé MK, est utilisé dans ce projet.

Le modèle de Kovács modifié (Aubertin et al., 1998, 2003) a pour base celle du modèle de Kovács selon lequel la rétention d'eau dans un sol résulte des effets de deux composantes du degré de saturation : les forces capillaires (composante  $S_c$ ) et les forces d'adhésion (composante

$S_a$ ). Chacune des deux composantes à une contribution dont l'ampleur est fonction du type de matériau en présence.

La composante de capillarité  $S_c$  de la courbe de rétention d'eau est approximée par une fonction de probabilité généralisée, similaire à celle utilisée pour la distribution de la taille des pores. On considère ici que la teneur en eau volumique à une succion donnée, dépend essentiellement des diamètres des pores. La fonction proposée dans le modèle de Kovács Modifié (Aubertin et al., 1998) est intermédiaire entre la fonction gamma et la fonction exponentielle utilisée par Kovács. La composante d'adhésion  $S_a$  est donnée par une loi d'interaction du type Van der Waals entre l'eau dipolaire et la surface des grains (Kovács, 1981).

Le paramètre de référence de Kovács Modifié permettant de définir la relation entre le degré de saturation et la succion matricielle est la hauteur capillaire équivalente,  $h_{co}$ .

Le système d'équations du modèle de Kovács Modifié généralisé à différents types de sols est donné par (Aubertin et al., 2003 ; Mbonimpa et al., 2006a) :

$$S_r = \frac{\theta}{n} = 1 - (1 - S_a)(1 - S_c) \quad (2.28)$$

$$\text{Avec } S_a = a_c \cdot \left[ 1 - \frac{\ln(1 + \psi/\psi_r)}{\ln(1 + \psi_0/\psi_r)} \right] \left[ \frac{(h_{co}/\psi_n)^{2/3}}{e^{1/3} (\psi/\psi_n)^{1/6}} \right] \quad (2.29)$$

$$S_c = 1 - \left[ (h_{co}/\psi)^2 + 1 \right]^m \exp \left[ -m(h_{co}/\psi)^2 \right] \quad (0 \leq S_c \leq 1) \quad (2.30)$$

Les divers paramètres du modèle MK sont présentés dans le tableau 2.3.

Tableau 2.3 Paramètres du modèle de Kovács Modifié (adapté de Aubertin et al., 2003)

Para-mètre	Description	Expression		Unité
		Sols à faible plasticité	Sols cohésifs et plastiques	
$h_{CO}$	Hauteur équivalente capillaire	$h_{CO} = \frac{b}{e D_{10}}$ Avec $b = \frac{0.75}{1.17 \log C_U + 1}$	$h_{CO} = \frac{\xi}{e} w_L^{1.45}$ Avec $\xi = 0.15 \rho_s$	cm
		$h_{CO} = b_2 \psi_a^{x_2}$ $b_2$ et $x_2$ valent respectivement soit 5.3 et 1, soit 1.7 et 1.2		
$\Psi_r$	Succion résiduelle	$\Psi_r = \frac{0.42}{(e D_H)^{1.26}}$ ou encore $\Psi_r = 0.86 h_{CO}^{1.2}$	$\Psi_r = 0.86 h_{CO}^{1.2} = 0.86 \left(\frac{\xi}{e}\right)^{1.2} w_L^{1.74}$ ou encore $\Psi_r = 0.088 \left(\frac{\rho_s}{e}\right)^{1.2} w_L^{1.74}$	cm
$m$	Paramètre de distribution de la taille des pores	$m = 1/C_U$	$m = 3 \cdot 10^{-5}$	( - )
$a_C$	Coefficient d'adhésion	$a_C = 0.01$	$a_C = 7 \cdot 10^{-4}$	( - )
$\Psi_n$	Paramètre de succion normalisée	$\Psi_n = 1$		cm
$\Psi_0$	Succion à l'état complètement sec	$\Psi_0 = 10^7$		cm
$C_\Psi$	Facteur de correction (de Fredlund and Xing, 1994)	$C_\Psi = 1 - \frac{\ln(1 + \Psi / \Psi_r)}{\ln(1 + \Psi_0 / \Psi_r)}$		( - )
$D_H$	Diamètre équivalent	$D_H = [1 + 1.17 \log(C_U)] D_{10}$		cm
$C_U$	Coefficient d'uniformité	$C_U = D_{60} / D_{10}$		( - )
$D_{10}$	Diamètre des particules à 10% de passant cumulé	Caractéristique du matériau		cm
$D_{60}$	Diamètre des particules à 60% de passant cumulé	Caractéristique du matériau		cm
$e$	Indice des vides	Caractéristique du matériau		( - )

Les équations du modèle MK permettent d'évaluer la courbe de rétention d'eau de l'état de saturation complète ( $S_r = 1, \theta = n$ ) à l'état complètement sec ( $S_r = 0 = \theta$ ).

Ce modèle s'applique aux matériaux homogénéisés, où l'on néglige les effets de l'anisotropie, des microstructures internes et de changement de volume. Le même modèle MK étendu aux matériaux déformables sera décrit plus loin, il est utile pour cette étude.

#### 2.4.1.5 Phénomène d'hystérésis

La courbe de rétention d'eau comporte usuellement deux branches principales : celle en drainage (assèchement) qui décrit le changement de teneur en eau volumique (ou du degré de saturation) avec l'augmentation de la succion du sol et celle d'humidification (imbibition ou mouillage) qui montre les changements de  $\theta$  correspondant à une diminution des succions.

Il existe donc une "boucle" d'hystérésis entre ces deux branches principales due au fait que la valeur de la teneur en eau volumique à une succion donnée dépend du chemin de séchage ou d'humidification du sol (Delage et Cui, 2000 ; De Marsily, 2004 ; Ho et al., 2006). Plusieurs raisons peuvent expliquer l'existence de cette boucle :

- L'effet de bouteille d'encre ou effet des irrégularités de la forme et des dimensions des pores. Durant le processus d'humidification, les pores larges (de rayon  $R$ ) contrôlent le mouvement de l'eau et la succion à appliquer est  $\psi(R) = 2T_s \cos \alpha / \gamma_w R$ , alors que durant le séchage, les petits pores (de rayon  $r$ ) contrôlent le mouvement de l'eau et la succion à appliquer est  $\psi(r) = 2T_s \cos \alpha / \gamma_w r$ . Du fait que  $r < R$ , il en résulte que  $\psi(r) > \psi(R)$ , d'où des succions différentes pour une même teneur en eau;
- Le piégeage d'air dans certains pores où les bulles d'air peuvent rester captives ;
- La variation de l'angle de contact liquide – solide aux interfaces selon que le milieu se sature ou se désature;
- L'altération partielle de la structure due aux effets de gonflement et retrait.

La courbe d'hystérésis illustre le fait que, pour une même succion, la teneur en eau du sol est plus importante en période d'assèchement qu'en période d'humidification. Cet aspect ne sera pas abordé dans cette étude qui porte sur la seule phase de dessiccation ou assèchement. Des développements du modèle MK tenant compte de l'hystérésis sont donnés dans Maqsoud et al. (2006).

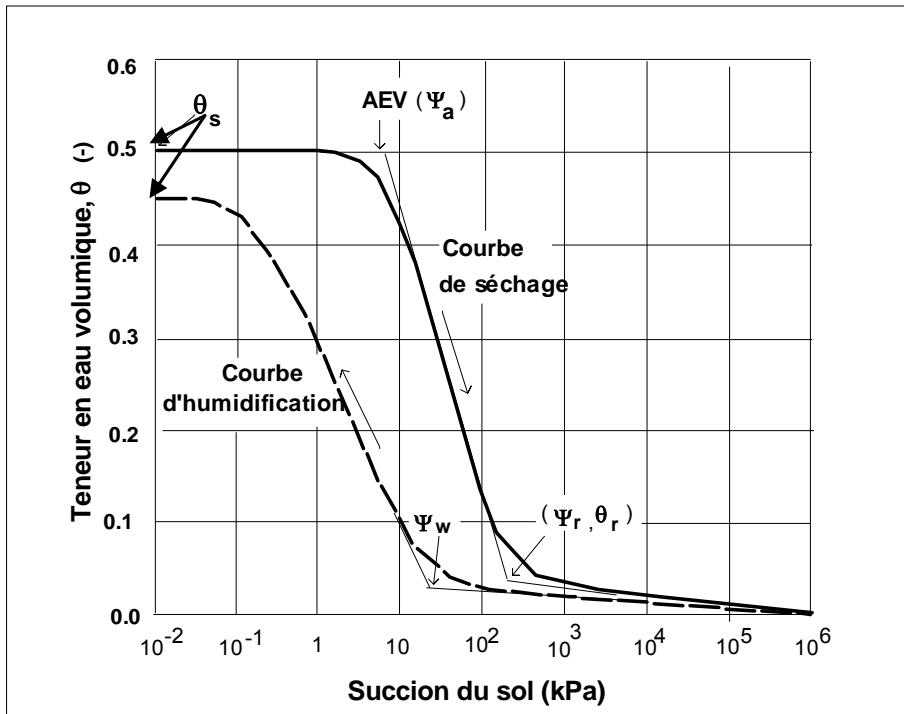


Figure 2.5. Courbe de rétention d'eau avec boucle d'Hystérésis (Adapté de Yang et al., 2004)

## 2.4.2. Conductivité hydraulique saturée et fonction de perméabilité

La conductivité hydraulique  $k$  contrôle les caractéristiques de l'écoulement de l'eau. C'est donc un paramètre important pour le retrait et pour la consolidation des sols.

La conductivité hydraulique saturée  $k_{sat}$  peut se mesurer sur terrain comme au laboratoire. Les mesures de la conductivité hydraulique saturée en laboratoire peuvent se faire à l'aide de perméamètres à parois rigides (avec charge constante ou variable) ou à parois flexibles, suivant les procédés décrits par les normes ASTM D 5084, D 5856 et D 5887. Ces mesures peuvent aussi se faire par des essais oedométriques (Bussière, 1993).

La conductivité hydraulique saturée  $k_{sat}$  peut également être prédite par des expressions mathématiques (relations empiriques existant dans la littérature, théories basées sur le rayon hydraulique, modèles basés sur la capillarité ou modèles statistiques).

La conductivité hydraulique non saturée  $k_u$  se mesure difficilement. En pratique, on tente de la relier à  $k_{sat}$  grâce à la courbe de rétention d'eau qui permet d'estimer la fonction de perméabilité relative  $k_r$ , par des modèles descriptifs dont les plus utilisés sont décrits plus bas dans cette section. La relation conductivité hydraulique – teneur en eau volumétrique pour les sols non saturés, dite aussi fonction de perméabilité, est aussi souvent estimée sur base des modèles descriptifs basés sur des mesures.

Depuis des décennies, des travaux de recherches essaient de relier la conductivité hydraulique saturée d'un sol à ses propriétés géotechniques. Les équations simples établies expérimentalement, dont celle de Hazen (1911), ne sont pas tout à fait applicables lorsque ces propriétés changent. Nous allons nous intéresser à l'équation de Kozeny-Carman Modifiée qui donne des prédictions satisfaisantes lorsqu'appliquée au cas des résidus miniers.

#### ***- Equation de Kozeny-Carman Modifié (KCM) pour $k_{sat}$***

L'équation de Kozeny – Carman modifié est un développement de l'équation de Kozeny – Carman qui exprime la conductivité hydraulique saturée comme un produit des fonctions de pedotransfert. La conductivité hydraulique saturée est fonction des propriétés du fluide en écoulement  $f_f$ , des propriétés de l'espace poreux  $f_v$  et de la fonction de la surface spécifique du sol  $f_s$  (Aubertin et al., 1996) :

$$k = f_f \ f_v \ f_s \quad (2.31)$$

Tableau 2.4 Modèle de Kozeny – Carman Modifié (Aubertin et al., 1996; Mbonimpa et al., 2002)

Fonction	Sols granulaires	Sols plastiques et cohésifs
$f_f$		$f_f = \frac{\gamma_w}{\mu_w}$
$f_v$	$f_e = \frac{e^{3+x}}{1+e}$ Avec $x \approx 2$	$f_e = \frac{e^{3+x}}{1+e}$ , avec $x = 7.7 w_L^{-0.15} - 3$ Applicable pour $20\% \leq w_L \leq 397\%$
$f_s$	$f_s = C_U^{1/3} D_{10}^2$	$f_s = \frac{1}{\rho_s^2 \lambda^2 w_L^{2\chi}}$ , avec $\lambda = 4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{g}$ avec $25\% \leq w_L \leq 127\%$
$k = f_f \cdot f_v \cdot f_s$	$k = C_G \left[ \frac{\gamma_w}{\mu_w} \right] \left[ \frac{e^{3+x}}{1+e} \right] \left[ C_U^{1/3} D_{10}^2 \right]$	$k = C_P \left[ \frac{\gamma_w}{\mu_w} \right] \left[ \frac{e^{3+x}}{1+e} \right] \left[ \frac{1}{\rho_s^2 w_L^{2\chi}} \right]$

$C_G$  est une constante adimensionnelle reliée au matériau ( $C_G = 0.1$ ) ; la constante  $C_P = 5.6 \text{ g}^2/\text{m}^4$ ;  $\mu_w$ : viscosité dynamique de l'eau ( $\mu_w = 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}^{-1}$  à  $20^\circ\text{C}$ ); la constante  $\chi = 1.5$ ;  $D_{10}$  (en cm) a déjà été défini;  $k$  est la conductivité hydraulique saturée (en cm/s);  $\rho_s$  est la densité des grains solides (en  $\text{kg}/\text{m}^3$ );  $\gamma_w$  est le poids unitaire de l'eau ( $9.81 \text{ kN}/\text{m}^3$ ).

La fonction de pedotransfert  $f_v$  tient compte de la tortuosité du milieu qu'elle relie à l'indice des vides. La fonction  $f_s$  relie la surface spécifique des grains solides (difficile à déterminer) à la distribution granulométrique (coefficient d'uniformité et diamètre effectif) pour les matériaux granulaires et à la limite de liquidité pour les sols cohésifs et plastiques (Mbonimpa *et al.*, 2002). Le tableau 2.4 donne les différentes fonctions utilisées pour le cas des sols granulaires et pour le cas des sols plastiques et cohésifs

### Fonction de perméabilité

La courbe de rétention d'eau est souvent utilisée pour estimer la conductivité hydraulique non saturée. La figure 2.6 donne une représentation schématique des fonctions de perméabilité des

matériaux silteux et sableux. À l'état saturé, la conductivité hydraulique des sables est plus élevée que celle des silts. Lorsque les succions matricielles croissent, la chute de conductivité est moins abrupte pour les silts (valeur résiduelle élevée).

Certains modèles (tableau 2.5) permettent de passer de la courbe de rétention d'eau  $\theta(\psi)$  à la conductivité hydraulique relative  $k_r(\psi)$  ou  $k_r(\theta)$ , ce qui permet de définir la fonction de conductivité hydraulique (ou fonction de perméabilité) non saturée  $k_u$  en fonction de la conductivité relative  $k_r$  et de la conductivité hydraulique saturée du sol  $k_{sat}$  (mesurée ou prédictée) :

$$k_u = k_r k_{sat} \quad (2.32)$$

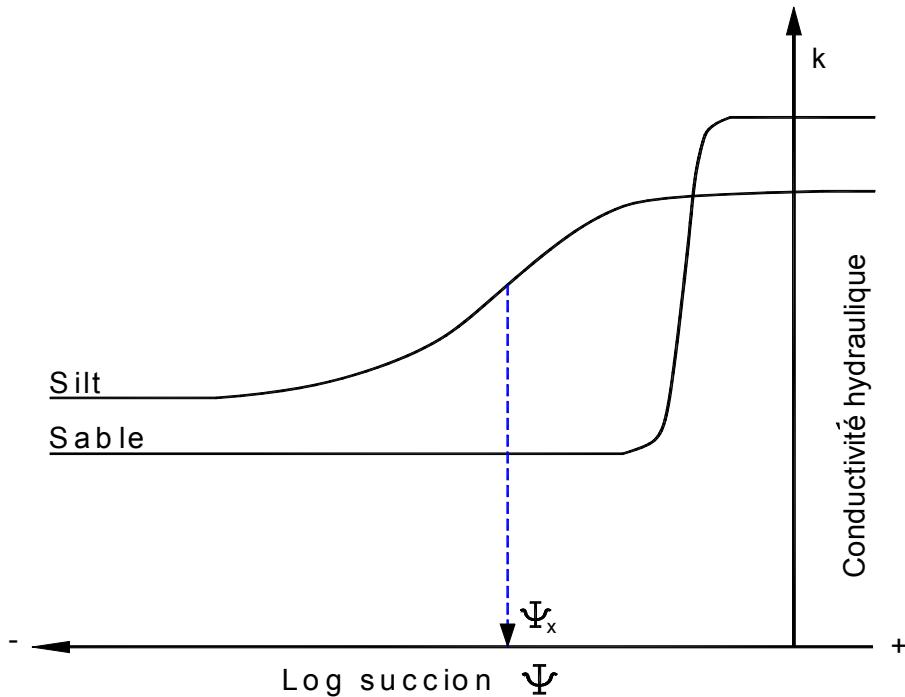


Figure 2.6 Représentation schématique des fonctions de perméabilité non saturées pour un sable et un silt (Aubertin et al., 1995)

Tableau 2.5 Quelques modèles utilisés pour représenter la fonction de perméabilité

**Gardner (1956)**

$$k(\psi) = \frac{a_{G2}}{(b_{G2} + \psi^{m_G})} \quad (2.33)$$

$a_{G2}$ ,  $b_{G2}$  et  $m_G$  Constantes empiriques.  $m_G = 5$  pour les sols sableux, 2 pour les sols argileux  
 $b_{G2}$  varie de  $10^7$  à  $5 \cdot 10^3$

**Gardner (1958)**

$$k(\psi) = k_s \cdot \exp(a_G \psi) \quad (2.34)$$

$a_G$  Constante qui dépend de la nature du sol

**Gardner (1970)**

$$k(\psi) = \frac{k_s}{(1 + \psi/\psi_m)} \quad (2.35)$$

$\psi_m$  Suction matricielle pour laquelle  $k = 0.5 k_s$

**Brooks and Corey (1966)**

$$k(\psi) = k_s \left( \frac{\psi_a}{\psi} \right)^{m_{BC}} \quad \text{si } \psi \geq \psi_a \quad (2.36)$$

$$k(\psi) = k_s \quad \text{si } \psi \leq \psi_a \quad (2.37)$$

$\psi_a$  Suction d'entrée d'air, définie ailleurs par  $\psi_{BC}$

$m_{BC}$  Constante caractéristique du sol

$k_s$  Conductivité hydraulique saturée

Tableau 2.5 Quelques modèles utilisés pour représenter la fonction de perméabilité (suite)

**Campbell (1966)**

$$k(\theta) = k_s \left( \frac{\theta}{\theta_s} \right)^{\beta_c} \quad (2.38)$$

$\beta_c$  Paramètre d'ajustement. Lorsque la relation est utilisée avec la courbe de van Genuchten pour la rétention,  $\beta_c = 2(1-m)/m + 3$

**Campbell (1974)**

$$k = k_s \left( \frac{\Psi_e}{\Psi} \right)^{2+\frac{3}{b_c}} \quad (2.39)$$

$b_c$  Constante

$\Psi_e$  Paramètre d'échelle, correspondent à l'AEV et ayant dimension de longueur

**Van Genuchten (1980) - Mualem (1976)**

$$k(\theta) = k_s k_r(\theta) = k_s \Theta^l \left[ 1 - \left( 1 - \Theta^{1/m_{VG}} \right)^{m_{VG}} \right]^2 \quad (2.40)$$

$$\text{ou} \quad k(\psi) = k_s k_r(\psi) = k_s \frac{\left\{ 1 - \left( \alpha_{VG} \psi \right)^{n_{VG}-1} \left[ 1 + \left( \alpha \psi \right)^{n_{VG}} \right]^{-m_{VG}} \right\}^2}{\left[ 1 + \left( \alpha_{VG} \psi \right)^{n_{VG}} \right]^{m_{VG}/2}} \quad (2.41)$$

$\Theta = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r}$  Teneur en eau volumique effective

$l$  Coefficient de connexion des pores. Selon le modèle de Mualem (1976), on obtient  $l = 1/2$

$\alpha_{VG}$  Paramètre du sol lié à la hauteur de la frange capillaire ( $\alpha_{VG} \approx 1/\Psi_a$ )

$n_{VG}$  et  $m_{VG}$  Paramètres du modèle VG, liés à la distribution granulométrique. Relations entre  $n$  et  $m$  :  $n_{VG} = 1 / (1 - m_{VG})$  ou  $m_{VG} = 1 - 1/n_{VG}$  selon le modèle de Mualem (1976)

Tableau 2.5 Quelques modèles utilisés pour représenter la fonction de perméabilité (suite et fin)

<b>Fredlund and al. (1994)</b>	
$k(\psi)$	$k(\psi) = k_s \frac{\sum_{i=j}^N \frac{\theta(e^y) - \theta(\psi)}{e^{y_i}} \theta'(e^{y_i})}{\sum_{i=1}^N \frac{\theta(e^y) - \theta_s}{e^{y_i}} \theta'(e^{y_i})} \quad (2.42)$
y	Variable factice de l'intégration représentant le logarithme de la succion
i	L'intervalle dans la gamme de J à N
j	Succion minimale décrite par la fonction finale
N	Succion maximale décrite par la fonction finale
e	Nombre naturel ( $e = 2.7182818\dots$ )
$\theta'$	La dérivée première par rapport à $\psi$ de la fonction de rétention capillaire

Certains de ces modèles (et d'autres) ont été revus et discutés par Bussière (1999) et Mbonimpa et al. (2006b).

## 2.5 La dessiccation des sols et des résidus miniers

La dessiccation est définie comme le processus de perte d'eau des pores d'un sol exposé à un environnement en assèchement (Péron et al., 2006b). Durant la dessiccation, cette perte en eau du sol provient essentiellement de l'évaporation. Le processus de dessiccation peut se produire dans plusieurs types de milieux à particules fines comme c'est le cas dans les dépôts des résidus produits par le processus minier.

L'intérêt porté à la dessiccation et à l'humidification des sols a commencé il y a presque un siècle (Tempany, 1917 ; Haines 1923). Malgré cela, la connaissance sur les mécanismes n'est toujours pas très avancée et les processus ne sont pas encore bien compris (Olsen et Haugen, 1998) alors que les impacts peuvent être néfastes à l'environnement. D'où l'intérêt de cette étude.

### ***La dessiccation et les dépôts de résidus miniers***

Lors de leur déposition, les résidus à l'état lâche ou densifié, subissent une sédimentation, puis une consolidation sous leur poids propre, dans certains cas une dessiccation (Rassam et Williams, 1999 ; Fujiyasu et al., 2000). Ceci fait que le volume du matériau après déposition n'est plus le même que le volume initialement mis en place. Les processus, décrits ci-dessus, sont à la base de la déformation du matériau.

Les conditions climatiques peuvent affecter les déformations verticales (et horizontales) dans les dépôts des résidus avec l'apparition de dommages sous la forme d'affaissements ou de fissures de dessiccation. La figure 2.7 montre l'apparition des fissures sur le site manitou au Québec, la photo a été prise en juin 2009. Ceci montre bien que les climats froids ne sont pas épargnés du phénomène de retrait et de fissuration.

La dessiccation des sols (et des résidus) altère leurs propriétés, incluant une réduction de leur plasticité (Osinubi et Nwaiwu, 2008). Elle affecte aussi la capacité de rétention d'eau, par conséquent la conductivité hydraulique. Les fissures (ou fentes) de dessiccation, si elles apparaissent, réduisent le potentiel de rétention d'eau dans le sol et le taux de consolidation (Morris et al., 1992), et elles augmentent la compressibilité (Yesiller et al., 2000). Ces fissures peuvent être des voies d'écoulement préférentiel pour le transport de l'oxygène, de l'eau et des contaminants et elles affectent la stabilité des pentes.



Figure 2.7 Fissures de dessiccation sur le parc à résidus Manitou (Juin 2009).

Des études antérieures (e.g. Nahlawi et Kodikara, 2006 ; Mishra et al., 2008) ont montré que le taux de dessiccation est lié à plusieurs paramètres, dont la teneur en eau initiale du matériau soumis à l'assèchement. Plus la teneur en eau initiale est élevée, plus la dessiccation est prononcée (plus le taux de perte en eau est élevé). Dans le cas des résidus miniers, le processus de perte en eau est assez prononcé pour les résidus en suspension ainsi que les résidus épaissis dont la teneur en eau de mise en place est souvent supérieure à 40%, tel que cela a été défini au premier chapitre. En particulier, on s'intéresse ici aux résidus en pâte ayant pour but de donner aux résidus une consistance élevée et de minimiser ainsi les impacts. Mais la technique n'est pas encore bien comprise et la dessiccation semble affecter significativement les résidus en pâte, pas toujours dans le sens qu'on aurait souhaité. Bussière (2007) et Martin et al. (2006, 2010) confirment que beaucoup reste à faire pour bien comprendre et optimiser l'utilisation des résidus en pâte.

## 2.6 Retrait volumique des sols

### 2.6.1 Description du phénomène

Un retrait volumétrique se produit suite à l'accroissement de la succion provoquée par une baisse de teneur en eau (Delage et Cui, 2000 ; Mbonimpa et al., 2006a). Dans la zone vadose au dessus de la nappe d'eau, l'eau est retenue par capillarité jusqu'à une certaine hauteur. Tout départ partiel d'eau dans cette zone entraîne une diminution de pression d'eau interstitielle  $u_w$ , et donc une augmentation de succion  $\psi$  et de contrainte effective  $\sigma'$ . Dans les sols fins, cela a pour effet de densifier le sol et d'engendrer un tassement en surface à la suite d'un réarrangement des grains. La contraction due aux contraintes de traction provoque aussi un retrait horizontal. Kutilek et Nielsen (1994), Novak (1999), et Oleszczuk et Brandyk (2008) affirment que, dans les conditions naturelles, le retrait vertical cause le tassement de la surface du sol alors que le retrait horizontal cause la fissuration des sols.

### 2.6.2 Étapes du retrait

Les modèles descriptifs basés sur l'ajustement des données de la courbe de rétention d'eau ne considèrent pas la variation de volume (Chertkov, 2004). Pour caractériser un sol à texture fine et sensible au retrait volumétrique, il est important de définir une relation fonctionnelle de sa caractéristique au retrait qui exprime la variation de l'indice des vides  $e$  (et donc du volume  $V$ ) en fonction de la teneur en eau  $w$ . Cette relation est dite courbe de retrait.

La courbe de retrait, qui décrit la déformation du sol, présente généralement une forme sigmoïdale, avec des parties linéaires et curvilignes, séparées par des points de transition. Elle présente usuellement quatre zones en allant du côté humide vers le côté sec (figure 2.8) :

- 1. *La zone de retrait structural* : ici la diminution du volume du sol est moindre que la perte de l'eau. Cette partie (courbe 2, figure 2.8) n'est pas présente sur toutes les courbes de retrait (Kim et al., 1992, 1999, cité par Peng et Horn, 2005). C'est une étape de retrait qu'on retrouve dans les sols structurés ou les sols avec une activité biologique considérable (Yule et Richie, 1980 ; Cornelis et al., 2006). Elle ne se manifeste pas quand il s'agit des sols remaniés (Bronswijk et Evers-Vermeer, 1990 ; Cornelis et al., 2006), tel le cas des résidus miniers (qui ne présentent pas cette phase).
- 2. *La zone de retrait normal* ou *retrait basique* (selon Mitchell, 1992) ou encore *retrait proportionnel* (selon Groenevelt et Grant, 2001) : la diminution du volume du sol est proportionnelle à la perte en eau (courbe 1, figure 2.8). Le sol demeure saturé s'il n'y a pas eu de retrait structural (Olsen et Haugen, 1998 ; Peng et Horn, 2005).
- 3. *La zone de retrait résiduel* : la diminution du volume du sol est moindre que la perte de l'eau, ce qui permet à l'air de pénétrer les pores. Le début du retrait résiduel peut être considéré comme une indication du point d'amorce de désaturation du sol (équivalent à l'AEV).
- 4. *La zone de retrait zéro (ou nul)* : le volume du sol ne change plus ; la matrice a atteint sa configuration la plus dense (Olsen et Haugen, 1997) alors que la perte en eau du sol continue. Brand et Prost (1987), cité par Cornelis *et al.* (2006) ont observé que pendant cette phase, une réorganisation des particules argileuses peut apparaître, conduisant à la

formation des fissures microscopiques. Cette partie peut manquer dans certaines courbes de retrait (McGarry et Malafant 1987, cité par Peng et Horn, 2005).

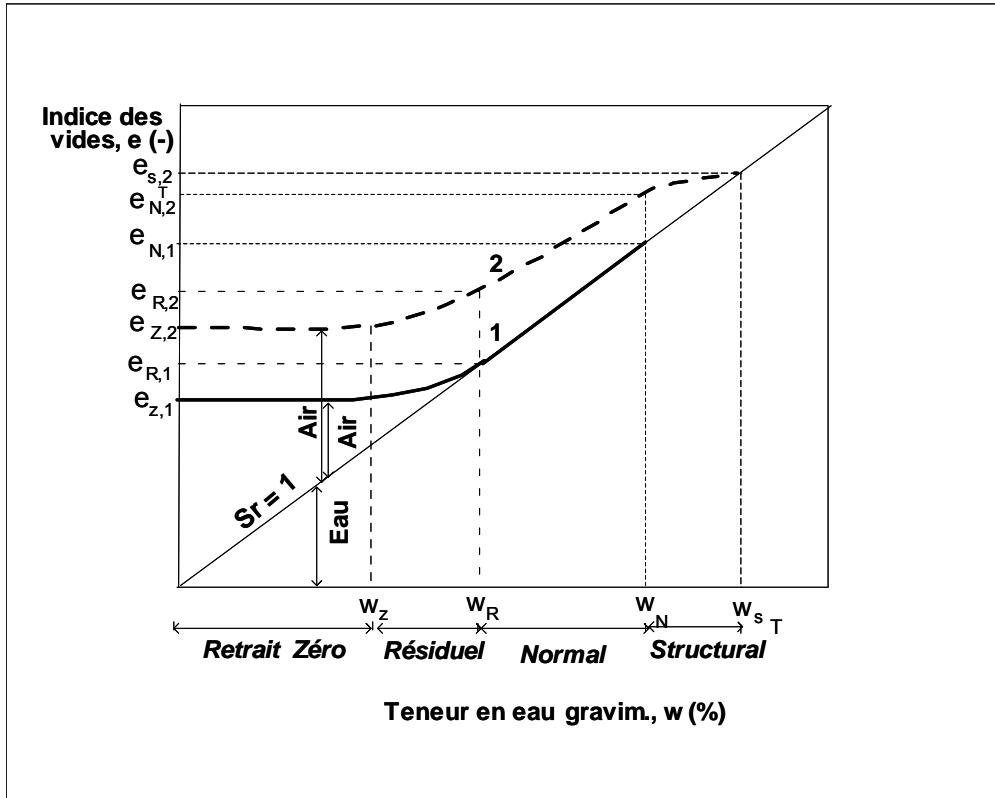


Figure 2.8 Courbes de retrait (Adapté de Cornelis et al., 2006).

Sur cette figure, les indices  $S_T$ ,  $N$ ,  $R$  et  $Z$  indiquent respectivement le retrait structural, normal, résiduel et zéro ; les indices 1 et 2 indiquent respectivement les sols non structurés ou remaniés (comme les résidus miniers) et bien structurés (souvent avec agglomérations et double porosité).

### 2.6.3 Facteurs d'influence du retrait

Plusieurs auteurs ont investigué les facteurs d'influence du retrait des sols. Les principaux facteurs peuvent être regroupés comme suit :

### ***Texture, structure et minéralogie du sol***

La texture du sol est considérée comme un des plus pertinents paramètres intrinsèques du sol reliés au changement de volume (Olsen et Haugen, 1998 ; Chertkov, 2004), la texture grossière étant moins sensible au changement de volume comparativement à la texture fine (Onweremadu et al., 2007). La texture fait référence à la teneur en particules fines et à son habileté à engendrer des phénomènes physico-chimiques.

Marinho et Chandler (1994) affirment que le chemin et l'ampleur du retrait des sols sont influencés par la quantité de particules argileuses, la minéralogie de ces particules et la nature des cations, ainsi que la matière organique. Fujiyasu et al. (2000) ont observé aussi que l'ampleur du retrait volumétrique durant la dessiccation du sol devient plus significative avec l'augmentation de la teneur en argile du sol. Albrecht et al. (2001) notent aussi que la contraction volumétrique est influencée par les propriétés du sol. Elle augmente avec l'indice de plasticité et la teneur en argile, mais diminue avec une augmentation du poids unitaire sec des matériaux. Marinho (2006) abonde dans le même sens et affirme que les sols plastiques sont sujets à un changement de volume dû à l'augmentation de succion ; le changement de volume dépend aussi de l'indice des vides initial et/ou de l'histoire de contrainte appliquée antérieurement au sol. Lal et Shukla (2004) ont observé que le changement de volume du sol dépend de sa structure, de la forme des grains, de la porosité et de la distribution de la taille des pores, ainsi que de la nature et de la quantité des minéraux argileux. Hu et al. (2008) affirment que la déformation d'un sol durant la dessiccation et l'indice des vides final dépendent de ce qu'ils qualifient de *déformabilité* de la matrice solide, qui est directement reliée à la quantité de particules fines. Witt et Zeh (2005) avaient déjà abondé dans le même sens. Krisdani et al. (2008) ont investigué l'effet d'amendement de particules fines à l'aide d'un mélange avec les particules grossières. Le potentiel de retrait volumétrique des sols résiduels diminuerait lorsqu'on augmente la teneur en particules grossières. Ceci sous-entend que cet amendement a pour effet de diminuer le potentiel de retrait du sol. Dans le même sens, Osinubi et Nwaiwu (2008) ont observé que les particules sableuses et silteuses réduisent le retrait dû au fait qu'elles "diluent" la teneur en argile et diminuent le volume d'eau retenue par capillarité et adhésion dans le sol. Mishra et al. (2008) ont également observé que la minéralogie argileuse d'un sol domine souvent les autres facteurs qui influencent le comportement à la dessiccation des sols qu'ils ont testés.

### ***Conditions atmosphériques et Flux d'évaporation***

Krisdani et al. (2008) ont mené des investigations sur l'impact de l'évaporation sur le retrait des matériaux silteux moyennement plastiques. Ils ont observé que les variations de l'indice des vides et du degré de saturation des sols sont affectées par les taux d'évaporation. Ils affirment cependant que les courbes de retrait des sols (indice des vides versus teneur en eau) ne sont pas affectées par les taux de dessiccation. L'indice des vides est donc fonction uniquement de la succion matricielle.

### ***Type de fluide interstitiel***

Péron et al. (2006) ont investigué le flux d'évaporation selon la tension de surface en utilisant trois fluides interstitiels différents. Ceci qui implique des différences des tensions de surface, des pressions de vapeur saturée et des viscosités. Ils ont démontré que les indices des vides finaux sont reliés aux tensions de surface des fluides utilisés. Ils ont également démontré que la plus grande partie de la contraction volumique des matériaux silteux étudiés se fait durant la phase saturée (i.e. retrait normal, figure 2.8).

### ***Épaisseur de l'échantillon du sol testé***

Bardanis et Kavvadas (2006) ont observé qu'un échantillon ayant une épaisseur plus grande au début a tendance à se contracter plus au cours du séchage sous l'influence de la succion. La contraction s'arrêtera alors à un indice des vides final plus faible.

### ***Indice des vides initial et contraintes mécaniques extérieures***

L'indice des vides initial et la valeur des contraintes appliquées antérieurement seraient aussi des facteurs ayant un impact sur le retrait (Marinho, 2006). Baumgartl (2000) et Baumgartl et al. (2000) ont aussi observé que la valeur de la contrainte mécanique appliquée au sol au départ, autrement dit l'histoire du sol, influence la courbe de retrait. Un sol ayant été soumis à des contraintes mécaniques  $\sigma$  positives aura un retrait plus accentué et donc un indice des vides final plus petit qu'un sol n'ayant pas été soumis à des contraintes mécaniques ( $\sigma = 0$ ). Ceci est illustré

par la figure 2.9. Philippe (1972) ; Groenevelt et Bolt (1972) et Fityus et Buzzi (2008), avaient également noté que la pression engendrée par une surcharge (et les contraintes externes) affectent la courbe de retrait.

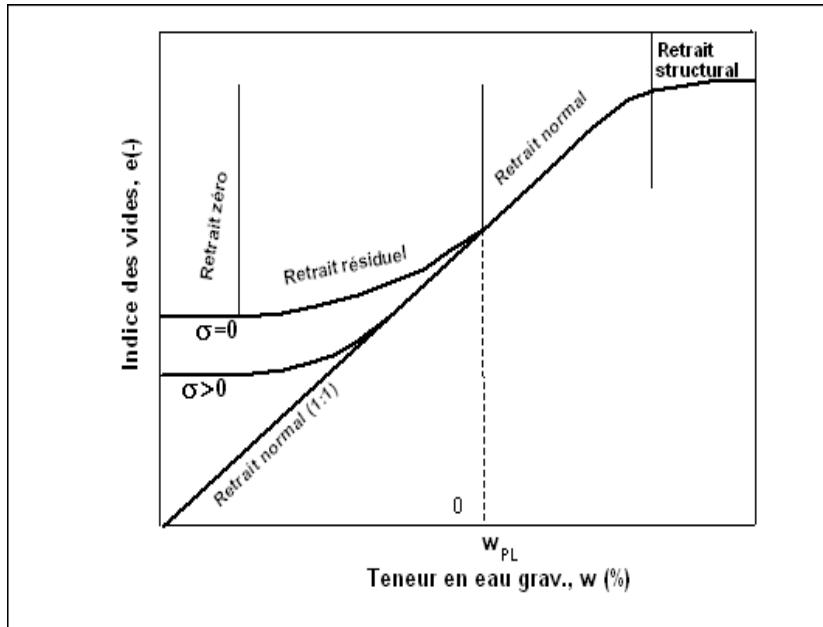


Figure 2.9 Influence des contraintes mécaniques sur le retrait (Adapté de Baumgartl, 2000)

#### **État initial du sol : teneur en eau et conditions de compaction**

Mishra et al. (2008) ont observé que la teneur en eau initiale influe sur le taux de retrait du sol.

Les conditions de compaction influent également sur le taux de retrait du sol : plus un sol est dense, moins il se contracte (Albrecht et al., 2001).

#### **2.6.4 Caractéristiques du retrait**

Pour les sols fins remaniés, tel le cas des résidus miniers déposés en surface, le processus de retrait présente trois étapes (figure 2.8), dont les attributs ont été discutés par Haines (1923), Stick (1954), Sposito (1973), Bronswijk et Ever – Vermeer (1990), Kim et al. (1992a), Konrad et Ayad (1997), Head (2006). Cette courbe de retrait est présentée comme sur la figure 2.10.

La portion AB est linéaire. Elle démontre que la diminution de volume du sol est proportionnelle à la diminution de la teneur en eau et se fait suivant la ligne de saturation AF. A gauche du point C, tout changement de teneur en eau n'entraîne plus de diminution de volume. La portion BC représente la zone de transition entre les deux. Le point E, déterminé par l'intersection de deux lignes droites AB et DC, permet de déterminer la valeur expérimentale de la limite de retrait  $w_s$ .

Il est également possible de représenter la courbe de retrait par un graphique  $w - V$  où l'axe des ordonnées représente les volumes  $V_i$  correspondant aux teneurs en eau  $w_i$ . Dans ce cas, le volume  $V_F$ , avec le point F obtenu par prolongement du segment AB sur l'axe des ordonnées, représente le volume des solides secs dans la masse du sol  $V_s$  (McCarthy, 2007).

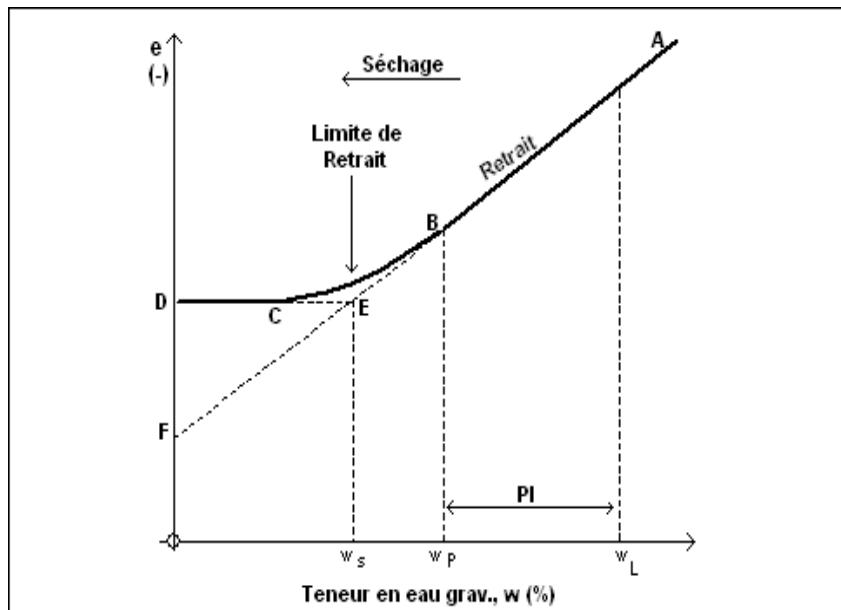


Figure 2.10. Courbe de retrait des sols remaniés (adapté de Head, 2006)

#### 2.6.4.1 Limite de retrait

La limite de retrait donne une indication quantitative du changement de volume lors du retrait. Elle est définie comme la teneur en eau du sol (considéré comme saturé) minimale atteinte pendant le séchage (Craig, 1992, Qiu et Sego, 2001).

Selon le protocole normalisé de l'essai de retrait (norme ASTM D427-85, 1993), la limite de retrait d'un sol peut être évaluée par l'expression :

$$w_s = w_0 - \left[ \frac{(V_0 - V_f) \rho_w}{M_s} \right] \times 100 \quad (2.43)$$

Où  $w_s$  est la limite de retrait [%],  $w_0$  est la teneur en eau initiale du sol humide avant dessiccation ou teneur en eau de mise en place du matériau [%],  $V_0$  est le volume du sol humide avant dessiccation ou volume initial [ $L^3$ ],  $V_f$  est le volume du sol après séchage au four ou volume final [ $L^3$ ],  $\rho_w$  est la densité de l'eau, égale à 1 g/cm<sup>3</sup>,  $M_s$  est la masse du sol séché au four [M].

Liu et Evett (2000) et Head (2006) ont défini la limite de retrait comme la teneur en eau minimale à laquelle un sol peut être complètement saturé. Au-delà de la limite de retrait ( $w > w_s$ ), tout changement de teneur en eau est accompagné de variation de volume. À la limite de retrait ( $w = w_s$ ), les particules solides sont toutes en contact, avec un arrangement qui donne une densité maximale (Head, 2006). En-dessous de cette limite ( $w < w_s$ ), tout changement de teneur en eau n'entraîne plus de changement de volume, par contre l'air pénètre dans le sol.

Dans la plupart des sols cohésifs (argiles), la limite de retrait est assez différente (inférieure) de la limite de plasticité. Dans les matériaux silteux comme les résidus miniers, les deux limites sont très proches, mais la comparaison est souvent obscure car la limite de plasticité de ces matériaux est difficile à déterminer.

#### 2.6.4.2 Indice de retrait ("Shrinkage ratio")

Cet indice est un indicateur du changement de volume pour une variation de teneur en eau donnée au-delà de la limite de retrait ( $w > w_s$ ). Il est exprimé par (Head, 2006) :

$$R_s = \frac{\Delta V / V_f}{\Delta M_w / M_s} \quad (2.44)$$

Où  $R_s$  est l'indice de retrait [-],  $\Delta V$  est le changement de volume du sol [ $L^3$ ],  $V_f$  est le volume du sol sec ou volume final [ $L^3$ ],  $M_s$  est la masse du sol séché au four ou masse des solides [M],  $\Delta M_w$  est le changement de masse d'eau qui exprime le changement de teneur en eau [M].

Au delà de la limite de retrait ( $w > w_s$ ) :  $\Delta M_w = (\Delta V) (\rho_w)$ , avec  $\rho_w = 1 \text{ g/cm}^3$ . L'expression 2.46 peut tout simplement s'écrire :

$$R_s = \frac{M_s}{V_f} \quad (2.45)$$

#### 2.6.4.3 Ampleur de retrait ("Shrinkage range")

C'est la différence (exprimée en pourcentage) entre la teneur en eau de mise en place  $w_0$  et la teneur en eau à la limite de retrait  $w_s$ .

$$\text{Ampleur de retrait} = w_0 - w_s [\%] \quad (2.46)$$

Cet indicateur nous permettra d'évaluer les différences de comportement dans le cas des résidus miniers qui sont mis en place avec des teneurs en eau initiales variées selon le type de résidu, comme cela a été décrit au chapitre premier.

#### 2.6.5 Retrait linéaire et volumique

##### a. Retrait linéaire

Le retrait linéaire est exprimé par :

$$L_s = \varepsilon_L = \frac{L_0 - L_f}{L_0} \quad (-) \quad (2.47)$$

Où  $L_s$  ou  $\varepsilon_L$  est le retrait linéaire ("Linear Shrinkage") [-],  $L_0$  est la longueur initiale de l'échantillon humide [L],  $L_f$  est la longueur finale de l'échantillon sec [L].

L'approche basée sur le retrait linéaire ou unidimensionnel peut être utilisée pour évaluer le retrait volumique du sol comme cela sera montré au point II.6.5.b. Cette approche est quelques fois utilisée pour estimer l'indice de plasticité  $I_p$  des matériaux dont les limites de liquidité et de plasticité peuvent s'avérer difficiles à mesurer (Head, 2006) ; tel est le cas des résidus miniers.

**Coefficient d'extensibilité linéaire** (Grossman et al., 1968 ; Dane et Hompas, 2002)

$$COLE = \left( \frac{L_0}{L_f} - 1 \right) \quad (2.48)$$

"COLE" est appelé Coefficient d'Extensibilité Linéaire ("Coefficient of Linear Extensibility") [ $L^1 \cdot L^{-1}$ ],  $L_0$  est la longueur de l'échantillon humide [L],  $L_f$  est la longueur de l'échantillon sec [L].

Plus le "COLE" d'un matériau est élevé, plus celui-ci a une aptitude à la déformabilité (retrait) linéaire que Kutilek et Nielsen (1994) et Oleszczuk et Brandyk (2008) associent à la formation des fissures.

### b. Retrait volumique

Le retrait volumique ou total d'un sol peut aussi se mesurer directement par un essai de retrait. Il est exprimé par :

$$\varepsilon_V = \frac{V_0 - V_f}{V_0} \times 100 \quad (\%) \quad (2.49)$$

Où  $\varepsilon_V$  est le retrait (ou déformation) volumique totale [%],  $V_0$  est le volume initial de l'échantillon humide [ $L^3$ ],  $V_f$  est le volume final de l'échantillon sec [ $L^3$ ].

Le retrait volumique peut aussi être déduit du retrait linéaire dans le cas d'une déformation isotrope. Deux approches ont été développées pour ce faire. Il s'agit de :

#### - L'approche de Bronskwijk (1990)

Cette approche permet d'évaluer le retrait volumique du sol à partir du tassement vertical. Elle relie le changement de volume  $\Delta V$  [ $L^3$ ] durant le retrait à la variation de l'épaisseur  $\Delta z$  [L] pour un sol ayant une épaisseur initiale  $z_0$  [L]. Lorsqu'on représente le volume du sol par un cube isolé, le changement de volume est décrit par :

$$1 - \frac{\Delta V}{V_0} = \left(1 - \frac{\Delta z}{z_0}\right)^{r_s} \quad (2.50)$$

Où  $V_0$  est le volume initial du sol humide [ $L^3$ ] ;  $r_s$  est un facteur géométrique [-]. Pour un retrait volumique isotrope,  $r_s$  est égal à 3 ; dans le cas de la subsidence seulement,  $r_s$  vaut 1.

#### *- L'approche de Boivin et al. (2004)*

Le changement en hauteur peut être converti en variation volumique par la relation :

$$V_t/V_0 = \left(z_t/z_0\right)^p, \quad (2.51)$$

$$\text{Avec } p = \text{Log}\left(V_f/V_0\right)/\text{Log}\left(z_f/z_0\right) \quad (2.52)$$

$V_0$ ,  $V_f$ ,  $V_t$ ,  $z_0$ ,  $z_f$ , et  $z_t$  représentent le volume  $V$  et la hauteur de l'échantillon  $z$  à l'étape initiale (indice 0), à l'étape finale (indice f) et au temps  $t$  (indice t). Le terme  $p$  représente un facteur de géométrie [-]. Si le retrait est isotrope,  $p$  est égal à 3.

### 2.6.6 Modèles de courbes de retrait

Le comportement au retrait peut être caractérisé par son indice des vides  $e$  et sa teneur en eau  $w$  ou par son volume spécifique  $V_s$  et sa teneur en eau  $w$ . Dans le cadre de cette recherche, nous utiliserons l'indice des vides  $e$  versus teneur en eau gravimétrique  $w$  pour exprimer le retrait.

Plusieurs modèles existent pour décrire la courbe de retrait. Cependant, aucun modèle général n'a été proposé (Peng and Horn, 2005). Il existe plusieurs approches basées sur la géométrisation des courbes de retrait expérimentales (Cherkov, 2006). Les principales sont :

- Les modèles linéaires qui consistent en plusieurs droites correspondant aux différentes phases du retrait (McGarry et Malafant, 1987), incluant le retrait normal
- Les modèles sigmoïdaux (Groenevelt et Grant 2001, 2002)
- Les modèles logistiques (McGarry et Malafant, 1987)

- Les modèles curvilignes approximées par des équations polynomiales (Giraldez et al., 1983 ; Giraldez et Sposito, 1983 ; Tariq et Durnford, 1993)
- Les modèles curvilignes à trois parties qui sont approximées par des équations exponentielles (Bradeau et al., 2004)

Classifiés selon les zones de retrait, les principaux modèles de courbes de retrait sont :

- Les modèles présentant les quatre zones de retrait (Braudeau et al., 1999 ; Groenevelt et Grant, 2001 ; Tariq et Durnford, 1993)
- Les modèles sans la zone de retrait structural (Cherkov, 2003 ; Giraldez et al., 1983 ; Kim et al., 1992 ; Olsen et Hogen, 1998)
- Les modèles sans la zone de retrait zéro (McGarry et Malafant, 1987)

Plusieurs équations des courbes de retrait ont été développées au cours des années. Certaines d'entre elles sont présentées au tableau 2.6, la plupart de ces relations sont exprimées en termes d'indice des vides versus teneur en humidité  $\vartheta$ , définie par  $\vartheta = V_w / V_s (= e S_r)$ .

Tableau 2.6 Modèles de courbes de retrait (Adapté de Cornelis et al., 2006)

<b>Giraldez et al. (1983)</b>	
$e = 0.7429\varphi\vartheta_B + 0.230\frac{\varphi}{\vartheta_B}\vartheta^2 + 0.0267\frac{\varphi}{\vartheta_B^2}\vartheta^3$	(2.53)
$\vartheta_B$	Teneur en humidité à l'entrée d'air, avec $\vartheta = V_W/V_S$
$\varphi$	La pente de la ligne de saturation
$\vartheta$	Teneur en humidité
<b>McGarry et Malafant (1987b)</b>	
$e = e_0 + \frac{e_v}{1 + \exp[-\beta(\vartheta - \vartheta_i)]}$	(2.54)
$e_v$	La plage maximale de l'indice des vides, égal à l'indice des vides à saturation $e_D$ moins l'indice des vides de l'échantillon séché au four $e_0$ ,
$e_0$	L'indice des vides à l'état complètement sec (séchage au four)
$\beta$	Un paramètre de pente fonction de la valeur d'entrée d'air
$\vartheta_i$	La teneur en humidité au point d'inflexion
<b>McGarry et Malafant (1987)</b>	
$e = e_0 + \frac{\vartheta}{\vartheta_B}(\vartheta_B - e_0 + e_n),$	<i>pour</i> $0 < \tau < \vartheta_B$ (2.55)
$e = e_n + \vartheta,$	<i>pour</i> $\vartheta_B < \tau < \vartheta_C$ (2.56)
$e = e_s + \frac{\vartheta}{\vartheta_C}(\vartheta_C - e_s + e_n),$	<i>pour</i> $\vartheta_C < \tau < \vartheta_D$ (2.57)
$\vartheta_C$	La teneur en humidité limite de gonflement
$\vartheta_D$	La teneur en humidité maximum
$e_0$	L'indice des vides à la teneur en humidité zéro
$e_s$	L'intercepte de la courbe de retrait structurale

Tableau 2.6 Modèles de courbes de retrait (Adapté de Cornelis et al., 2006) (suite)

<b>Kim et al. (1992)</b>	
$e = e_0 \exp(-\beta \vartheta) + \varphi \vartheta$	(2.58)
$e_0$	L'indice des vides de l'échantillon séché au four
$\beta$	Un paramètre de pente fonction de la valeur d'entrée d'air
$\varphi$	La pente de la ligne de saturation
<b>Tariq et Dunford (1993b)</b>	
$e = e_0$ ,	<i>pour</i> $0 < \vartheta < \vartheta_A$ (2.59)
$e = a_0 + a_1 \vartheta + a_2 \vartheta^2 + a_3 \vartheta^3$ ,	<i>pour</i> $\vartheta_A < \vartheta < \vartheta_B$ (2.60)
$e = e_B - \vartheta_B + \vartheta$ ,	<i>pour</i> $\vartheta_B < \vartheta < \vartheta_C$ (2.61)
$e = \vartheta_0 + c_1 \vartheta + c_2 \vartheta^2$ ,	<i>pour</i> $\vartheta_C < \vartheta < \vartheta_D$ (2.62)
$a_0, a_1, a_2, a_3, c_1, c_2, \dots$	Coefficients définis, dérivés des conditions aux limites
$e_B$	L'indice des vides à l'entrée d'air (dans les pores intra-agrégats)
$e_C$	L'indice des vides à la limite de gonflement
<b>Olsen et Haugen (1998)</b>	
$e = \frac{1}{2} \left[ \varphi \vartheta + e_0 + \sqrt{(\varphi \vartheta + e_0)^2 - 4e_0(1-\eta)\vartheta} \right]$ ,	$\vartheta \leq \vartheta_t$ (2.63)
$e = \Delta(\vartheta_t) + \frac{1}{2} \left[ \varphi \vartheta + \varepsilon + \sqrt{(\varphi \vartheta + \varepsilon)^2 - 4\varepsilon(1-\lambda)\vartheta} \right]$ ,	$\vartheta > \vartheta_t$ (2.64)
$\eta$	Reflète la courbure à la zone de transition entre le retrait résiduel et normal
$\lambda$	Reflète la courbure à la zone de transition entre le retrait normal et structural
$\varepsilon$	Un coefficient dépendant de l'asymptote supérieure
$\vartheta_t$	Une teneur en humidité seuil où les deux domaines de la courbe se rejoignent

Tableau 2.6 Modèles de courbes de retrait (Adapté de Cornelis et al., 2006) (suite)

**Braudeau et al. (1999)**

$$e = e_A + (e_A - e_0) \vartheta_{OA}, \quad 0 < \vartheta < \vartheta_A \quad (2.65)$$

$$e = e_A + (e_B - e_A) \frac{K_{BC} [\exp(\vartheta_{AB}) - \vartheta_{AB} - 1] + K_{OA} [2.1718 \vartheta_{AB} - \exp(\vartheta_{AB}) + 1]}{0.718 K_{BC} + K_{OA}} \quad \vartheta_A < \vartheta < \vartheta_B \quad (2.66)$$

$$e = e_B + (e_C - e_B) \vartheta_{BC}, \quad \vartheta_B < \vartheta < \vartheta_C \quad (2.67)$$

$$e = e_D + (e_C - e_D) \frac{K_{BC} [\exp(\vartheta_{CD}) - \vartheta_{CD} - 1] + K_{DS} [2.1718 \vartheta_{CD} - \exp(\vartheta_{CD}) + 1]}{0.718 K_{BC} + K_{DS}} \quad \vartheta_C < \vartheta < \vartheta_D \quad (2.68)$$

$$e = e_D + (e_S - e_D) \vartheta_{DS}, \quad \vartheta_D < \vartheta < \vartheta_S \quad (2.69)$$

$$\text{Où } \vartheta_{IJ} = \frac{\vartheta - \vartheta_I}{\vartheta_J - \vartheta_I} \quad (2.70)$$

Les pentes des courbes linéaires sont:

$$K_{OA} = \frac{e_A - e_0}{\vartheta_A} \quad (2.71)$$

$$K_{BC} = \frac{e_B - e_C}{\vartheta_B - \vartheta_C} \quad (2.72)$$

$$K_{DS} = \frac{e_D - e_S}{\vartheta_D - \vartheta_S} \quad (2.73)$$

**Chertkov (2000,2003)**

$$e = e_0, \quad \text{pour } 0 < \vartheta < \vartheta_A \quad (2.74)$$

$$e = e_0 + \mu (\vartheta - \vartheta_A)^2 \frac{\rho_w^2}{\rho_s}, \quad \text{pour } \vartheta_A < \vartheta < \vartheta_B \quad (2.75)$$

$$e = \vartheta, \quad \text{pour } \vartheta_B < \vartheta < \vartheta_L \quad (2.76)$$

$\mu$  Un coefficient du modèle

$\rho_w$  La densité de l'eau

$\rho_s$  La densité des particules solides

$\vartheta_L$  La limite de liquidité (teneur en eau maximale à l'état solide)

Tableau 2.6 Modèles de courbes de retrait (Adapté de Cornelis et al., 2006) (suite et fin)

<b>Groenevelt et Grant (2001, 2002)</b>	
$e = e_s + \gamma \left[ \exp\left(\frac{-\xi}{g^\zeta}\right) - \exp\left(\frac{-\xi}{e_s^\zeta}\right) \right]$	(2.77)
$\gamma, \xi, \zeta$	Paramètres du modèle
$e_s$	L'intercepte de la courbe de retrait structurale
<b>Fredlund et al. (2002)</b>	
$e(w) = a_{sh} \left( \frac{w^{c_{sh}}}{b_{sh}^{c_{sh}}} + 1 \right)^{1/c_{sh}}$	(2.78)
$a_{sh}$	L'indice des vides minimum, $e_{min}$
$b_{sh}$	Pente de la ligne de tangente
$c_{sh}$	Courbure de la courbe de retrait
$a_{sh}/b_{sh} = G_s/S$	Constante pour un sol spécifique.
<b>Peng et Horn (2005)</b>	
$e(\theta) = e_r$ ,	<i>pour</i> $\theta = 0$
$e(\theta) = e_s + \frac{e_0 - e_s}{1 + \alpha \left( \frac{\psi_n}{\psi} \right)^\beta}$ ,	<i>pour</i> $0 < \theta < \theta_s$
$e(\theta) = e_s$ ,	<i>pour</i> $\theta = \theta_s$
$a, m$ et $n$	Paramètres d'ajustement du modèle
$\theta$	Teneur en humidité, $\theta = V_w / V_s$
$e_s$	Indice des vides à la limite de retrait

Il en existe quelques autres modèles dont ceux de Bronswijk (1991), Tariq et Durnford (1993a), Groenevelt et Grant (2004), Fredlund et Pham (2006), Boivin et al. (2006), Deng et Shen (2006).

### 2.6.7 Mesures du retrait en laboratoire

La détermination de la courbe de retrait requiert plusieurs mesures simultanées de la teneur en eau et du changement de volume, de l'état de saturation complète jusqu'à l'état sec. La mesure du volume de l'échantillon (ou spécimen) de sol, surtout lorsque celui-ci est à l'état presque liquide, est une opération délicate. En plus, la méthode doit être adaptée à de petits changements de volume.

Les principales approches qu'on utilise pour mesurer les changements de volume durant le séchage sont les suivantes :

- les méthodes dimensionnelles, utilisant le vernier caliper ou le transducteur de déplacement
- les méthodes de déplacement (Haines, 1923 ; Brasher et al., 1966 ; Head, 1980) où l'on utilise un fluide tel le mercure (Norme ASTM D427-93), l'eau, le toluène, le kérósène. L'utilisation du "*Kerdane*" comme fluide de déplacement (technique destructive, non appropriée aux sols naturels) a été décrite par Zerhouni (1991) et Abou-Bekr et al. (2005).

A ces deux grandes catégories s'ajoutent les méthodes numériques (Pupalla et al., 2004 ; Costa et al., 2008) qui sont de plus en plus utilisées. Ces méthodes consistent à numériser l'image et à convertir le nombre de pixels an aire (surface).

## 2.7 Modèle prédictif de Kovács Modifié pour sols compressibles

Le modèle de Kovács Modifié présenté par Aubertin et al. (1998, 2003) exprime la variation du degré de saturation  $S_r$  en fonction de la succion pour des sols non déformables ( $e$  constant). Du fait qu'il incorpore l'indice des vides  $e$  dans le système d'équations exprimant le degré de saturation  $S_r$ , ce modèle a été étendu à la description de la courbe de rétention des sols argileux déformables ( $e$  variable) en exprimant  $e$  comme une fonction de la succion  $\psi$ . Le degré de saturation  $S_r$  y est donc exprimée comme fonction de la succion et de l'indice des vides  $S_r(\psi, e)$ . Pour ce faire, la hauteur capillaire équivalente  $h_{co}$ , paramètre de référence du modèle, ainsi que tous les autres paramètres ont été réévalués (Mbonimpa et al., 2006a).

### - Courbe de retrait volumique – Modèle MKd

Une bonne description de la courbe de retrait  $e(\psi)$  est obtenue par l'expression suivante (Mbonimpa *et al.*, 2006a) :

$$e(\psi) = e_s + \frac{e_0 - e_s}{1 + \alpha \left( \frac{\psi}{\psi_n} \right)^\beta} \quad (2.82)$$

Le paramètre  $h_{co}$  pour les sols argileux est exprimé en fonction de la succion et de l'indice des vides,  $h(\Psi, e)$  par :

$$h_{co}(e(\psi)) = \frac{\xi}{e(\psi)} w_L^{1.45} = \frac{0.15 \rho_s}{e(\psi)} w_L^{1.45} \quad (2.83)$$

Pour exprimer  $S_r$  en fonction de  $\psi$  et  $e$ , il suffit d'injecter les expressions 2.84 et 2.85 dans le système d'équations 2.86 à 2.89 ci-dessous :

$$S_r = \frac{\theta}{n} = 1 - (1 - S_a)(1 - S_c) \quad (2.84)$$

$$\text{Avec } S_a = a_c \cdot \left[ 1 - \frac{\ln(1 + \psi/h_{co})}{\ln(1 + \psi_0/h_{co})} \right] \left[ \frac{(h_{co}/\psi_n)^{2/3}}{e^{1/3} (\psi/\psi_n)^{1/6}} \right] \quad (2.85)$$

$$S_c = 1 - \left[ (h_{co}/\psi)^2 + 1 \right]^m \exp \left[ -m(h_{co}/\psi)^2 \right] \quad (0 \leq S_c \leq 1) \quad (2.86)$$

On peut remarquer que dans ce système, la succion résiduelle  $\psi_r$  du modèle MK est remplacée par  $h_{co}$  car la succion résiduelle n'est pas très bien définie sur la courbe de rétention d'eau des sols argileux. Il a toutefois déjà été démontré que ces deux paramètres sont reliés entre eux.

Le tableau 2.7 montre les paramètres du modèle MKd. Les paramètres  $\alpha$  et  $\beta$  sont reliés à la pente de la courbe de retrait. Le reflet de l'influence de la taille des pores se fait à travers le paramètre  $m$ .

Tableau 2.7 Paramètres du modèle MK<sub>d</sub>

Paramètre	Description	Expression	Unité
$\alpha$	Paramètre du modèle	$\alpha = 8.7 \times 10^{-3} \left( \frac{e_0}{e_L} \right)^{3.09}$	( - )
$\beta$	Paramètre du modèle	$\beta = 0.63 \left( \frac{e_L}{e_0 - e_S} \right)^{0.22}$	( - )
$e_0$	Indice des vides initial	Dépend de l'état initial du sol	( - )
$e_S$	Indice des vides à la limite de retrait	$e_S = D_r w_S / 100$	( - )
$e_L$	Indice des vides correspondant à la limite de liquidité	$e_L = D_r w_L / 100$ avec $w_S = w_L - 1.22 I_P = 1.22 w_P - 0.22 w_L$ valable si $w_L \leq 5.6 w_P$	( - )
$a_C$	Coefficient d'adhésion	Constante. $a_C = 7 \times 10^{-4}$	( - )
$m$	paramètre de distribution de la taille des pores	$m = 3 \times 10^{-5} + 0.04 \left( \frac{e_0 - e_S}{e_0} \right)^{3.3}$	( - )

## 2.8 Fissuration des sols

### 2.8.1 Généralités

L'initiation et la propagation des fissures ont une influence conséquente sur les propriétés mécaniques des sols durant le séchage (Deng et Shen, 2006). Les fissures de dessiccation peuvent constituer des voies d'écoulement préférentiel, une des causes principales de transport et de diffusion des contaminants (Drumm et al., 1997 ; Lakshmikantha et al., 2006). Sur les parcs à résidus, les fissures génèrent une augmentation de la conductivité hydraulique, contribuant à la contamination des eaux souterraines et celles de surface (Rodriguez, 2002, Lakshmikantha et al., 2006). Des essais effectués sur des matériaux fins argileux par Péron *et al.* (2006b) ont montré

que les fissures de dessiccation peuvent augmenter la conductivité hydraulique de plusieurs ordres de grandeur, de  $10^{-9}$  m/s pour un sol humide intact à  $10^{-6}$  m/s pour le matériau après fissuration. Cette augmentation sensible de conductivité hydraulique est confirmée par d'autres auteurs (Yessiler et al., 2000 ; Zeh et Witt, 2006).

La fissuration due à la dessiccation peut causer des effets nuisibles sur la performance des géomatériaux dans diverses applications d'ingénierie (Costa et al., 2008). Les fissures créent des zones de faiblesse dans la masse du sol, causant ainsi une réduction de la résistance, du taux de consolidation et de la stabilité du sol (Morris et al., 1992 ; Yessiler et al., 2000 ; Tang et al., 2008). Les fissures affectent la performance de bien d'autres ouvrages comme les couvertures monocouches ou multicouches, engendrant ainsi des problèmes de percolation et de drainage (Lakshmikantha et al., 2006).

### 2.8.2 Description du phénomène

Le développement des fissures dans les sols à grains fins peut être causé par plusieurs processus dont la dessiccation, le tassement différentiel, la pénétration par les racines des plantes (Yessiler et al., 2000). Dans le cadre de ce travail, nous allons investiguer la fissuration qui provient de la réduction de la teneur en eau causée par la dessiccation.

Les fissures apparaissent dans le sol lorsque l'énergie de déformation imposée par le retrait est suffisante pour briser les liens interparticulaires (Raats, 1984 ; Hallet et Newson, 2001). Un bon nombre de chercheurs a abordé la fissuration des sols du point de vue de l'analyse du développement des contraintes (e.g. Morris et al., 1991 ; AbuHejleh and Znidarcic, 1995 ; Konrad et Ayad, 1997 ; Kodikara et al., 1998 ; Lloret et al., 1998 ; Péron et al., 2005). L'explication la plus plausible sur le phénomène de fissuration, avancée par plusieurs auteurs (Hu et al., 2006 ; Nahlawi et Kodikara, 2006 ; Peron et al., 2006 ; Min et Nhat, 2007), est la suivante : Les fissures de dessiccation sont supposées être la conséquence d'un excès de contraintes de traction induites par le retrait (constraint) du sol en assèchement. La désaturation d'un sol due à l'évaporation crée une augmentation de la pression négative (ou succion) dans le sol; ceci crée un développement de

gradient d'humidité dans le sol qui engendre à son tour une augmentation des contraintes de traction. Comme les contraintes de traction croissent avec la progression de la dessiccation, elles peuvent atteindre la résistance à la traction du sol qui alors perd son habilité à supporter ces contraintes. Des fissures se forment à ce point et se propagent en libérant une partie des contraintes de traction.

Min et Nhat (2007) mentionnent que les facteurs qui génèrent les contraintes peuvent être externes (interface entre les couches, conditions et forme de la frontière) et/ou internes (non uniformité de séchage dans les couches de sol). Péron et al. (2004, 2007) ont noté que les fissures sont accrues par une adhésion (échantillon – paroi) qui engendre des contraintes de cisaillement durant les essais de laboratoire.

La résistance du sol à la traction quant à elle est influencée par la cohésion, les forces capillaires, et la cimentation (Witt et Zeh, 2005). La résistance à la traction des sols à grains fins dépend de l'attraction entre les particules, qui dépend de la cohésion du matériau et de la teneur en eau (Rodriguez, 2006).

Lakshmikantha et al. (2006) abordent la fissuration comme un problème de la mécanique des sols non saturés où la succion joue un rôle important. Ce point de vue est celui adopté dans la suite de ce travail où nous allons investiguer le retrait (et la fissuration qui pourrait en résulter) comme des déformations dues à la variation de succion matricielle.

### 2.8.3 Paramètres d'influence sur la fissuration

La forme des fissures varie dépendamment du matériau testé, des possibles contraintes extérieures et de la géométrie de l'objet pour les échantillons testés en laboratoire.

Lakshmikantha et al. (2006) ont investigué la fissuration des sols argileux en utilisant des échantillons de formes et de tailles différentes. La conclusion de l'étude a montré que la taille de l'échantillon, son épaisseur et le rapport longueur/largeur ont une forte influence sur la structure de fissuration et le taux de perte d'humidité. L'analyse a également révélé que les conditions aux

frontières (comme la rugosité de la surface de contact sol – contenant pour des échantillons testés en laboratoire) ont également un impact sur le mécanisme de dessiccation.

Kodikara et Choi (2006) ont eux aussi relevé l'épaisseur du sol testé comme un important facteur d'influence sur la fissuration : plus l'épaisseur augmente, plus le nombre de fissures diminue. Ils ont également relié l'épaisseur du sol à l'espacement des fissures.

Sur bases de leurs expériences en laboratoire, Min et Nhat (2007) concluent que la fissuration des argiles dépend généralement des conditions d'expérimentation comme les propriétés du matériau de base, la densité du sol, le taux de dessiccation et l'épaisseur de l'échantillon. Ils ont catégorisé les conditions qui gouvernent les caractéristiques de la fissuration des sols en deux : les conditions extrinsèques qui incluent la température, l'humidité relative et la vitesse du vent ; et les conditions intrinsèques dont les conditions d'humidité du sol, la structure du matériau, la composition chimique et physique.

Les contraintes qui sont à la base de la formation des macrofissures de dessiccation peuvent provenir soit des conditions de frontières frictionnelles, de traction ou de déplacement, ou encore des facteurs intrinsèques reliés à la texture du sol (comme l'existence des larges particules), à la structure du sol ou au réseau solide formé par les particules solides. La fissuration sur le terrain peut provenir des structures pouvant engendrer des contraintes, ou un gradient d'humidité du sol (Péron et al., 2006). Kodikara et al. (2002) ont noté que l'échantillon testé en laboratoire peut être lui-même source de contraintes lorsque l'eau ne se draine pas assez ou lorsque le transfert d'humidité est très faible, dû à une très faible valeur de conductivité hydraulique.

#### **2.8.4 Suction critique de fissuration**

La succion critique à l'initiation des fissures est un paramètre clé pour cette étude car elle renseigne sur les conditions à éviter pour contrôler la fissuration des résidus miniers.

Des tests entrepris sur le terrain et en laboratoire par Witt and Zeh (2005) ont démontré que la succion critique pour l'initiation des fissures dépend de plusieurs paramètres mécaniques et physiques dont la teneur en particules fines, la structure du sol, le degré de compaction,

l'humidité initiale, la charge appliquée sur le sol, etc. Pour Zeh et Witt (2006), qui ont travaillé sur les argiles compactées, le critère principal d'initiation des fissures est la contrainte de traction des sols cohésifs qui est liée à la teneur en eau ou à la succion développée. Cette observation était déjà faite par Zeh et Witt (2004, 2005a, 2005b), Morris et al. (1992), Heibrock et al. (2003). Toutefois, la contrainte de traction a été peu analysée dans la littérature car elle est difficile à mesurer. Nahlawi et Kodikara (2005) ont observé que la succion au voisinage des fissures et la teneur en eau correspondante sont très proches de la valeur d'entrée d'air (AEV). Péron et al. (2006, 2009) (lors de leurs investigations menées sur des matériaux silteux) et Fleureau et al. (1993) lors de leurs investigations sur les sols argileux ont également observé que les fissures apparaissent au voisinage de l'AEV, c'est-à-dire au début de la phase de désaturation.

### 2.8.5 Structure et extension des fissures

Lorsqu'une fissure apparaît, le processus initié peut créer d'autres fissures qui vont se développer entre les premières, tout en s'élargissant au cours du temps. Péron et al. (2006, 2009) notent que le relâchement de contraintes n'est pas total lors de la création de la première fissure; les fissures subséquentes relâchent donc des contraintes résiduelles. Cependant, celles-ci atteignent un nombre maximum au bout d'un certain temps.

L'extension et le taux de fissuration dépendent de plusieurs facteurs incluant la succion (ou pression négative) qui se développe dans le sol et les propriétés élastiques du sol (Yessiler et al., 2000). La présence des grosses particules peut réduire fortement le retrait et le taux de fissuration des sols fins (Kleppe et Olson, 1985). Cela change aussi les propriétés mécaniques du sol (Yessiler et al., 2000)

#### ***Évaluation du taux de fissuration***

Yessiler et al. (2000) ont caractérisé les dimensions des fissures en surface en utilisant la notion de Facteur d'intensité des fissures (*Crack Intensity Factor* ou CIF) qui est définie comme le

rappor de la surface des fissures sur la surface totale du sol (Al Wahab et El-Kedrah ,1995 ; Mi, 1995 ; Miller et al, 1998; Yesiller et al., 2000). Ce facteur s'exprime par :

$$CIF = \frac{A_c}{A_t} \quad (2.87)$$

Avec  $A_c$  = Aire des fissures [ $L^2$ ]  
 $A_t$  = Aire totale de la surface [ $L^2$ ]

La quantification des fissures (surface et longueur) peut être faite par la technique d'images digitales (Puppala et al., 2004), et calculée à partir de l'analyse d'image en utilisant un programme comme MATLAB (Min et Nhat, 2007).

### 2.8.6 Processus de développement des fissures

Plusieurs travaux se sont penchés sur la quantification de la progression des réseaux de fissures, et pour examiner et modéliser les mécanismes menant à la fissuration des sols (Horgan et Young, 2000). Présentement, il n'existerait pas de méthode pour bien modéliser le processus de développement des fissures de dessiccation et le processus global n'est pas encore bien compris (Costa et al., 2008).

Plusieurs auteurs se sont concentrés sur les conditions sous lesquelles la fissuration des sols a lieu et les conditions qui affectent les propriétés mesurables des fissures. Une approche considère des modèles basés sur la rupture sous contrainte de liaisons entre particules adjacentes. Certains travaux ont fourni des représentations statistiques de la géométrie des fissures. D'autres études ont tenté d'élucider les caractéristiques des fissures de dessiccation (i.e. leurs profondeurs, épaisseurs, structures et leur dynamique de création et évolution) en se basant sur des modèles dits quasi-statiques (Valette et al., 2007) dont :

- les modèles géométriques qui utilisent des algorithmes de fragmentation fractale (Perrier *et al.*, 95 ; MacVeigh ,1995 ; Horgan et Young, 2000) ;
- Les modèles physiques (Skjeltorp et Meakin, 1988; Hirota et al., 1998, 2000; Vogel et al. 2005b; Federl, 2002; Federl et Prusinkiewicz, 2004);
- Les modèles numériques (O'Brien et Hodgins, 1999 ; O'Brien et al., 2002).

Ces études prennent usuellement pour hypothèses que le développement des fissures se fait suivant des chemins préexistants, et utilisent pour ce faire des algorithmes pour résoudre le problème. Ceci ne serait pas très significatif car l'apparition des fissures dépend en réalité de plusieurs aspects dont les variations en humidité du sol, la résistance du sol, la topographie et la localisation des agrégats sur la partie superficielle du sol (Valette et al., 2007). Il est donc difficile de prédire où, quand et avec quelle extension les fissures apparaîtront. La formation des fissures est donc un phénomène dynamique et sa prédiction est hautement complexe.

Il existe également des modèles mathématiques assez complexes pour le couplage de la chaleur, de l'humidité, de l'écoulement d'air et des problèmes de déformation (Thomas et Sansom, 1995 ; Zhou et Rowe, 2005, Witt et Zeh, 2005). Ces modèles permettent une bonne analyse et une bonne compréhension des phénomènes dépendant du temps, mais on leur reproche de ne pas être suffisamment applicables pour des prédictions quantitatives en raison d'une lacune des paramètres pertinents (Witt et Zeh, 2005).

## CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE ET PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

Ce chapitre présente les différents types de matériaux sur lesquels les investigations ont porté, leurs caractéristiques physiques ainsi que les équipements utilisés pour les essais de dessiccation libre, de dessiccation contrainte et de rétention d'eau. Les principes de fonctionnement de ces équipements ainsi que le protocole expérimental qui a été suivi pour la réalisation des essais sont également présentés.

### 3.1 Caractérisation des matériaux

La connaissance des propriétés physiques de base des résidus miniers est nécessaire pour comprendre leur comportement lors de la dessiccation, dans le but de permettre une amélioration de l'efficacité de leur déposition.

Les résidus provenant de la mine Bulyanhulu en Tanzanie constituent le matériau de base (matériau principal) pour cette étude. Il s'agit d'une mine d'or, propriété de la compagnie Barrick Gold, où la technique de déposition des résidus en pâte de surface est appliquée depuis 2001 (Martin et al., 2006). D'autres résidus ont également été testés afin de généraliser l'étude à une gamme étendue de ce type de matériaux. Il s'agit des résidus des mines suivantes:

- Laronde
- Goldex
- Trois types différents de résidus prélevés à divers endroits sur le site Manitou, dénommés ici Manitou 1, 2 et 3

Une fois reçus, tous les matériaux sont d'abord homogénéisés, humidifiés et placés dans des chaudières hermétiques (sous l'eau). Ensuite une série d'essais en laboratoire est menée pour évaluer les caractéristiques physiques des matériaux, soit la granulométrie (tamisage et sédimentométrie), la densité relative et la conductivité hydraulique saturée.

### 3.1.1 Granulométrie

Les essais de tamisage permettent d'obtenir la courbe granulométrique qui donne une indication sur les différentes proportions de passant correspondant à des mailles (tamis) de référence, ce qui permet de déterminer la classification du sol (gravier, sable, silt, argile) et de dire laquelle de ces catégories contrôle ses propriétés mécaniques.

Les analyses granulométriques des échantillons de résidus prélevés sur terrain ont été réalisées en laboratoire suivant les procédures décrites par la norme standard ASTM D422-63 (2002). Ces analyses incluent le tamisage pour les particules de taille supérieure à 80 micromètres et le test à l'hydromètre ou sédimentométrie pour les particules de taille inférieure à 80 micromètres (tamis n°200). Les résultats de ces analyses sur les différents matériaux testés sont présentés à la figure 3.1. Certaines de ces données ont été tirées d'autres travaux sur les résidus Bulyanhulu (Martin et al., 2006) et Goldex (Pabst, 2010). La courbe granulométrique moyenne des résidus Laronde évaluée en laboratoire s'apparente à la courbe la plus fine (décalée vers la gauche) du fuseau de distribution granulométrique des résidus Laronde présenté par James (2008).

La présentation de toutes les courbes granulométriques sur un même graphique (figure 3.1) a l'avantage de permettre des comparaisons directes sur les différentes fractions fines qui pourraient jouer un rôle important sur le potentiel de retrait de chacun des matériaux testés.

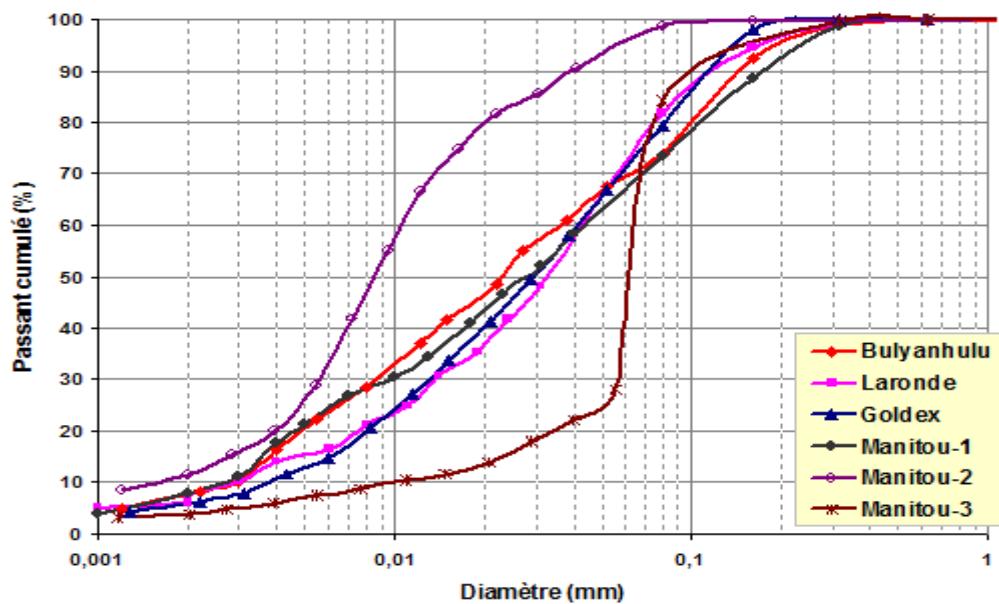


Figure 3.1 Distributions granulométriques des résidus miniers testés

Notons enfin que les courbes granulométriques présentées à la figure 3.1 sont des courbes moyennes résultant de plusieurs tests.

Ces courbes ressemblent de manière générale à celles d'autres résidus rapportées par Vick (1983, 1990) pour les résidus des mines d'or et d'argent ; Aubertin et al. (1996) et Bussière (2007) pour les résidus provenant des mines en roche dure. On note ici que la courbe de l'échantillon Manitou-2 est la plus décalée vers la gauche, indiquant une proportion de particules fines plus importante que dans les autres matériaux testés. On note aussi que la courbe Manitou-3 présente à peu près 75% de particules de taille supérieure à 50 microns, ce qui est relativement grossier comparé aux autres résidus.

Les courbes granulométriques fournissent des caractéristiques utiles comme le diamètre effectif  $D_{10}$  ainsi que les diamètres  $D_{30}$  et  $D_{60}$ . Ces diamètres permettent de calculer divers paramètres, soit :

Le coefficient d'uniformité ( $C_U$ ) suivant l'expression :

$$C_U = \frac{D_{60}}{D_{10}} \quad (3.1)$$

Le coefficient de courbure ( $C_C$ ) suivant l'expression :

$$C_C = \frac{D_{30}}{D_{10} D_{60}} \quad (3.2)$$

Où  $D_x$  est la taille de particules qui correspond à  $x$  pourcentage de passant.

Le coefficient d'uniformité  $C_U$  donne une indication quant à l'homogénéité granulométrique du matériau. Une valeur élevée signifie que le  $D_{10}$  et le  $D_{60}$  diffèrent considérablement et que la granulométrie du matériau est étalée ( $\geq 6$ ). Le matériau est uniforme si le  $C_U$  est faible ( $\leq 3$ ).

Les différentes propriétés géotechniques de base des matériaux testés sont résumées dans le tableau 3.1. Ce tableau indique que les résidus sont constitués de particules dont les valeurs  $D_{10}$

varient de 0.0030 à 0.0101 mm. Le tableau montre aussi que les granulométries des matériaux sont assez étalés ( $6.46 \leq C_u \leq 16.5$ ), les échantillons Manitou-1 et Laronde étant plus étalés que les autres échantillons. Le coefficient de courbure  $C_C$  se situe entre 0.634 et 4.537. On note aussi que tous ces résidus sont relativement fins, avec des pourcentages de passant au tamis N°200 (80  $\mu\text{m}$ ) supérieurs à 70% ; la fraction la plus fine ( $< 2 \mu\text{m}$ ) est comprise entre 4 et 11%.

Tableau 3.1 Propriétés géotechniques des matériaux

Matériaux	$D_{10}$ (mm)	$D_{60}$ (mm)	$C_u$ (-)	$C_C$ (-)	Passant tamis 200 ou $< 80 \mu\text{m}$ (%)	$< 2 \mu\text{m}$ (%)
Bulyanhulu	0.0030	0.0380	12.7	0.634	74.0	8.01
Laronde	0.0030	0.0483	16.1	1.295	81.8	5.84
Manitou - 1	0.0027	0.0446	16.5	0.765	73.6	7.83
Manitou - 2	0.0016	0.0107	6.46	1.784	98.7	10.99
Manitou - 3	0.0101	0.0695	6.86	4.537	84.4	3.99
Goldex	0.0038	0.0418	10.90	1.089	79.3	6.08

### Indice de plasticité

Les limites d'Atterberg (liquidité et plasticité) des résidus miniers testés n'ont pas été mesurables comme cela est le cas avec la plupart des résidus de mines en roches dures. Vick (1990) a noté que les minéraux d'or et d'argent contiennent généralement peu ou pas de minéraux argileux et sont généralement de faible plasticité ou non plastiques. Bussière (2007) a fait la même observation quant à la plasticité des résidus provenant de plusieurs mines de métaux. Les résidus des mines d'or testés par Qui and Sego (2001) sont aussi non plastiques.

Il n'a donc pas été possible de déterminer l'indice de plasticité des matériaux sur base des limites d'Atterberg. Aux fins de ce projet, les résidus sont considérés comme des silts à faible plasticité.

## Classification

Les résultats de l'analyse granulométrique ont servi à la classification des résidus miniers testés. Dans le cadre de ce projet, le système de classification utilisé est le système de classification des sols unifiée (« Unified Soil Classification System », en sigle USCS. ASTM D 2487, 2000). Le tableau 3.2 montre les résultats de classification obtenus.

Les limites d'Atterberg des matériaux testés ne pouvant être déterminées, en se basant sur leurs distributions granulométriques et leurs plasticités supposées très faibles, les résidus Manitou-2 se classent comme un silt inorganique et les autres résidus se classent comme des silts avec du sable. Ces résidus provenant des mines en roche dure ont des caractéristiques granulométriques proches des silts, avec un très faible indice de plasticité.

Tableau 3.2 Classification UCSC des résidus testés

Matériaux	Classification USCS
Bulyanhulu	ML (*)
Laronde	ML (*)
Manitou - 1	ML (*)
Manitou - 2	ML (**)
Manitou - 3	ML (*)
Goldex	ML (*)

(\*) Silt avec du sable (\*\*) Silt inorganique

## Surface spécifique des grains solides

Les résultats de l'analyse granulométrique ont également servi à estimer les valeurs de surface spécifique des matériaux testés, ces valeurs n'ayant pu être mesurées directement en laboratoire. L'approche proposée par Chapuis et Légaré (1992) est appliquée ici. Elle utilise des

considérations géométriques pour estimer la surface spécifique des sols pulvérulents, non plastiques, à partir de l'expression :

$$S_m = \frac{6}{\rho_s} \sum \left( \frac{P_{NoD} - P_{Nod}}{d} \right) = \sum \frac{6}{\rho_s \cdot d} \times [m^2 / kg] \quad (3.3)$$

Où la différence  $P_{NoD} - P_{Nod}$  (représentée par X) est le pourcentage en poids plus petit que la taille des particules D ( $P_{NoD}$ ) et plus grand que la taille suivante d ( $P_{Nod}$ ).

$\rho_s$  est la densité des particules solides ( $kg/m^3$ )

d est le diamètre des particules pour la classe granulométrique considérée (mm)

Dans cette méthode, une taille équivalente ( $d_{eq}$ ) doit être définie pour toutes les particules plus petites que la taille minimale mesurée ( $D_{min}$ ). Cette taille  $d_{eq}$  est définie par :

$$d_{eq} = \sqrt{\frac{D_{min}^2}{3}} \quad (3.4)$$

Le tableau 3.3 présente les valeurs de surfaces spécifiques obtenues par cette approche.

La surface spécifique peut également être estimée à partir de la distribution granulométrique en utilisant la relation suivante (Kovács, 1981 ; Aubertin et al., 2003)

$$S_m = \frac{\alpha}{\rho_s D_H} \quad (3.5)$$

Où  $\alpha$  [-] est un facteur de forme ( $6 \leq \alpha \leq 18$ ).  $\alpha = 10$  est utilisé ici comme dans le modèle original de Kovács.

$\rho_s$  est la densité des grains solides ( $kg/m^3$ )

$D_H$  est le diamètre équivalent, Chapuis et Légaré (1992) (cm)

Le tableau 3.3 présente également les valeurs de surfaces spécifiques obtenues cette approche.

Tableau 3.3 Surfaces spécifiques des grains solides

Matériaux	$S (m^2/kg)$ Chapuis et Légaré (1992), Chapuis et Aubertin (2003)	$S (m^2/kg)$ Kovács (1981), Aubertin et al. (2003)
Bulyanhulu	375.18	496.65
Laronde	277.58	366.57
Manitou - 1	409.94	539.80
Manitou - 2	550.50	1073.07
Manitou - 3	163.49	153.04
Goldex	303.66	429.14

Le tableau 3.3 indique que la surface spécifique est liée à la granulométrie du matériau. Plus le matériau est fin, plus sa surface spécifique est élevée. On remarque également que les valeurs estimées par la deuxième méthode (Kovács, 1981 ; Aubertin et al., 2003) sont en général plus élevées celles estimées par la méthode développée par Chapuis et Légaré (1992).

### 3.1.2 Densité relative des grains

La densité relative des grains solides  $D_r$  des matériaux testés a été obtenue au laboratoire conformément à la procédure décrite par la norme ASTM D854 - 02. Les valeurs de  $D_r$  pour les résidus Bulyanhulu (Martin et al., 2006) et Goldex (Pabst, 2010) ont été obtenues lors de travaux complémentaires à ceux-ci. Le tableau 3.4 présente les résultats moyens de  $D_r$  (de trois essais) pour les matériaux testés.

Tableau 3.4 Densités relatives des grains solides  $D_r$ 

Matériaux	$D_r (-)$
Bulyanhulu	2.93
Laronde	3.77
Manitou - 1	2.83
Manitou - 2	2.99
Manitou - 3	3.27
Goldex	2.77

Les valeurs de densités relatives  $D_r$  sont assez typiques à celles des résidus des mines en roche dure (Guerra, 1973 ; Mabes et al., 1977 ; Matyas et al., 1984 ; Aubertin et al., 1996). Toutefois, les résidus Laronde présentent une valeur de  $D_r$  élevée lorsque comparée aux valeurs de  $D_r$  des autres matériaux testés. James (2008) a effectué plusieurs essais pour obtenir la valeur de  $D_r$  de ces résidus et a obtenu une moyenne de 3.88, avec des valeurs comprises entre 3.62 et 4.26. Il note également que ces valeurs sont sensiblement plus élevées que la plupart des sols d'origine naturelle en raison de la composition minéralogique de ces résidus (une grande proportion de pyrite dans le matériau). Selon l'analyse pétrographique présentée par James (2008), les résidus sont approximativement constitués de 60% de pyrite, 35% de quartz et 5% de muscovite. La pyrite, le quartz et la muscovite ont des densités relatives approximatives de 5.1, 2.65 et 2.8, respectivement.

### 3.1.3 Conductivité hydraulique saturée mesurée et prédictive

Les essais de perméabilité ont servi à déterminer la valeur de la conductivité hydraulique en condition saturée ( $k_{sat}$ ). La conductivité hydraulique est un paramètre relié à la facilité avec laquelle un fluide peut circuler au travers d'un milieu poreux et sert à quantifier les débits d'écoulement de l'eau à travers le matériau analysé. La perméabilité ne constitue pas une propriété intrinsèque du sol mais dépend de plusieurs facteurs (Head, 1982). Les facteurs qui

jouent un rôle clé lors de la détermination des valeurs de  $k_{sat}$  en laboratoire sont l'indice des vides  $e$  et le degré de saturation  $S_r$ .

Dans le cadre de nos travaux, les essais de perméabilité ont été réalisés dans des cellules triaxiales au laboratoire. La méthode utilisée satisfaisait à la norme ASTM D5856-95 (2002). Certaines valeurs de  $k_{sat}$  ont été tirées de travaux complémentaires à ceux-ci, menés sur les résidus Bulyanhulu (Martin et al., 2006) et Goldex (Pabst, 2010).

La conductivité hydraulique saturée des résidus testés est de l'ordre de  $10^{-5}$  à  $10^{-4}$  cm/s (tableau 3.5), ce sont des valeurs typiques des matériaux silteux.

Afin de vérifier si les valeurs de conductivité hydraulique saturée  $k_{sat}$  mesurées ressemblent à ce qui pourrait être anticipé, le tableau 3.5 présente aussi les valeurs de  $k_{sat}$  estimées selon deux relations semi-analytiques : Kozeny-Carman (KC) adaptée aux résidus miniers (Chapuis et Aubertin, 2003) et Kozeny-Carman modifié (KCM) (Aubertin et al., 1996 ; Mbonimpa et al., 2002). La prédiction de la conductivité hydraulique saturée des résidus provenant des mines en roches dures par application de l'équation de Kozeny-Carman demande de déterminer adéquatement la valeur de la surface spécifique  $S_m$ . Lorsque celle-ci est évaluée par la méthode de Chapuis et Légaré (1992) dont les valeurs sont présentées au tableau 3.3, la valeur de  $k_{sat}$  est estimée par l'expression suivante (Chapuis et Aubertin, 2003) :

$$\log \left[ \frac{k_{sat}}{1 \text{ m/s}} \right] = 1,5 \left\{ 0,5 + \log \left[ \frac{e^3}{D_r^2 S_m^2 (1 + e)} \right] \right\} + 2 \quad (3.5)$$

Où  $e$  est l'indice des vides (-)

$D_r$  est la densité relative des grains solides (-)

$S_m$  est la surface spécifique évaluée ( $\text{m}^2/\text{kg}$ )

Tableau 3.5 Conductivités hydrauliques saturées ( $k_{\text{sat}}$ ) mesurées et prédictes

Matériaux	Indice des vides et considérés	$k_{\text{sat}}$ (cm/s)		
		Mesure de laboratoire	Valeur prédictive Modèle KCM (Mbonimpa et al., 2002)	Valeur prédictive Modèle KC (Chapuis et Aubertin, 2003)
Bulyanhulu	0.65	$1.10 \times 10^{-5}$ (*)	$1.40 \times 10^{-5}$	$0.28 \times 10^{-5}$
Laronde	1.04	$0.93 \times 10^{-5}$	$13.1 \times 10^{-5}$	$1.99 \times 10^{-5}$
Manitou - 1	0.93	$0.85 \times 10^{-5}$	$6.49 \times 10^{-5}$	$0.96 \times 10^{-5}$
Manitou - 2	1.10	$0.73 \times 10^{-5}$	$3.58 \times 10^{-5}$	$0.64 \times 10^{-5}$
Manitou - 3	0.89	$2.20 \times 10^{-5}$	$54.7 \times 10^{-5}$	$8.21 \times 10^{-5}$
Goldex	0.70	$5.79 \times 10^{-5}$ (**)	$3.10 \times 10^{-5}$	$0.86 \times 10^{-5}$

(\*) Martin et al. (2006) ; (\*\*) Pabst (2010)

Le tableau 3.5 montre que la meilleure corrélation entre les mesures en laboratoire et les valeurs prédictives est obtenue avec le modèle KC. Pour les résidus testés, le modèle KCM prédit des valeurs beaucoup plus grandes que les valeurs de conductivité hydraulique mesurées au laboratoire.

Les valeurs estimées de  $k_{\text{sat}}$  des résidus testés sont proches de celles données par Aubertin et al. (1996) pour les résidus provenant des mines en roche dure et par Qiu & Sego (2001) pour les résidus de mines d'or, pour des indices des vides identiques.

## 3.2 Préparation des matériaux pour les essais de retrait

La plupart des résidus miniers étant sulfureux (présence de la pyrite), les matériaux prélevés sur terrain sont conservés au laboratoire sous l'eau, dans des chaudières hermétiques pour prévenir l'oxydation des sulfures en limitant la disponibilité de l'oxygène.

Pour le besoin des essais, le matériau est malaxé durant plusieurs minutes pour assurer l'homogénéité vingt-quatre heures avant. Ensuite, la quantité nécessaire à l'essai est prélevée et malaxée avec une quantité d'eau désaérée permettant d'atteindre la consistance et la teneur en eau initiale désirées. L'objectif est d'assurer une manipulation aisée du matériau, mais aussi de faire en sorte que celui-ci soit initialement dans un état de saturation complète ( $S_r = 100\%$ ). Plusieurs auteurs qui ont réalisé des essais de retrait et de rétention d'eau sur des matériaux argileux et silteux de plasticité relativement élevée ont amené leurs matériaux à des teneurs en eau initiales presque 1.5 fois la limite de liquidité  $w_L$  pour s'assurer de l'état de saturation initiale. Les matériaux testés ici, dont la plasticité est considérée très faible et dont la limite de liquidité est difficile à déterminer, ont été également préparé à l'état initial saturé.

## 3.3 Types d'essais réalisés

### 3.3.1 Essais de retrait sans fissuration

L'essai de retrait sans fissuration ou retrait non contraint (ou encore essai de dessiccation libre) a pour but d'évaluer le comportement au retrait des matériaux à l'étude lorsque soumis à une dessiccation due à l'évaporation. Il a été nécessaire pour ce faire de développer et d'utiliser un équipement qui favorise un retrait libre des matériaux en même temps que l'évaporation comme seul processus de perte en eau durant la dessiccation.

### 3.3.1.1 Description de l'équipement

L'équipement utilisé pour cet essai est constitué essentiellement de plaques en plexiglas contenant des ouvertures (moules) de 200 mm de long et de 30 mm de large. L'épaisseur de chaque plaque est de 12 mm. L'équipement de test mis en place ainsi que la procédure proposée ici sont assez similaires à ceux développés par Péron et al. (2006, 2009). Des modifications ont été néanmoins apportées pour tenir compte des propriétés spécifiques des résidus provenant des mines en roches dures, qui montrent une cohésion faible lorsqu'ils sont saturés et une plus grande résistance à la friction par rapport à la plupart des sols argileux. L'équipement mis en place pour cette étude permet également une superposition de deux ou plusieurs plaques. Ceci donne la possibilité de varier l'épaisseur de l'échantillon à 12mm, 24mm, 36mm, etc (figures 3.2 et 3.3) et aussi d'étudier l'impact de cette variation d'épaisseur sur le retrait.

### 3.3.1.2 Préparation de l'équipement

La plaque de base ou support (figure 3.2) est recouverte de Téflon pour prévenir le développement de contraintes de cisaillement excessives qui peuvent conduire à la formation des fissures pour ces échantillons dont le rapport longueur/largeur avoisine 7. Les côtés des plaques ouvertes constituant le moule sont attachés les uns aux autres et fixés solidement sur le support. Pour éviter que les résidus ne collent sur les parois internes des moules, ces parois sont recouvertes d'une mince pellicule plastique souple. Cette pellicule réduit la résistance latérale qui pourrait empêcher la déformation libre durant le séchage en même temps qu'elle induit un flux d'évaporation 1D qui se produit uniquement à partir de la surface supérieure des résidus. Ainsi, l'essai permet de simuler une situation réaliste, proche de celle des résidus miniers sur terrain où l'évaporation se fait uniquement en surface. Les hypothèses nécessaires pour interpréter les résultats obtenus avec des essais réalisés dans ces conditions sont :

- L'évaporation par la surface est le seul processus qui contrôle la dessiccation.
- La dessiccation se fait en condition non drainée (pas de drainage gravitaire et par les parois).
- Le retrait est totalement libre.
- Il n'y a pas de phase de remouillage du matériau durant le processus de dessiccation.

Ces hypothèses sont utilisées pour reproduire et interpréter le processus de dessiccation à l'aide d'un modèle numérique; cet aspect sera abordé plus loin.

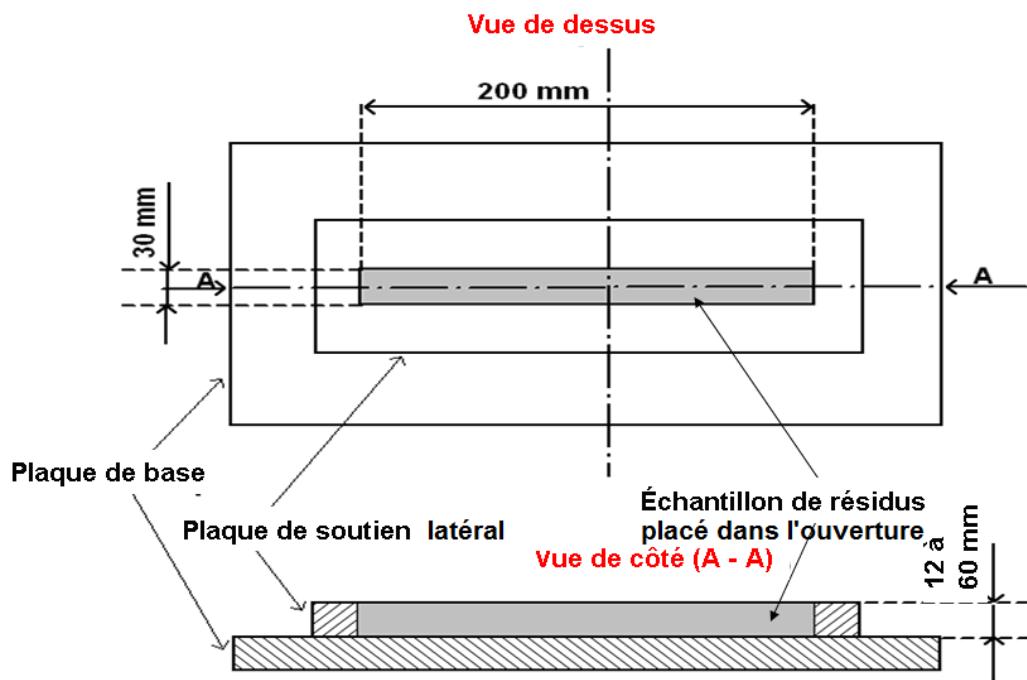


Figure 3.2 Vues schématiques de l'équipement utilisé pour les essais de retrait



Figure 3.3 Illustration de l'équipement de retrait avec 5 moules d'épaisseurs différentes

### 3.3.1.3 Procédure de l'essai

Après préparation de l'équipement, les plaques sont pesées (masse  $M_p$ ); ensuite le moule est rempli de matériau en utilisant une cuillère plate. Lors du remplissage, le moule est tapoté légèrement sur les côtés pour obtenir un remplissage uniforme de toutes les parties; en même temps, cela permet d'éviter le piégeage de poches d'air dans le matériau mis en place. Le moule est rempli avec une quantité qui dépasse légèrement son épaisseur. Le matériau en excès au dessus est délicatement enlevé par rasage de la surface en utilisant une barre d'acier, ce qui permet un lissage de la surface du matériau. Une serviette humide est utilisée pour enlever le matériau résiduel à la surface de la plaque ou toute autre quantité qui se serait échappée lors de la manipulation. Ainsi le volume initial de l'échantillon mis en place  $V_0$  peut facilement être déduit du volume du moule dont on connaît la longueur  $L_M$ , la largeur  $l_M$  et l'épaisseur  $h_M$ . La fine pellicule plastique doit être placée soigneusement pour permettre un bon remplissage du moule. La teneur en eau initiale  $w_{initiale}$  de l'échantillon mis en place est déterminée de deux manières différentes pour plus de fiabilité :

- i) Des petites quantités du matériau préparé sont prélevées juste avant et après placement des échantillons dans les moules. Ces quantités, placées dans des petits récipients, sont pesées et séchées au four pendant 24 heures. Leurs masses humides prélevées et leurs masses sèches ou masses des solides obtenues après séchage au four ( $105^\circ\text{C} \pm 5^\circ\text{C}$ ) permettent de déterminer la valeur de la teneur en eau initiale du matériau.
- ii) La masse de chaque plaque vide étant connue (masse  $M_p$ ), la pesée immédiate après mise en place de l'échantillon (masse totale  $M_T$ ) permet de déduire la masse humide de l'échantillon  $M_H$  par la différence  $M_H = M_T - M_p$ . La masse sèche de l'échantillon ( $M_S$ ) est obtenue par séchage au four ( $105^\circ\text{C}$ ) après le processus complet de dessiccation qui peut prendre plusieurs jours suivant l'épaisseur de l'échantillon et les conditions d'expérimentation.

La teneur en eau initiale pour un échantillon donné est obtenue par :

$$w_{initiale} (\%) = \frac{M_w}{M_s} \times 100 = \frac{M_H - M_s}{M_s} \times 100 \quad (3.6)$$

Lorsque l'essai est réalisé en utilisant cinq épaisseurs (plaques) différentes, on obtient cinq teneurs en eau sensées être toutes égales.

Une fois l'opération de mise en place de l'échantillon terminée, celui-ci est soumis à la dessiccation à l'air libre. On se fixe des intervalles de temps pour mesurer les dimensions de l'échantillon. Les plaques et leurs contenus, c'est-à-dire les masses totales  $M_T$ , sont également pesées aux mêmes intervalles de temps, ce qui permet de déduire la teneur en eau  $w_i$  de l'échantillon à chaque phase de séchage  $i$ , et de déduire la quantité ou masse d'eau évaporée par la surface de l'échantillon. Cette masse évaporée pouvant être convertie en volume d'eau et la surface de l'échantillon par laquelle l'évaporation se fait étant connue, il est possible d'évaluer l'évaporation actuelle (AE, en mm) entre deux points de mesures 1 et 2. Aux mêmes intervalles de temps fixés, on effectue aussi des pesées d'un repère d'évaporation qui est (un lysimètre) contenant uniquement de l'eau (figure 3.3); ces pesées permettent d'évaluer l'évaporation potentielle ou pan évaporation (PE, en mm) suivant l'expression :

$$PE_{1-2} = \frac{\Delta V}{A \times \Delta t} = \frac{\Delta M / \rho_w}{A \times \Delta t} \quad (3.7)$$

Avec  $PE_{1-2}$  est l'évaporation potentielle entre les points de mesure 1 et 2 [mm/h]

$\Delta M$  est la différence de masses du lysimètre entre les points de mesure 1 et 2 [g]

$\Delta V$  est la différence de volume d'eau évaporée entre les points de mesure 1 et 2 [mm<sup>3</sup>]

$A$  est l'aire (surface d'évaporation) du lysimètre [mm<sup>2</sup>]

$\Delta t$  est la différence de temps écoulé entre les points de mesure 1 et 2 [h]

$\rho_w$  représente la densité de l'eau [g/mm<sup>3</sup>],  $\rho_w = 0.001$  g/mm<sup>3</sup>

La précision des instruments utilisés pour les mesures est la suivante :

- 1) Balance pour les petites masses : 10<sup>-2</sup>g
- 2) Balance pour les masses moyennes : 10<sup>-1</sup>g
- 3) Vernier : 0.025 mm

La balance pour les petites masses a été utilisée pour les mesures des masses ayant servi à évaluer les teneurs en eau. La balance pour les masses moyennes a servi pour les mesures des masses des plaques contenant les échantillons soumis à l'assèchement et pour les mesures des masses du lysimètre (repère d'évaporation). Le vernier a servi aux mesures de dimensions à différents étapes de séchage.

Tous les tests sont réalisés dans des conditions de laboratoire où l'on mesure la température, l'évaporation potentielle et l'humidité relative. La température et l'humidité relative sont obtenues grâce à un hygromètre – thermomètre placé dans la chambre où se font les essais (figure 3.3) alors que l'évaporation potentielle est évaluée grâce au lysimètre. Des photos sont également prises de manière régulière pour documenter la réponse de l'échantillon.

Plusieurs épaisseurs sont testées pour une investigation de l'effet de l'épaisseur de l'échantillon sur le comportement du matériau au retrait.

### **Intervalles de temps de mesures**

Durant le premier jour de l'essai, les pesées des plaques ainsi que les mesures des dimensions sont effectuées une fois par heure. Le temps d'intervalle augmente progressivement à deux heures au deuxième jour, à trois heures au troisième jour, etc., jusqu'à maintenir une moyenne de deux mesures par jour jusqu'à la fin du processus de dessiccation. Ceci permet d'obtenir une représentation claire de l'évolution du comportement du matériau au retrait en fonction de la perte en eau.

### **Monitoring du volume et calcul de l'indice des vides**

Lors du séchage, les teneurs en eau massiques ainsi que les changements de volume des échantillons de résidus sont mesurés aux intervalles de temps fixés. Les déformations à la phase de séchage  $i$  dans les trois directions, c'est-à-dire la longueur  $L_i$ , la largeur  $l_i$  et l'épaisseur  $h_i$  sont mesurées en utilisant un vernier (précision de 0.025 mm). Le tassemement de l'échantillon est obtenu à partir de la variation de la hauteur de l'échantillon durant le séchage. Cette hauteur est mesurée à 5 points différents en utilisant le vernier qui est fixé sur le support. La longueur et la largeur sont mesurées de manière directe au contact de l'échantillon à trois endroits différents.

Les moyennes arithmétiques de ces mesures sont utilisées pour les calculs. (On prend soin de vérifier à la fin de l'essai que les mesures obtenues à l'étape final de séchage sont les mêmes que celles mesurées lorsqu'on sort l'échantillon de la plaque). Ces différentes mesures permettent de déterminer le volume de l'échantillon  $V_i$  correspondant à la teneur en eau  $w_i$  à chaque étape de séchage, ce qui permet également d'évaluer l'indice des vides  $e_i$  correspondant à chaque teneur en eau  $w_i$  par :

$$e_i = \frac{V_{vi}}{V_s} = \frac{V_i - V_s}{V_s} \quad [-] \quad (3.8)$$

Où  $- V_{vi}$  est le volume des vides à la phase  $i$  [ $\text{cm}^3$ ], donné par la différence entre le volume  $V_i$  de l'échantillon obtenu grâce aux mesures des dimensions à la phase considérée et le volume des solides  $V_s$  relié à la masse des solides  $M_s$  par :

$$V_s = \frac{M_s}{D_r \rho_w} \quad [\text{cm}^3] \quad (3.9)$$

- $M_s$  est la masse des solides obtenue après séchage au four [g]
- $D_r$  est la densité relative des grains solides obtenue en laboratoire [-]
- $\rho_w$  est la densité de l'eau [ $\text{g}/\text{cm}^3$ ].  $\rho_w = 1 \text{ g}/\text{cm}^3$  (ou  $0.001 \text{ g}/\text{mm}^3$ )

## Arrêt du test

L'expérience est arrêtée lorsque la masse de l'échantillon se stabilise, c'est-à-dire quand le processus de perte en eau est terminé. Cela se déduit lorsque la masse totale  $M_T$  mesurée aux intervalles de temps fixés ne change plus pour au moins deux jours. L'échantillon est ensuite mis au four, d'abord à une température de  $40^\circ\text{C}$  pour 48 heures afin d'obtenir les dimensions "finales" de l'échantillon sans modifier la structure du matériau. Plusieurs mesures, dix en moyenne, sont prises pour chacune des dimensions (longueur, largeur et épaisseur) afin de déterminer les valeurs moyennes qui soient représentatives de l'échantillon dont la déformation n'est pas forcément

uniforme. Ensuite l'échantillon est complètement séché à 110°C ( $\pm 5^\circ\text{C}$ ) durant 24 heures pour obtenir la masse des solides  $M_S$ .

### 3.3.1.4 Résultats attendus

Le principal résultat d'intérêt est la courbe de retrait qui est une expression graphique du comportement d'un matériau déformable initialement saturé et soumis à la dessiccation. Cette courbe est représentée, dans le cadre de ce travail, par l'indice des vides  $e$  versus la teneur en eau massique  $w$ , et ce durant tout le processus de dessiccation.

L'essai de retrait a également permis d'obtenir d'autres relations fondamentales pour les matériaux déformables, soit :

- La courbe degré de saturation  $S_r$  versus teneur en eau massique  $w$ . Cette courbe a été décrite et utilisée dans la littérature par Fleureau et al. (1993, 2002). Le degré de saturation  $S_r$  peut être obtenu ici à chaque phase de séchage  $i$  par :

$$S_{ri} (\%) = \frac{V_{wi}}{V_{vi}} \times 100 = \frac{(M_{hi} - M_S)/\rho_w}{V_i - V_S} \times 100 [\%] \quad (3.10)$$

Où -  $V_{wi}$  est le volume de l'eau à la phase  $i$ , donnée par le rapport de la masse de l'eau à la phase  $i$  ( $M_{wi}$ ) à la densité de l'eau ( $\rho_w$ ). La masse de l'eau ( $M_{wi}$ ) est donnée par la différence entre la masse humide de l'échantillon ( $M_{hi}$ ) obtenue par pesée et la masse des solides ( $M_S$ ) obtenue après séchage au four;

-  $V_{vi}$  est le volume des vides à la phase  $i$ , donné par la différence entre le volume de l'échantillon à la phase  $i$  ( $V_i$ ) et le volume des solides ( $V_S$ ) relié à  $M_S$  qu'on obtient après séchage au four de l'échantillon.

- La courbe teneur en eau volumique  $\theta$  versus teneur en eau massique  $w$ . La teneur en eau volumique  $\theta$  peut être obtenue à chaque phase de séchage  $i$  par :

$$\theta_i = n_i S_{ri} = \frac{e_i}{1 + e_i} S_{ri} \quad (3.11)$$

$$\text{Ou encore } \theta_i = \frac{V_{wi}}{V_i} \quad (3.12)$$

Où  $n_i$  et  $e_i$  représentent respectivement la porosité et l'indice des vides à la phase i.

Ces essais ont également permis d'obtenir l'évolution de la teneur en eau massique w, de l'indice des vides e et du degré de saturation  $S_r$  en fonction du temps t, du début à la fin du processus de dessiccation.

### 3.3.1.5 Essais à diverses teneurs en eau initiales

Pour les résidus Bulyanhulu, Laronde, Goldex et un échantillon du résidu Manitou (Manitou - 1), plusieurs essais ont été réalisés en variant les teneurs en eau initiales. L'objectif de ces essais est d'évaluer l'impact de cette variation de teneur en eau initiale du matériau sur le retrait et sur l'indice des vides final. Cet aspect donne une idée de ce qu'il peut advenir (en termes de quantité de déformation et d'indice des vides final) aux résidus miniers sur le terrain, mis en place avec une gamme de teneurs en eau initiales assez étendue comme cela a été défini au premier chapitre.

Ces essais ont permis de déterminer, pour chaque état initial donné (teneur en eau initiale et épaisseur à la fois), l'état final correspondant, c'est-à-dire l'indice des vides final et l'ampleur de la déformation. Ces essais ont donc mis en évidence le double impact de la teneur en eau de mise en place du matériau et de l'épaisseur de l'échantillon (couche de matériau). Des corrélations importantes pour chacun des matériaux considérés ont été tirées grâce à ces essais. Ces corrélations sont utiles pour évaluer l'indice des vides final pour différents matériaux.

### 3.3.1.6 Essais sur des résidus miniers avec liant

Les résidus en pâte avec mélange de liant ont déjà été évoqués dans ce travail comme une technique de déposition des résidus miniers relativement prometteuse. Il a donc été utile d'en évaluer le comportement au retrait en variant les proportions de liant mélangées aux résidus. Seuls les résidus Bulyanhulu, matériau de base de cette étude, ont été visés par ces essais.

Des essais de retrait ont été effectués en utilisant des résidus en pâte avec un liant dans des proportions de 1%, 2% et 3% en proportion du résidu sec. Il ne serait pas pratique d'utiliser des proportions de liant supérieure à 3% pour les dépositions des résidus en surface, en raison des coûts élevés (ne pouvant être envisagées que pour les remblais en pâte utilisés pour des besoins de remblayage souterrain). Le liant utilisé dans ici est le Ciment Portland, dénommé CP10.

### Préparation du mélange et procédure de l'essai

Les résidus ont été conservés sous eau (résidus humides). Pour déterminer la masse des rejets secs ( $M_{rejets\_secs}$ ) qui est la masse des solides ( $M_S$ ) à mélanger avec le liant, on prépare à l'avance une quantité connue de résidus humides de masse  $M_h$ . On mesure la teneur en eau initiale  $w_0$  de ces résidus préparés après séchage au four (pendant vingt-quatre heures). Cette teneur en eau initiale  $w_0$  ainsi que la masse humide préparée  $M_h$  permettent de déduire la masse des rejets secs ( $M_{rejets\_secs}$  ou  $M_S$ ) contenue dans la masse humide des résidus préparés  $M_h$  à partir de l'expression :

$$w_0 (\%) = \frac{M_w}{M_S} \times 100 = \frac{M_h - M_{rejets\_secs}}{M_{rejets\_secs}} \times 100 \quad (3.13)$$

La masse de l'eau ( $M_w$ ) contenue dans ces résidus humides ( $M_h$ ) est déduite de l'expression :

$$M_h = M_w + M_{rejets\_secs} \quad (3.14)$$

Le pourcentage en liant à rajouter au mélange (x % liant) ayant été fixé au départ, on détermine la masse de liant ( $M_{liant}$ ) à rajouter aux résidus à partir de l'expression :

$$x \% \text{ liant} = \frac{M_{liant}}{M_{rejets\_secs}} \times 100 \quad (3.15)$$

La phase solide étant ainsi constituée des rejets secs et du liant, la teneur en eau initiale du mélange en pâte préparé (résidu avec liant) est déterminée à partir de l'expression :

$$w (\%) = \frac{M_w}{M_s} \times 100 = \frac{M_w}{M_{rejets\_secs} + M_{liant}} \times 100 \quad (3.16)$$

Avant de mélanger les résidus avec le liant, il est possible d'ajuster la quantité d'eau et donc la teneur en eau initiale du mélange, généralement par ajout (ou même par retrait si les résidus ont eu le temps de se tasser et de laisser l'eau remonter en surface). Une fois le liant rajouté, la réaction d'hydratation ne permet plus de contrôler cette opération.

Le liant est ajouté aux résidus par petites quantités tout en malaxant continuellement le mélange. Ceci permet d'éviter la concentration du liant à certains endroits qui pourrait provoquer des réactions d'hydratation localisées.

La procédure de préparation de l'échantillon ainsi que celle du déroulement de l'essai sont les mêmes que celles utilisées dans le cas sans liant. Il en est de même des principes de calculs. Mais dans ce dernier cas, la densité relative du mélange  $D_r$  ainsi que le volume des solides  $V_s$  sont déterminés comme des moyennes tenant compte des quantités effectives de rejets secs et du liant mises en mélange. La densité relative des résidus est déterminée en laboratoire et celle du liant est fournie par le fabricant.

### 3.3.2 Essais de retrait contraint (avec fissuration)

Des expériences sur la dessiccation contrainte ont également été réalisées en laboratoire pour investiguer la relation entre la teneur en eau à l'initiation des fissures d'une part et les autres conditions qui prévalent d'autre part. Vu que la fine pellicule plastique empêche la création de contrainte de cisaillement le long des parois, des modifications sont imposées lors de cet essai pour créer une restriction à la base de l'échantillon. Un grillage est utilisé pour ce faire. Ce grillage, montré à la figure 3.4, est aménagé pour être positionné dans le moule. Il est ainsi posé après placement de la fine pellicule plastique et avant placement du matériau. Le matériau mis en place va ainsi reposer sur un fond rugueux qui provoque une fissuration en limitant le déplacement (et donc son retrait) horizontal à la base de l'échantillon lors de la dessiccation.

Pour ce type de test, seul le moule de 36 mm d'épaisseur a été utilisé. Les essais de dessiccation libre ont déjà démontré que cette épaisseur pouvait être considérée comme représentative aux fins de cette étude.

Pour faciliter les comparaisons du comportement d'un même matériau donné, celui-ci est préparé à une teneur en eau initiale constante pour les essais de dessiccation libre et contrainte et les essais de rétention d'eau en cellule de pression décrits plus bas.

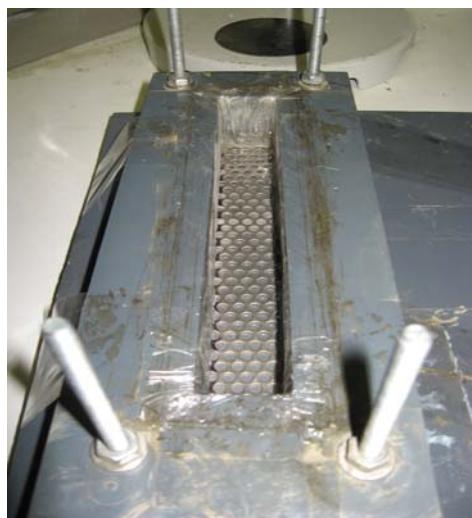


Figure 3.4 Instrumentation modifiée pour le retrait contraint. On voit le grillage métallique placé au fond du moule.

### **Description de la procédure d'essai (mesure de la teneur en eau et de la succion critiques)**

Le matériau est placé dans les moules suivant la même procédure que lors de l'essai de dessiccation libre. On le laisse ensuite sécher sous les conditions de température, d'humidité relative et d'évaporation potentielle du laboratoire, et ce jusqu'à l'apparition de la première fissure. Cette fissure apparaît lorsque le matériau atteint les conditions critiques de fissuration, exprimées ici en fonction de la teneur en eau  $w$  et de la succion correspondante  $\Psi$  (telle qu'obtenue sur la CRE). Comme il n'est pas évident de caractériser l'apparition de la première fissure à l'œil nu, un stéréoscope grossissant est utilisé pour ce faire; celui-ci est montré à la figure 3.5. Le temps de l'initiation de la première fissure est établi à partir des mesures et observations fréquentes (typiquement quatre mesures en une heure). Une fois que la première fissure est initiée, le moule est pesé afin d'obtenir la masse humide de l'échantillon  $M_{h-Cr}$  au moment de l'apparition de fissure. Cette masse permet d'obtenir la teneur en eau  $w_{Cr}$  à l'amorce des fissures par la relation :

$$w_{Cr} (\%) = \frac{M_w}{M_s} \times 100 = \frac{(M_{h-Cr} - M_s)}{M_s} \times 100 \quad (3.17)$$

Où  $M_s$  est la masse des solides obtenue par séchage au four.

La courbe de rétention d'eau (CRE) du matériau considéré, obtenue par l'essai de rétention d'eau en cellule de pression, est utilisée à ce stade pour relier la teneur en eau  $w_{Cr}$  à la succion correspondante, appelée succion critique  $\psi_{ca}$  lors de l'apparition des fissures.



Figure 3.5. Caractérisation de l'apparition de fissure par le stéréoscopé grossissant

L'essai contraint est usuellement moins long car il ne vise qu'à caractériser les conditions qui conduisent à la fissuration des matériaux. Il s'arrête généralement une fois que la première fissure apparaît (sauf si l'on veut observer le développement d'un réseau de fissures lorsque la fissuration est amorcée). L'échantillon est ensuite séché au four pour obtenir la masse des solides  $M_s$  qui intervient dans les calculs.

### 3.3.3 Essais de rétention d'eau en cellule de pression

Le but de l'essai de rétention d'eau en cellule de pression est d'obtenir la courbe de rétention d'eau qui est fondamentale pour l'analyse du comportement des sols dans des conditions non saturés. Le but est également de déterminer différentes relations hydriques fondamentales pour décrire le comportement des matériaux déformables non saturés. Ces relations fondamentales peuvent s'exprimer sous forme de succion  $\Psi$  ou teneur en eau massique  $w$  versus indice des vides  $e$ , degré de saturation  $S_r$  ou teneur en eau volumique  $\theta$ . Certaines de ces relations sont obtenues par l'essai de dessiccation libre. L'obtention de ces relations permet une description complète du comportement d'un matériau déformable en phase de désaturation. Fredlund et Rahardjo (1993) et Fredlund et al. (2002) avaient déjà suggéré la combinaison de la courbe de retrait d'un sol avec

sa courbe de rétention d'eau pour obtenir une relation entre l'indice des vides  $e$  et la succion matricielle  $\Psi$  (voir aussi Krisdani et al., 2008).

Dans la suite de ce travail, les résultats de l'essai de rétention d'eau seront utilisés conjointement avec ceux provenant du test de dessiccation libre pour évaluer la réponse hydrogéotechnique des résidus miniers en phase de désaturation.

### 3.3.3.1 Principe de la technique de translation d'axes

La technique de translation d'axes est utilisée pour interpréter les essais à la cellule de pression (« pressure plate »). Cette approche est décrite dans la littérature par plusieurs auteurs (Fredlund and Rahardjo, 1993; Leong and Rahardjo, 1997; Delage and Cui, 2000; Simms and Yanful, 2001; Péron et al., 2005, 2007; Delage et al., 2008). La technique, proposée par Hilf (1956), est facilement applicable car l'échantillon demande relativement peu de temps pour atteindre l'équilibre sous la succion (pression) appliquée à l'aide d'une pression gazeuse.

La succion matricielle dans un échantillon de sol non saturé est définie comme une différence entre la pression d'air des pores  $u_a$  et la pression d'eau des pores ou pression d'eau interstitielle  $u_w$  ( $\Psi = u_a - u_w$ ). Typiquement, dans les sols non saturés, on considère que la pression d'air des pores est atmosphérique ( $u_a = 0$ ) et la pression d'eau interstitielle est négative par rapport à la pression atmosphérique. La technique de translation d'axes consiste à faire une translation de l'origine de référence pour la pression d'eau interstitielle, des conditions atmosphériques normales à la pression d'air appliquée dans la chambre (Fredlund and Rahardjo, 1993).

Plusieurs équipements permettent la réalisation de cet essai. La cellule de pression est étanche à l'air. La base sur laquelle reposent les échantillons est constituée d'une membrane de cellulose poreuse. Dans cette cellule de pression, les échantillons initialement saturés sont placés dans des moules, généralement en plastique flexible et de forme circulaire, la hauteur donne des échantillons assez représentatifs et favorise l'atteinte rapide de l'équilibre. Ces échantillons sont directement mis en contact avec la membrane de cellulose saturée, ayant une valeur d'entrée d'air (AEV) assez haute pour ne pas être désaturée par la pression maximale d'air (gaz) appliquée dans

la cellule; ceci est rendu possible par le fait que la porosité de la membrane est très fine (selon la loi de Jurin). La base de la membrane est exposée à la pression atmosphérique. Ainsi la pression d'eau  $u_w$  dans la membrane et dans le sol reste égale à  $u_{atm}$ . C'est donc cette membrane qui permet de contrôler la phase d'eau dans l'échantillon en le maintenant à la pression atmosphérique alors que la phase d'air est contrôlée par application de pression d'air généralement par un moyen artificiel.

La figure 3.6 illustre les composantes principales de l'équipement à travers une vue schématique et la figure 3.7 est une photographie de la cellule de pression utilisée au laboratoire de la chaire.

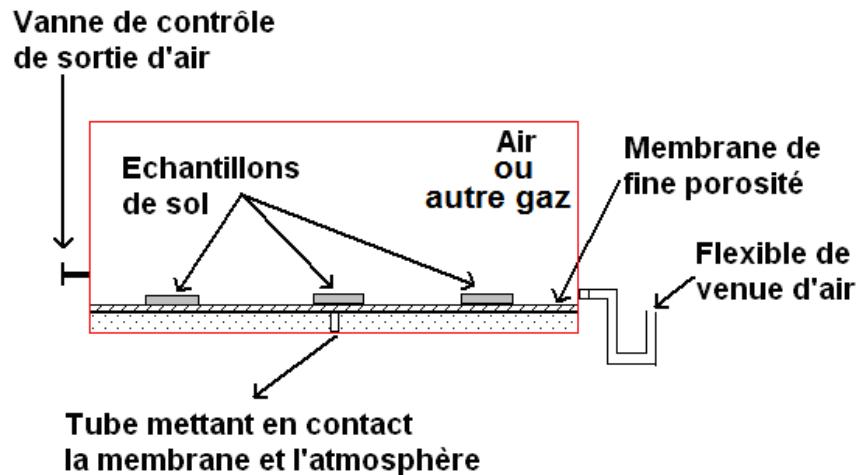


Figure 3.6 Vue schématique de la cellule de pression

La pression d'air dans la cellule est fixée à une valeur positive supérieure à la pression d'eau. On impose ainsi artificiellement une valeur de succion positive  $\Psi$ , qui peut être exprimée par :

$$\Psi = (u_a - u_w) \quad (3.18)$$

Il est nécessaire de s'assurer que le contact entre l'échantillon de sol à tester et l'élément poreux soit de très bonne qualité pour la continuité de la phase liquide entre l'échantillon et l'élément de fine porosité, et éviter ainsi la désaturation de cet élément poreux qui conduirait à un arrêt du test.

Dans certains cas, la membrane de cellulose est remplacée par une plaque de céramique pouvant jouer le même rôle.

La technique de translation d'axes est conventionnellement utilisée pour appliquer la succion matricielle aux échantillons de sol en laboratoire sans que la pression d'eau dans le système ne devienne hautement négative. En conséquence, on évite les problèmes de cavitation (Hilf 1956; Fredlund and Rahardjo 1993).

Le principe de translation d'axes a aussi été adapté par les géotechniciens sur des appareils de mécanique des sols (oedomètres, essais triaxiaux, boîte de cisaillement). Les succions matricielles relativement hautes que l'on peut appliquer avec cette technique imposent la réalisation de cellules métalliques de confinement rigides et extrêmement fiables, vu l'énergie élastique emmagasinée par les volumes de gaz comprimé (Delage et Cui, 2000).

Les principales difficultés expérimentales concernant l'application du principe de translation d'axes sont associées :

- i) au contrôle de l'humidité relative de la chambre à air afin de minimiser les effets de l'évaporation ou de la condensation sur l'échantillon;
- ii) à l'application du processus de pressurisation de l'air à des degrés de saturation élevés;
- iii) à l'estimation du temps d'équilibre de l'échantillon sous un palier de pression donné;
- iv) à l'accumulation d'air sous la membrane.

Le séchage de la membrane lorsque celle-ci n'a pas été convenablement placée (présence de bulles d'air) ou que le contact membrane – échantillon n'a pas été adéquat pour assurer une continuité de la phase liquide peut également constituer une difficulté d'application de la technique de translation d'axes.

### 3.3.3.2 Procédure de l'essai

Une cellule de pression 100 bars (10 000 kPa) fabriquée par Soilmoisture Equipment Corp. (2000) a été utilisée pour les essais de rétention d'eau sur des échantillons des différents matériaux. La figure 3.7 représente l'équipement ainsi qu'une partie de l'installation. Le circuit gazeux comporte deux voies :

- Une voie à basse pression comportant deux manomètres de pression maximale de 200 kPa et 700 kPa respectivement
- Une deuxième voie pour des pressions relativement élevées, comportant un manomètre de pression maximale de 4000 kPa.

L'alimentation des différentes voies se fait par une bonbonne contenant de l'azote comprimé.

La membrane de cellulose de fine porosité est plongée dans une bassine remplie d'eau 24 heures avant le test aux fins de saturation. La procédure suivie pour la réalisation de l'essai est décrite par les normes standards ASTM D3152 – 72 et ASTM 6836 - 02, mais avec une particularité au point le plus délicat qui est le monitoring du volume de l'échantillon de sol comme cela sera décrit plus bas. Les échantillons de sol (résidus) saturés sont placés dans des anneaux en plastique individuels mous (flexibles) de diamètre moyen de 5.5 cm et d'épaisseur moyenne de 1 cm. La procédure de placement du matériau dans les anneaux (préparation des échantillons) est la même que celle décrite pour les essais de retrait libre dans des moules et peut être résumée comme suit :

- Placement du matériau dans des contenants à l'aide d'une petite cuillère plate, jusqu'à une épaisseur légèrement supérieure à celle des anneaux, en prenant soin de réaliser un remplissage de toutes les parties sans emprisonnement des poches d'air.
- Lissage de la surface des contenants par rasage en utilisant une petite barre en acier.
- Pesée de chaque échantillon pour obtention de la masse initiale (pour un volume connu).

Les échantillons sont placés directement sur la membrane saturée (figure 3.8) à l'intérieur de la chambre immédiatement après leur préparation. Huit échantillons peuvent être testés simultanément. Pour obtenir des résultats plus représentatifs, deux séries de tests sont effectuées

l'une après l'autre pour chaque matériau, avec une teneur en eau initiale moyenne pratiquement identique. Plusieurs paliers de pression, jusqu'à environ 4000 kPa, sont appliqués durant un essai.

Après préparation des échantillons, l'expérimentation consiste à appliquer un palier de pression donné jusqu'à ce que l'équilibre soit atteint. Quarante-huit heures ont été jugées suffisantes pour atteindre l'équilibre. Une fois l'équilibre atteint, on relâche la pression et on extrait rapidement l'échantillon de la cellule, afin de mesurer le volume de l'échantillon et d'effectuer une pesée de sa masse humide qui va servir à déterminer la teneur en eau  $w_i$  correspondant à la succion imposée  $\Psi_i$ .



Figure 3.7 Photographie illustrant la cellule de pression avec le circuit pneumatique



Figure 3.8 Échantillons de sol placés sur la membrane poreuse saturée

### Évaluation du volume et de l'indice des vides

Une méthodologie rigoureuse a été établie pour le suivi du volume à chaque palier de pression. La méthode utilisée dans cette étude combine les méthodes dimensionnelles avec une méthode d'analyse d'images numérisées. La méthode dimensionnelle consiste à mesurer l'épaisseur de l'échantillon en utilisant le même vernier digital décrit pour le test de retrait (sans fissuration). Huit à dix mesures sont prises à différents endroits de l'échantillon et la moyenne arithmétique est retenue pour le calcul du volume. L'aire de l'échantillon est déterminée à partir d'une image numérique en utilisant le logiciel ImageJ (Girish et Vijayalakshmi, 2004). La méthode consiste à numériser l'image et à convertir le nombre de pixels de l'image en aire. Pour cela, quatre échelles de référence ( $2, 4, 8$  et  $15 \text{ cm}^2$ ) sont utilisées en même temps. La figure 3.9 présente des images numériques d'échantillons avec les différentes échelles. Un appareil numérique Canon PowerShot A550 a été utilisé pour la photographie.

Pour une photographie donnée, on numérise à la fois chacune des surfaces de référence à différentes échelles ainsi que l'échantillon. L'aire de chaque surface (à différentes échelles) étant connue car tracée sur un papier millimétré, le calcul consiste à convertir le nombre de pixels de

l'échantillon en aire, par une règle de proportionnalité, et ce en considérant chacune des échelles. Chaque échelle donne ainsi une aire de l'échantillon, ce qui donne un total de quatre aires pour la photographie considérée. La moyenne arithmétique des quatre valeurs obtenues est considérée dans la suite. Pour augmenter la fiabilité des mesures, ce processus est répété en utilisant 8 photographies différentes de l'échantillon de sol : quatre photographies de l'échantillon prises verticalement avec le contenant (anneau) et quatre autres photographies de l'échantillon sans contenant (figure 3.9), en variant les positions. Des précautions sont prises lors de la photographie pour minimiser l'erreur de parallaxe. L'aire finale de l'échantillon retenue est la moyenne arithmétique de ces différentes (huit x quatre) mesures provenant des huit photographies. Le volume de l'échantillon est ainsi déterminé par la multiplication de l'aire et de l'épaisseur.

Les principales méthodes de mesure de volume ont été décrites au chapitre deux consacré à la revue de littérature. Dans la littérature, chaque auteur a essayé de trouver des astuces pour améliorer la précision des mesures du volume lors de l'essai en cellule de pression. Le problème est surtout relié à la petite taille de l'échantillon et à la déformation qui n'est pas uniforme. Dans notre cas, nous croyons que le processus de détermination de l'aire de l'échantillon, bien que fastidieux, permet de palier au problème lié à la difficulté de mesure du volume des échantillons lors de l'essai de rétention d'eau en cellule de pression.

Lorsque l'échantillon est encore mou et ne peut être manipulé aisément (surtout lorsqu'il est encore saturé et n'a pas encore atteint son AEV), les différentes mesures d'épaisseur à chaque palier de pression sont prises à l'intérieur de la chambre de la cellule de pression en fixant le vernier à un support. Les photographies servant à l'évaluation de l'aire sont également prises dans la chambre. Pour un palier de pression donné, trois échantillons sont considérés à la fois pour les différentes mesures, alors qu'un seul d'entre eux est amené au four pour évaluation de la teneur en eau correspondante. Ceci améliore la fiabilité des mesures. On supposera lors des calculs que la teneur en eau obtenue est identique pour les trois échantillons considérés. Cette teneur en eau massique  $w$ , correspondant au palier de pression, peut être obtenue directement par procédé gravimétrique (pesée et séchage au four). La teneur en eau volumique  $\theta$  correspondante est calculée par la relation :

$$\theta = w D_r / (1 + e) \quad (3.19)$$



Figure 3.9 Exemples de photographies des échantillons de sol et des échelles utilisées pour déterminer l'aire de l'éprouvette lors de l'essai en cellule de pression

## CHAPITRE 4 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET INTERPRÉTATION

Ce chapitre présente les résultats expérimentaux des essais de retrait réalisés sur des résidus miniers. Ceux-ci devraient permettre d'améliorer notre compréhension de la complexe interaction sol-eau dans ces matériaux déformables (compressibles) en condition de saturation variable. L'observation du phénomène de retrait permet d'établir les courbes de retrait qui définissent en partie le comportement des matériaux déformables initialement saturés, lorsque soumis à des conditions d'assèchement.

Six matériaux (résidus miniers) au total ont été testés lors de ces essais. Les caractéristiques physiques de ces matériaux ont été présentées au chapitre trois du présent travail. Des moules de différentes épaisseurs ont constitué l'équipement de ces essais.

Les résultats des tests de retrait libre sont présentés et décrits dans ce chapitre. Ces résultats sont ensuite comparés à ceux des essais de rétention d'eau en cellule de pression réalisés sur les mêmes résidus. Chaque matériau a été préparé dans des conditions initiales pratiquement identiques (même teneur en eau initiale) pour les deux types d'essais. Le but est de valider la procédure développée ici pour évaluer le retrait des matériaux à faible plasticité, puis de combiner ces résultats afin de pouvoir évaluer la réponse hydrogéotechnique globale des résidus miniers soumis à la dessiccation.

Les résultats d'essais de laboratoire sur la dessiccation contrainte (ou non libre) visant à évaluer les conditions d'initiation des fissures des résidus sont également présentés dans ce chapitre.

Ce chapitre présente enfin les résultats d'essais de retrait libre sur des résidus de la mine Bulyanhulu (matériau de base pour cette étude) avec ajout de différentes proportions de liant, afin d'évaluer l'impact de cet ajout sur la déformation des matériaux et sur leur rétention d'eau.

### 4.1 Résultats des essais de retrait

Les divers essais de retrait libre ont été effectués en laboratoire suivant la procédure décrite au chapitre 3. Trois à cinq moules d'épaisseurs différentes ont été utilisés pour chacun des matériaux. Cette section présente les différents résultats obtenus lors de ces essais. À noter que

les résultats d'essais de retrait des échantillons Manitou-3 ne sont pas présentés ici. Le matériau est trop grossier comparativement aux autres résidus testés (figure 3.1). Ceci fait que sa déformation est très limitée, ce qui n'a pas permis d'effectuer le suivi du retrait durant tout le processus de dessiccation. Aussi, à la fin du processus, les échantillons Manitou-3 sont restés collés sur les parois (surtout latérales) des moules et se sont fragilisés lors de la manipulation consistant à les faire sortir des moules.

La figure 4.1 montre les photos à l'étape de préparation et du début de séchage d'un échantillon des résidus Bulyanhulu, qui constituent le matériau de base pour cette étude. À cette étape, il est important de veiller à ce que la pellicule plastique ne reste pas collée sur les parois car cela engendrerait des contraintes (alors que nous voulons un retrait libre). Pour cela, il est important de décoller régulièrement (du moins durant les premiers instants de séchage) la partie de la pellicule plastique qui repose sur la face supérieure des plaques et dont la tendance est d'adhérer à celle-ci. Il est également important de vérifier que cette pellicule plastique ne vient pas couvrir une partie de la face supérieure des résidus car cela réduirait l'évaporation qui est sensée se faire sur toute la face supérieure des échantillons.

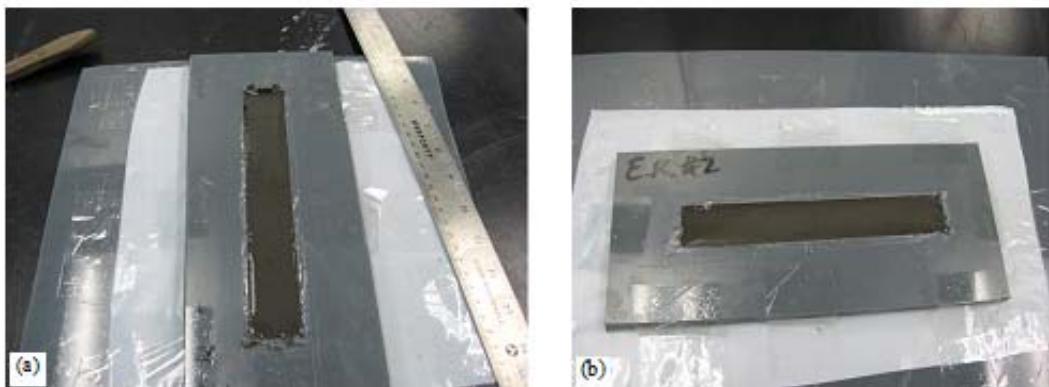


Figure 4.1 Vue des moules remplis de résidus à la fin de la préparation et au début du séchage des résidus Bulyanhulu

Comme c'est usuellement le cas (e.g. Bardet, 1997; Delage and Cui, 2000; Mbonimpa et al., 2006a), la courbe de retrait est exprimée dans cette étude selon la relation entre l'indice des vides  $e$  et la teneur en eau gravimétrique  $w$  correspondante. Pour déterminer l'indice des vides à chaque

étape de séchage, des mesures de dimensions sont effectuées suivant l'épaisseur, la longueur et la largeur de l'échantillon afin de déterminer le volume. Étant donné la forme des échantillons utilisés avec une longueur plus grande que la largeur (rapport longueur sur largeur environ égal à 7, soit 200 mm sur 30 mm), le déplacement axial  $\Delta L$  suivant l'axe longitudinal est sensé être beaucoup plus grand que celui suivant l'axe transversal ( $\Delta l$ ). Après qu'on ait vérifié que la déformation de surface est isotrope (i.e.  $\Delta L/L_0 = \Delta l/l_0$ ), la déformation transversale à chaque étape de séchage a été déduite de la déformation longitudinale. Cette hypothèse d'une déformation horizontale uniforme et isotropique a d'abord été validée par différents tests où l'on a mesuré les dimensions finales (à la fin du retrait) suivant les deux axes horizontaux (longitudinal et transversal). Ces mesures ont montré que la différence relative entre largeur finale réelle mesurée et largeur finale déduite de la longueur finale est inférieure à 3%, ce qui est dans la marge de précision pour ces mesures.

La figure 4.2 montre un retrait longitudinal  $\Delta L$  beaucoup plus prononcé que le retrait latéral, et les mesures sont donc faites uniquement suivant la longueur (et non en largeur), à l'aide du vernier. Elle illustre également le fait que la pellicule plastique est décollée des parois et n'a donc pas empêché le retrait libre des échantillons.

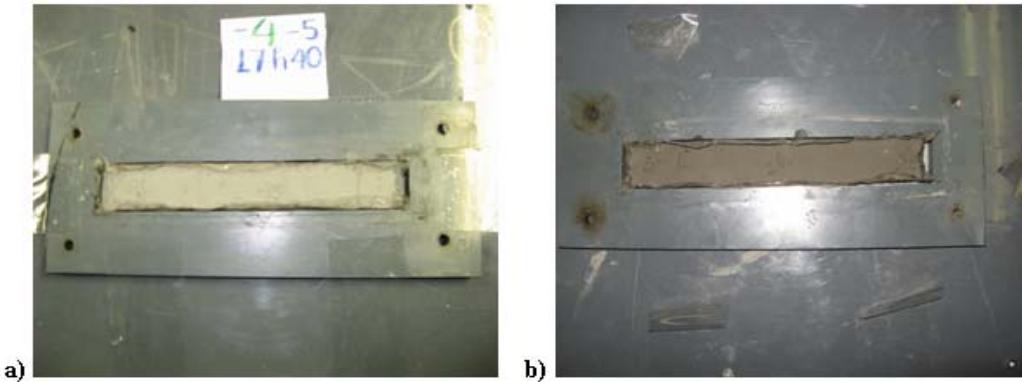


Figure 4.2 Figures montrant un retrait longitudinal plus prononcé que le retrait latéral

Les principaux résultats issus de cette investigation sont les courbes de retrait pour les différents matériaux qui ont été testés. Ces résultats sont présentés à la figure 4.3, et seront utilisés dans les sections qui suivent pour évaluer les valeurs des différents paramètres pour chacun des matériaux testés.

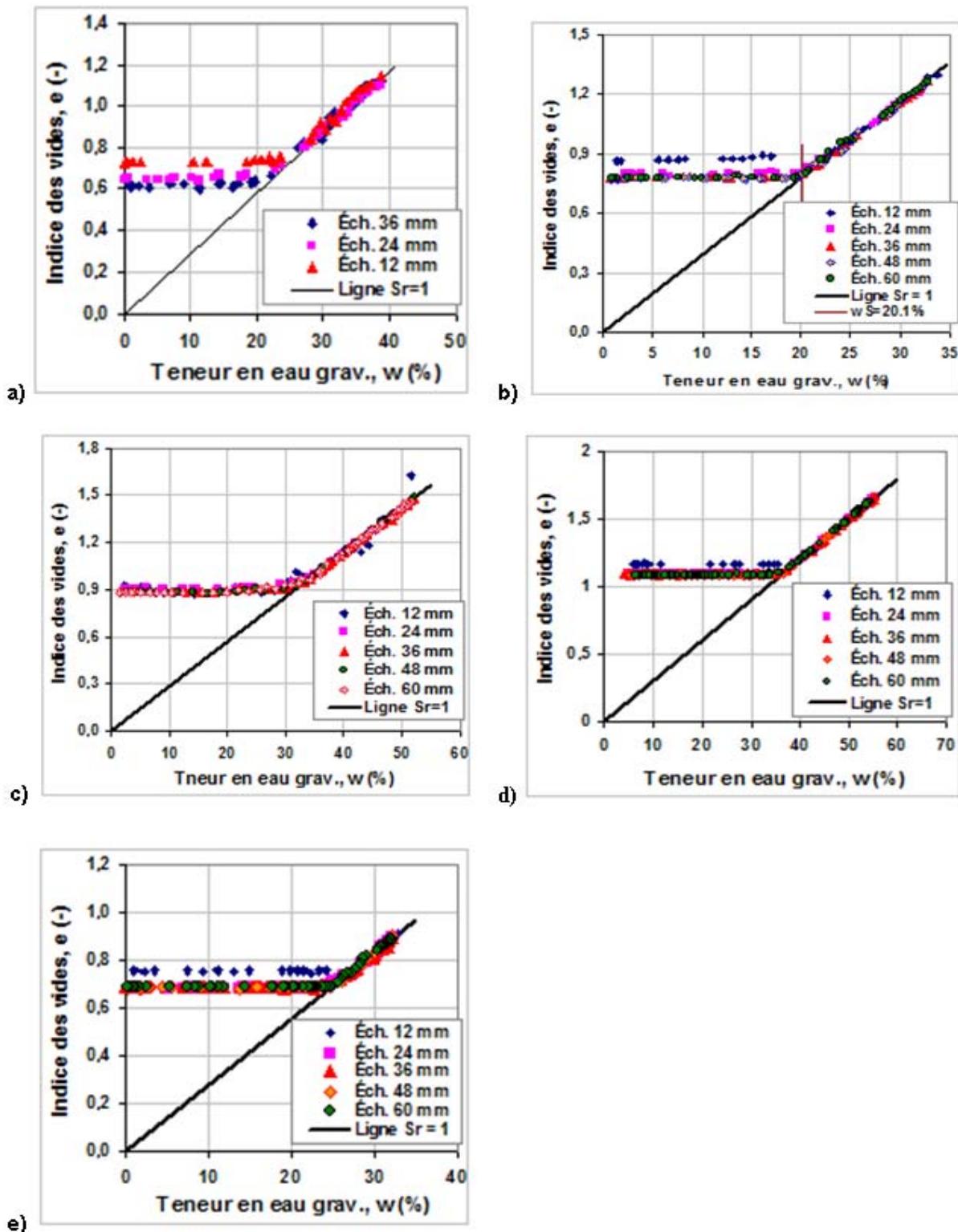


Figure 4.3 Courbes de retrait mesurées sur les divers résidus miniers dans des moules de différentes épaisseurs a) Bulyanhulu b) Laronde c) Manitou 1 d) Manitou 2 e) Goldex

Théoriquement, la courbe de retrait devrait présenter une forme sigmoïdale typique, avec des parties linéaires et curvilignes, déterminant ainsi les phases successives du retrait (Mbonimpa et al., 2006a). Ces phases ont été définies en partant du côté humide (saturé) vers le côté sec comme suit Bronskwijk (1990) : retrait structural, retrait normal, retrait résiduel et retrait zéro. Pour le cas des résidus miniers testés ici, les résultats de la figure 4.3 indiquent que la phase de retrait structural est pratiquement absente. Ceci est en accord avec Yule and Richie (1980) et Cornelis et al., (2006) pour qui la phase de retrait résiduel n'existe pas lorsqu'il s'agit des matériaux non structurés initialement saturés, tel le cas des dépositions de résidus miniers.

Les courbes de retrait mesurées sur des résidus miniers (figure 4.3) suivent initialement une progression linéaire selon la ligne de saturation ( $S_r = 1$ ), que Sposito (1973) appelle ligne de chargement et que Croney and Coleman (1953) ainsi que McGarry (1988) appellent “la relation 1 sur 1”. Comme les résidus restent quasi saturés durant cette phase de retrait, la diminution de volume est directement reliée à la quantité d'eau perdue lors du processus de dessiccation (Bronskwijk, 1989; Mitchell, 1991; Fredlund and Rahardjo, 1993; Head, 2006). Pour les essais réalisés dans le cadre de cette recherche, la quantité d'eau perdue est principalement due à l'évaporation puisque le drainage n'a pas eu lieu durant ces essais (vu la configuration décrite au chapitre 3). Cette quantité d'eau perdue par évaporation affecte donc directement la teneur en eau de l'échantillon.

Lorsque la teneur en eau atteint les conditions d'entrée d'air ( $w_{AEV}$ ), les pores les plus larges commencent à se drainer (Brooks and Corey, 1964; Mbonimpa et al., 2006). Ceci est suivi par la phase (très courte) de retrait résiduel, où la perte en eau du sol devient plus grande que la diminution de volume. Les résultats obtenus (figure 4.3) indiquent que la presque totalité du retrait des résidus miniers se passe durant la phase saturée de retrait, dite aussi retrait normal, suivant la ligne  $S_r = 1$  (ou 100%) et définie par  $e = wD_r/100$ . La pente de la droite  $e - w$  est donc fonction de la valeur de la densité relative  $D_r$  du matériau. Comme mentionné, ces résultats démontrent que la phase de retrait résiduel est très courte pour ces résidus miniers à faible plasticité, contrairement à celle observée dans le cas des argiles qui sont plus plastiques (Fleureau

et al., 1993; 2003). Le début de la désaturation  $w_{AEV}$  des résidus miniers est ainsi très proche de la limite de retrait  $w_s$ .

Les résultats de la figure 4.3 confirment aussi qu'en deçà de la limite de retrait  $w_s$ , les résidus ne diminuent pratiquement plus de volume malgré la diminution de la teneur en eau. Dans cette phase, les espaces intergranulaires perdent leur eau au bénéfice de l'air sans déformation. Il s'agit d'une phase commune pour tous les matériaux poreux. A partir de  $w_s = w_{AEV}$ , des succions matricielles se développent de façon significative, comme le montreront les résultats des tests de rétention d'eau en cellule de pression présentés dans la section qui suit. On peut également remarquer sur la figure 4.3 que la teneur en eau à la fin du processus de dessiccation pour les résidus dénommés manitou 2 reste plus élevée que dans les autres matériaux. Ceci pourrait s'expliquer par le fait que ce matériau est plus fin que les autres et que la rétention capillaire y est plus grande. Les différents paramètres de la courbe de retrait des matériaux seront discutés en même temps que ceux obtenus lors des essais de rétention d'eau en cellule de pression.

Il se dégage aussi de ces résultats que l'indice des vides final  $e_f$  est fonction de l'épaisseur de l'échantillon (i.e.  $e_f$  diminue avec l'épaisseur). On peut retenir toutefois que les résultats obtenus avec les moules de 36 mm peut être considérée comme épaisseur minimale représentative (épaisseur à partir de laquelle la déformation ne dépend plus de l'épaisseur de l'échantillon). Pour la suite de cette étude, seuls les résultats provenant des échantillons de cette épaisseur (36 mm) seront comparés avec ceux obtenus lors des essais en cellule de pression.

## 4.2 Résultats des essais de rétention d'eau en cellule de pression

Les résultats des essais de rétention d'eau en cellule de pression ont permis d'évaluer les courbes de rétention d'eau des différents matériaux. Ces courbes sont utiles pour analyser le comportement des matériaux en conditions non saturées. Ces résultats ont également permis d'obtenir d'autres relations pour définir le comportement des matériaux non saturés déformables, avec les différents paramètres utilisés pour des modèles prédictifs et numériques.

Pour que les résultats soient assez représentatifs avec le plus de points possibles pour  $e$ ,  $\theta$ ,  $\Psi$ , deux séries de tests de rétention d'eau ont chaque fois été réalisées sur chaque matériau. Pour ces

deux séries d'essai, le matériau concerné a été préparé à une teneur en eau initiale (pratiquement) identique afin de faciliter les comparaisons. Par la suite, plusieurs paliers de pressions (allant de 1 à 4000 kPa à peu près) ont été appliqués pour les deux séries d'essais.

Les résultats des essais de rétention d'eau en cellule de pression sont présentés aux figures 4.4 à 4.8. Ils sont comparés à ceux obtenus lors des essais de retrait libre réalisés sur les mêmes matériaux, sur des échantillons de 36 mm d'épaisseur. Sur les figures 4.4 à 4.8, on peut voir la bonne concordance entre les différentes valeurs expérimentales obtenues lors des essais de retrait libre et en cellule de pression.

## Présentation des résultats

Les figures 4.4 à 4.8 présentent différentes relations fondamentales obtenues sur les résidus miniers. Comme on l'a déjà mentionné, ces graphiques résultent de la combinaison des résultats des essais de retrait libre et en cellule de pression.

Les graphiques montrent l'indice des vides  $e$ , le degré de saturation  $S_r$  et la teneur en eau volumique  $\theta$  suivant l'axe des  $y$  ainsi que la succion  $\Psi$  (en kPa, à gauche) et la teneur en eau volumique  $w$  (en %, à droite) suivant l'axe des  $x$ . Ces relations incluent les courbes de rétention d'eau (teneur en eau volumique  $\theta$  ou degré de saturation  $S_r$  versus succion  $\Psi$ ) et les courbes de retrait volumique (indice des vides  $e$  versus teneur en eau gravimétrique  $w$  ou succion  $\Psi$ ). Mbonimpa et al. (2006) ont discuté de l'importance de ces relations.

Deux autres relations complémentaires montrées sur ces figures ne sont pas utilisées régulièrement, mais peuvent être aussi utiles pour décrire le comportement hydrogéotechnique des matériaux déformables à l'état non saturé. Il s'agit des relations degré de saturation  $S_r$  versus teneur en eau gravimétrique  $w$  et teneur en eau volumique  $\theta$  versus teneur en eau gravimétrique  $w$ .

Les lignes pointillées sur les figures 4.4 à 4.8 indiquent l'emplacement de la valeur d'entrée d'air (AEV) et des états associés sur les six relations graphiques. Il est important de mentionner que l'AEV considérée dans cette étude est prise au début de la désaturation, comme montré sur les graphiques degré de saturation  $S_r$  versus succion  $\Psi$  des figures 4.4 à 4.8. Une discussion sur la détermination de l'AEV est présentée plus loin.

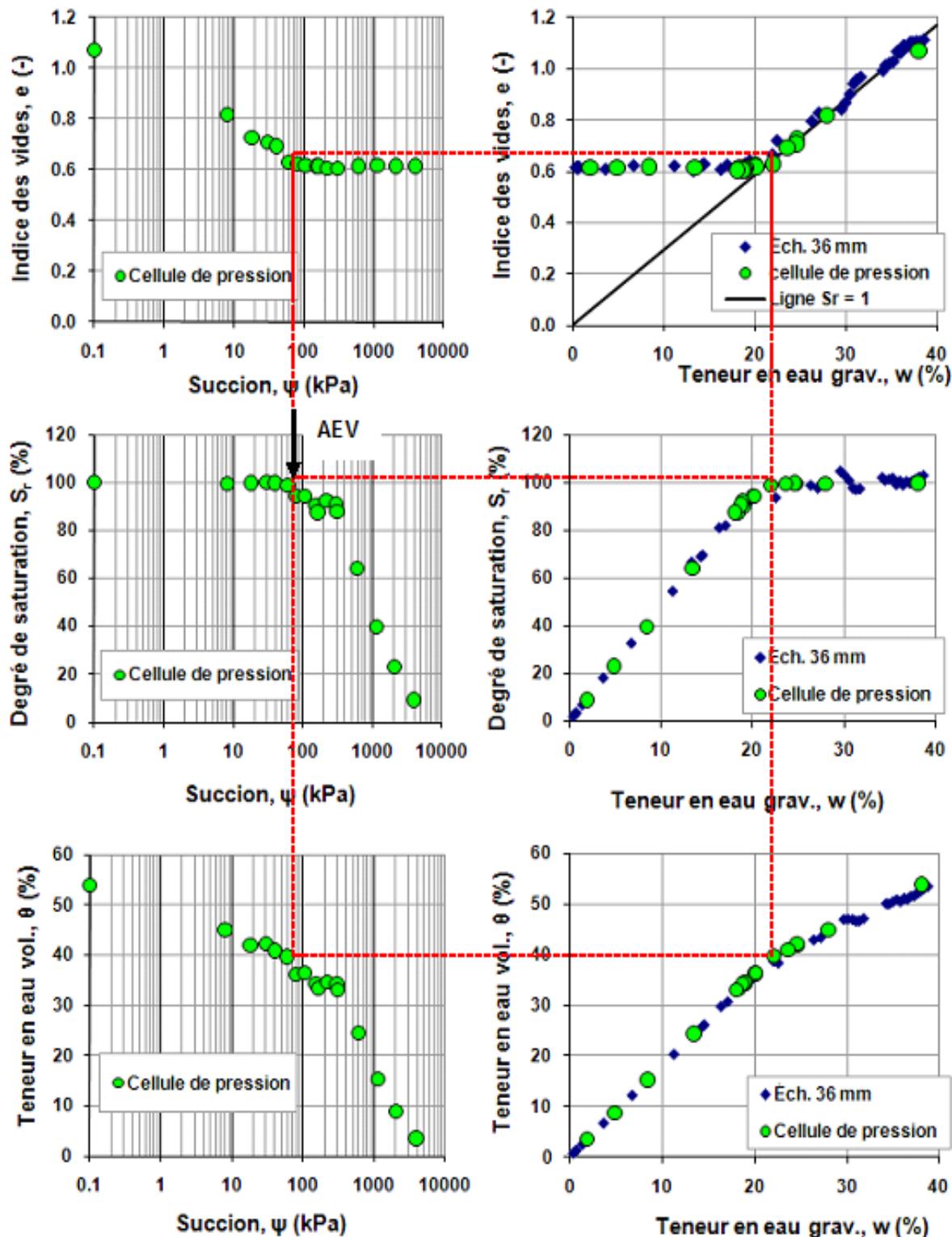


Figure 4.4 Relations expérimentales obtenues des essais de retrait et en cellule de pression – Résidus Bulyanhulu; les traits pointillés correspondent au début de la désaturation.

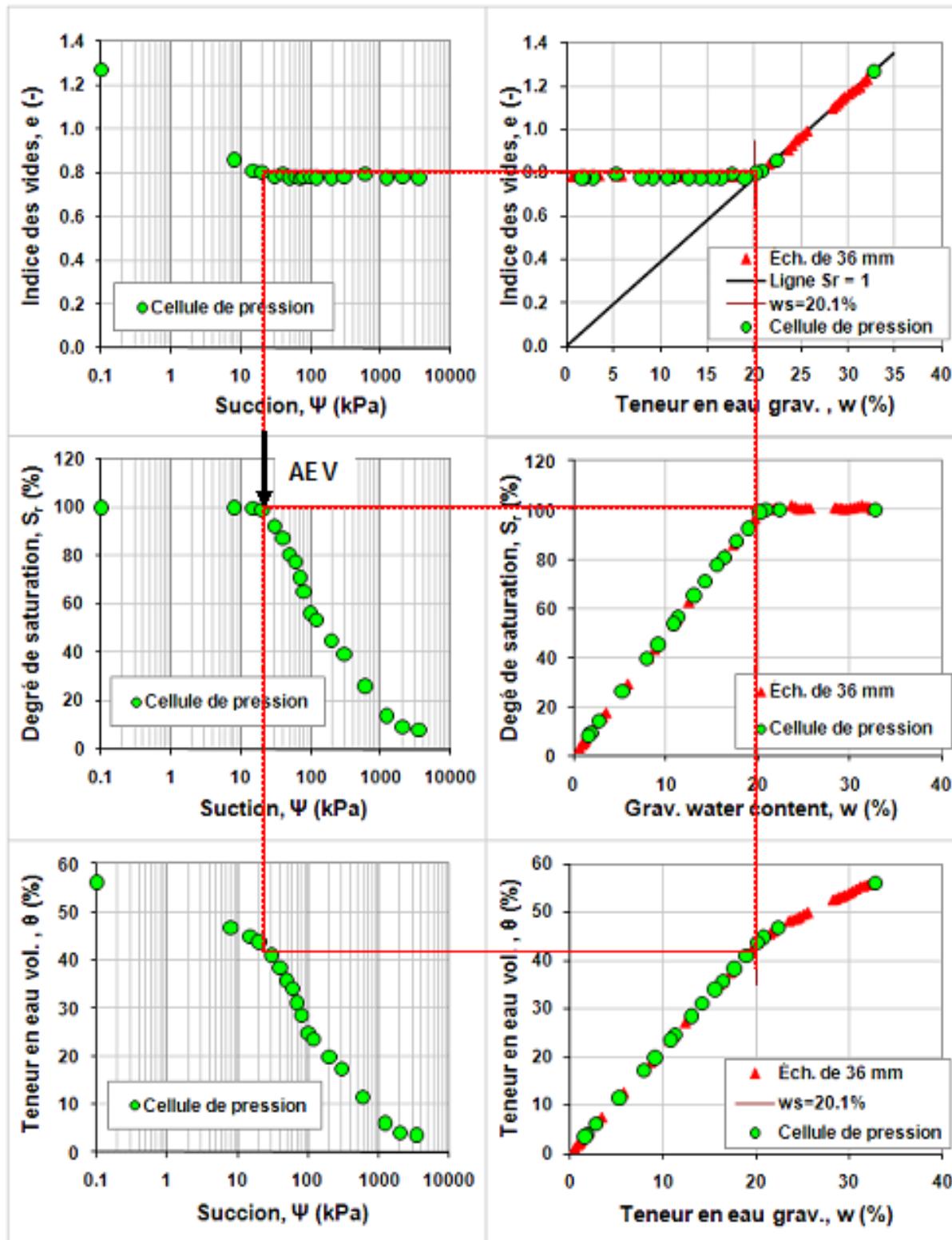


Figure 4.5 Relations expérimentales obtenues des essais de retrait et en cellule de pression – Résidus Laronde; les traits pointillés correspondent au début de la désaturation.

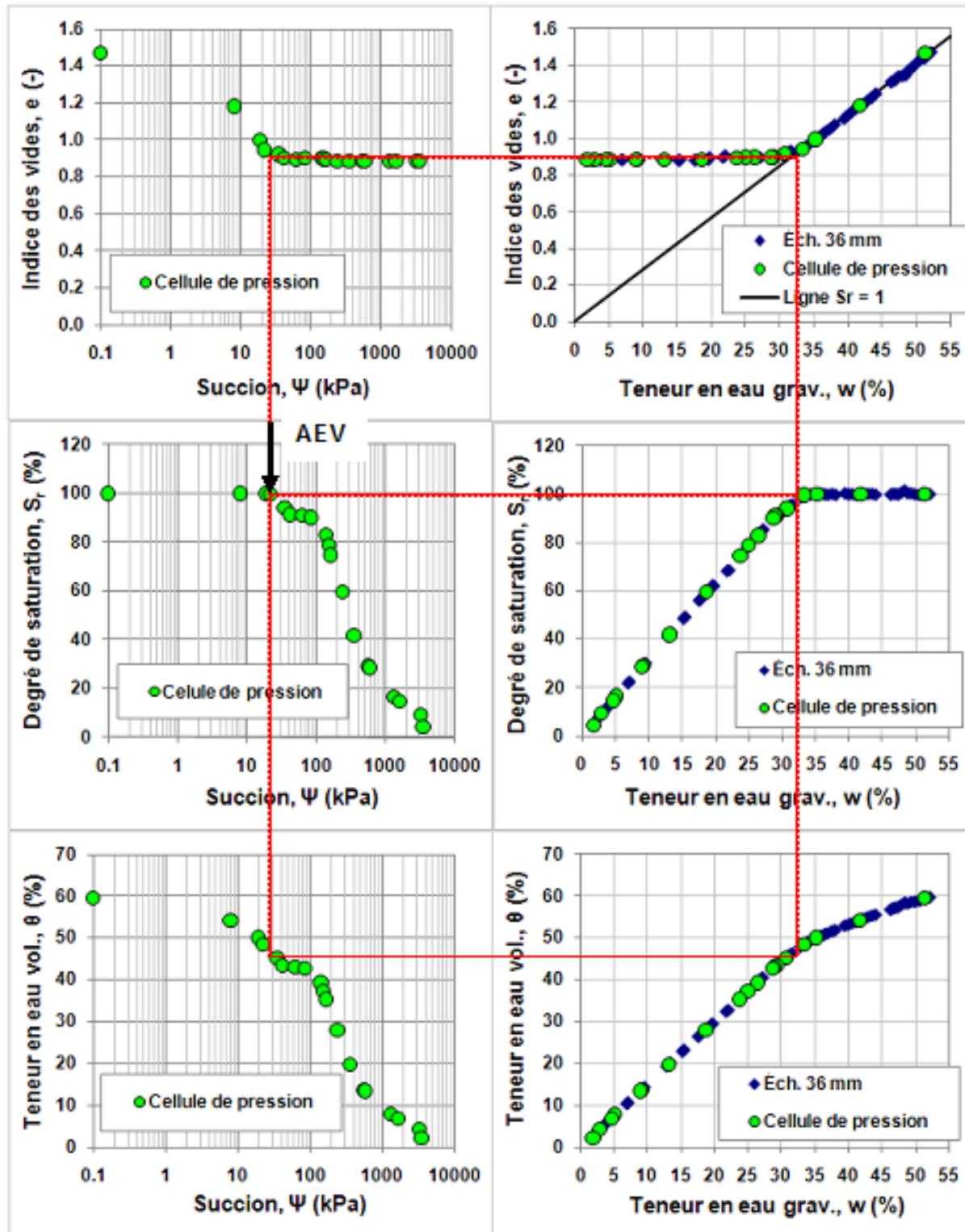


Figure 4.6 Relations expérimentales obtenues des essais de retrait et en cellule de pression – Résidus Manitou 1; les traits pointillés correspondent au début de la désaturation.

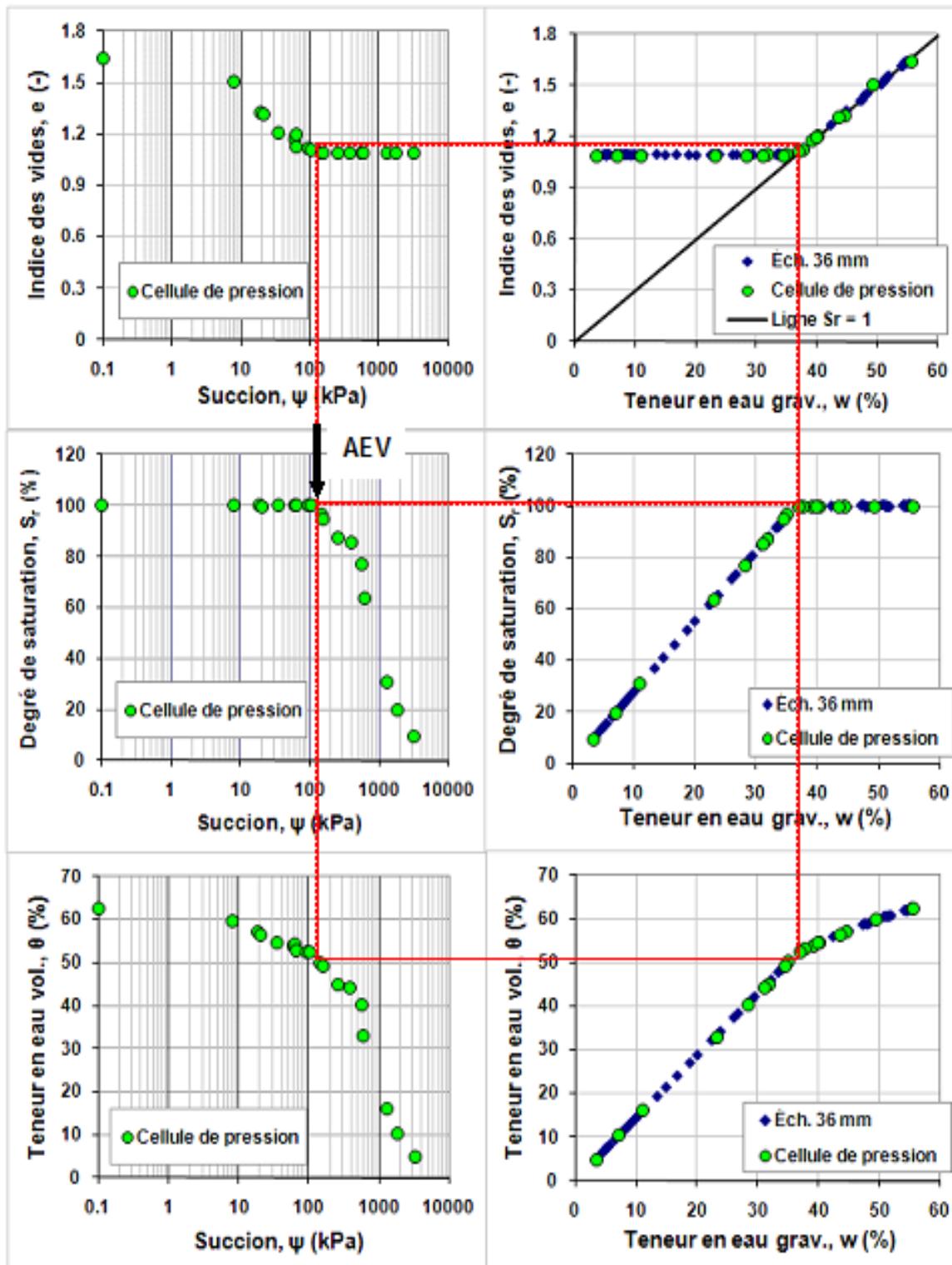


Figure 4.7 Relations expérimentales obtenues des essais de retrait et en cellule de pression – Résidus Manitou 2; les traits pointillés correspondent au début de la désaturation.

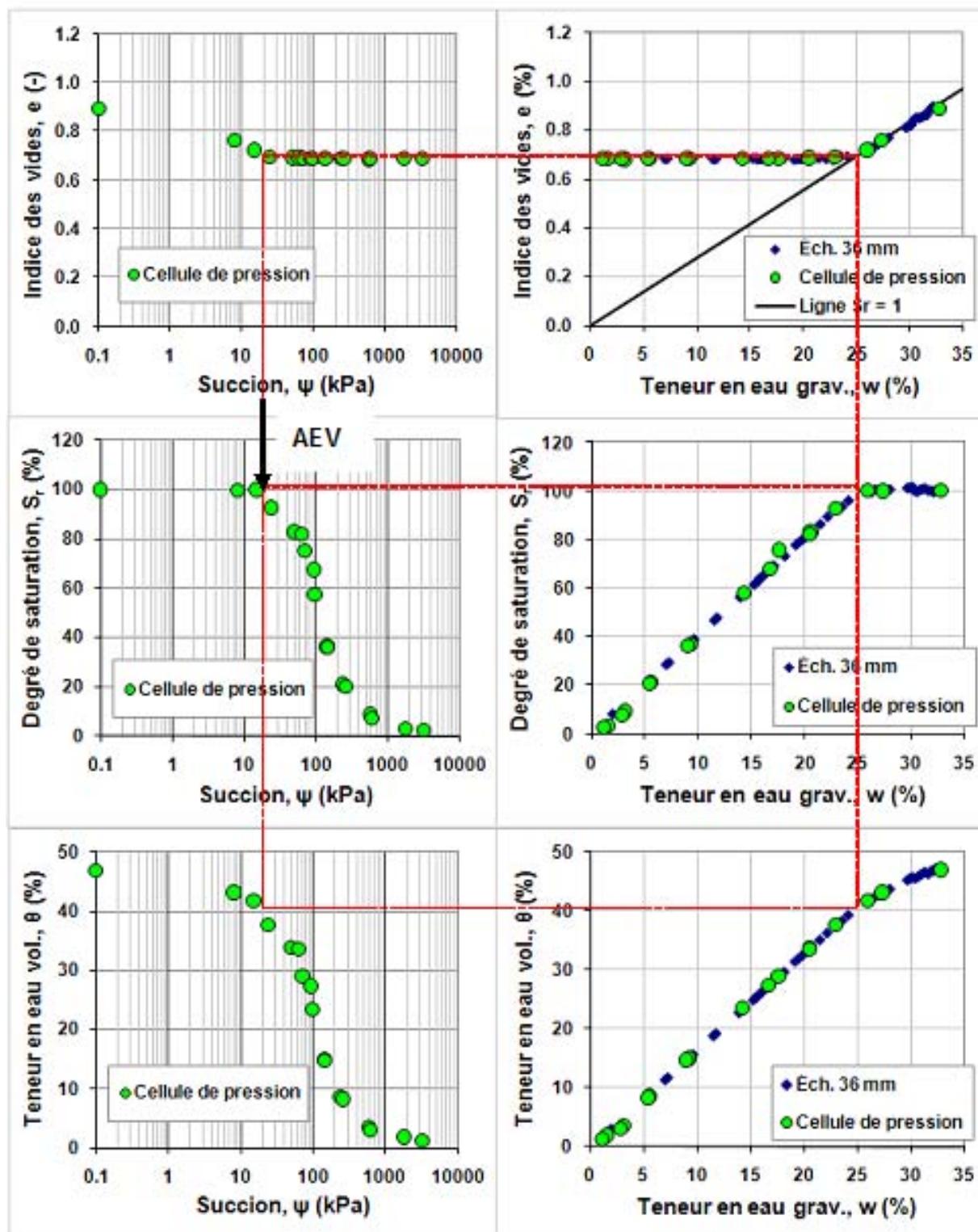


Figure 4.8 Relations expérimentales obtenues des essais de retrait et en cellule de pression – Résidus Goldex; les traits pointillés correspondent au début de la désaturation.

Les courbes du degré de saturation  $S_r$  en fonction de succion  $\Psi$  et de la teneur en eau gravimétrique  $w$  (figures 4.4 à 4.8) montrent que pour un accroissement de succion matricielle donné, le matériau reste saturé aussi longtemps que la succion n'a pas atteint la valeur d'entrée d'air,  $AEV$  (ou la teneur en eau correspondant à l'entrée d'air dans le matériau  $w_{AEV}$ ). Les courbes degré de saturation  $S_r$  versus teneur en eau  $w$  des figures 4.4 à 4.8 montrent trois phases :

- la phase correspondant à une saturation de 100% malgré la perte en eau (avec diminution de la teneur en eau  $w$ ). Cette phase correspond au retrait normal durant lequel la quantité d'eau perdue est égale à la variation de volume de matériau. Cette phase est linéaire et parallèle à l'axe des  $x$ . Elle constitue la principale différence entre un matériau déformable et un matériau non déformable qui amorce la désaturation aussitôt qu'il y a perte en eau;
- La phase correspondant au début de la désaturation du matériau en réponse à la perte en eau et au réarrangement des grains associé à la contraction volumique. Cette phase curviligne est très courte pour les résidus miniers faiblement plastiques; elle correspond à celle du retrait résiduel. Sur le graphique teneur en eau  $w$  versus degré de saturation  $S_r$ , le point de passage de la phase linéaire à saturation de 100% (première phase) à cette deuxième phase devient une indication claire de la valeur de la teneur en eau à l'entrée de l'air  $w_{AEV}$  dans le matériau;
- La phase où la diminution de la teneur en eau est proportionnelle (variation linéaire) à la diminution du degré de saturation. Sur le graphique  $w$  versus  $S_r$ , cette phase est linéaire, avec une pente définie par  $D_r / e$ . Elle est sensée passer par l'origine du graphique ( $x, y$ ). Elle correspondant à la phase de retrait nul.

Fleureau et al. (1993, 2003) ont discuté la relation entre le degré de saturation  $S_r$  et la teneur en eau gravimétrique  $w$ . La différence entre la courbe degré de saturation  $S_r$  versus  $w$  des matériaux silteux à faible plasticité (comme les résidus miniers) et celle des argiles plastiques est principalement au niveau de cette deuxième phase qui est très courte pour les premiers matériaux (résidus miniers) alors qu'elle est bien visible pour les matériaux argileux (Fleureau et al., 1993, 2003).

Les courbes indice des vides  $e$  versus succion  $\Psi$  et indice des vides  $e$  versus teneur en eau gravimétrique  $w$  des figures 4.4 à 4.8 constituent les courbes de retrait. Elles renseignent sur l'indice des vides final, la limite de retrait et la teneur en eau d'entrée d'air dans les matériaux. On y remarque pour la plupart des matériaux testés que l'indice des vides final  $e_f$  varie entre 0.6 et 1 et que la limite de retrait  $w_s$  varie entre 20% et 25 % (sauf pour les résidus manitou-1 et manitou-2). Les valeurs approximatives des différents paramètres sont présentées dans les tableaux 4.1 à 4.4 plus loin.

Les relations  $S_r$  succion  $\Psi$  versus et teneur en eau volumique  $\theta$  versus succion  $\Psi$  représentent les deux formes connues de courbes de rétention d'eau. Elles permettent de déterminer la valeur d'entrée d'air AEV ainsi que la teneur en eau résiduelle  $\theta_r$ . Ces deux courbes sont très utiles pour l'analyse du comportement des matériaux en conditions non saturées. Pour les matériaux déformables comme les résidus miniers lâches, seule la relation degré de saturation  $S_r$  versus succion  $\theta$  sera utilisée pour déterminer la valeur de l'AEV.

### 4.3 Évolution de l'indice des vides final en fonction de la teneur en eau initiale et de l'épaisseur de l'échantillon

Les matériaux testés ont été préparés à diverses teneurs en eau initiales (et donc des indices des vides initiaux). Plusieurs teneurs en eau initiales (de 25 à 65%) ont été considérées pour chacun des matériaux. Ces essais avaient deux objectifs principaux :

- Permettre d'évaluer l'impact de la teneur en eau initiale (en même temps que celui de l'épaisseur de l'échantillon) sur la déformation ou le retrait du matériau.
- Permettre d'obtenir des corrélations entre teneur en eau initiale et déformation (indice des vides final, limite de retrait, déformation verticale ou horizontale, étendue ou plage de l'indice des vides). Ces corrélations pourraient être utilisées pour déduire la déformation et l'indice des vides final du matériau considéré, selon la teneur en eau initiale.

Les résultats relatifs au premier objectif sont présentés dans cette section. Les figures 4.9 à 4.12 présentent les résultats de l'évaluation de l'indice des vides final en fonction de la teneur en eau

initiale et de l'épaisseur de l'échantillon. Ces résultats concernent quatre résidus miniers, soit Bulyanhulu, Laronde, Manitou 1 et Goldex. Le deuxième objectif visé par ces essais sera abordé lors de l'analyse et de la discussion des résultats au chapitre 5.

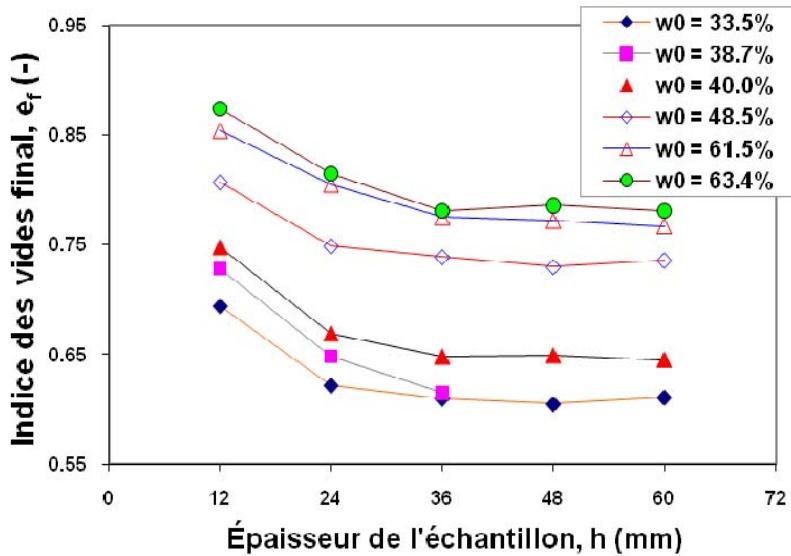


Figure 4.9 Relation entre l'épaisseur des échantillons, les teneurs en eau initiales et l'indice des vides final – Résidus Bulyanhulu

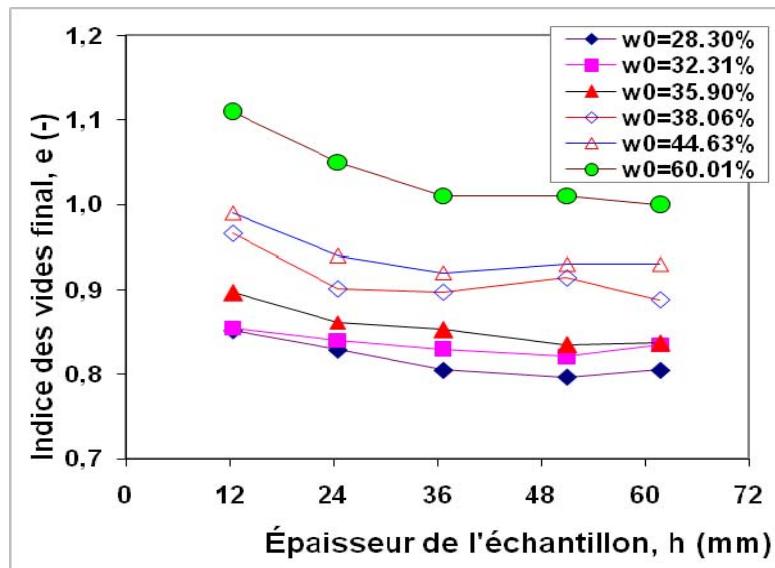


Figure 4.10 Relation entre l'épaisseur des échantillons, les teneurs en eau initiales et l'indice des vides final – Résidus Laronde

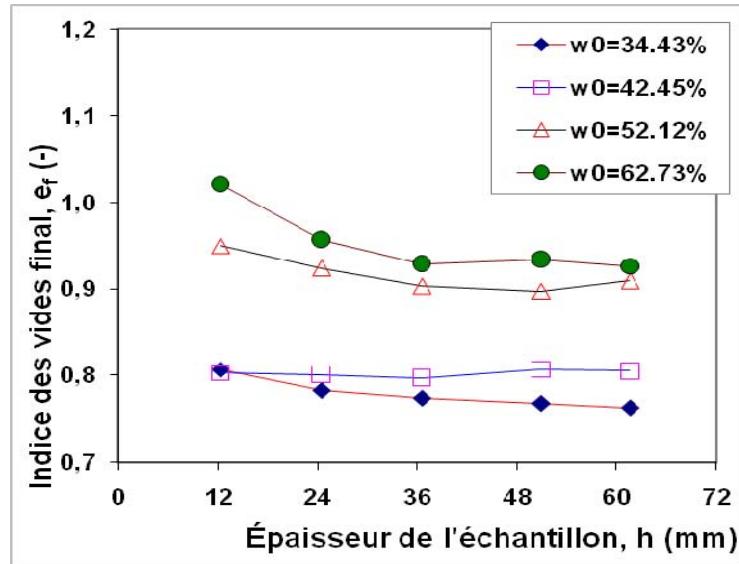


Figure 4.11 Relation entre l'épaisseur des échantillons, les teneurs en eau initiales et l'indice des vides final – Résidus Manitou 1

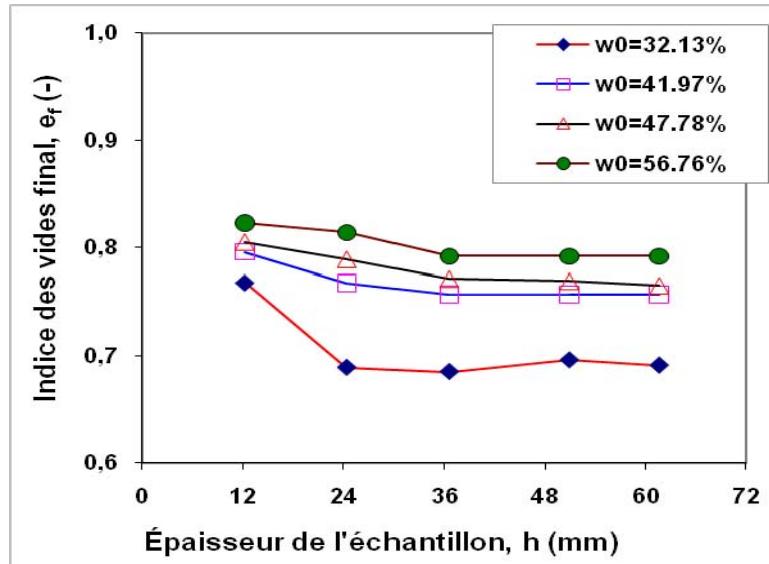


Figure 4.12 Relation entre l'épaisseur des échantillons, les teneurs en eau initiales et l'indice des vides final – Résidus Goldex

Sur les graphiques 4.9 à 4.12, on peut observer que :

- Les indices des vides finaux des résidus miniers varient généralement entre 0.6 et 1. Mais ces indices peuvent dans certains cas dépasser la valeur de 1.0 en fonction de la teneur en

eau initiale ou de la granulométrie du matériau, comme on peut le voir pour les résidus Laronde, Manitou 1 et Manitou 2. En aucun cas l'indice des vides final des résidus miniers n'est allé en deçà de 0.5.

- Pour les conditions de laboratoire, l'indice des vides final  $e_f$  est fonction de l'épaisseur de l'échantillon  $h$  jusqu'à une épaisseur d'à peu près 36 mm. Ainsi, ces essais confirment que l'épaisseur de 36 mm peut être considérée comme épaisseur minimale représentative pour ces conditions de laboratoire. Au delà de cette épaisseur, la déformation (indice des vides final) ne dépend pratiquement plus de l'épaisseur de l'échantillon.

L'indice des vides final  $e_f$  est fonction de la teneur en eau initiale  $w_0$  (ou teneur en eau de mise en place de l'échantillon). Plus la teneur en eau initiale  $w_0$  est élevée, plus l'indice des vides final  $e_f$  est élevé.

## 4.4 Paramètres des matériaux testés

### 4.4.1 Limite de retrait

La limite de retrait  $w_s$  est définie graphiquement sur la courbe de retrait  $e - w$  comme étant l'intersection entre la ligne de saturation  $S_r = 1$  et la ligne horizontale passant par  $e_f$  sur le segment de retrait nul (Mbonimpa et al., 2006; Head, 2006). Cette limite de retrait peut également être obtenue par un calcul (suivant la norme ASTM D427) basée sur les valeurs mesurées (la masse de l'échantillon humide  $M_h$ , la masse de l'échantillon sec  $M_s$ , la variation de longueur  $\Delta L$ ).

Les figures 4.4 à 4.8 montrent que les limites de retrait  $w_s$  obtenues à partir des tests en cellule de pression sont pratiquement identiques à celles obtenues à partir des tests de retrait libre; ceci constitue une première étape de validation de la procédure développée pour évaluer le retrait des résidus miniers dans le cadre de cette étude. On montrera au chapitre 5 que la valeur de cette limite de retrait est étroitement liée à la teneur en eau initiale (teneur en eau de mise en place du matériau) et qu'une corrélation peut être définie entre la teneur en eau initiale et la limite de retrait (approximative) du matériau. Ceci signifie qu'on ne peut pas considérer la limite de retrait

comme une caractéristique unique du matériau; cette valeur pourrait toutefois être standardisée en spécifiant les conditions à appliquer au début de l'essai (en terme de  $w_0$ ).

Pour les conditions d'expérimentation considérées, les valeurs de la limite de retrait (procédure graphique et selon la norme ASTM) obtenues pour les différents matériaux analysés sont résumées dans le tableau 4.1. On présente aussi les valeurs des teneurs en eau initiales. Ceci permet d'évaluer l'étendue (ampleur) de retrait  $E_R$  définie par  $E_R = w_0 - w_s$ .

Les résultats présentés sont ceux des échantillons de 36 mm d'épaisseur.

Tableau 4.1 Limites de retrait des matériaux testés

Matériau	Teneur en eau initiale, $w_0$ (%)	Limite de retrait mesurée $w_s$ (%) (procédure graphique)	Ampleur du retrait, $E_R = w_0 - w_s$ (%)	Limite de retrait ASTM D427
Bulyanhulu	38.68	21.7	16.98	21.69
Laronde	32.79	20.1	12.69	20.94
Manitou - 1	52.15	32.7	19.45	31.69
Manitou - 2	55.20	36.5	18.70	36.35
Goldex	32.25	24.8	7.45	24.73

La limite de retrait  $w_s$  déterminée à partir de la courbe de retrait varie généralement entre 20 et 25% selon le matériau. Ces valeurs sont en accord avec les valeurs de la limite de retrait obtenues par Qiu and Sego (2001) pour les résidus des mines d'or et de Cuivre. Pour le matériau Manitou 2 (matériau fin), la limite de retrait expérimentale  $w_s$  vaut 36.5% pour les conditions d'expérimentation considérées. Cette valeur s'expliquerait par le fait que ces résidus sont plus fins (figure 3.1) que tous les autres matériaux testés, avec un pourcentage des particules  $< 2 \mu\text{m}$  supérieur à 10%. Pour le matériau Manitou 1, la limite de retrait est de 32.7%; cette valeur élevée pourrait s'expliquer par la forte teneur en eau initiale (ou de mise en place de l'échantillon)  $w_0 = 51.31\%$ . La granulométrie de Manitou 1 est proche de celle de Bulyanhulu, Goldex et Laronde).

On a évoqué ci-dessus le fait que la limite de retrait mesurée est reliée à la teneur en eau initiale de l'échantillon.

On peut aussi remarquer à partir du tableau 4.1 que les valeurs des limites de retrait déterminées graphiquement et celles déterminées par le calcul à partir de la norme ASTM D427 sont assez proches. L'expression de la norme ASTM D427 permettant de déterminer la limite de retrait a été présentée au chapitre 2 (section II.6.4.1).

L'ampleur du retrait  $E_R$  donnée par la différence  $w_0 - w_s$  peut renseigner sur la capacité du matériau à rester saturé malgré la perte en eau, mais la notion ne peut servir pour des comparaisons entre différents matériaux que si les teneurs en eau initiales sont identiques. Ceci est une des raisons pour lesquels divers essais ont été réalisés, en variant les teneurs en eau initiales pour chacun des matériaux testés.

#### 4.4.2 Indice des vides final

L'indice des vides final est l'indice des vides du matériau à l'état complètement sec. Il est obtenu suite à un séchage au four. On peut voir cette valeur de  $e_f$  sur la courbe de retrait (indice des vides  $e$  versus teneur en eau gravimétrique  $w$ ) à l'intersection de l'axe des ordonnées (indices des vides) et du segment de retrait zéro.

L'indice des vides final est d'une grande importance pour des fins prédictives. Les résultats d'essais peuvent ne pas être disponibles au début d'un projet. Les modèles prédictifs peuvent dans ce cas servir à faire une première estimation, et aussi à évaluer comment les paramètres d'influence, dont la porosité ou la taille des grains, peuvent affecter la courbe de retrait et celle de rétention d'eau (CRE) du matériau.

Les valeurs d'indices des vides finaux obtenues ici pour les différents matériaux analysés sont résumées dans le tableau 4.2, en relation avec les valeurs d'indices des vides initiaux. Ceci permet d'évaluer la variation de l'indice des vides  $\Delta e = e_0 - e_f$ .

Tableau 4.2 Indice des vides finaux et étendue de déformation des matériaux testés

Matériaux	Indice des vides initial, $e_0$ (-)	Indice des vides final, $e_f$ (-)	Variation de l'indice des vides $\Delta e = e_0 - e_f$ (-)
Bulyanhulu	1.114	0.615	0.499
Laronde	1.268	0.779	0.489
Manitou - 1	1.474	0.885	0.589
Manitou - 2	1.640	1.09	0.550
Goldex	0.895	0.688	0.207

Ces résultats indiquent que  $\Delta e$  ne semble pas dépendre de l'épaisseur des échantillons.

Pour les matériaux testés, le tableau 4.2 montre que l'indice des vides final varie généralement entre 0.6 et 1. Ceci est en accord avec les valeurs obtenues par Qiu and Sego (2001) sur des résidus miniers. On montrera toutefois plus loin que l'indice des vides final est lié à d'autres facteurs dont la teneur en eau initiale. Il peut être supérieur à 1 pour des conditions d'expérimentation données (voir indice des vides final des résidus Manitou 2, figure 4.3). Pour les résidus Manitou 2, la valeur plus élevée d'indice des vides final (1.09) semble être reliée à la forte valeur de teneur en eau initiale; ce matériau est assez fin et nécessite d'être préparé à une teneur en eau assez élevée pour avoir la consistance désirée aux fins de manipulation.

Comme c'est le cas pour la limite de retrait  $w_s$ , il est inapproprié de considérer l'indice des vides final  $e_f$  comme une caractéristique unique (intrinsèque) du matériau.

La variation de l'indice des vides  $\Delta e$  donnée par  $e_0 - e_f$  est un indicateur que nous allons introduire lors de l'analyse des résultats afin d'investiguer l'impact de la teneur en eau initiale  $w_0$  (et donc de l'indice des vides initial  $e_0$ ) sur la déformation totale (et donc sur l'indice des vides final  $e_f$ ).

#### 4.4.3 Teneur en eau correspondant à l'entrée d'air ( $w_{AEV}$ )

La teneur en eau correspondant à l'entrée d'air dans le matériau  $w_{AEV}$  correspond à l'amorce de la phase de désaturation. Cette teneur en eau est un important paramètre qui renseigne sur les conditions qui prévalent lors du début de la désaturation. Ce paramètre est important car il peut être relié à la formation du drainage minier acide (DMA) pour les résidus sulfureux. Si l'on veut éviter cette formation du drainage minier acide, la teneur en eau  $w_{AEV}$  ne doit aucunement être atteinte.

Pour les résidus miniers testés ici, la phase de retrait résiduel (entre  $w_{AEV}$  et  $w_S$ ) est très courte car la valeur de la teneur en d'eau correspondant à l'entrée d'air dans le matériau  $w_{AEV}$  est très proche de la limite de retrait  $w_S$ . Péron et al. (2006), dont l'expérimentation avait porté sur des matériaux silteux moyennement plastiques, ont également observé que les deux valeurs de  $w_{AEV}$  et de  $w_S$  étaient très proches l'une de l'autre. Ils ont noté que la courbe de retrait de ces matériaux silteux est presque bilinéaire, avec la première partie qui suit la ligne de saturation et la deuxième partie horizontale avec  $e_S = e_f$ . Les courbes de retrait des résidus miniers de faible plasticité testés dans cette recherche présentent également cette forme bilinéaire (figure 4.3).

Pour les conditions d'expérimentation considérées, les valeurs de teneurs en eau à l'entrée d'air obtenues pour les différents matériaux sont résumées dans le tableau 4.3, et comparées aux valeurs de limites de retrait.

Tableau 4.3 Teneurs en eau à l'entrée d'air dans les matériaux testés

Matériau	Limite de retrait, $w_S$ (%)	Teneur en eau à l'entrée d'air, $w_{AEV}$ (%)
Bulyanhulu	21.7	21.9
Laronde	20.1	20.6
Manitou - 1	31.9	32.5
Manitou - 2	36.6	37.0
Goldex	24.8	25.5

Au tableau 4.3, on remarque que la teneur en eau d'entrée d'air  $w_{AEV}$  dans les matériaux est très proche de la limite de retrait  $w_s$ . Ceci démontre qu'une fois que l'air entre dans les résidus miniers, il n'y a plus de déformation majeure à attendre.

Pour un essai donné, le temps correspondant à l'entrée d'air dans le matériau peut être déterminé par interpolation sur le graphique temps  $t$  versus teneur en eau gravimétrique  $w$  comme on le montrera au chapitre 5. À l'échelle de terrain, ce temps peut être utilisé pour éviter l'entrée de l'air dans le matériau lors de la déposition des couches de résidus miniers.

#### 4.4.4 Valeur d'entrée d'air, AEV

La valeur d'entrée d'air (AEV) dans le matériau est la valeur de succion qui se développe dans le sol lorsque le matériau entame sa phase de désaturation. Pour les matériaux déformables (compressibles) comme les résidus miniers à l'état lâche, la valeur de l'AEV devrait être évaluée à partir de la courbe de rétention d'eau (CRE) exprimée comme une relation entre le degré de saturation  $S_r$  et la succion  $\psi$ .

Sur les figures 4.4 à 4.8, les traits pointillés indiquent l'emplacement de la valeur d'entrée d'air (AEV) et des états connexes pour les six relations graphiques relatives à chaque matériau. Généralement, l'AEV correspond à la pression où la courbe commence à dévier de la ligne de saturation 100%. Il convient ainsi de noter que l'AEV utilisée dans cette étude est prise au début de la désaturation, comme montré par les lignes pointillées sur les relations degré de saturation  $S_r$  versus succion  $\Psi$  des figures 4.4 à 4.8; ce point est aussi clairement identifié sur les relations degré de saturation  $S_r$  versus teneur en eau gravimétrique  $w$ . Si l'on applique la méthode des tangentes usuelles (Fredlund et Xing, 1994) pour évaluer l'AEV, celle-ci sera plus grande que celle prise au début de la désaturation. La méthode des tangentes évalue l'AEV des matériaux d'une manière plus grossière (et moins conservatrice), qui conduit à une plus grande valeur de la succion et du temps critique d'entrée d'air.

Le temps critique d'entrée d'air dans le matériau est un paramètre important pour cette étude et il sera utilisé plus bas pour l'analyse du retrait. A cet égard, la méthode qui consiste à considérer comme AEV la valeur de succion  $\Psi$  correspondant à un degré de saturation  $S_r$  de 95% (Aubertin

et al., 2003) semble assez réaliste (i.e. du même ordre de grandeur). Considérer que le AEV survient à un degré de saturation de 95 % pourrait être avantageux car c'est une méthode simple; ceci permet aussi d'éviter une désaturation trop marquée du matériau, par rapport à l'apparition de chemins pneumatiques continus qui se produisent surtout à partir de  $S_r = 85\%$  (Aubertin et al., 2000; Aachib et al., 2004). Les écarts en termes de succions entre le véritable début de l'entrée d'air dans le matériau et la succion à un degré de saturation de 95% peuvent toutefois s'avérer considérables comme le montre le tableau 4.4. Pour cela, il est considéré dans cette étude que la valeur de l'AEV correspond à la succion au début de la désaturation (et non au point déterminé par la méthode des tangentes); cette approche donne un AEV plus faible.

Tableau 4.4 Valeurs de l'AEV lors de l'amorce de la désaturation des matériaux testés

Matériau	Pression (kPa) au début de la désaturation	Pression (kPa) correspondant à $S_r = 95\%$ (Aubertin et al., 2003)
Bulyanhulu	65	88
Laronde	18	27
Manitou - 1	21	33
Manitou - 2	115	158
Goldex	16.5	22

Les différentes valeurs de pression présentées au tableau 4.4 indiquent que la valeur de l'AEV la plus élevée est celle de l'échantillon Manitou-2 qui est le plus fin de tous les matériaux. La granulométrie d'un matériau n'est toutefois pas le seul élément qui affecte la valeur d'entrée d'air dans un matériau. Si tel était le cas, les résidus Bulyanhulu, Goldex et Manitou-1, dont les courbes granulométriques sont très proches (figure 3.1), auraient des valeurs de l'AEV très proches les unes des autres. Or, on remarque que Bulyanhulu a un AEV nettement plus élevé que les deux autres. La minéralogie pourrait aussi jouer un rôle important sur l'AEV d'un matériau (et sur le retrait en général). Mais cette étude n'a pas analysé en détails les aspects minéralogiques pour les résidus testés.

## 4.5 Dessiccation (ou processus de perte en eau) progressive

La dessiccation est définie comme le processus de perte en eau d'un sol en assèchement ou soumis à un environnement chaud. Pour les matériaux à perméabilité relativement faible comme les résidus miniers (qui se drainent assez difficilement), l'évaporation peut être considérée comme la cause principale de la perte en eau près de la surface. Pour bien évaluer le processus de perte en eau dans ces matériaux, l'équipement a été conçu de sorte que l'évaporation puisse être considérée comme le seul processus de perte en eau.

Cette section présente les résultats de l'évolution de la teneur en eau et du degré de saturation avec le temps, pour les conditions d'expérimentation considérées. Ces résultats incluent ceux obtenus lors des essais de retrait avec les échantillons Manitou-3 dont les résultats de retrait n'ont pas été présentés à cause des difficultés de monitoring de volume évoquées pour ce matériau. Pour ces échantillons, les résultats du processus de dessiccation ont été déterminés par pesée et procédé gravimétrique.

### 4.5.1. Évolution de l'évaporation et de la teneur en eau avec le temps

L'évaporation est le processus par lequel l'eau liquide est transformée en vapeur et enlevée de la surface d'évaporation. C'est un des éléments fondamentaux dans le cycle hydrologique. Il est également à la base de la dessiccation des sols qui engendre à son tour une diminution de la teneur en eau  $w$ .

Les deux types d'évaporation auxquels nous avons porté une attention lors de cette étude sont :

- L'évaporation potentielle (PE) qui est l'évaporation qui s'effectue à partir de la surface de l'eau libre. Dans le cadre de cette recherche, cette évaporation est évaluée à partir d'un récipient (lysimètre) rempli d'eau et dont le diamètre qui sert de surface d'évaporation est connu ;
- L'évaporation actuelle (AE) qui s'effectue à partir de la surface du sol ou de l'échantillon, et qui peut varier avec la teneur en eau.

Les résultats présentant l'évolution de l'évaporation et de la teneur en eau (figures 4.13 à 4.18) ont été obtenus lors des tests réalisés dans des conditions opératoires décrites dans le tableau 4.5. Le taux d'évaporation est calculé à partir de la perte d'eau (section 3.3.1.3 du chapitre 3), ce taux varie avec les conditions externes (comme la température, l'humidité relative, la vitesse du vent, etc...) et les propriétés internes tels que la teneur en eau initiale et la densité ou l'état initial du sol (Min et Nhat, 2007). Le rôle de la conductivité hydraulique dans le taux d'évaporation est aussi non négligeable car elle contrôle le flux d'eau du sol vers la surface, et donc son évaporation.

Tableau 4.5 Conditions ambiantes lors des essais de retrait

Matériaux	Température (°C)	Humidité relative (%)	Durée du processus de dessiccation (Échantillon de 36 mm d'épaisseur)
Bulyanhulu	22.1 ± 1.4 °C	31 à 54%	17 jours
Laronde	23.6 ± 1.5 °C	28 à 47%	14 jours
Manitou - 1	23.1 ± 1.3 °C	33 à 51%	20 jours
Manitou - 2	23.9 ± 1.2 °C	31 à 76%	33 jours
Manitou - 3	23.9 ± 1.2 °C	33 à 63%	16 jours
Goldex	22.9 ± 2.2 °C	34 à 62%	14 jours

Les figures 4.13 à 4.18 présentent l'évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau avec le temps. Les conditions ambiantes ont été suivies pour chaque matériau selon la procédure décrite au chapitre 3.

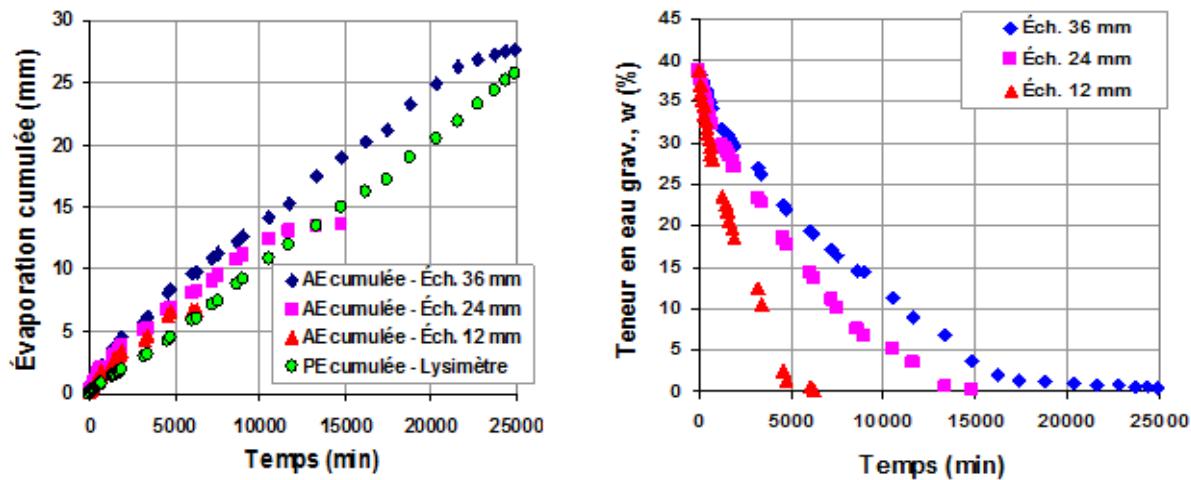


Figure 4.13 Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Bulyanhulu ( $w_0 = 38.68\%$  et  $e_0 = 1.114$ )

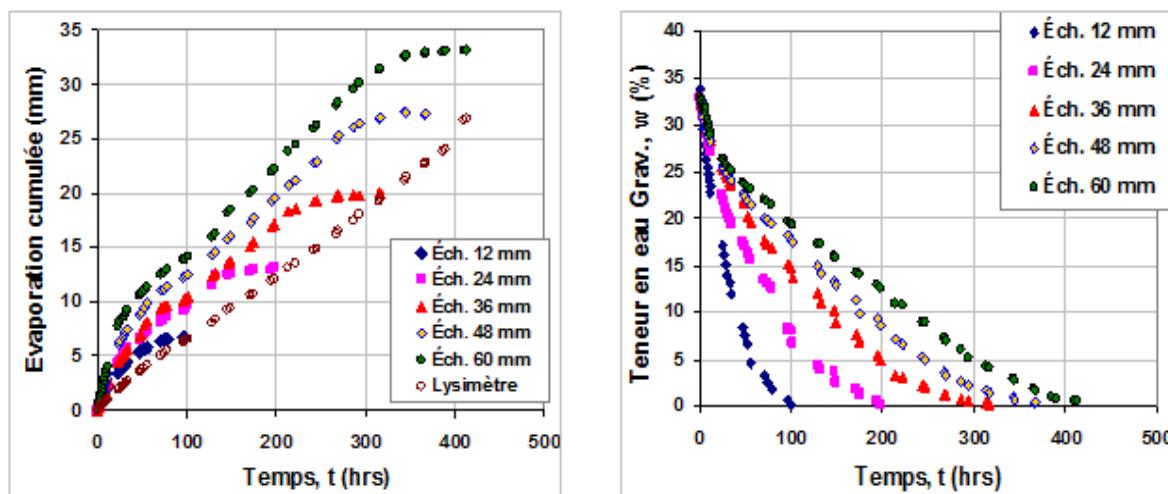


Figure 4.14 Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Laronde ( $w_0 = 32.79\%$  et  $e_0 = 1.268$ )

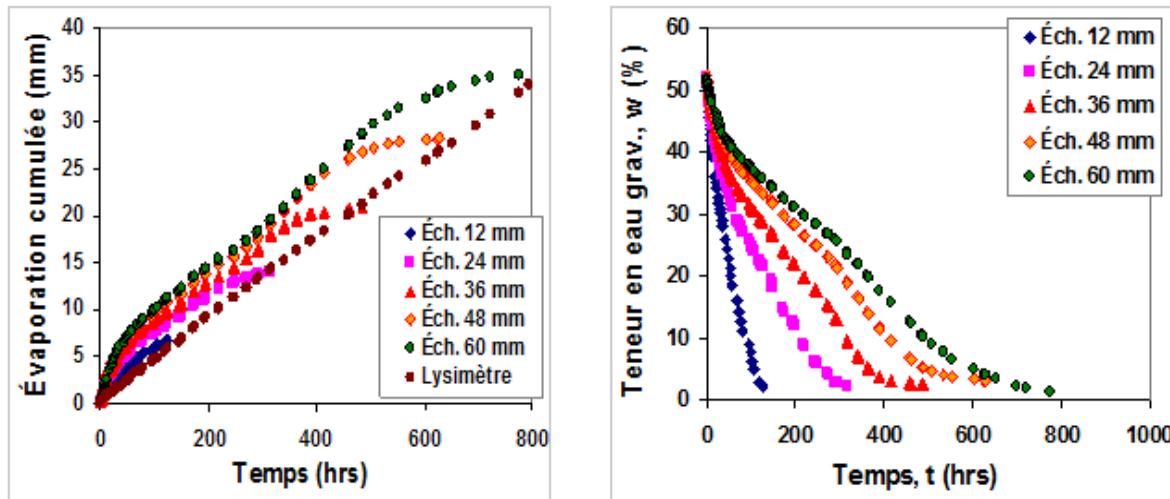


Figure 4.15 Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Manitou 1 ( $w_0 = 52.15\%$  et  $e_0 = 1.474$ )

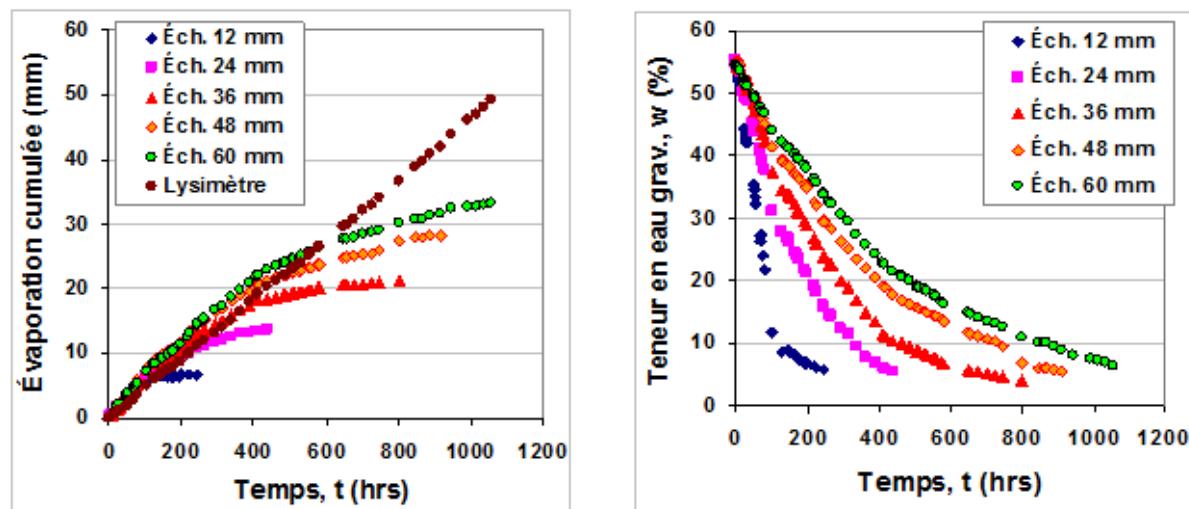


Figure 4.16 Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Manitou 2 ( $w_0 = 55.20\%$  et  $e_0 = 1.640$ )

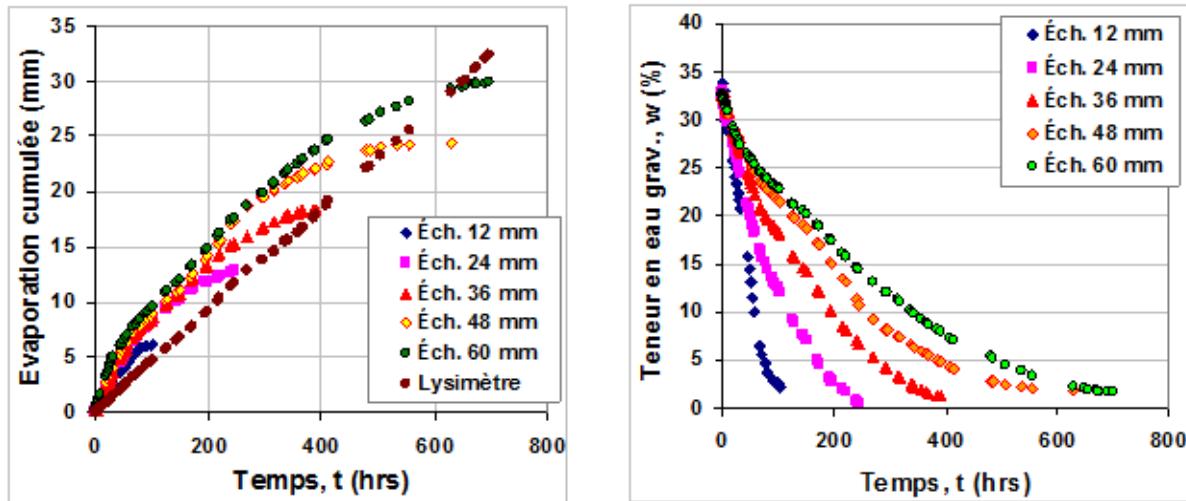


Figure 4.17 Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Manitou 3 ( $w_0 = 32.79\%$  et  $e_0 = 1.072$ )

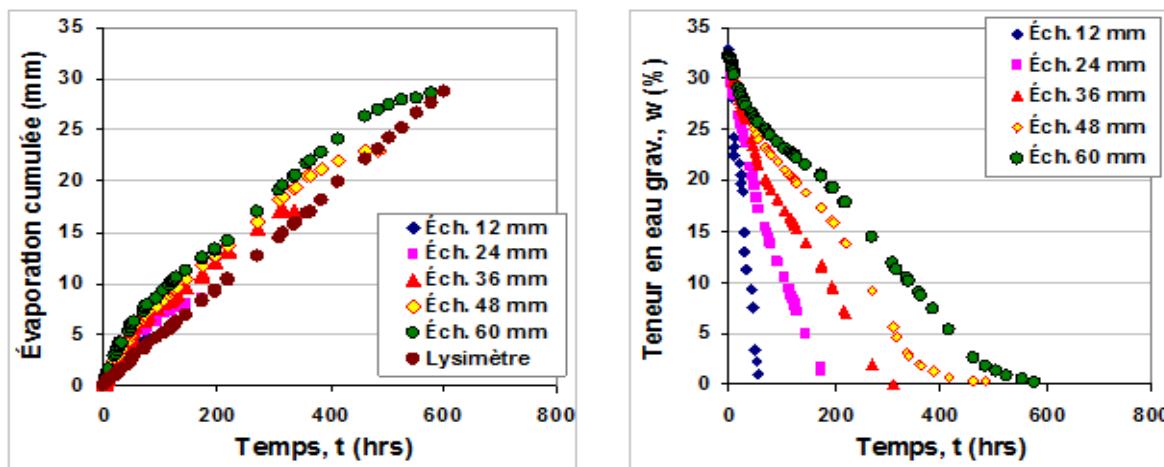


Figure 4.18 Évolution de l'évaporation cumulée et de la teneur en eau en fonction du temps – Résidus Goldex ( $w_0 = 32.25\%$  et  $e_0 = 0.895$ )

Sur les figures 4.13 à 4.18, on peut observer que l'allure des courbes évaporation cumulée - temps est la même pour tous les échantillons, sauf pour l'échantillon Manitou-2. L'évaporation potentielle (PE) cumulée est représentée par des points disposés en une ligne droite (et la valeur

de PE est pratiquement constante pour les conditions d'expérimentation). La pente de cette droite permet de déterminer le taux d'évaporation potentielle moyen lors de l'expérimentation.

L'évaporation actuelle (AE) cumulée quant à elle est une courbe qui présente trois phases :

- Une première phase où la perte de l'eau dans le sol est plus grande que la perte de l'eau dans le lysimètre ( $AE > PE$ ). Pour tous les essais, cette phase dure entre 50 à 70 heures en moyenne, ce qui correspond aux 2 ou 3 premiers jours de l'essai;
- Une deuxième phase où la courbe est parallèle à l'évolution de l'évaporation potentielle avec le temps. Durant cette phase, la pente de la relation de l'évaporation cumulée en fonction du temps est égale à la pente de la condition PE; cette pente persiste jusqu'à ce que la majeure partie de l'eau contenue dans l'échantillon se soit évaporée ;
- Une troisième phase où la valeur de AE décroît de plus en plus, vue que la grande partie de l'eau est déjà évaporée, jusqu'à l'assèchement complet de l'échantillon ( $AE < PE$ ).

Ce comportement (allure des courbes) vis-à-vis de l'évolution de l'évaporation actuelle (AE) avait déjà été observé par Blight (2002) qui a étudié l'évaporation des surfaces de sols.

On peut également remarquer sur les figures 4.13 à 4.18 que la courbe de l'évaporation actuelle cumulée est plus haute pour l'échantillon le plus épais et que le processus de dessiccation pour cet échantillon prend plus de temps. Ceci est logique car cet échantillon contient une quantité d'eau plus grande que les autres ; la teneur en eau initiale étant la même, la quantité d'eau que contient l'échantillon est proportionnelle au volume du matériau mis en place.

Pour l'échantillon Manitou-2 (échantillon dont la granulométrie est la plus fine), cette allure est un peu différente. L'évolution de l'évaporation potentielle cumulée est une ligne droite (comme pour tous les autres matériaux). L'évaporation actuelle cumulée pour tous les échantillons Manitou-2 est une courbe bilinéaire dont la première partie est pratiquement parallèle à la droite de l'évaporation potentielle cumulée avec le temps, alors que la deuxième partie présente une chute du taux d'évaporation jusqu'à l'assèchement complet. Ce comportement particulier pourrait toutefois être lié aux fluctuations des conditions opératoires durant les essais.

Les courbes teneur en eau  $w$  versus temps  $t$  montrent que la teneur en eau dans chaque échantillon diminue progressivement avec le temps. On remarque que cette diminution de teneur en eau avec le temps est plus lente dans l'échantillon le plus épais, qui prend plus temps pour arriver à assèchement. Ceci est lié aux facteurs déjà évoqués ci-haut. Ces courbes représentant la relation teneur en eau  $w$  versus temps  $t$  seront utilisées pour la détermination du temps critique d'entrée d'air dans le matériau. Cet aspect sera aussi regardé dans le chapitre cinq de ce travail.

#### 4.5.2 Évolution du degré de saturation avec le temps

La figure 4.19 présente l'évolution du degré de saturation avec le temps pour les différents matériaux testés. Cette représentation n'a pas été possible pour les échantillons Manitou-3, il n'a pas été possible de mesurer la déformation à chaque instant de séchage.

On remarque sur la figure 4.19 que les courbes degré de saturation  $S_r$  versus temps  $t$  présentent trois phases :

- Une première phase où le matériau reste saturé avec le temps. Cette phase continue jusqu'à l'entrée de l'air dans le matériau. La durée de cette phase est fonction de l'épaisseur de l'échantillon : plus l'échantillon est épais, plus il reste saturé longtemps;
- Une deuxième phase qui commence aussitôt que l'air entre dans le matériau. Durant cette phase, on constate une chute du degré de saturation avec le temps, suivant une pente donnée.
- Une troisième phase où le degré de saturation devient très faible et ne diminue presque plus. Ceci s'explique par le fait que l'échantillon a perdu la quasi-totalité de son eau.

Ces courbes peuvent également servir d'indicateur sur le temps d'entrée d'air dans le matériau (échantillon). Il est possible de trouver une expression (modèle analytique) pouvant décrire ces courbes. Ce modèle pourrait servir à évaluer le temps critique d'entrée d'air qui correspondrait au temps où le degré de saturation s'écarte de la ligne de saturation 100%. Toutefois, cet aspect ne sera pas regardé dans cette étude.

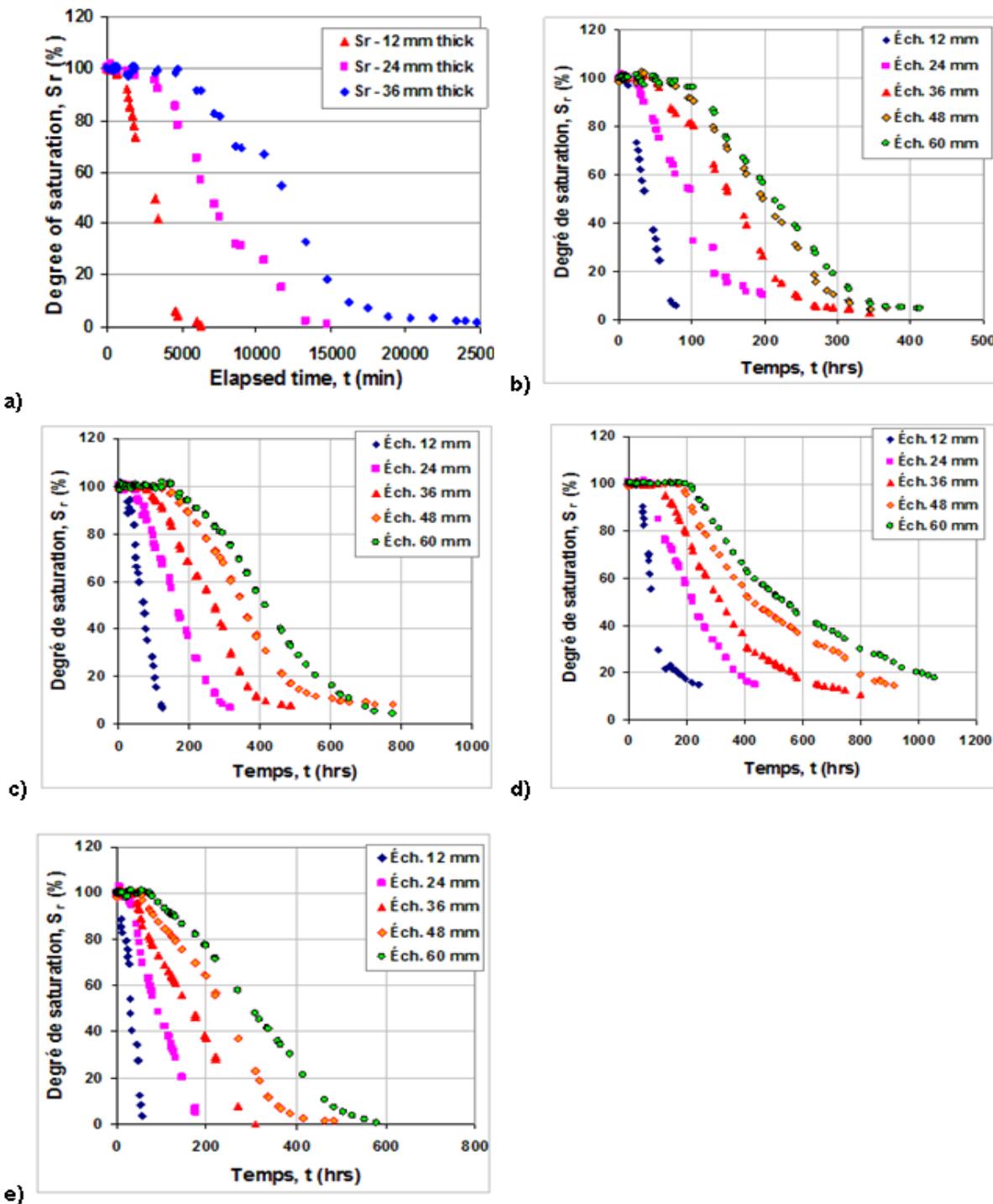


Figure 4.19 Évolution du degré de saturation des résidus miniers en fonction du temps lors des essais de retrait a) Bulyanhulu b) Laronde c) Manitou 1 d) Manitou 2 e) Goldex (Les indices des vides initiaux  $e_0$  et les teneurs en eau initiales  $w_0$  sont repris sur les figures 4.13 à 4.18 ci-dessus)

## 4.6 Essais préliminaires de retrait libre sur des résidus miniers avec ciment

Ces essais de retrait ont été réalisés dans le but d'évaluer de façon préliminaire l'impact de l'ajout de liant sur la déformation des matériaux et sur la rétention d'eau.

Pour les essais réalisés en laboratoire, on a utilisé trois pourcentages de liant différents (1%, 2% et 3%), et le liant utilisé ici est le ciment Portland (CP10). Seul l'essai avec 3% liant a été suivi durant tout le processus de dessiccation à l'air libre et durant le test de rétention d'eau en cellule de pression. Ce suivi a permis d'évaluer à la fois l'impact du liant sur la déformation (retrait) et sur la capacité de rétention d'eau du matériau. Pour les autres essais (avec 1% et 2% liant), seuls les états initiaux et finaux ont été considérés afin de déduire l'impact de l'ajout de liant sur la déformation, et donc sur l'indice des vides final. Les résultats sont présentés dans cette section et comparés à ceux réalisés sur le même matériau sans ajout de liant.

Ces essais ont été menés sur les résidus Bulyanhulu (matériau de base pour cette étude) avec le moule de 36 mm d'épaisseur. Tous les échantillons ont été préparés à une teneur en eau initiale  $w_0$  de  $39\pm0.5\%$ , ce qui est proche de la teneur en eau initiale résidu Bulyanhulu testé sans ajout de liant.

Les courbes provenant des données obtenues lors de l'essai en cellule de pression sont présentées comme relations hydrauliques non saturées.

Le temps considéré dans cette étude pour atteindre l'équilibre sous une succion donnée est de 48 heures, comme cela a été le cas avec tous les essais de rétention d'eau des différents résidus testés sans ajout de liant. Godbout (2005) a démontré que le temps de prise (de cimentation) joue un rôle fondamental dans l'évolution de la teneur en eau  $w$  et, dans une moindre mesure, de l'indice des vides  $e$ .

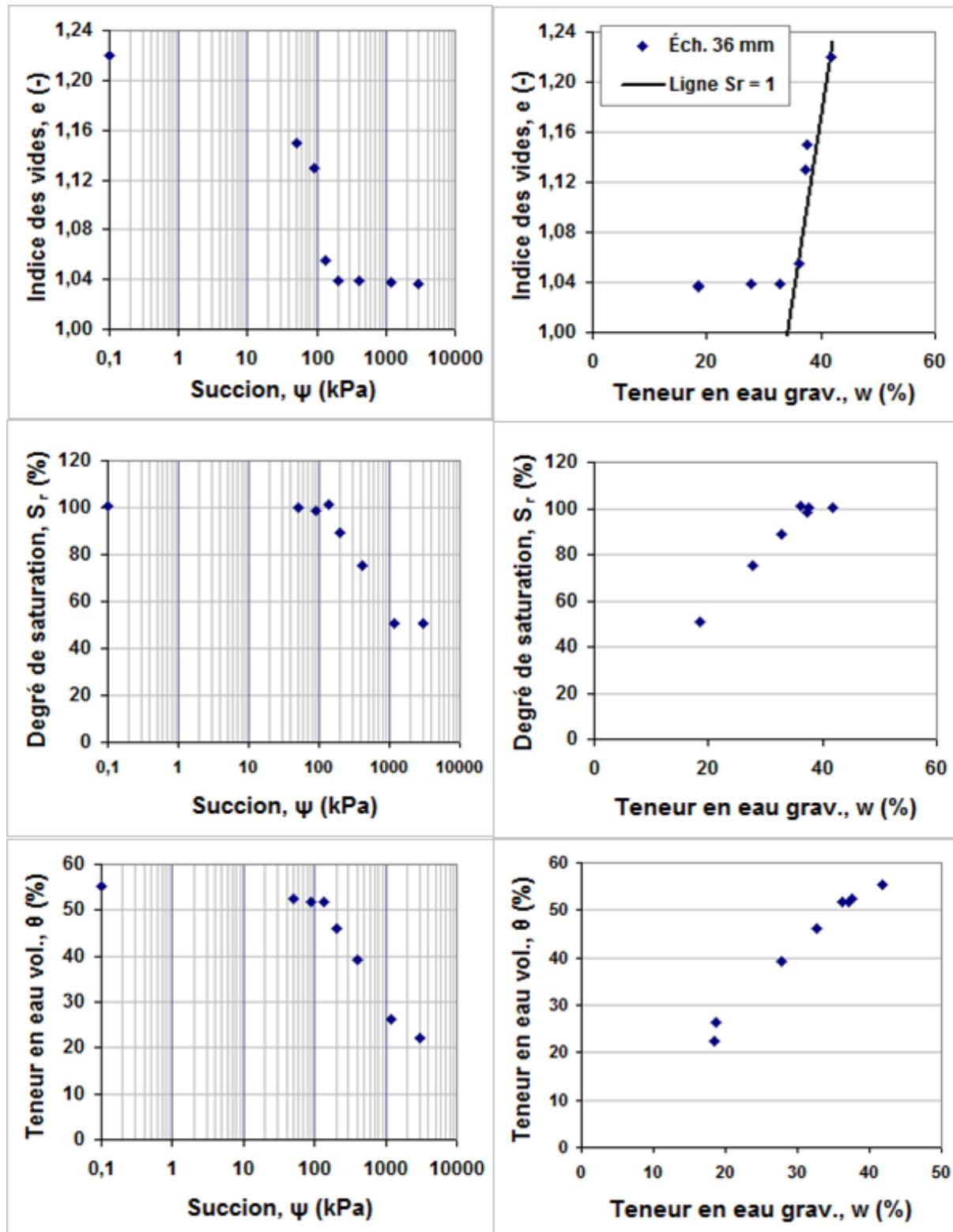


Figure 4.20 Relations hydrogéotechniques non saturées des résidus Bulyanhulu avec mélange de 3% liant (résultats de l'essai en cellule de pression)

Les résultats de la figure 4.20 montrent que l'ajout du liant augmente la valeur d'entrée d'air du matériau de 65 kPa (pour les résidus sans liant) à 135 kPa (avec ajout de 3% liant). On remarque aussi que le matériau reste à des degrés de saturation relativement élevés (supérieurs à 40%) malgré l'application des succions relativement élevées (supérieurs à 3 000 kPa). On conclut à ce stade que le liant augmente donc la rétention en eau du matériau ainsi que sa valeur d'entrée d'air (AEV).

On peut aussi remarquer sur la figure 4.20 que l'ajout du liant diminue la déformation car la variation de l'indice des vides  $\Delta e$ , donnée par  $e_0 - e_f$ , est seulement de 0.2 contrairement à 0.5 pour le cas sans ajout de liant. Le liant diminue donc sensiblement le retrait du matériau. Les résultats sur les figures 4.21 à 4.23 montrent les états initiaux et finaux des échantillons lors des essais de retrait libre dans des moules, avec variation de pourcentage de liant. La comparaison est réalisée à l'aide des paramètres définis à la section 2.6.5.

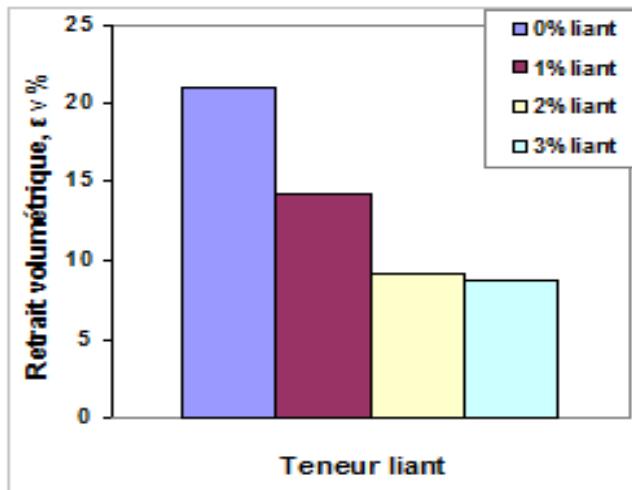


Figure 4.21 Retrait volumique (éq. 2.51) des résidus Bulyanhulu pour différentes proportions de liant

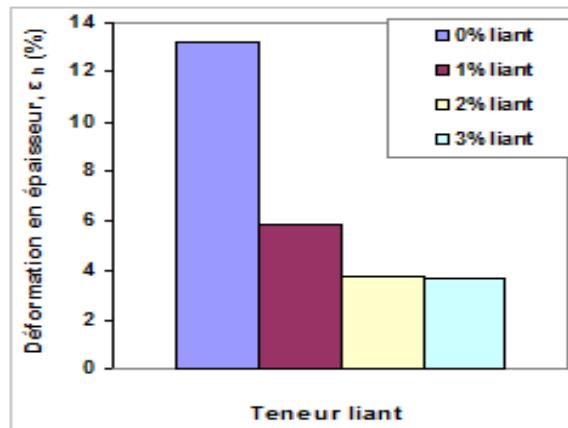


Figure 4.22 Retrait vertical des résidus Bulyanhulu pour différentes proportions de liant

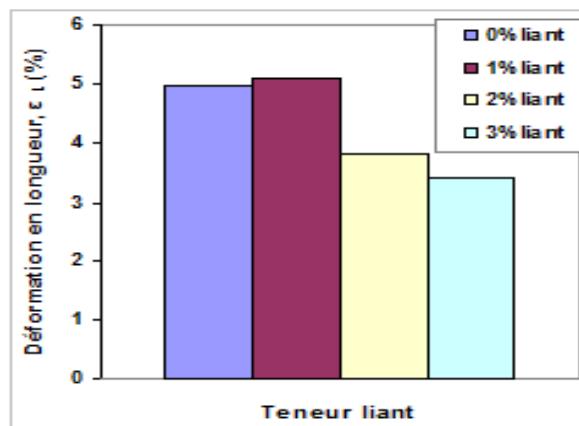


Figure 4.23 Retrait longitudinal des résidus Bulyanhulu pour différentes proportions de liant

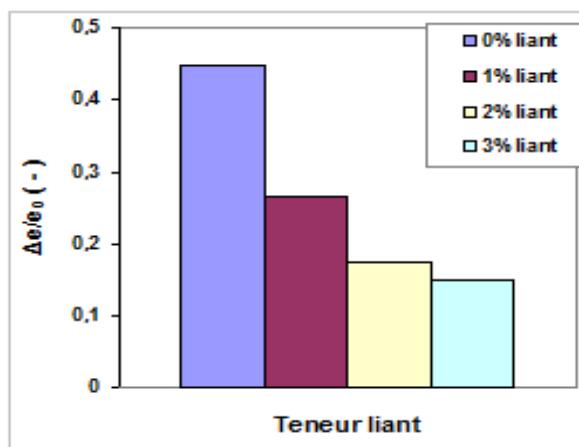


Figure 4.24 La déformation volumique relative des résidus Bulyanhulu pour différentes proportions de liant

Sur les figures 4.21 à 4.24, on y remarque que l'ajout du liant diminue sensiblement le retrait volumétrique. Le retrait en volume varie de 22% (sans ajout de liant) à environ 8%, pour un ajout de 3% liant. Lorsqu'on observe les figures 4.22 et 4.23, on remarque que cet ajout de liant affecte (stabilise) surtout la déformation verticale que la déformation longitudinale. Pour 3% de liant, la déformation en épaisseur varie de 13% à moins de 4%, ce qui est très significatif, alors que la déformation longitudinale varie de 5% à environ 3.5% et ne semble pas suivre une quelconque tendance.

Les résultats ci-dessus indiquent aussi que plus on ajoute de liant, plus la déformation du matériau sera faible. Ces résultats préliminaires obtenus ici lors de l'expérimentation en laboratoire indiquent qu'à 2% de liant ajouté, la déformation du matériau semble se stabiliser, principalement la déformation en épaisseur (tassemement).

## 4.7 Résultats des essais de retrait constraint et fissuration des matériaux

Pour investiguer la fissuration des résidus miniers, chaque matériau a été préparé à une teneur en eau pratiquement équivalente à celle des essais des essais de retrait libre et de l'essai en cellule de pression. Le fait de préparer le matériau à une même teneur en eau facilite des comparaisons directes de sa réponse à la dessiccation. Vu qu'il n'est pas aisément de reproduire exactement la même teneur en eau  $w$ , une différence de 0.5% (i.e.  $w \pm 0.5\%$ ) a été jugée acceptable.

Lors de ces essais, il a été observé que la fissuration pour tous les matériaux se produit suivant la direction transversale de l'échantillon. Ceci s'explique par la forme allongée de l'échantillon, et par l'espacement entre les fissures (qui est usuellement plus grand que la largeur de l'échantillon). La figure 4.25 montre l'apparition de la première fissure durant l'essai de retrait constraint de l'échantillon Bulyanhulu.



Figure 4.25 Fissure sur l'échantillon du résidu Bulyanhulu durant l'essai de dessiccation non libre

L'investigation de la fissuration des résidus miniers peut être abordé comme un problème de mécanique des sols non saturés où la succion joue le rôle important (Lakshmikantha *et al.*, 2006). Pour ce faire, la technique utilisée dans cette étude a consisté à caractériser la teneur en eau à l'amorce de la fissuration  $w_{Cr}$  et à associer cette teneur en eau à la succion correspondante que nous appelons ici "suction critique de fissuration" (« critical cracking suction »), symbolisée par  $\Psi_{Cc}$ . Le tableau 4.6 présente les valeurs obtenues lors des essais sur les différents résidus miniers testés.

Tableau 4.6 Paramètres critiques lors de l'amorce de la fissuration

Matériaux	Teneur en eau initiale, $w_0$ (%)	Teneur en eau à l'amorce de la fissuration, $w_{Cr}$ (%)	Succion critique de fissuration, $\Psi_{Cr}$ (kPa)	Degré de saturation, $S_r$ (%)
Bulyanhulu	38.9	22.0	62.9	98.4
Laronde	33.0	20.6	17.1	99.5
Manitou - 1	51.7	33.4	21.8	99.8
Manitou - 2	54.8	35.5	138	96.9
Goldex	32.3	25.4	16.7	98.7

Les résultats présentés dans le tableau 4.6 (teneurs en eau à l'amorce de la fissuration) sont les moyennes de deux essais de retrait avec fissuration réalisés sur chacun des résidus miniers. Pour chaque matériau, on a observé que les deux valeurs de teneurs en eau à l'amorce de la fissuration sont très proches (avec un écart maximum de 0.4%), sauf pour le matériau Manitou 1 où l'écart entre les deux valeurs obtenues a été de 1.8%.

Pour tous les essais réalisés, on a observé que les fissures de dessiccation dans les résidus miniers initialement saturés se produisent quand le degré de saturation est encore très proche de 100% et que la succion est proche de la valeur d'entrée d'air (AEV). Ces résultats sont en accord avec ceux de Nahlawi et Kodikara (2005) qui ont mené des investigations sur des matériaux argileux et qui ont observé que la succion au voisinage des fissures et la teneur en eau correspondante sont très proches de la valeur d'entrée d'air (AEV). Péron *et al.* (2006, 2009), lors de leurs investigations menées sur des matériaux silteux, et Fleureau *et al.* (1993), lors de leurs investigations sur les sols argileux, ont également observé que les fissures apparaissent au voisinage de l'AEV, c'est-à-dire au début de la phase de désaturation. Simpkins *et al.* (1989) et Rodríguez *et al.* (2007) ont aussi observés qu'à l'initiation des fissures, le degré de saturation est presque égal à 100%, et la teneur en eau (et la succion) est proche du point d'entrée d'air.

Le degré de saturation lors de la fissuration des résidus Manitou 2 est le plus bas par rapport à tous les résidus testés ( $S_r = 96.9\%$ ). Ce résultat pourrait être relié à l'imprécision de la mesure de la teneur en eau correspondant à l'amorce de la fissuration pour ce matériau.

Les résultats obtenus montrent que le point d'entrée d'air dans ce type de matériau sert non seulement à caractériser le début de la désaturation, mais il est aussi une indication des conditions avoisinant la création des fissures. Cette valeur est donc critique pour ces matériaux, en termes du degré de saturation et de l'amorce de la fissuration.

## CHAPITRE 5 ANALYSE ET DISCUSSION DES RÉSULTATS

Ce chapitre est consacré à l'analyse et à la discussion des résultats provenant des essais expérimentaux. Il présente une analyse des résultats des essais de retrait libre et contraint. Il présente également des résultats de simulations numériques dont le but est d'apporter une contribution à la compréhension du phénomène de dessiccation des résidus miniers. Ces simulations visent dans un premier temps à reproduire et à compléter certains résultats obtenus lors des tests expérimentaux, et aussi à envisager des scenarios afin de généraliser ces résultats à plus grande échelle. Le chapitre présente aussi les résultats préliminaires d'application du modèle MK<sub>d</sub> étendu à la prédiction de la courbe de retrait et à d'autres relations hydrauliques non saturées pour les résidus miniers, qui sont des matériaux fins à faible plasticité.

Les résultats analysés dans ce chapitre sont principalement ceux obtenus lors des tests sur les résidus Bulyanhulu qui constituent le matériau de base de cette étude. Toutefois, l'analyse des résultats provenant des essais sur les autres matériaux testés est aussi présentée à certaines sections.

### 5.1 Essais de retrait

#### 5.1.1. Retrait vertical, horizontal et volumique

L'observation du phénomène de retrait dans le cadre de cette étude a permis d'établir que la diminution de volume des résidus miniers s'effectue en un premier temps verticalement, se traduisant par un tassemement. Ce tassemement domine la déformation de l'échantillon à la première étape, aucune déformation visible n'étant observée dans les deux directions horizontales. Ceci est illustré à la figure 5.1 qui montre un tassemement quasi-uniforme sur toute la surface supérieure de l'échantillon (dans le cas du retrait non contraint). Cette figure (ainsi que la figure 5.5.a) indique que la déformation verticale commence immédiatement après la mise en place de l'échantillon. Yao et al. (2001) ont également observé que les sols mous subissent une déformation (compression) unidimensionnelle dans la direction verticale après la mise en place de l'échantillon. Dans le cadre de cette étude, ce tassemement a été relié à l'épaisseur de l'échantillon. Il

a également été observé que le tassemement vertical des matériaux s'arrête pratiquement au même moment que l'air entre dans le matériau.

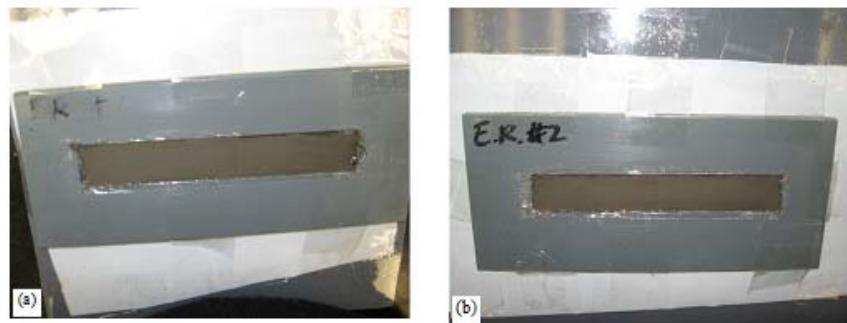


Figure 5.1 État des échantillons au début de l'assèchement montrant un tassemement de surface quasi-uniforme (résidus Bulyanhulu)



Figure 5.2 État des échantillons en assèchement montrant un retrait en longueur; la déformation n'est pas visible dans le sens de la largeur (résidus Bulyanhulu)

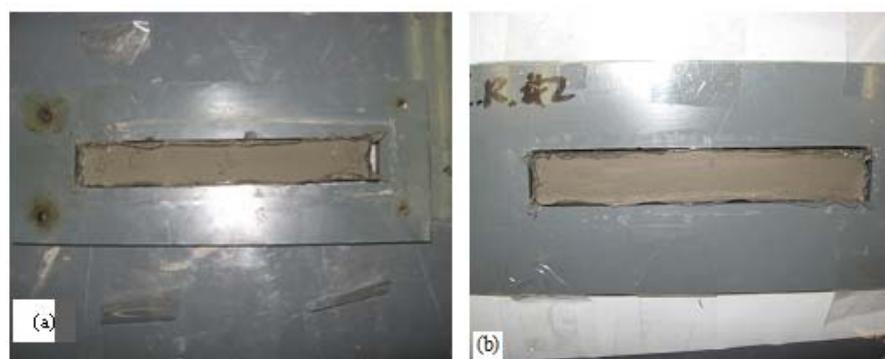


Figure 5.3 État des échantillons en assèchement montrant un retrait visible dans les deux directions horizontales (résidus Bulyanhulu)

Le retrait des résidus miniers s'effectue ensuite horizontalement, se traduisant par une contraction multiaxiale de l'échantillon. La figure 5.2 (et 5.5.b) montre que la déformation horizontale (ou contraction du matériau) ne commence pas au moment de la mise en place de l'échantillon. Une fois amorcée, cette déformation continue pratiquement jusqu'à la fin du retrait résiduel.

Les résultats obtenus sur tous les matériaux testés ont permis de valider l'hypothèse considérée dans les calculs, selon laquelle le retrait n'est pas uniforme dans les trois directions, mais qu'il est isotrope dans les deux directions horizontales (longitudinale et transversale). Toutes les mesures des ratios longueur / largeur ont indiqué que le retrait des échantillons est le même (en terme de déformation  $\varepsilon_L = \Delta L/L_0$ ) suivant ces deux directions horizontales. Les figures 5.2 et 5.3 illustrent toutefois le fait que le déplacement suivant l'axe longitudinal est plus grand que celui suivant l'axe transversal vue les dimensions des moules.

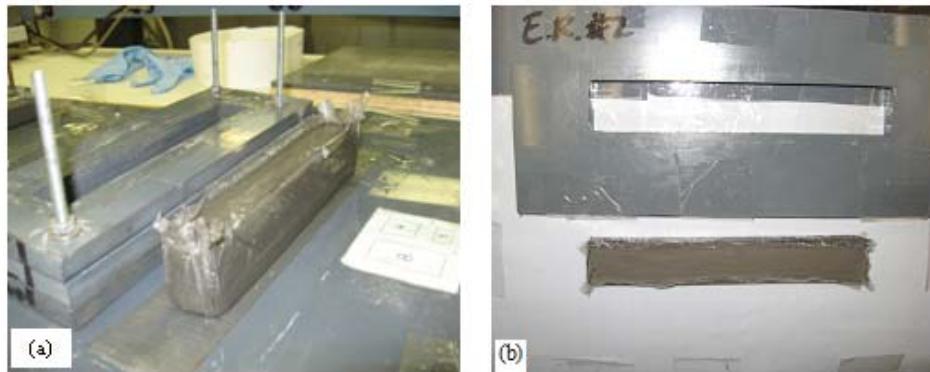


Figure 5.4 Échantillons contractés, retirés des moules (résidus Bulyanhulu)

Les résultats obtenus indiquent aussi que la déformation suivant la direction verticale ( $\varepsilon_h = \Delta h/h_0$ ) est plus grande que la déformation dans les deux directions horizontales  $\varepsilon_L$  et  $\varepsilon_t$ . Ceci est illustré aux figures 5.5.a, b qui montrent une déformation verticale totale de 13% pour l'échantillon de 36 mm d'épaisseur (résidus Bulyanhulu) alors que la déformation longitudinale totale pour le même échantillon est de 5.2%.

Les figures 5.4 montrent des échantillons de résidus miniers contractés (retiré des moules) à une étape avancée du processus de dessiccation. On peut y voir que la pellicule plastique reste collée sur les parois de l'échantillon, ce qui fait que l'évaporation est le seul processus de perte en eau de l'échantillon.

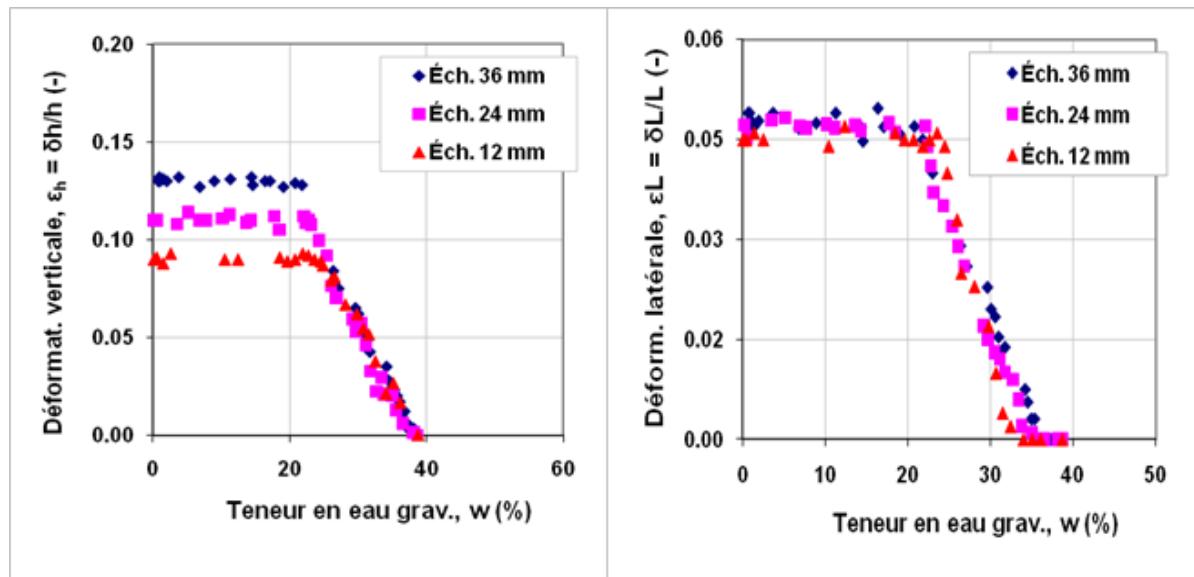


Figure 5.5 Déformations a) verticale (à gauche) b) horizontale (à droite) – Résidus Bulyanhulu

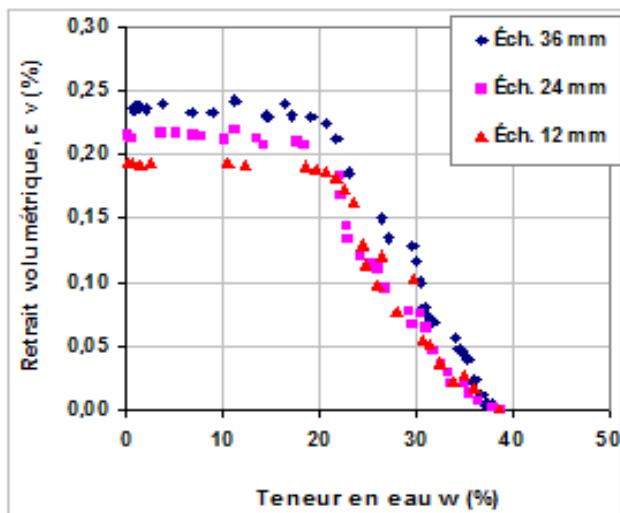


Figure 5.6 Déformation volumique des échantillons de résidus Bulyanhulu.

Les résultats montrés à la figure 5.5.a montrent que la déformation verticale est plus grande pour l'échantillon le plus épais (9%, 11% et 13% pour les échantillons de 12, 24 et 36 mm respectivement). Ceci indique que le tassement est plus grand pour les couches plus épaisses. Ceci affecte aussi la déformation (ou le retrait) volumique qui est aussi plus grande pour l'échantillon le plus épais (figure 5.6) ; cette observation n'est pas forcément vraie pour tous les résidus miniers testés. La déformation latérale quant à elle (figure 5.5.b) semble pratiquement indépendante de l'épaisseur de l'échantillon.

### **5.1.2 Impact de la teneur en eau initiale**

Cette section présente l'analyse et la discussion des résultats obtenus lors des essais réalisés en considérant chaque fois différentes teneurs en eau initiales pour les matériaux testés. Ces essais sont intéressants car ils permettent d'évaluer la réponse des résidus miniers mis en place avec des teneurs en eau initiales qui ne sont toujours pas les mêmes. Les résultats obtenus permettent des comparaisons entre paramètres obtenus sur différents matériaux préparés dans des conditions (teneurs en eau initiales) différentes. Les résultats analysés dans ce paragraphe sont montrés aux figures 5.7 à 5.10. L'objectif de cette analyse est aussi de définir une relation à partir de laquelle on peut déduire l'indice des vides final pour chacun des matériaux analysés, connaissant sa teneur en eau initiale. L'indice des vides final est une notion très utilisée en géotechnique pour des fins prédictives.

#### **5.1.2.1 Effet sur l'indice des vides final**

Sur les figures 5.7 à 5.10, on peut observer qu'il semble y avoir une relation linéaire entre la teneur en eau initiale  $w_0$  et l'indice des vides final  $e_f$  pour les différents matériaux testés ; le coefficient de corrélation  $R^2$  varie usuellement de 0.90 à 0.98. Cette corrélation est significative : plus la teneur en eau de mise en place du matériau est élevée (et donc l'indice des vides initial est élevé), plus l'indice des vides final est élevé. Ce constat nous amène à postuler que les résidus en pâte dont la densité de pulpe  $P$  est plus élevée (teneur en eau initiale  $w_0$  plus faible) devraient atteindre un indice des vides final plus faible que les résidus conventionnels (dont la teneur en eau  $w$  est plus élevée).

Au vu des résultats obtenus, on peut conclure que l'indice des vides final ne peut pas être considéré comme une caractéristique unique de matériau, comme cela a déjà été mentionné.

### 5.1.2.2 Effet sur la variation de l'indice des vides

Sur les figures 5.7 à 5.10, on peut observer que la relation entre la teneur en eau initiale  $e_0$  et la variation de l'indice des vides  $\Delta e$  donnée par la différence  $e_0 - e_f$ . La valeur de  $R^2$  varie de 0.979 à 1. Cette corrélation est très significative, en raison de la relation qui existe entre les deux variables pour tous les matériaux testés dans le cadre de cette étude. Ainsi, si l'on connaît la teneur en eau initiale  $w_0$ , il semble possible de déduire la variation de l'indice des vides  $e_0 - e_f$  pour ce matériau, et donc l'indice des vides final du matériau  $e_f$  (pour rappel, l'indice des vides initial du matériau saturé  $e_0 = w_0 D_r$ ).

### 5.1.2.3 Effet sur le retrait (vertical, horizontal et volumique)

Sur les figures 5.7 à 5.10, on peut observer la relation entre la teneur en eau initiale  $w_0$  et la déformation verticale  $\varepsilon_h$ ; la valeur de  $R^2$  varie de 0.973 à 0.985. Cette corrélation est donc significative. Ces résultats montrent aussi que plus la teneur en eau de mise en place du matériau est élevée, plus le tassement est élevé. Pour les essais en laboratoire, il semble possible de prédire le tassement des couches des matériaux testés lorsqu'on connaît la teneur en eau de mise en place.

Le coefficient de corrélation  $R^2$  entre la teneur en eau initiale  $w_0$  et la déformation latérale  $\varepsilon_L$  des matériaux testés est faible (figures 5.7 à 5.10) ; il varie de 0.091 à 0.46. Ceci montre qu'il n'y a pas de dépendance directe entre la teneur en eau initiale et la déformation latérale. La déformation latérale serait donc peu affectée par la teneur en eau initiale. Les observations de Kutilek & Nielsen (1994) et Oleszczuk & Brandyk (2008) indiquent que le retrait latéral contrôle l'apparition des fissures dans un sol en assèchement (lorsque le retrait devient contraint). On peut ainsi affirmer que la dessiccation est susceptible d'entraîner la fissuration des résidus miniers indépendamment de la teneur en eau de mise en place (ou concentration en pulpe). Ceci

signifierait que les fissures peuvent apparaître dans les résidus en pâte et dans les résidus conventionnels.

Le coefficient de corrélation  $R^2$  entre la teneur en eau initiale  $w_0$  et le retrait volumétrique  $\varepsilon_V$  des échantillons varie ici de 0.987 à 0.996 ; cette gamme de valeurs indique une très bonne relation entre les deux variables. Il serait donc possible d'estimer la déformation totale d'un échantillon en laboratoire (pour les matériaux testés) lorsqu'on connaît la teneur en eau initiale de l'échantillon. Les figures 5.7 à 5.10 montrent aussi que plus la teneur en eau de mise en place du matériau est élevée, plus le retrait total est élevé. Ceci s'explique par le fait que le retrait total tient compte à la fois du retrait vertical et du retrait horizontal.

#### **5.1.2.4 Effet sur la limite de retrait**

La relation entre teneur en eau initiale et la limite de retrait est moins bien définie ; le coefficient de corrélation pour les matériaux testés varie de 0.82 à 0.92. Sur base des résultats obtenus, il n'est pas conseillé d'estimer la limite de retrait d'un des matériaux uniquement en fonction de sa teneur en eau de mise en place. La tendance est toutefois assez claire : plus la teneur en eau de mise en place est élevée, plus la limite de retrait devient élevée. Il convient de noter que la limite de retrait retenue ici est celle évaluée suivant la norme ASTM D427; il a déjà été démontré au chapitre 4 que la limite de retrait des résidus miniers évaluée expérimentalement (graphiquement) est proche de celle évaluée suivant la norme ASTM D427.

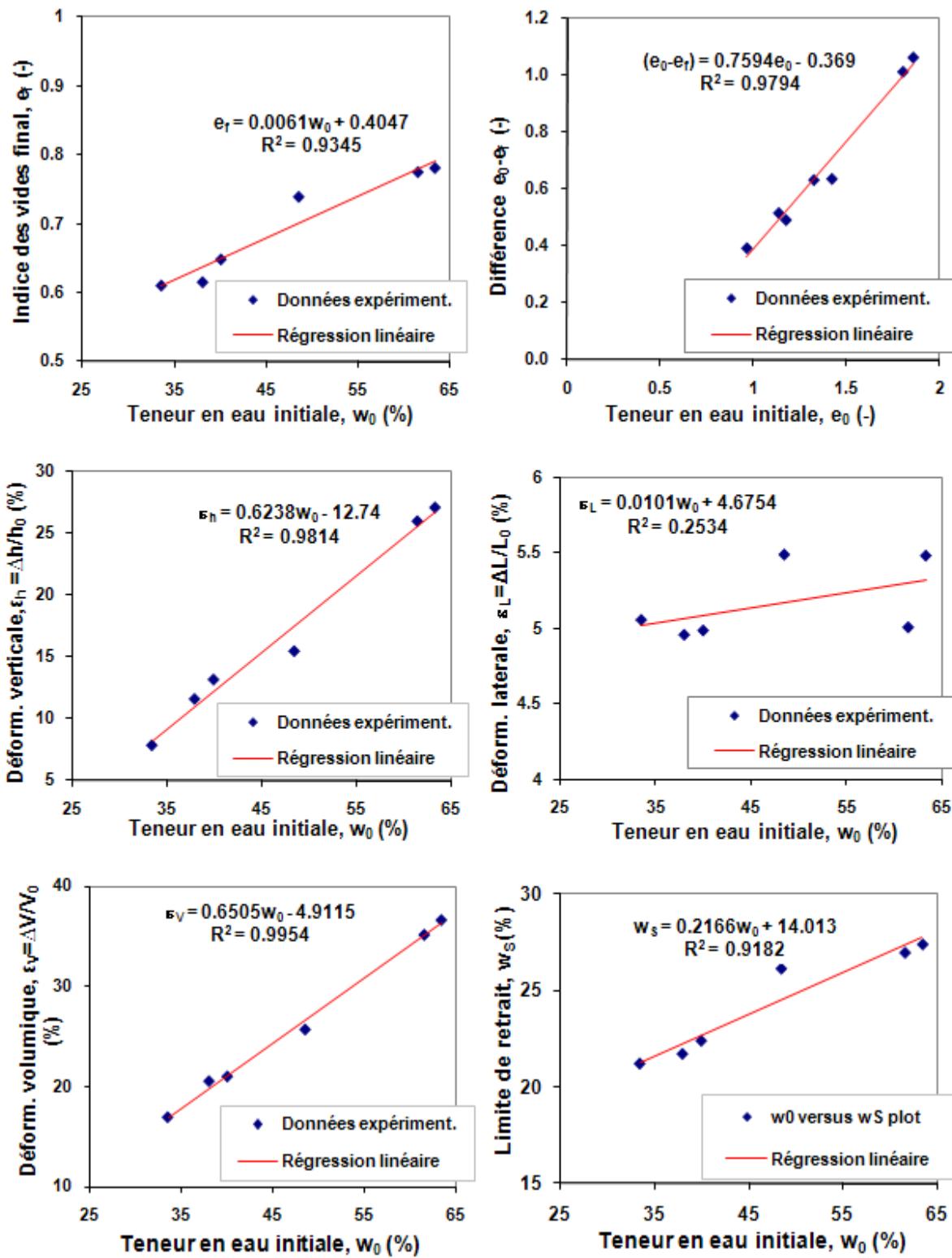


Figure 5.7 Effet de la teneur en eau initiale  $w_0$  sur les paramètres de retrait - Résidu Bulyanhulu

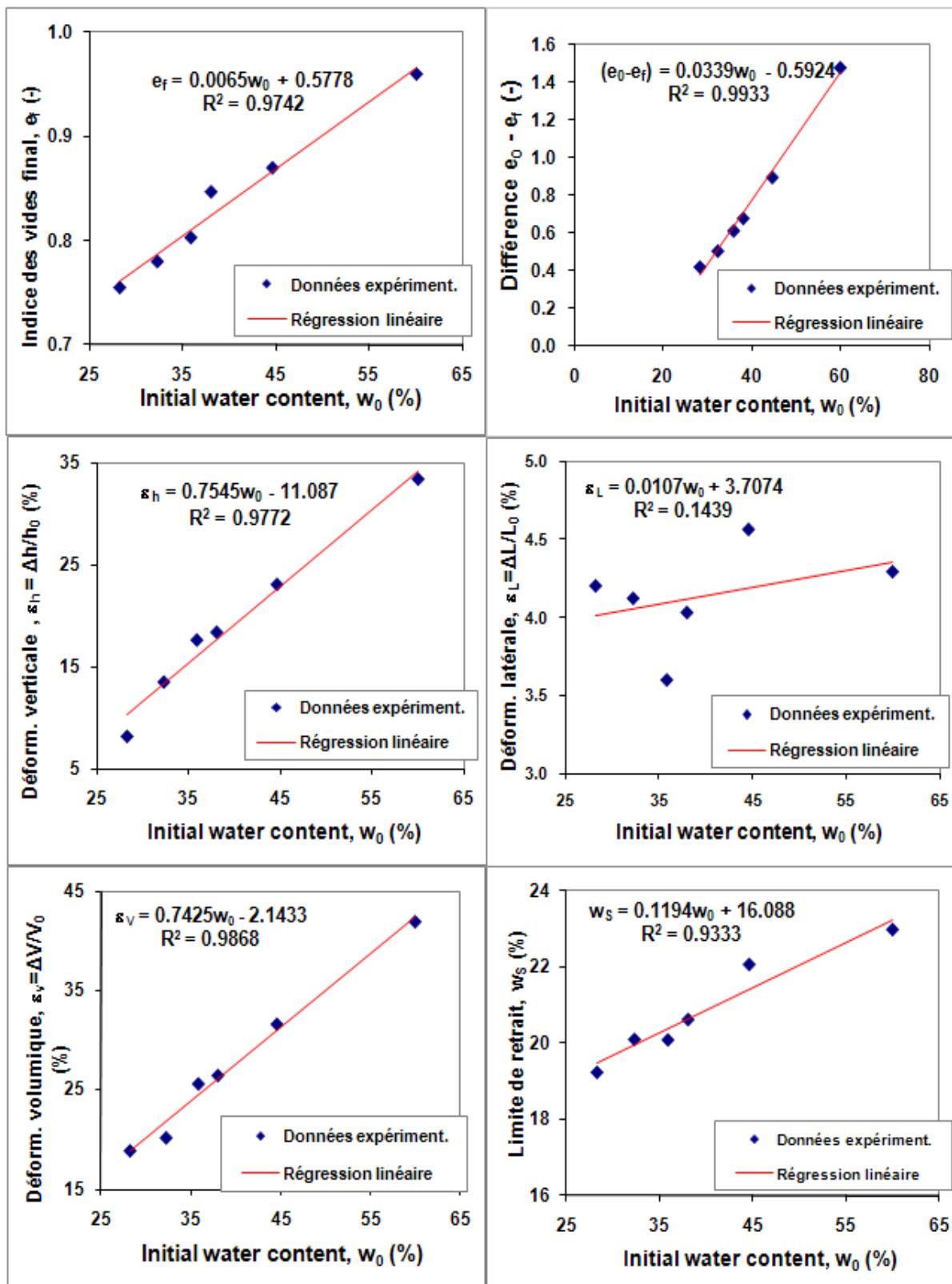


Figure 5.8 Effet de la teneur en eau initiale  $w_0$  sur les paramètres de retrait - Résidu Laronde

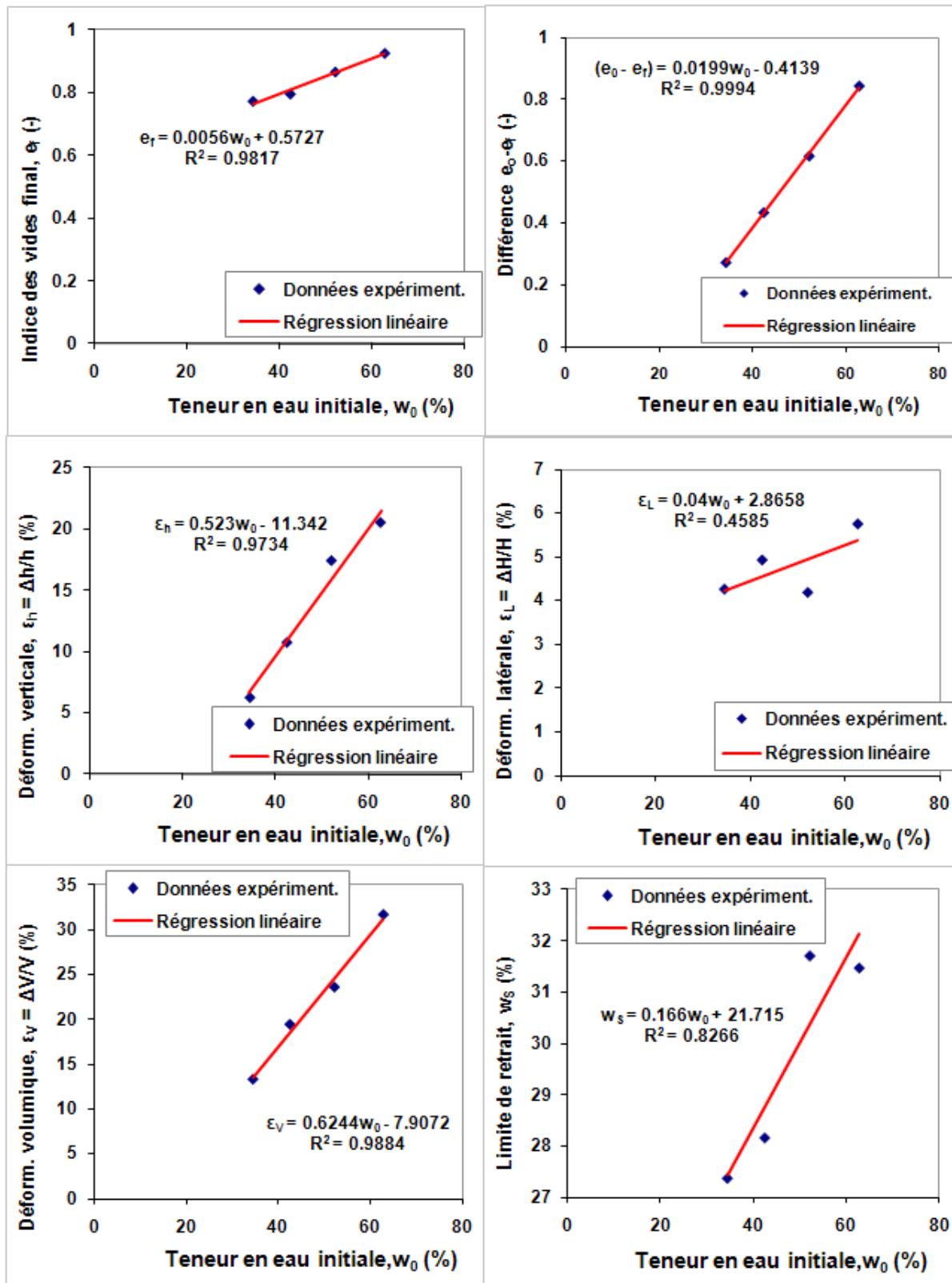


Figure 5.9 Effet de la teneur en eau initiale  $w_0$  sur les paramètres de retrait) - Résidus Manitou 1

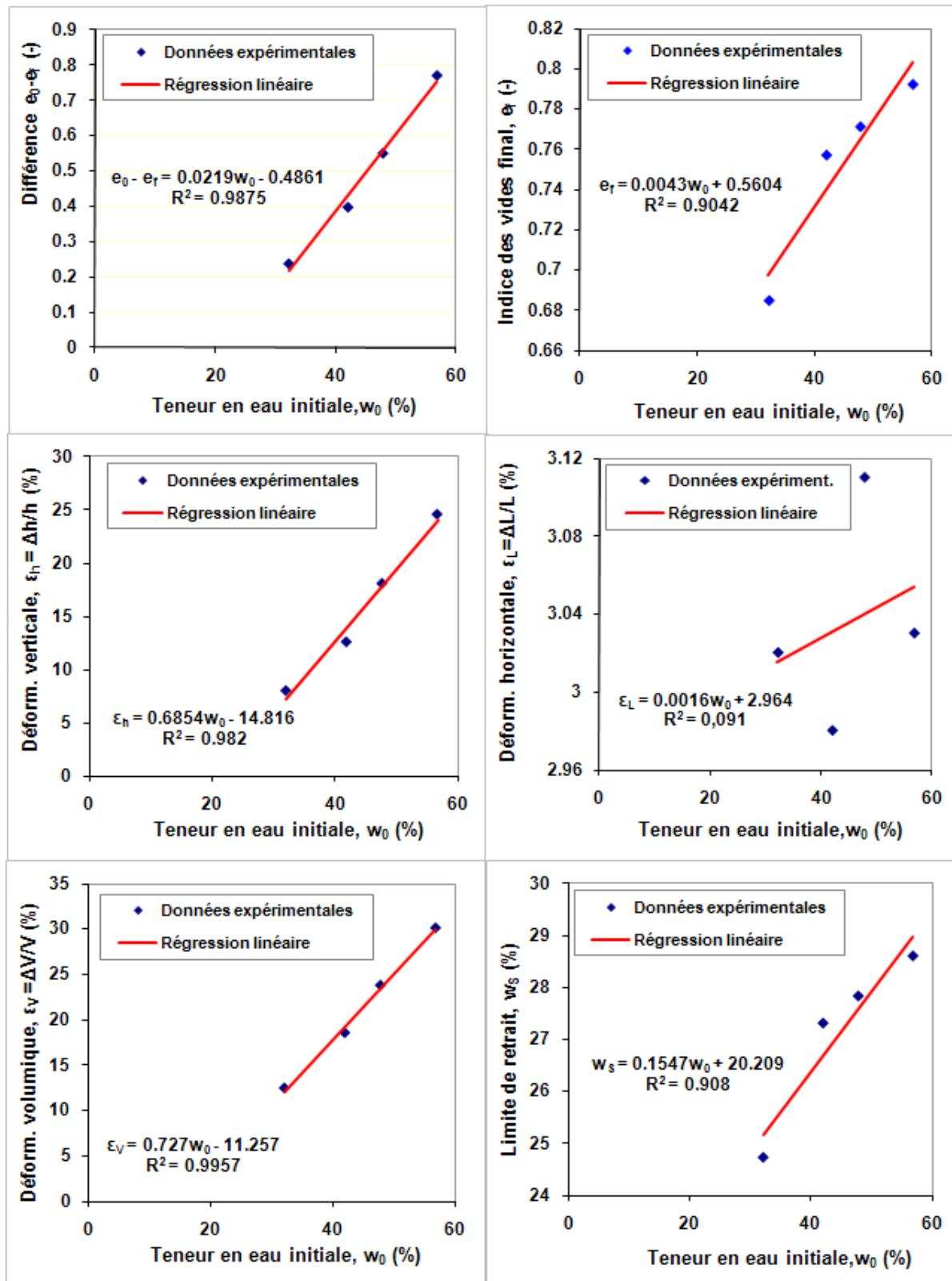


Figure 5.10 Effet de la teneur en eau initiale  $w_0$  sur les paramètres de retrait - Résidus Goldex

### 5.1.3 Relation entre les teneurs en eau gravimétrique (w) et volumique ( $\theta$ )

Fleureau et al. (1993, 2003) ont analysé et discuté la relation entre la teneur en eau gravimétrique w et le degré de saturation  $S_r$  des matériaux déformables. Nous allons pour notre part dans cette étude analyser aussi la relation entre la teneur en eau gravimétrique w et la teneur en eau volumique  $\theta$  qui constitue une des relations sur les graphiques des figures 4.4 à 4.8.

La figure 5.11 montre la relation entre la teneur en eau volumique ( $\theta$ ) et la teneur en eau gravimétrique (w) mesurée en utilisant les deux types de tests (retrait libre et rétention d'eau) sur les résidus Bulyanhulu. Les résultats montrent que  $\theta$  tend à varier linéairement avec w, suivant deux régimes différents (avec des pentes différentes). La pente des deux lignes droites change de  $\alpha_1$  à  $\alpha_2$  à la limite de retrait.

Rappelons ici que les valeurs de  $\theta$  et w sont reliées par l'expression suivante :

$$\theta = \frac{D_r}{1+e} w = \alpha_i w \quad (5.1)$$

La pente de la relation  $\theta$  vs w est donc donnée par  $\alpha = D_r/(1+e)$ .

- Si  $w \leq w_s$ , l'indice des vides est presque constant ( $e = e_f$ ), et la pente  $\alpha = \alpha_1$  est aussi constante.
- À la limite de retrait  $w_s$ ,  $e = e_s = w_s D_r / 100$ . La pente de la relation  $\theta$ -w entre  $w = 0$  et  $w_s$  devient ainsi :

$$\alpha = \frac{D_r}{1 + D_r \frac{w_s}{100}} \quad (5.2)$$

Pour  $D_r = 2.93$  (densité relative des résidus Bulyanhulu) et  $w_s = 21.7\%$  (limite de retrait des résidus Bulyanhulu), la pente calculée est  $\alpha_1 = 1.79$ ; cette valeur est très proche de la pente obtenue à partir du graphique montré à la figure 5.11 (voir l'équation de régression).

- Pour les valeurs de  $\theta$  et  $w$  sur la ligne de saturation (où  $w \geq w_s$ ), l'équation  $\theta = wD_r/100$  donne :

$$\theta = \frac{D_r}{1 + D_r} \frac{w}{100} \quad (5.3)$$

L'équation 5.3 indique que la pente de la courbe n'est pas une véritable constante. Toutefois, comme les plages de valeurs de  $w$  et  $\theta$  sont relativement étroites (pour les résultats obtenus ici), la relation  $w$  vs  $\theta$  peut également être approchée par une régression linéaire avec une pente unique (quasi-constante). La corrélation est d'ailleurs très acceptable ( $R^2 = 0.98$ ) pour ce segment.

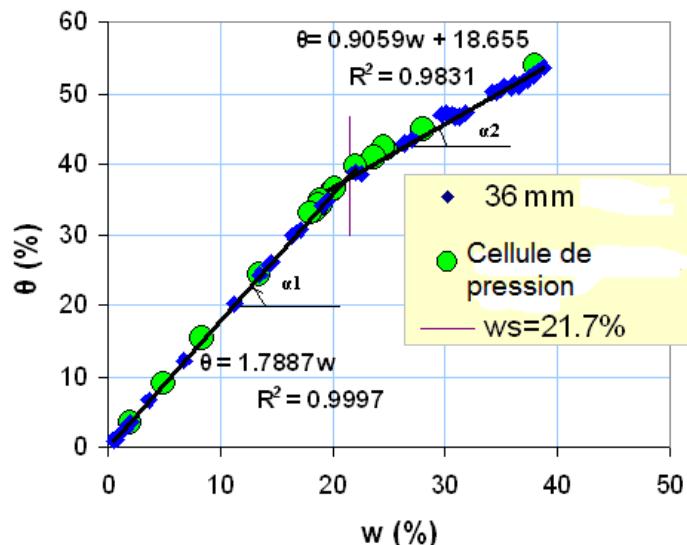


Figure 5.11 Relation entre teneurs en eau gravimétrique  $w$  et volumétrique  $\theta$  (résidus Bulyanhulu)

Ces relations linéaires simples peuvent s'avérer très utiles. En pratique, lors d'un essai de rétention d'eau ou lors d'un essai de retrait libre, la teneur en eau gravimétrique  $w$  s'obtient facilement par mesures gravimétriques, alors que la teneur en eau volumique  $\theta$  demande de déterminer le volume correspondant à la phase de séchage, ce qui n'est toujours pas aisément (comme l'ont démontré les techniques mises en place pour le monitoring du volume). Les valeurs des deux pentes  $\alpha_1$  et  $\alpha_2$  peuvent alors servir à déterminer la valeur de la teneur en eau volumique  $\theta$  lorsqu'on connaît la teneur en eau gravimétrique  $w$ .

## 5.2 Analyse de la fissuration

Sur la base de nos expériences de laboratoire, nous pouvons déduire que les facteurs externes (dont la température et l'humidité relative) affectent le processus de dessiccation (et donc de retrait et de fissuration des matériaux), mais ces facteurs n'affectent pas directement le développement de la succion dans le matériau (du moins pour ces conditions d'essai). La succion  $\Psi$  qui se développe est explicitement reliée à la teneur en eau  $w$ , quelques soient les conditions externes. Les conditions intrinsèques du matériau, telles sa structure et sa composition chimique n'ont toutefois pas été investiguées lors de cette étude.

Les résultats des essais de dessiccation montrent bien que les contraintes qui mènent à la fissuration sont dues aux conditions aux limites imposées lors du retrait constraint. Le gradient de teneur en eau ne peut pas être évoqué ici comme facteur d'influence sur la formation des fissures, vue la taille des échantillons utilisés. Les fissures de dessiccation dans un résidu initialement saturé se produisent quand le degré de saturation est proche de 100% ; la succion développée à ce moment est alors proche de l'AEV. Dans cette phase de séchage, une grande partie des déformations est irréversible. Des contraintes se développent alors jusqu'à un niveau critique pour lequel la résistance en traction est atteinte. Cette résistance en traction dépend de la teneur en eau (qui affecte la cohésion) et de l'état global des contraintes (nb. la contrainte externe peut être considérée comme nulle pour ces essais, de sorte que la contrainte effective est pratiquement égale à la succion).

Le temps d'initiation de la première fissure ( $t_{Cr}$ ) est aussi un paramètre important pour prévenir la fissuration, qui devrait être évitée afin de contrôler l'altération du matériau. A l'échelle de terrain, ce temps pourrait servir lors de la planification de la déposition des résidus miniers. Les résultats obtenus tendent à indiquer que  $t_{Cr}$  peut être déterminé à partir d'une procédure similaire à celle utilisée pour déterminer le temps critique d'entrée d'air dans le matériau. Nous ne pouvons toutefois pas faire une comparaison directe (expérimentale) entre le temps d'entrée d'air dans le matériau et le temps d'amorce de la fissuration car les conditions ambiantes lors des deux essais sont différentes.

Sur base de nos expériences de laboratoire, il est difficile de dire où les fissures prennent naissance (quel emplacement, à la base ou au sommet de l'échantillon). Nous ne pouvons pas non plus statuer sur l'espacement entre ces fissures (puisque l'essai se termine après l'apparition d'une seule fissure).

Lors de la réalisation de l'essai de retrait contraint suivant la procédure développée ici, il s'est avéré important de bien fixer le grillage à la base de l'échantillon pour provoquer la fissuration du matériau. Celle-ci a lieu seulement si les contraintes de traction induites par le retrait contraint en assèchement dépassent la résistance en traction du matériau. La figure 5.12 montre un échantillon de résidu (Manitou 1) qui n'est pas soumis à des contraintes de traction suffisantes car le grillage (flexible) a suivi la déformation de l'échantillon. Pour ce cas, la contrainte en traction n'a pas dépassé la résistance à la traction des résidus ce qui fait que le matériau n'a pas fissuré. Afin d'éviter cette situation, nous avons été amenés, pour certains essais, à superposer un double grillage aménagé pour rentrer dans le moule.



Figure 5.12 Échantillon Manitou 1 soumis au retrait contraint, mais n'ayant pas fissuré (le grillage attaché à la base de l'échantillon s'est déformé).

## 5.3 Temps critique d'entrée d'air ( $t_{cr-AE}$ )

Lors du retrait, le temps correspondant au début de la désaturation du matériau (à  $w_{AEV}$ ) est appelé (dans cette étude) temps critique d'entrée d'air dans ce matériau ( $t_{cr-AE}$ ). Ce paramètre est d'une grande importance lorsqu'on veut caractériser le début de la désaturation des résidus miniers initialement saturés. Il peut servir à évaluer le moment à partir duquel la désaturation des résidus miniers mis en place pourrait se produire, ce qui permettrait de prendre des précautions à cet effet si l'on veut éviter cette désaturation qui pourrait engendrer à son tour la génération du drainage minier acide (DMA).

Ce temps peut être évalué expérimentalement (ou par des modèles numériques comme on le verra plus loin). La section qui suit présente la procédure adoptée dans cette étude pour la détermination expérimentale du temps critique d'entrée d'air dans un matériau.

### 5.3.1 Détermination expérimentale

Le temps requis pour l'entrée d'air dans un matériau est évalué ici à partir de la courbe teneur en eau  $w$  versus temps  $t$  (figure 5.13). On considère que la teneur en eau obtenue lors du processus de dessiccation est une teneur en eau uniforme (vue la petite taille de l'échantillon).

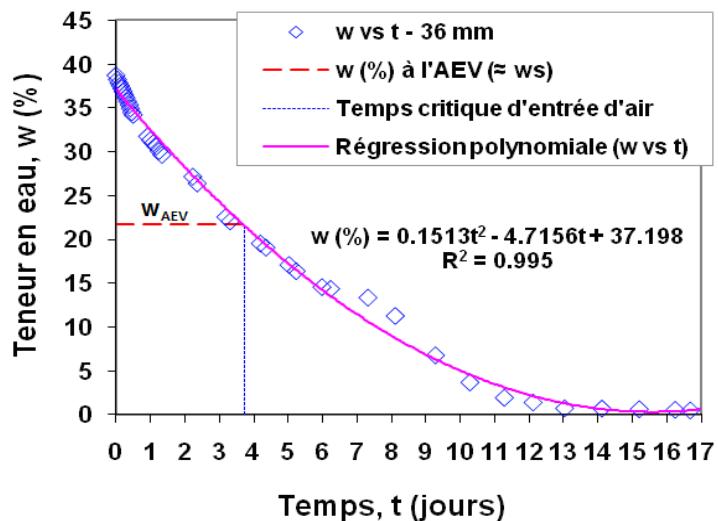


Figure 5.13 Détermination expérimentale du temps critique d'entrée d'air à partir de l'évolution de la teneur en eau  $w$  en fonction du temps  $t$  (résidus Bulyanhulu)

Une façon pratique pour déterminer le temps critique d'entrée d'air dans le matériau  $t_{cr-AE}$  est d'utiliser une équation de régression polynomiale, comme présenté sur la figure 5.13. Dans cette équation, la teneur en eau d'entrée d'air dans le matériau  $w_{AEV}$  est connue (sa détermination a été présentée au chapitre 4). Le temps correspondant à cette teneur en eau, ou temps critique d'entrée d'air  $t_{cr-AE}$ , est donc facile à déterminer.

Pour les résultats obtenus avec les résidus Bulyanhulu, le temps nécessaire pour l'entrée d'air dans le matériau ( $w_{AEV} \approx 21.9\%$ ) est évalué à 3.7 jours. Il faut toutefois noter que ce temps est fonction :

- de l'épaisseur de l'échantillon car les allures des courbes temps  $t$  versus teneur en eau  $w$  ne sont pas les mêmes (comme cela a été démontré au chapitre 4). Plus l'échantillon est épais, plus le matériau se désature lentement et plus le temps critique d'entrée d'air sera grand.
- des conditions d'expérimentation car le taux d'évaporation n'est pas le même en tout temps; il est lié à plusieurs facteurs externes. De même, si le drainage intervient, l'allure de la courbe temps  $t$  versus teneur en eau  $w$  va se présenter différemment.

Ce temps critique peut servir à prévenir l'entrée d'air dans la couche de matériau, afin d'éviter la désaturation des résidus miniers. Cette désaturation est liée aux conditions d'exposition. Dans les sections qui suivent, ce temps  $t_{cr-AE}$  déterminé ici de manière expérimentale sera comparé avec celui obtenu grâce à des simulations numériques afin de pouvoir évaluer la capacité du modèle à reproduire les résultats expérimentaux.

Sur le graphique teneur en eau  $w$  versus temps  $t$  (figure 5.13), on observe aussi que le temps nécessaire pour compléter le processus de dessiccation est à peu près de 17 jours. Cette durée sera considérée lors des simulations numériques.

Si l'échantillon est plus épais et présente une certaine variation de teneur en eau  $w$  avec la profondeur, la détermination du temps critique devrait se baser sur l'évolution de la teneur en eau  $w$  dans la couche superficielle (car l'air entre dans le matériau par la surface).

### Degré de saturation et indice des vides versus temps

La figure 5.14 présente les valeurs mesurées de l'indice des vides et du degré de saturation en fonction du temps pour les résidus provenant de la mine Bulyanhulu (échantillon de 36 mm d'épaisseur). Ces résultats confirment que le temps nécessaire pour l'entrée d'air dans le matériau est d'environ 3.7 jours. L'Indice des vides final du matériau  $e_f$  peut aussi être évalué sur cette figure à 0.61.

Ces résultats confirment aussi que la quasi-totalité du retrait des résidus miniers a lieu lorsque le matériau est encore saturé (i.e. succion plus petite que l'AEV,  $\Psi < \Psi_{AEV}$ , ou temps plus petit que celui correspondant à l'entrée d'air dans le matériau,  $t < t_{cr-AE}$ ). Rodriguez (2006) et Péron et al. (2006) ont fait la même observation durant leurs investigations sur des rejets métallurgiques et sur des matériaux silteux respectivement.

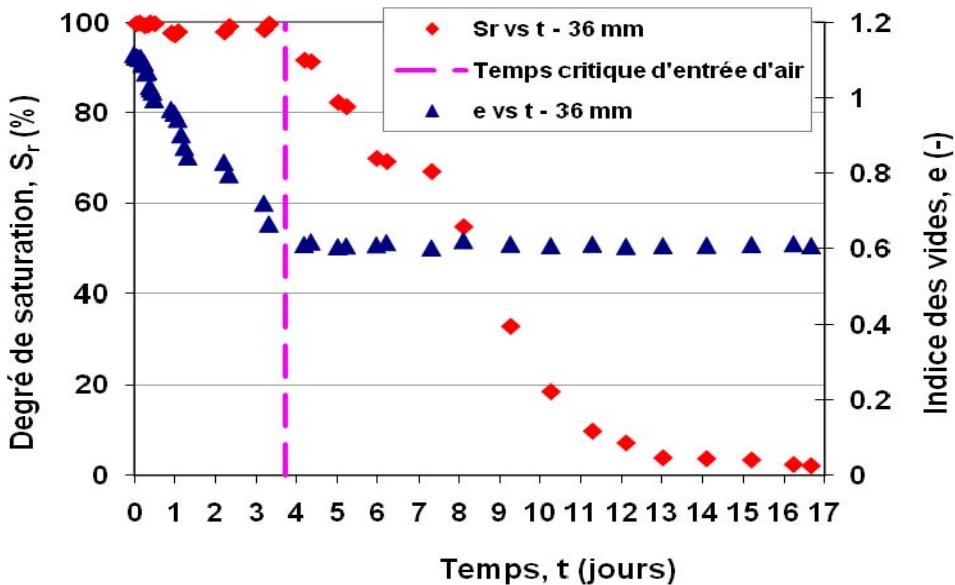


Figure 5.14 Évolution du degré de saturation et de l'indice des vides avec le temps (résidu Bulyanhulu)

Lorsqu'on observe les résultats de la figure 5.14, on remarque que le temps critique d'entrée d'air dans le matériau, là où le degré de saturation s'écarte de la ligne de 100%, correspond pratiquement avec le moment où le matériau atteint son indice des vides final ( $e_f = 0.61$ ).

Pareils types de résultats peuvent être utilisés pour prédire l'évolution du degré de saturation, afin de prévenir l'entrée de l'oxygène dans les résidus réactifs (génération d'acide). En ce sens, des simulations numériques peuvent aider à compléter cette analyse et étendre les résultats à une représentation des conditions *in situ* (voir section 5.4).

### 5.3.2 Relation entre épaisseur de l'échantillon et le temps critique d'entrée d'air

D'autres essais expérimentaux ont été réalisés afin d'évaluer la relation entre le temps critique d'entrée d'air et l'épaisseur de l'échantillon. Ces tests ont été faits pour pouvoir évaluer la possibilité de prédire le temps critique d'entrée d'air dans des couches beaucoup plus épaisses (épaisseurs beaucoup plus grandes que celles considérées en laboratoire) pour des conditions d'expérimentation identiques. Les essais ont été réalisés sur des échantillons ayant 5 épaisseurs différentes (12, 24, 36, 48 et 60 mm). La figure 5.15 montre la relation entre l'épaisseur des échantillons et le temps critique d'entrée d'air; le coefficient de corrélation entre les deux variables y est également indiqué.

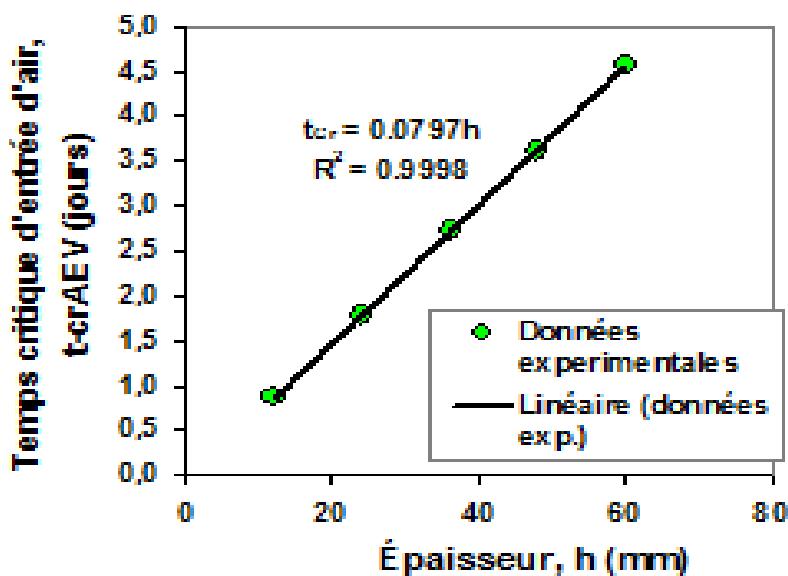


Figure 5.15 Temps critique d'entrée d'air vs épaisseur échantillon (résultats expérimentaux sur le résidu Bulyanhulu)

Sur cette figure, on peut voir que plus l'épaisseur de l'échantillon  $h$  augmente, plus le temps critique d'entrée d'air dans le matériau  $t_{cr-AE}$  augmente. On peut également voir que la corrélation ( $R^2 = 0.99$ ) entre les deux variables est pratiquement parfaite, ce qui indique que pour cette gamme d'épaisseurs, le temps critique d'entrée d'air dans le matériau  $t_{cr-AE}$  varie linéairement par rapport à l'épaisseur de l'échantillon  $h$ . Nous n'avons pu évaluer cette relation pour des épaisseurs beaucoup plus grandes.

Les simulations numériques à venir serviront à reproduire les résultats expérimentaux présentés ci-dessus, et ensuite à étendre l'investigation à des épaisseurs beaucoup plus grandes qui pourraient représenter les conditions *in situ*.

## 5.4 Apport de l'analyse numérique à la compréhension de la dessiccation

### 5.4.1 But de l'analyse numérique par rapport à la partie expérimentale

Des travaux additionnels de simulations numériques ont été réalisés comme complément à l'étude expérimentale. Ces simulations ont été réalisées dans le but de reproduire les essais expérimentaux réalisés en laboratoire sur des échantillons de 36 mm d'épaisseur. La comparaison des résultats des simulations numériques avec les résultats expérimentaux sert à évaluer la représentativité du modèle numérique choisi, et aussi à évaluer notre capacité à prédire la réponse du matériau. Ceci inclut le temps critique d'entrée d'air dans le matériau pour des conditions climatiques données et pour des épaisseurs de couches beaucoup plus grandes (représentation des conditions *in situ*).

### 5.4.2 Approche de la modélisation

Les simulations numériques du processus d'assèchement des échantillons des résidus Bulyanhulu testés ont été menées en utilisant le code d'éléments finis Vadose /W (Geoslope International Ltd, 2007). Ce code incorpore une condition couplée sol - atmosphère à la surface, ce qui lui permet de tenir compte de l'évaporation qui est le processus à la base de la perte en eau des échantillons

de sols testés dans le cadre de cette étude. Ce code peut simuler différentes situations incluant la distribution de pressions d'eau dans les pores (suctions), pour des conditions permanentes et transitoires. Ce code ne peut toutefois pas prendre en considération le changement de volume. Pour cette recherche, la simulation par éléments finis a été réalisée en discrétilisant le domaine avec des éléments rectangulaires.

Lors des simulations visant à reproduire l'expérience de laboratoire, la couche de sol a pris les dimensions et la forme de l'échantillon utilisé pour le test en laboratoire, c'est-à-dire une longueur de 200 mm et une épaisseur de 36 mm, qui est l'épaisseur représentative aux fins de cette étude. Comme il s'agit d'un code 2D, la largeur n'est pas prise en compte dans les calculs (voir la représentation schématique du modèle conceptuel, figure 5.18), mais ceci n'affecte pas les résultats car les échanges ne se produisent qu'à la surface (en 1D).

Les paramètres nécessaires pour l'application du code incluent :

- La courbe de rétention d'eau (CRE) des résidus Bulyanhulu qui a été obtenue lors de l'essai de rétention d'eau en cellule de pression. Cette courbe est présentée au chapitre 4 (figure 4.4) et est reprise ci-dessous (figure 5.16). La figure 5.16 résulte d'un lissage des données expérimentales par le code Vadose / W.
- La conductivité hydraulique saturée mesurée  $k_{sat}$  des résidus Bulyanhulu, présentée au chapitre trois (tableau 3.5). La fonction de la conductivité hydraulique non saturée a été régénérée par le code en utilisant le modèle de van Genuchten - Mualem (Van Genuchten, 1980), décrit au chapitre 2; elle est montrée à la figure 5.17.

Les simulations numériques ont été réalisées sous un régime transitoire couplé, durant 17 jours (la durée totale du processus d'assèchement de l'échantillon de 36 mm des résidus Bulyanhulu), en utilisant un pas de temps adaptatif.

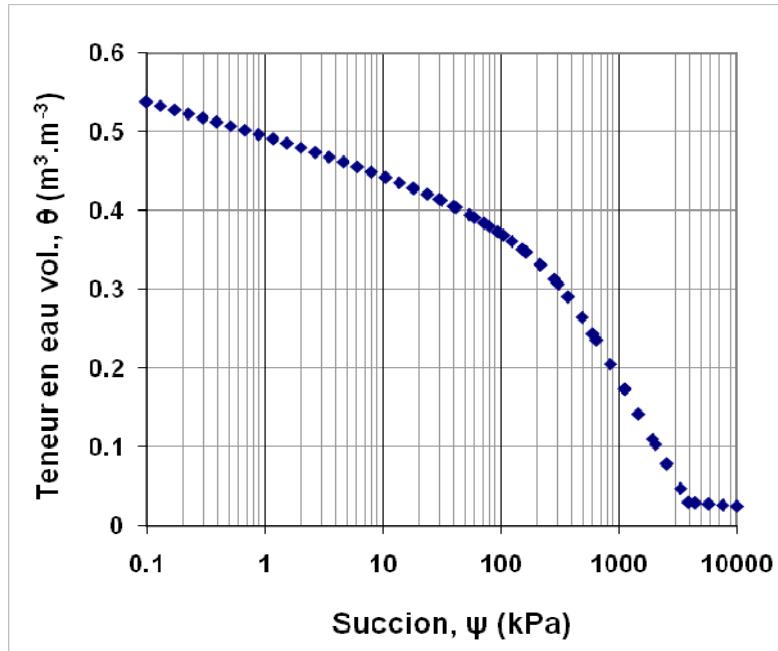


Figure 5.16 Courbe de rétention d'eau des résidus Bulyanhulu lissée (Vadose/W)

La fonction de conductivité hydraulique  $k_{\text{unsat}}$  est difficile à déterminer expérimentalement, spécialement pour les sols à faible perméabilité tels les résidus miniers (Leong and Rahardjo, 1997). Mualem (1976) a établi une équation pour prédire la conductivité hydraulique relative ( $k_r$ ) et la diffusivité de l'eau du sol ( $D$ ) à partir de la connaissance de la courbe de rétention d'eau du sol. La connaissance de la conductivité hydraulique saturée  $k_{\text{sat}}$  et de la conductivité hydraulique relative  $k_r$  permet de déterminer la fonction de conductivité hydraulique  $k_{\text{unsat}} = k(\Psi)$  suivant l'expression :

$$k(\psi) = k_{\text{sat}} k_r(\psi) = k_{\text{sat}} \frac{\left\{ 1 - (\alpha\psi)^{n-1} \left[ 1 + (\alpha\psi)^n \right]^{-m} \right\}^2}{\left[ 1 + (\alpha\psi)^n \right]^{m/2}} \quad (5.4)$$

Avec  $\alpha$ ,  $m$  et  $n$  les paramètres d'ajustement basés sur la CRE. La valeur de  $k_{\text{sat}}$  des résidus Bulyanhulu qui vaut  $10^{-7}$  m/s, soit 0,00864 m/jour.

Lors des simulations numériques réalisées ici, la fonction  $k_{\text{unsat}}$  a été générée sous Vadose/W, tel que montré à la figure 5.17.

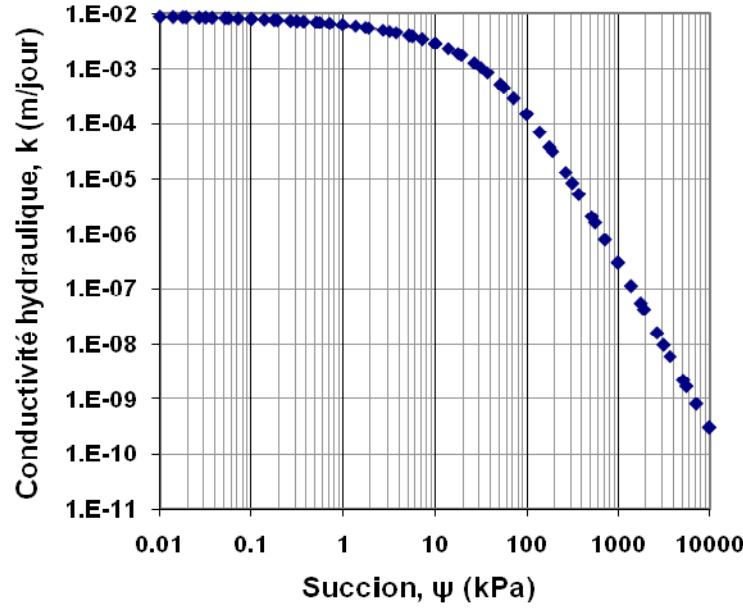


Figure 5.17 Fonction de conductivité hydraulique des résidus Bulyanhulu régénérée par Vadose/W

#### 5.4.3 Conditions initiales et conditions aux frontières

Les conditions aux frontières appliquées à la surface des résidus miniers sont les conditions climatiques mesurées durant le test en laboratoire. Une condition de Neumann a été également appliquée initialement à la surface. Cette condition a consisté à poser que le niveau de la nappe est à la surface de l'échantillon comme le matériau était initialement dans un état de saturation. Vadose/W offre également la possibilité de remplacer cette condition par la condition pression d'eau nulle en surface à l'étape initiale. Aucun flux à la base et sur les côtés de l'échantillon n'est possible. Ceci permet de reproduire la situation de l'échantillon utilisé en laboratoire avec des parois recouvertes par une fine pellicule plastique. L'évaporation est donc le seul processus de perte en eau du sol pour les simulations réalisées dans le cadre de cette étude. Dans les calculs, on n'a tenu compte ni de l'infiltration, ni du drainage, ni de l'effet du vent car le premier objectif des simulations numériques réalisés a été celui de reproduire les résultats expérimentaux.

La figure 5.18 montre une représentation du modèle conceptuel. Elle présente la géométrie du système (avec une dimensionnalité 2D du modèle) sur lequel on a appliqué les conditions initiales, les conditions aux frontières ainsi que les paramètres hydrogéologiques du sol.

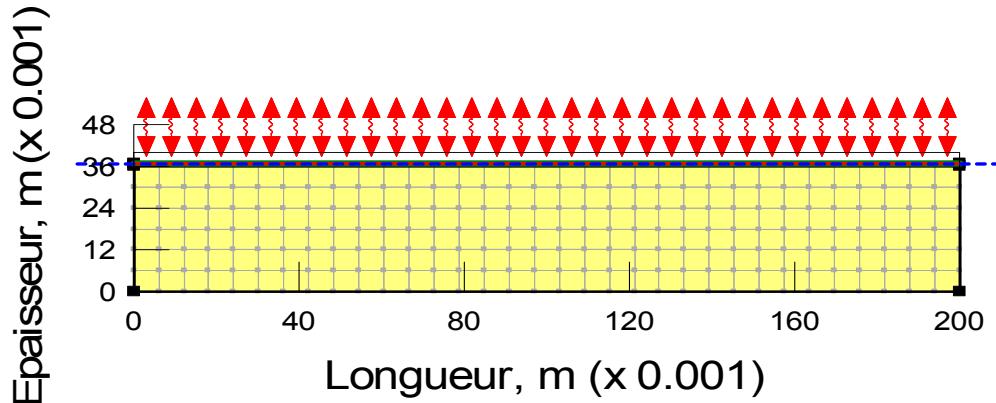


Figure 5.18 Modèle conceptuel du système (essai de dessiccation de l'échantillon Bulyanhulu de 36 mm d'épaisseur)

Les simulations ont été réalisées en considérant deux maillages différents afin de comparer les résultats :

- un premier maillage de 6mm x 6 mm (présenté à la figure 5.17)
- un deuxième maillage beaucoup plus fin (1 mm x 1 mm)

Les résultats obtenus dans les deux cas sont pratiquement identiques.

#### 5.4.4 Résultats des simulations numériques

##### 5.4.4.1 Évolution de succions avec le temps

La figure 5.19 montre l'évolution de la succion avec le temps comme résultats des simulations numériques, à 3 profondeurs de l'échantillon.

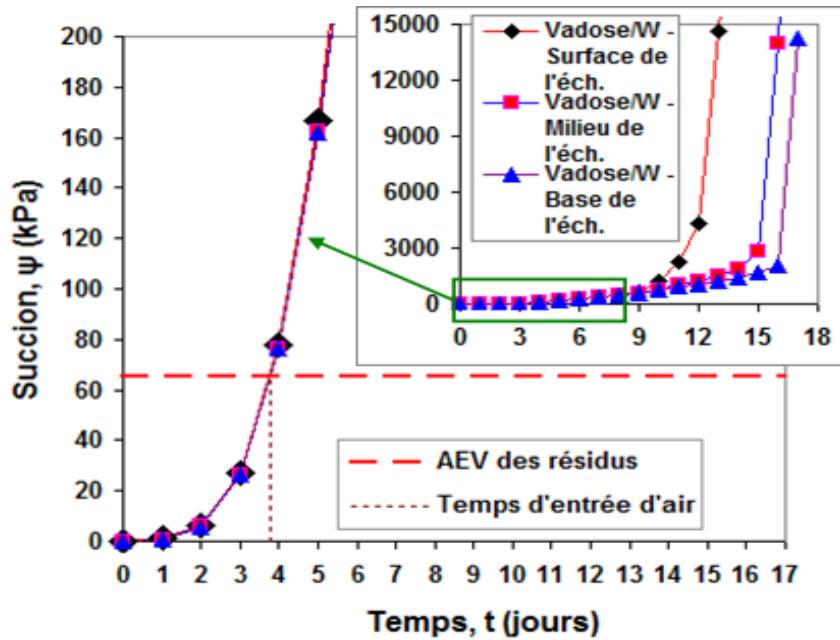


Figure 5.19 Succions prédictes avec le temps et temps critique d'entrée (Vadose/W)

À chaque pas de temps, les valeurs de succions sont évaluées à 3 profondeurs. On peut observer que les valeurs de succion générées en surface, au milieu et à la base de l'échantillon sont les mêmes pour les cinq à six premiers jours du processus de dessiccation. Après cela, la succion varie différemment selon la position pour le reste du processus. Cela est dû à la non uniformité de la distribution d'eau lors du séchage de l'échantillon (dans la simulation). Les succions développées en surface deviennent de plus en plus grandes car le matériau proche de la surface sèche plus rapidement.

Sur la figure 5.19, les pointillées représentent l'AEV du matériau. Cette valeur a été déterminée pour les résidus Bulyanhulu; elle vaut 65 kPa. Le temps critique d'entrée d'air dans le matériau est obtenu graphiquement par le croisement de ces pointillés (AEV) avec la courbe représentant l'évolution des suctions avec le temps. On peut ainsi lire un temps critique d'entrée d'air de 3.8 jours, ce qui est proche du résultat expérimental selon lequel le temps critique d'entrée d'air est de 3.7 jours.

#### 5.4.4.2 Discussion

En principe, l'évolution des succions que nous considérons selon l'objectif poursuivi (qui est la détermination du temps d'entrée d'air dans le matériau) est évaluée à la surface de l'échantillon car c'est par là que l'air entre dans le matériau. On remarque toutefois que la variation des succions à l'intérieur de l'échantillon est faible au cours des premiers jours car l'épaisseur de l'échantillon est faible.

Le fait que le modèle numérique considéré semble bien reproduire les résultats expérimentaux est encourageant car la simulation numérique présente l'avantage de pouvoir s'adapter à une variation de conditions d'exposition et de l'épaisseur de la couche pour un même matériau. Le code pourrait donc être utilisé pour représenter des conditions plus proches de la situation *in situ*.

Le même processus peut être utilisé pour évaluer le temps critique de fissuration du matériau. Pour cela, on utilise la succion critique de fissuration du matériau évaluée au chapitre 4. La valeur de succion critique de fissuration d'un matériau est proche de l'AEV.

A ce stade de la recherche, deux questions fondamentales peuvent être posées quant à l'utilité du modèle numérique utilisé ici :

- Pour des couches beaucoup plus épaisses que celles utilisées en laboratoire, quel serait l'impact sur le temps d'entrée d'air dans le matériau ? Autrement dit, la linéarité entre le temps d'entrée d'air dans le matériau et l'épaisseur du matériau est-elle conservée (pour des conditions aux frontières identiques) ?
- Les résultats des simulations à l'échelle de laboratoire (modèle réduit) peuvent-elles être représentatives pour des tailles d'échantillons beaucoup plus grandes ?

Les sections suivantes vont tenter de répondre à ces deux questions.

#### 5.4.4.3 Relation épaisseur versus temps critique

##### a) Cas sans drainage du matériau

Des simulations ont été réalisées afin d'évaluer la relation entre l'épaisseur du matériau et le temps critique d'entrée d'air, comme cela a été fait expérimentalement avec des couches allant jusqu'à 60 mm. Les simulations numériques ont été réalisées d'abord avec les 5 épaisseurs de couche utilisées pour les essais de laboratoire (12, 24, 36, 48 et 60 mm) afin d'évaluer la reproductibilité de ces résultats expérimentaux, puis ensuite avec des épaisseurs beaucoup plus grandes allant jusqu'à 1000 mm (1 m), ce qui peut être considéré comme une représentation des conditions *in situ*. On se concentre ici sur l'évolution des succions en surface.

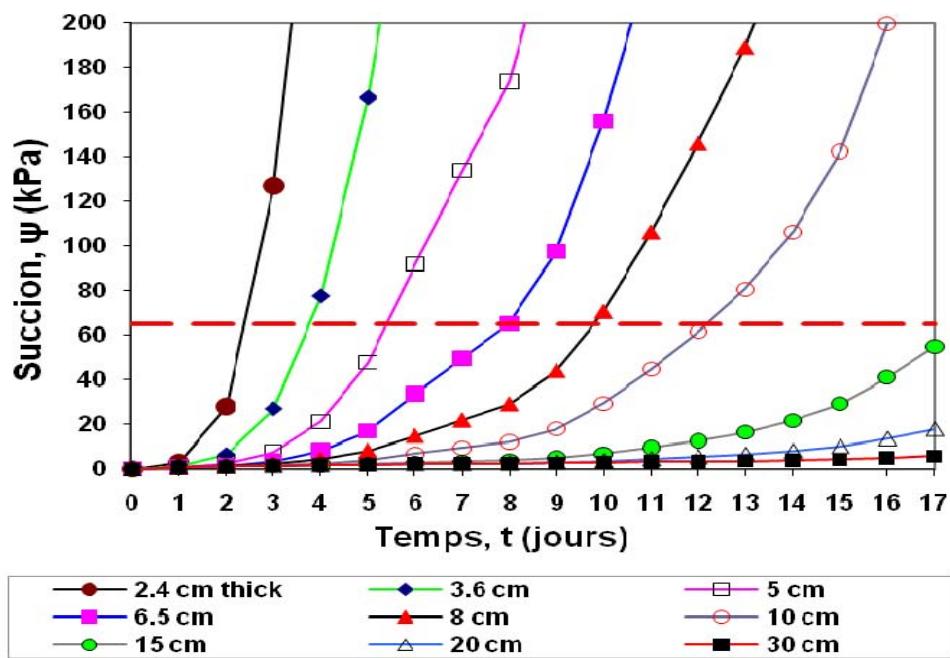


Figure 5.20 Évolution des succions en surface (0.1 mm de profondeur) avec le temps pour différentes épaisseurs de couches (simulations numériques de l'essai de retrait pour le cas sans drainage)

La figure 5.20 montre l'évolution des succions avec le temps pour différentes épaisseurs de couche (allant ici jusqu'à 300 mm). Cette figure montre aussi l'AEV du matériau (en pointillé), ce qui permet de déterminer le temps critique. La figure 5.21 montre la relation (selon les

résultats des simulations numériques) entre le temps critique d'entrée d'air dans le matériau et l'épaisseur de l'échantillon  $h$ . Le cas présenté ici est celui sans drainage du matériau à la base de l'échantillon, comme c'est le cas avec les tests de laboratoire où la pellicule plastique empêche tout drainage. La figure 5.22 compare les résultats expérimentaux (déjà présentés plus haut) et ceux des simulations numériques (présentés à la figure 5.21).

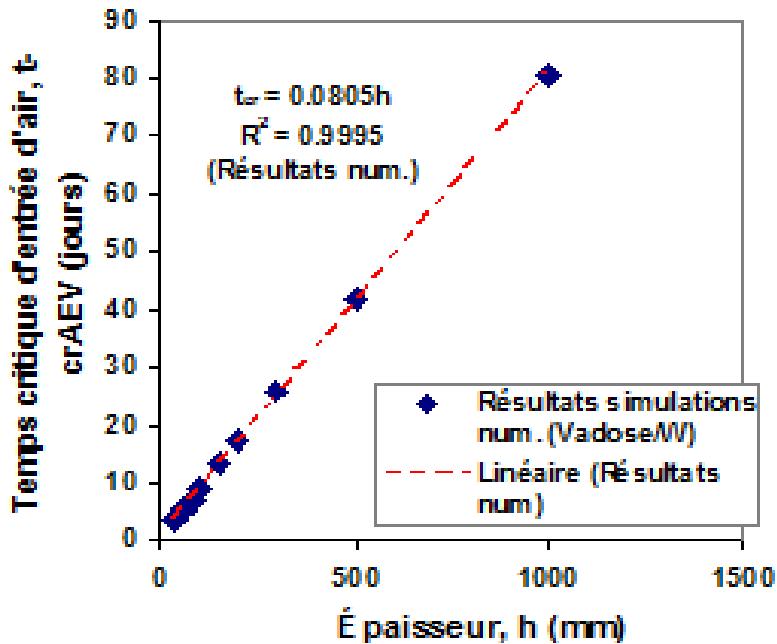


Figure 5.21 Temps critique d'entrée d'air vs épaisseur échantillon (simulations numériques de l'essai de retrait pour le cas sans drainage)

Sur la figure 5.20, le croisement entre la valeur de l'AEV ( $\approx 65$  kPa) en tiretés et chacune des courbes représentant l'évolution de succions avec le temps (pour une épaisseur donnée) permet de déduire le temps critique d'entrée d'air dans le matériau. Ces temps sont représentés sur la figure 5.21 (épaisseur de l'échantillon  $h$  versus temps critique d'entrée d'air  $t_{cr-AE}$ ). On peut observer que plus l'épaisseur du matériau augmente, plus le temps critique d'entrée d'air augmente. Pour les conditions traitées ici, le temps critique d'entrée d'air dans le matériau tend à varier linéairement avec l'épaisseur de l'échantillon (corrélation  $R^2 = 0.9995$ ). On peut aussi

observer sur la figure 5.22 le bon accord entre les données expérimentales et les résultats découlant des simulations numériques, pour des épaisseurs ne dépassant pas 60 mm.

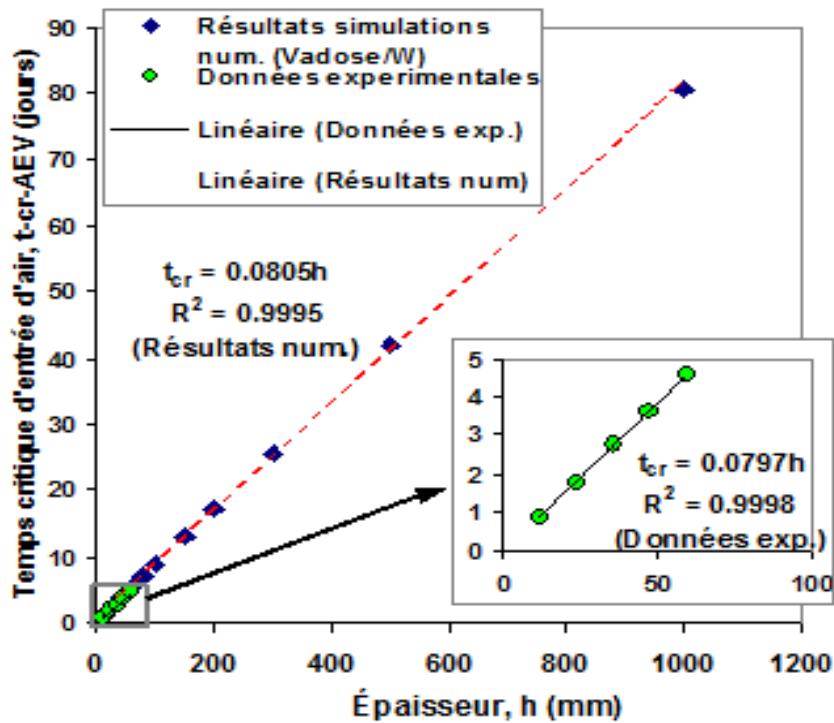


Figure 5.22 Comparaison des valeurs du temps critique d'entrée d'air selon l'épaisseur de l'échantillon : résultats expérimentaux et simulations numériques de l'essai de retrait

Les résultats des calculs tendent donc à indiquer que l'approche de modélisation utilisée dans le cadre de cette étude peut fournir des informations utiles pour ce qui est de l'effet de la désaturation du matériau sur l'évolution de la succion (en dépit du fait que le code ne prend pas en compte le changement de volume). On note ainsi qu'une variation de l'épaisseur de la couche (échantillon) implique une variation des succions développées en surface, et donc une variation du temps d'entrée d'air dans le matériau.

### b) cas avec drainage du matériau

Des simulations numériques ont également été menées en considérant un flux de drainage à la base de l'échantillon, pour les mêmes hypothèses que dans le cas sans drainage. Ce cas-ci semble

plus réaliste car il se produit naturellement un certain drainage des résidus, sauf dans des cas de surfaces imperméabilisées. L'objectif des simulations ici est d'évaluer comment évolue le temps critique d'entrée d'air dans le matériau en fonction de l'épaisseur de l'échantillon, comparativement au cas sans drainage. L'objectif est également de voir si la linéarité entre les deux variables est conservée.

Pour ces simulations, une condition aux frontières de flux de drainage a été ajoutée sur le modèle conceptuel. Le flux de drainage imposé à la frontière inférieure (radier) du système est équivalent à la conductivité hydraulique saturée des résidus Bulyanhulu. Il s'agit d'un flux unitaire  $q = k_{sat} = -0.00864$  m/jour. Nous avons choisi ce flux de drainage afin de voir ce qui se passerait entre deux situations extrêmes, c'est-à-dire un flux de drainage zéro et un flux de drainage égal à  $k_{sat}$ . Il faut toutefois fois noter que ces simulations ne visent pas à reproduire des résultats expérimentaux car le cas avec drainage n'a pas été réalisé pour ce projet.

La figure 5.23 montre une représentation du modèle conceptuel pour le cas avec drainage.

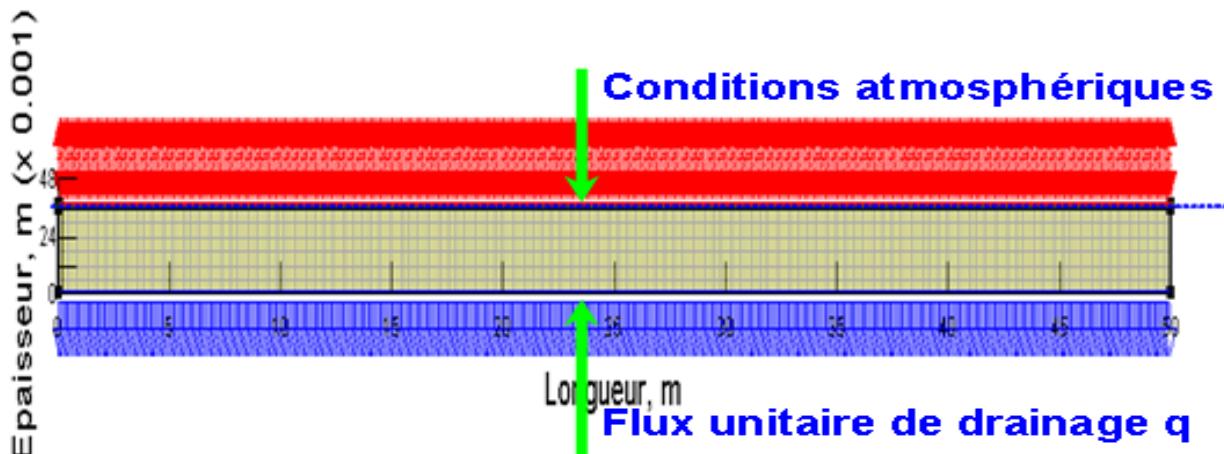


Figure 5.23 Modèle conceptuel de la simulation numérique de l'essai de retrait avec drainage (flux  $q = k_{sat}$ )

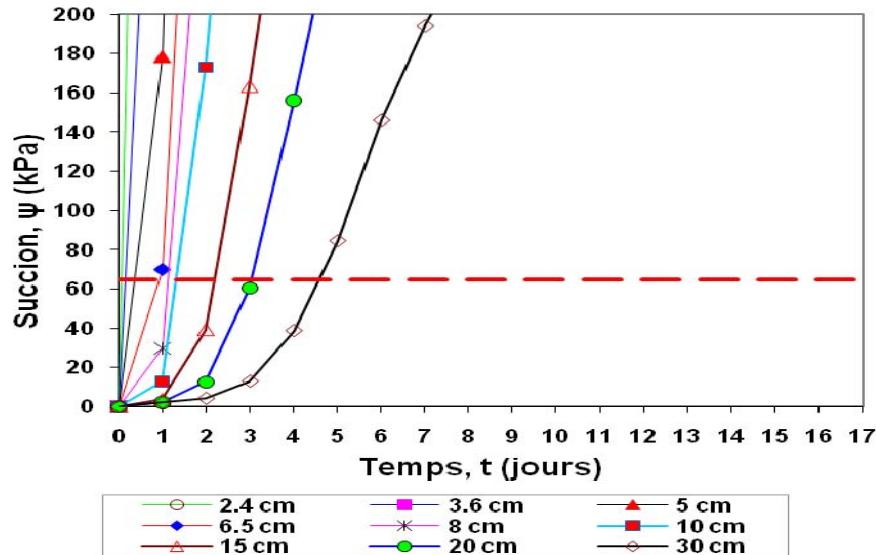


Figure 5.24 Évolution des succions en surface avec le temps pour différentes épaisseurs (simulations numériques de l'essai de retrait pour le cas avec drainage)

La figure 5.24 montre l'évolution de succions avec le temps pour différentes épaisseurs de couche (allant ici jusqu'à 300 mm). Ceci permet de déterminer le temps critique d'entrée d'air pour chacune des épaisseurs selon l'AEV (représentée par les tiretés).

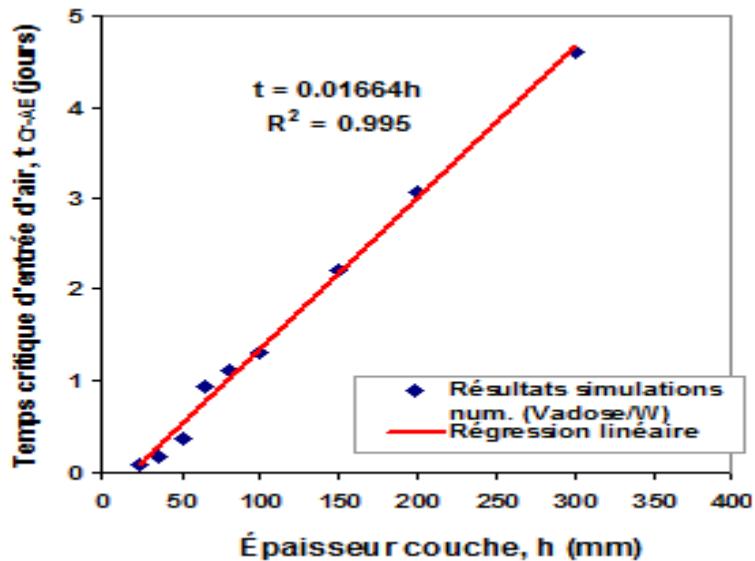


Figure 5.25 Temps critique d'entrée d'air selon l'épaisseur de l'échantillon (simulations numériques de l'essai de retrait avec drainage)

La figure 5.25 montre la relation (résultats des simulations numériques) entre le temps critique d'entrée d'air dans le matériau  $t_{cr-AE}$  et l'épaisseur de l'échantillon  $h$ . Cette relation demeure linéaire pour le cas avec drainage. On observe toutefois que lorsqu'il y a drainage à la base du matériau, les succions développées en surface croissent très vite. En condition drainée (taux de 0.00864 m/jour), toutes les couches atteignent leur AEV avant 5 jours. L'échantillon de 36 mm d'épaisseur atteint son AEV en 0.16 jours, soit 3.8 heures, comparativement à 3.8 jours pour le cas sans drainage.

On note donc que les variations des conditions aux frontières peuvent avoir un grand impact sur le développement de succions à la surface des résidus. Ceci peut se répercuter sur l'évaluation du processus de dessiccation. Pour faire des prédictions réalistes sur le développement des succions à la surface des résidus, il faut au préalable une bonne évaluation des conditions aux frontières.

#### **5.4.4.4 Succions en surface pour deux tailles d'échantillon différentes**

Le temps critique d'entrée d'air, qui est le principal résultat des simulations numériques utilisé ici, a été évalué à l'échelle de laboratoire. Cette section vise à évaluer s'il y a une différence entre résultats des simulations (du temps critique d'entrée d'air) réalisées en considérant des conditions de laboratoire et ceux obtenus en considérant des dimensions qui peuvent représenter des conditions *in situ*. Pour ce faire, des simulations numériques ont été réalisées en considérant deux tailles (longueurs d'échantillons) différentes, soit 200 mm pour le laboratoire et 50 mètres pour représenter les conditions *in situ*. Toutes les autres conditions et hypothèses sont restées les mêmes pour les deux longueurs, c'est-à-dire :

- L'épaisseur de l'échantillon (36 mm)
- Les conditions initiales et aux frontières
- Le type de matériau (résidu Bulyanhulu) et ses propriétés
- Le régime d'écoulement (transitoire)

Les figures 5.26 et 5.27 représentent des résultats des simulations numériques pour deux tailles d'échantillons différentes. On a effectué ces simulations pour des épaisseurs de 36 mm (figure 5.26) et de 30 cm ou 300 mm (figure 5.27). Les résultats montrent l'évolution des succions à la surface avec le temps.

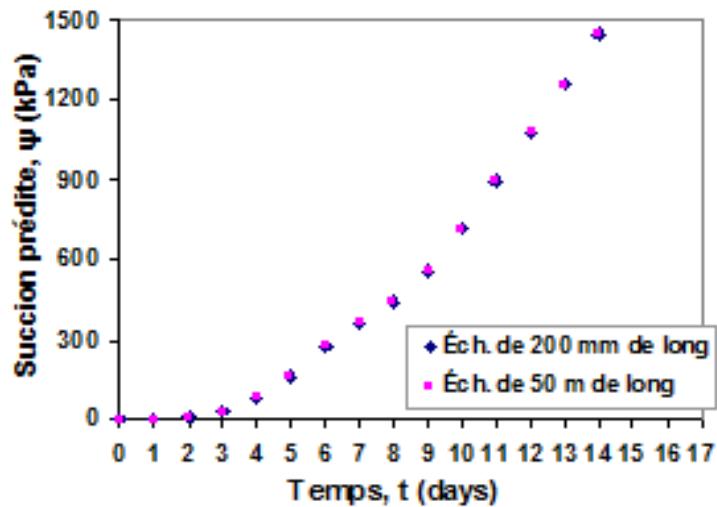


Figure 5.26 Comparaison de l'évolution de succions prédictes en surface essai de retrait - échantillons de 36 mm d'épaisseur pour deux longueurs différentes (200 mm et 50 m)

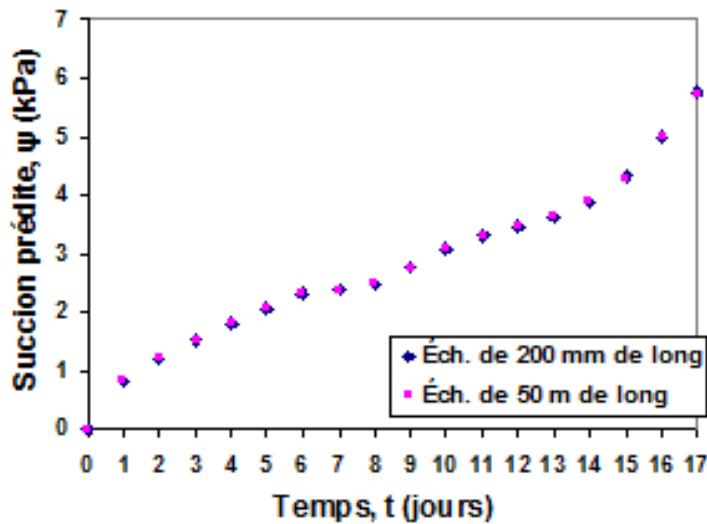


Figure 5.27 Comparaison de l'évolution de succions prédictes en surface pour l'essai de retrait - échantillons de 30 cm d'épaisseur pour deux longueurs différentes (200 mm et 50 m)

Sur ces figures, on observe la bonne concordance entre l'évolution des succions avec le temps à l'échelle de laboratoire et pour des échantillons de dimensions (longueurs) beaucoup plus grandes. Ce bon accord est une indication qu'il n'y a pas de différences pour les succions développées en surface quelque soit la taille (longueur) de l'échantillon.

Les succions prédictes en surface à petite échelle seraient donc représentatives pour des échantillons de dimensions (longueurs) plus grandes si les hypothèses restent les mêmes. Les hypothèses évoquées pour les essais de laboratoire peuvent être interprétées comme suit:

- Une absence de précipitation durant la période où les résidus sont exposés en surface, ce qui fait qu'il n'y a pas apport d'eau.
- La condition est non drainée (pas de drainage gravitaire). Cette hypothèse qui implique une absence de gradient vers le bas peut signifier que :
  - ❖ Le substratum a une conductivité hydraulique beaucoup plus faible que les résidus miniers (plusieurs ordres de grandeur)
  - ❖ Le substratum a été aménagé et imperméabilisé avant déposition des résidus miniers, ce qui provoque une sédimentation des résidus, puis une consolidation.
- Le drainage latéral des couches de matériau est négligeable.

## 5.5 Extension du modèle MK<sub>d</sub> à la prédiction des caractéristiques de retrait

### 5.5.1 Introduction

Les fonctions de retrait  $e - \psi$  et  $e - w$  sont des relations fondamentales, tout comme la courbe de rétention d'eau, pour l'analyse du comportement (et de la réponse) des matériaux compressibles en conditions non saturées.

Il existe également d'autres relations hydrogéotechniques moins utilisées, mais nécessaires pour expliquer le comportement des matériaux déformables durant les trois phases de retrait (pour les matériaux non structurés), à savoir le retrait normal, le retrait résiduel et le retrait zéro. Il s'agit

des relations degré de saturation versus succion ( $S_r - \psi$ ), degré de saturation versus teneur en eau massique ( $S_r - w$ ), et teneur en eau volumique versus teneur en eau massique ( $\theta - w$ ). Ces relations ont été décrites dans des publications antérieures (Fleureau et al., 1999, 2003 ; Mbonimpa et al, 2006a). La figure 5.28 présente schématiquement ces différentes relations pour les sols déformables ; cette figure montre qu'elles sont en liées les unes aux autres.

La détermination de la courbe de retrait requiert du temps et elle peut s'avérer complexe à mesurer. Cette section vise à évaluer l'utilisation d'un modèle capable de prédire la courbe de retrait des résidus déformables en même temps que d'autres relations hydrogéotechniques en phase saturée. Le modèle prédictif  $MK_d$  (Mbonimpa et al., 2006) est le seul modèle connu qui soit théoriquement en mesure de prédire les six relations montrées à la figure 5.28, pour des matériaux déformables à plasticité élevée (argiles). Le modèle a été décrit au chapitre deux. Toutefois, ce modèle n'a jamais été appliqué aux matériaux déformables de faible plasticité tels les résidus miniers. Le modèle  $MK_d$  ayant été conçu pour les sols argileux, il faut ici prendre en compte certaines caractéristiques propres aux résidus miniers, notamment leur très faible plasticité et l'absence de zone de retrait résiduel.

### 5.5.2 Représentation schématique des relations hydrogéotechniques non saturées

La figure 5.28 montre une représentation schématique des différentes relations hydrogéotechniques non saturées des matériaux déformables. Ces graphiques sont basés sur des relations lissées basées sur des données expérimentales obtenues lors des essais expérimentaux (retrait libre et rétention d'eau en cellule de pression) sur les résidus miniers. Les principales différences entre les relations montrées ici et celles des matériaux déformables à plasticité élevée (argiles) incluent :

- La pente représentant la chute de la saturation avec la succion, juste après le début de la désaturation du matériau. Cette pente est plus marquée dans le cas des résidus miniers car ceux-ci sont moins fins que les argiles et se désaturent donc plus aisément.
- L'étendue de la zone de retrait qui est faible pour les résidus miniers à faible plasticité.

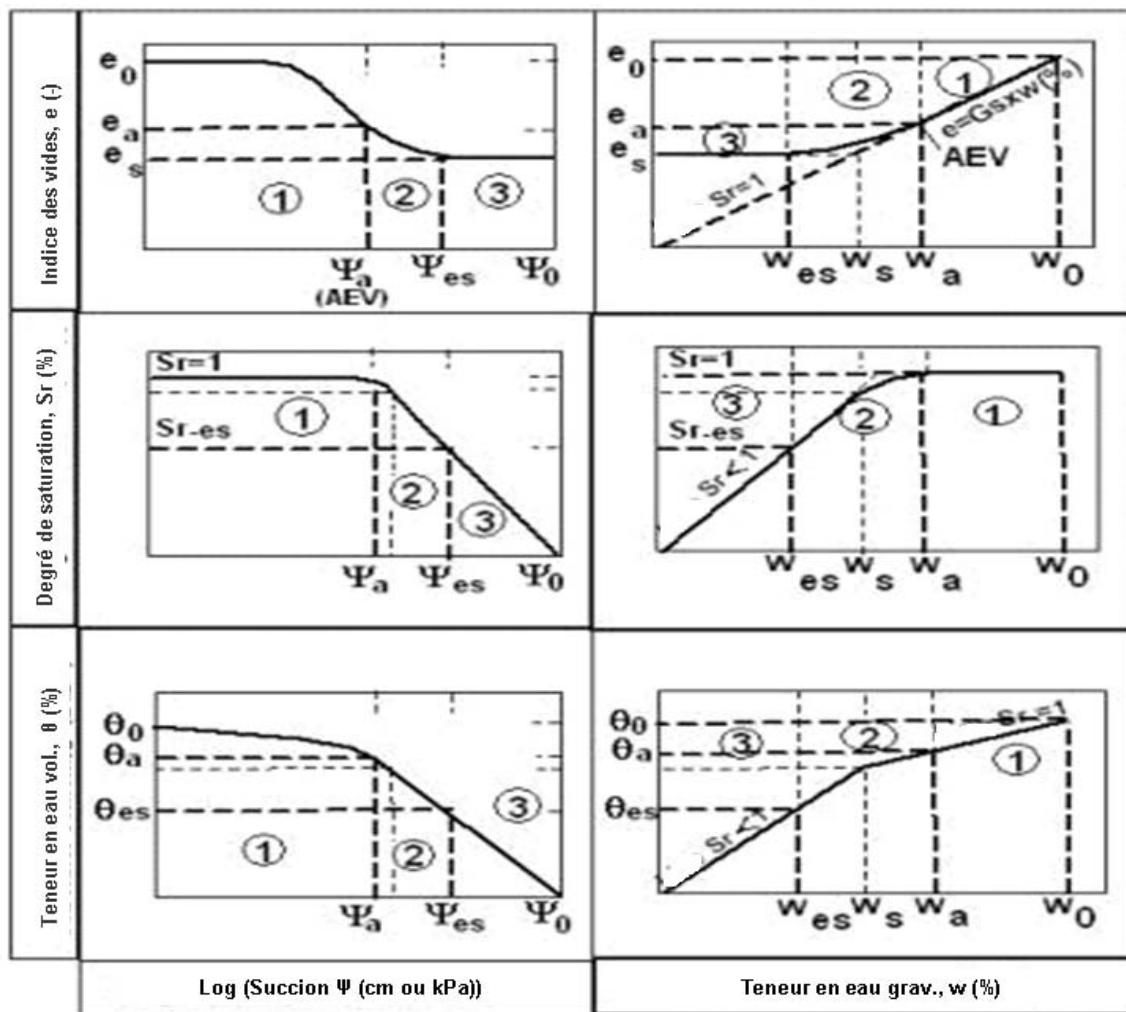


Figure 5.28 Représentation schématique des relations hydrogéotechniques non saturées (adapté de Mbonimpa et al., 2006a)

$e_0$  : indice des vides initial

$w_s$  : la teneur en eau à la limite de retrait standard

$e_a$  : indice des vides à l'entrée d'air

$w_a$  : la teneur en eau à l'entrée d'air

$e_s$  : indice des vides à la limite de retrait

$w_0$  : la teneur en eau initiale

( $e_s = e_f$ , avec  $e_f$  l'indice des vides final)

$w_{es}$  : la teneur en eau à la limite de retrait réelle

$\Psi_a$  : la succion à l'entrée d'air

1 : retrait normal

$\Psi_{es}$  : la succion à la limite de retrait réelle

2 : retrait résiduel

$\Psi_0$  : la succion à l'état complètement sec

3 : retrait zéro

$\theta_0$  : la teneur en eau volumique initiale

AEV : valeur d'entrée d'air

$S_r$  : le degré de saturation

### 5.5.3 Extension du modèle MK<sub>d</sub> aux matériaux silteux peu plastiques

Les modèles MK (Aubertin et al., 1998, 2003) et MK<sub>d</sub> (Mbonimpa et al., 2006) sont décrits au chapitre 2 de cette étude. Nous ne revenons pas ici sur la description de ces modèles.

Dans le cas des résidus miniers et de certains matériaux silteux faiblement plastiques, la limite de retrait  $w_S$  serait très proche de la limite de liquidité  $w_L$  (Head, 2006). L'hypothèse de départ pour adapter le modèle MK<sub>d</sub> aux résidus miniers et aux matériaux silteux à faible plasticité consiste à remplacer la valeur de la limite de liquidité  $w_L$  par la valeur de la limite de retrait  $w_S$  (et par conséquent  $e_L$  par  $e_S$ ) dans les équations du modèle. Ainsi la hauteur capillaire équivalente  $h_{co}$  (paramètre de base du modèle) défini dans MK<sub>d</sub> (Mbonimpa et al., 2006) en fonction de la limite de liquidité  $w_L$  sera redéfinie ici (car  $w_L$  est difficile à déterminer pour les matériaux silteux à faible plasticité).

La hauteur capillaire équivalente  $h_{co}$  définie dans le modèle MK (Aubertin et al., 2003) s'exprime :

$$h_{co} = \frac{\sigma_w \cos \beta_w}{\gamma_w} \frac{\rho_s S_m}{e} \quad (5.5)$$

Avec  $\sigma_w$  la tension de surface de l'eau,  $\sigma_w = 73 \cdot 10^{-6}$  kN/m (à 20°C)

$\beta_w$  l'angle de contact entre l'eau et la surface du tube,  $\beta_w = 0^\circ$  pour le quartz et la glace

$\gamma_w$  le poids unitaire de l'eau,  $\gamma_w = 9.8$  kN/m<sup>3</sup>

$\rho_s$  est la densité des particules solides (kg/m<sup>3</sup>)

$e$  est l'indice des vides (-).

Les résidus miniers et matériaux connexes étant déformables, l'indice des vides est fonction de la succion et est défini par (Mbonimpa et al., 2006) :

$$e(\psi) = e_s + \frac{e_0 - e_s}{1 + \alpha \left( \frac{\psi}{\psi_n} \right)^\beta} \quad (5.6)$$

Avec  $e_s$  (-), l'indice des vides à la limite de retrait (déterminée lors de l'essai de retrait)

$e_0$  (-), l'indice des vides final

$\Psi_n$ , un paramètre de succion normalisée ( $\Psi_n = 1$  cm)

$\alpha$  et  $\beta$  (-), des paramètres du modèles déjà définis dans le modèle MK<sub>d</sub> (Mbonimpa et al., 2006) et qui devront être redéfinis ici en fonction de la limite de retrait  $w_s$  (en non en fonction de la limite de liquidité  $w_L$  comme initialement).

$S_m$  est la surface spécifique évaluée par l'expression suivante (Aubertin et al., 2003) :

$$S_m = \frac{\alpha}{\rho_s D_H} \quad (5.7)$$

Où  $\alpha$  (-) est un facteur de forme ( $6 \leq \alpha \leq 18$ ) ;  $\alpha = 10$  est pris ici comme dans le modèles original de Kovács (Kovács, 1981) et dans le modèle MK (Aubertin et al., 2003)

$D_H$  est le diamètre équivalent des particules pour un mélange homogène.

La relation 5.5 peut s'exprimer aussi en fonction de  $D_H$  par :

$$h_{co} = \frac{\sigma_w \cos \beta_w}{\gamma_w} \frac{\alpha}{e D_H} \quad (5.8)$$

Pour des applications géotechniques pratiques sur des matériaux granulaires, la valeur de  $D_H$  peut être approximée par la fonction suivante (Aubertin et al. 1998; 2003; Mbonimpa et al., 2000, 2002) :

$$D_H = [1 + 1.17 \log(C_U)] D_{10} \quad (5.9)$$

Où  $D_{10}$  [L] est le diamètre correspondant à 10% de passant à partir de la courbe de distribution granulométrique cumulée,

$C_U$  [-] est le coefficient d'uniformité.

Ceci permet de réécrire l'équation 5.8 sous la forme suivante (Aubertin et al., 2003) :

$$h_{co} = \frac{0.75}{e D_H} \quad (5.10)$$

L'expression proposée ici pour déterminer la hauteur capillaire équivalente  $h_{co}$  pour les matériaux silteux à faible plasticité est la suivante :

$$h_{co} = \frac{0.75}{e D_H} \eta \quad (5.11)$$

Avec  $\eta$  (-), un facteur multiplicateur.

Le facteur  $\eta$  exprime le fait que l'expression initiale de  $h_{co}$  (équation 5.10) a été établie pour les matériaux à "grains grossiers" denses, où l'indice des vides  $e$  est une constante. L'expression de  $h_{co}$  établie pour les matériaux argileux (Mbonimpa et al., 2006a) est inapplicable directement car basée sur la limite de liquidité  $w_L$  des matériaux (qui ne peut pas être déterminée).

On propose ici

$$\eta = \frac{a_h}{e_f D_{10}}$$

Avec  $a_h$  (-), est une constante qui est basée sur la méthode utilisée pour déterminer  $\Psi_a$ . Ici,  $a_h = 0.45$  cm. Cette valeur a été déduite de la valeur de  $b$  considérée dans le modèle MK (Aubertin et al., 2003) pour la valeur de  $\Psi_{90}$ ;  $e_f$  (-) est l'indice des vides final du matériau, obtenu lors de l'essai de retrait.

Pour les matériaux silteux à faible plasticité,  $h_{co}$  peut donc s'exprimer sous la forme suivante :

$$h_{co} = \frac{3.4}{e D_H e_f D_{10}} = \frac{3.4}{e D_{10}^2 e_f [1 + 1.17 \log C_u]} \text{ (cm)} \quad (5.12)$$

Avec  $e_f$ ,  $D_{10}$  et  $D_H$  des constantes (déjà définies dans ce travail) pour un matériau donné.

L'expression de hauteur capillaire équivalente proposée ici (équation 5.12) prédit des valeurs de  $h_{co}$  assez grandes pour ce type de matériaux;  $h_{co}$  est un paramètre nécessaire pour l'application du modèle MK<sub>d</sub> étendu (ou modèle MK<sub>de</sub>).

Le système d'équations du modèle MK<sub>d</sub> étendu aux matériaux silteux à faible plasticité reste le même que celui déjà défini dans le modèle MK<sub>d</sub> (Mbonimpa et al., 2006a) ; il peut s'écrire:

$$S_r = \frac{\theta}{n} = 1 - (1 - S_a)(1 - S_c) \quad (5.13)$$

Avec  $S_a = a_c \cdot \left[ 1 - \frac{\ln(1 + \psi/h_{co})}{\ln(1 + \psi_0/h_{co})} \right] \left[ \frac{(h_{co}/\psi_n)^{2/3}}{e^{1/3} (\psi/\psi_n)^{1/6}} \right]$  (5.14)

$$S_c = 1 - \left[ (h_{co}/\psi)^2 + 1 \right]^m \exp \left[ -m(h_{co}/\psi)^2 \right] \quad (0 \leq S_c \leq 1) \quad (5.15)$$

Les différents paramètres redéfinis pour le modèle MK<sub>d</sub> étendu sont donnés dans le tableau 5.1.

Tableau 5.1. Paramètres du modèle MK<sub>d</sub> étendu aux matériaux silteux à faible plasticité

Paramètre	Description	Expression	Unité
$\alpha$	Paramètre du modèle	$\alpha = 8.7 \times 10^{-3} \left( \frac{e_0}{e_s} \right)^{3.09}$	( - )
$\beta$	Paramètre du modèle	$\beta = 0.63 \left( \frac{e_s}{e_0 - e_s} \right)^{0.22}$	( - )
$e_0$ (*)	l'indice des vides initial	Dépend de l'état initial du sol	( - )
$e_s$ (*)	indice des vides à la limite de retrait	$e_s = D_r w_s / 100$	( - )
$a_c$ (*)	Coefficient d'adhésion	Constante. $a_c = 7 \times 10^{-4}$	( - )
$m$ (*)	paramètre de distribution de la taille des pores	$m = 3 \times 10^{-5} + 0.04 \left( \frac{e_0 - e_s}{e_0} \right)^{3.3}$	( - )

(\*) : Comme dans le modèle MKd (Mbonimpa et al., 2006)

La différence entre les paramètres  $\alpha$  et  $\beta$  proposés ici (tableau 5.1) et ceux du modèle MK<sub>d</sub> (Mbonimpa et al., 2006), repris au tableau 2.7, réside dans le fait que la limite de liquidité  $w_L$  des matériaux silteux à faible plasticité est difficile à déterminer. Elle est remplacée ici par la limite de retrait  $w_S$ . Conséquemment, l'indice des vides à la limite de liquidité  $e_L$  est remplacée par l'indice des vides à la limite de retrait  $e_S$  pour le modèle MK<sub>d</sub> étendu (ou modèle MK<sub>de</sub>). Tous les autres paramètres restent les mêmes que ceux de proposés pour le modèle MK<sub>d</sub> (Mbonimpa et al., 2006).

#### 5.5.4 Applications prédictives

Les résultats de prédiction des six relations hydriques fondamentales pour les différents matériaux testés lors de cette étude sont présentés sur la figure 5.29 à 5.33. On y voit une relation relativement bonne entre les résultats expérimentaux et les courbes prédictives. On remarque toutefois certains écarts, et des différences un peu plus fondamentales tel le manque d'horizontalité de la zone (segment) de retrait zéro sur les courbes  $w$  vs  $e$  prédictives.

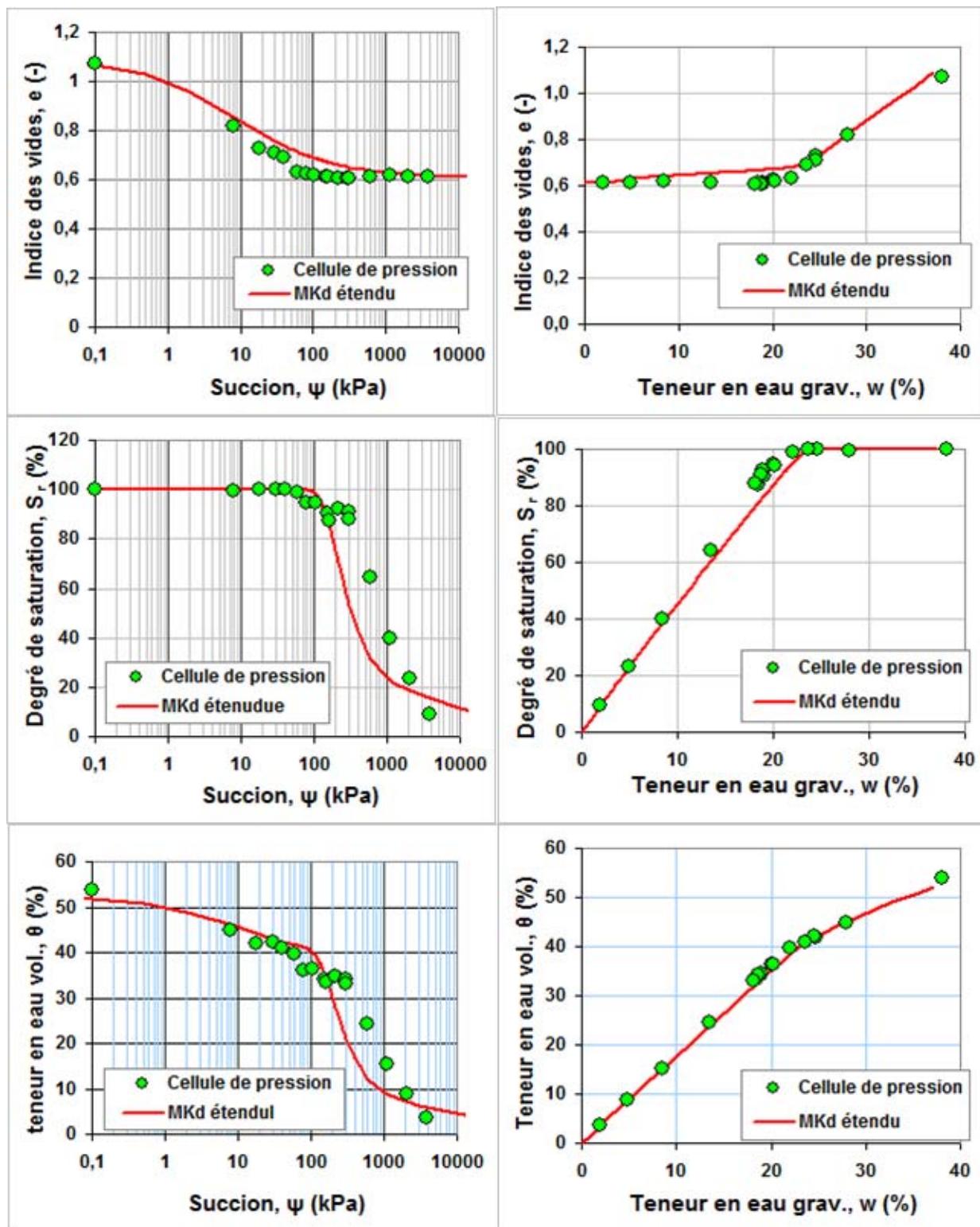


Figure 5.29 Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec MK<sub>de</sub> – Résidus Bulyanhulu

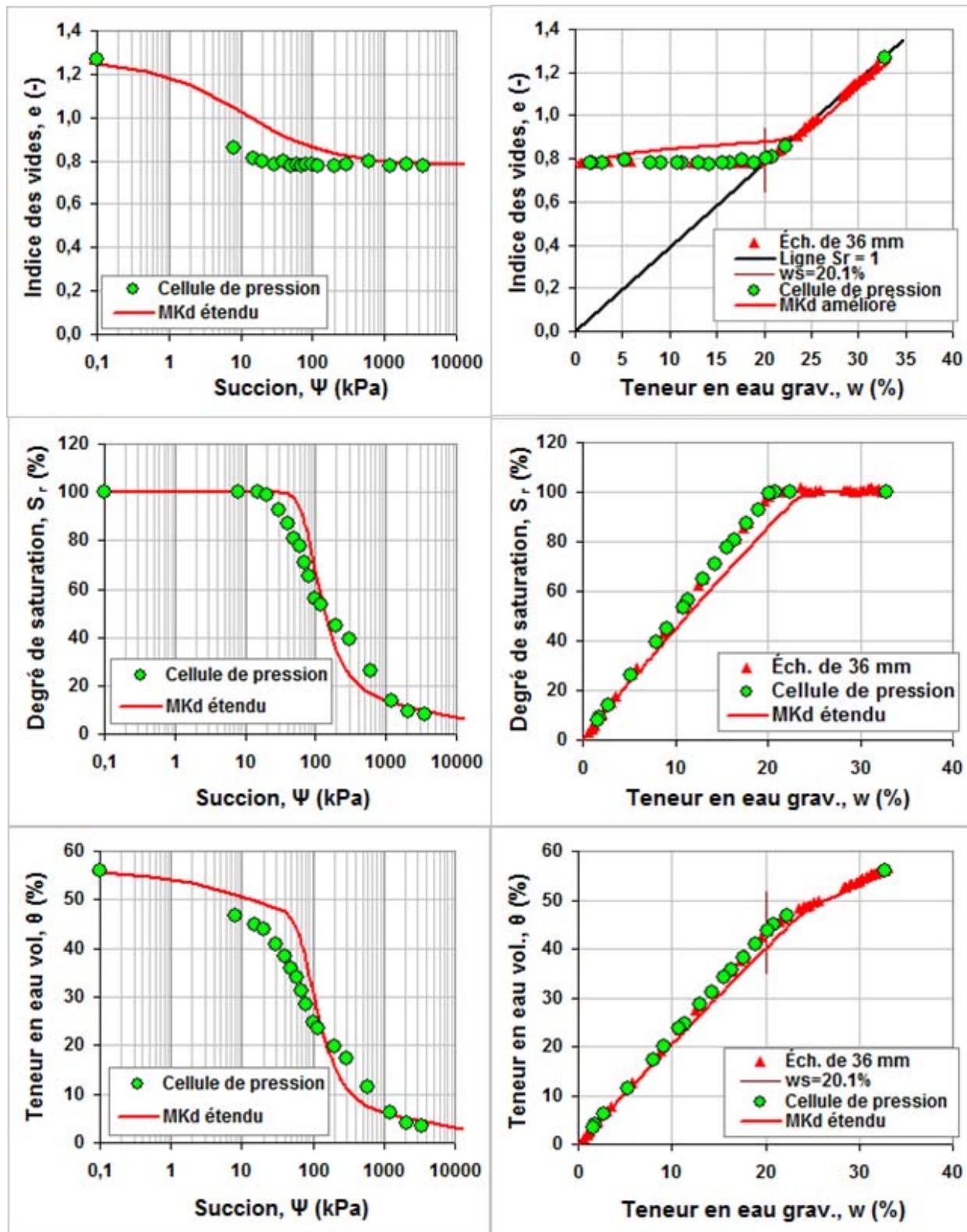


Figure 5.30 Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec MK<sub>de</sub> – Résidus Laronde

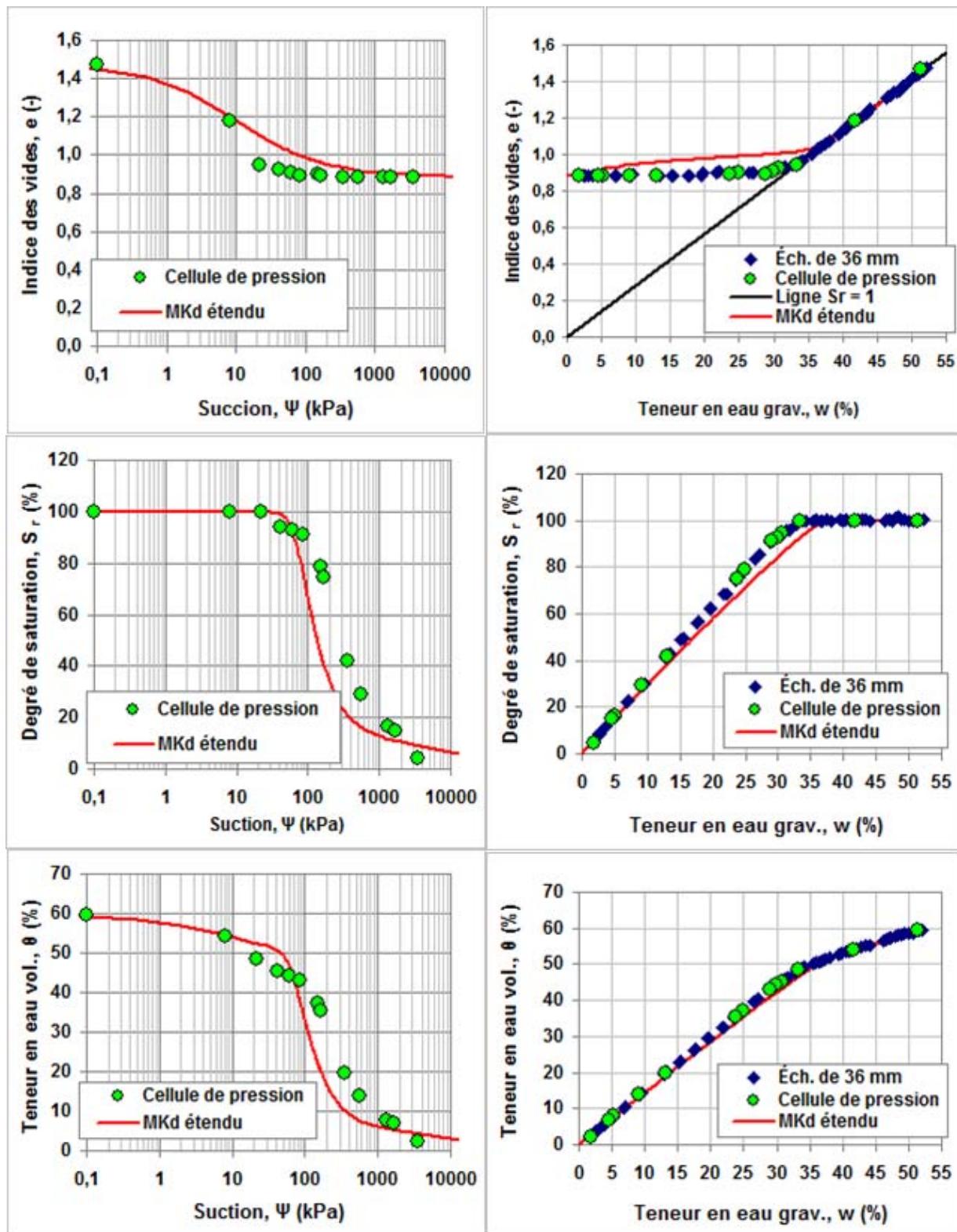


Figure 5.31 Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec MK<sub>de</sub> – Résidu Manitou 1

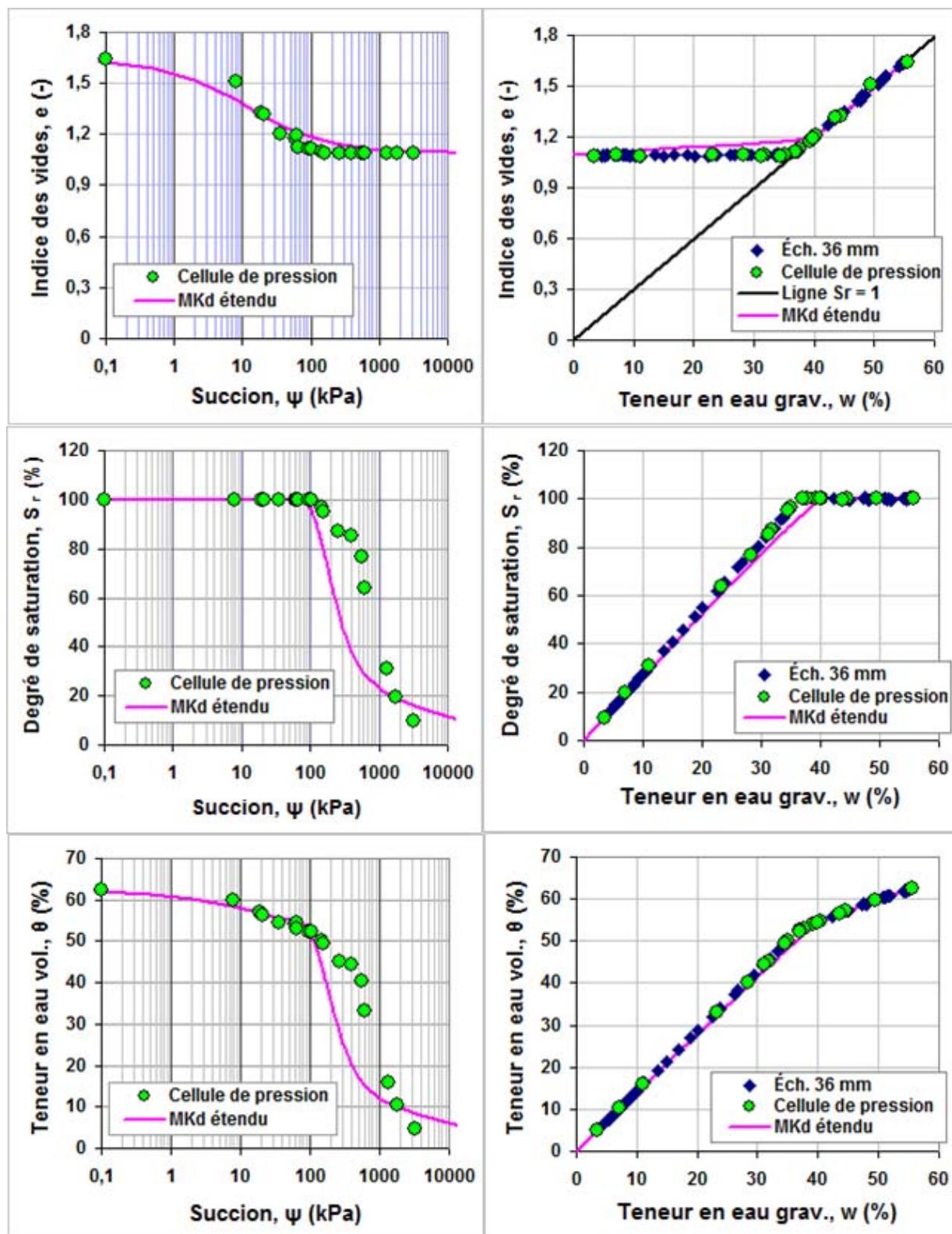


Figure 5.32 Prédition des relations hydrauliques non saturées avec MK<sub>de</sub> – Résidus Manitou 2

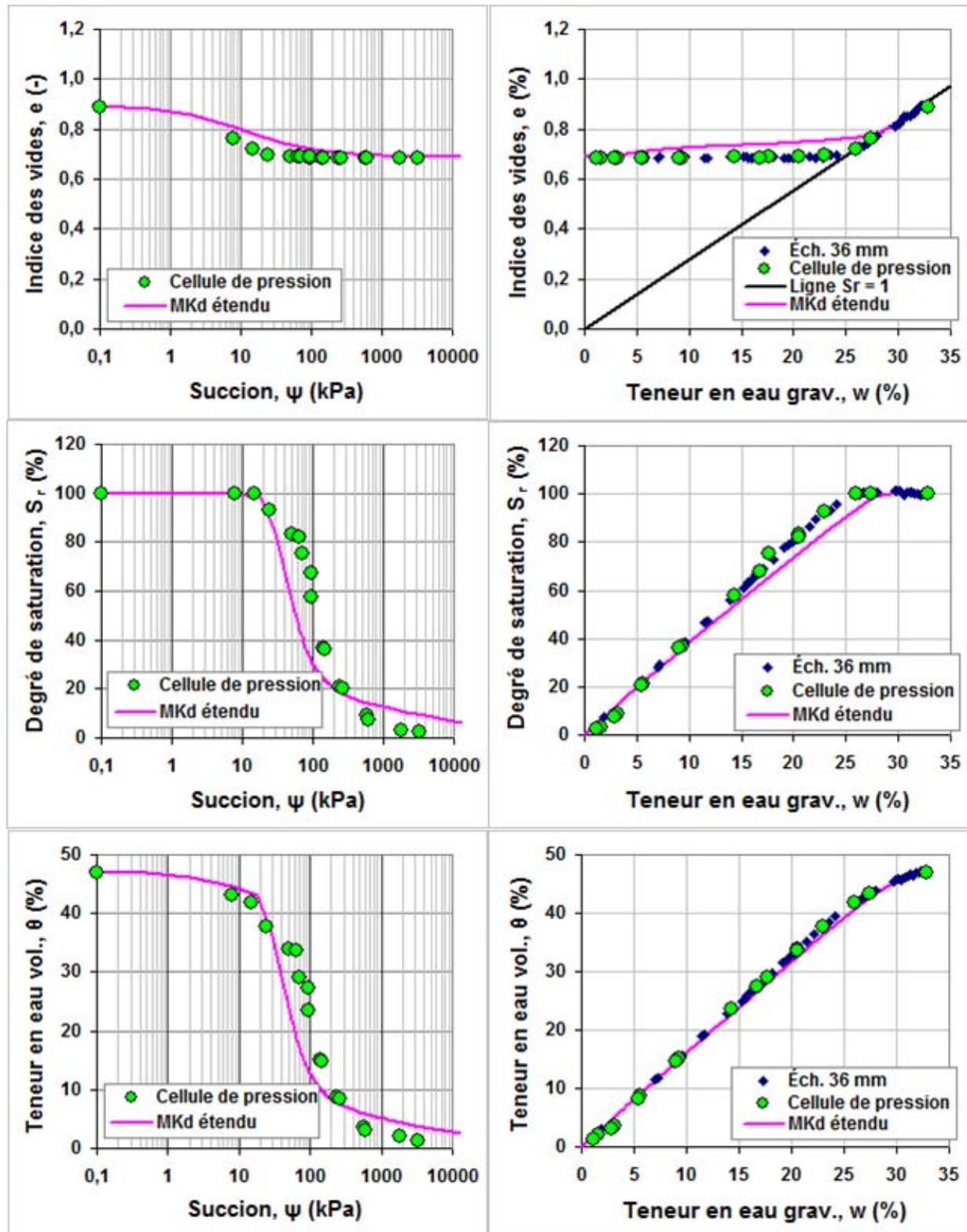


Figure 5.33 Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec MK<sub>de</sub>– Résidus Goldex

### 5.5.5 Validité du modèle MK<sub>d</sub> étendu

On observe que les résultats de prédiction avec MKd étendu aux résidus miniers ou modèle MK<sub>de</sub>, présentés aux figures 5.29 à 5.33 semblent prometteurs, mais ils laissent place à une amélioration, notamment au niveau des courbes indice des vides e versus teneur en eau gravimétrique w. On observe aussi sur ces figures que le segment de la zone de retrait zéro sur les graphiques indice des vides e versus teneur en eau gravimétrique w n'est pas horizontal, ce qui est problématique pour cette zone où l'indice des vides est sensé ne plus varier avec la diminution de la teneur en eau w. Cette représentation de la zone de retrait zéro sur les graphiques e versus w affecte la forme de toutes les autres courbes prédictes. On remarque aussi que la valeur de la teneur en eau à l'entrée d'air w<sub>AEV</sub> prédicta est plus grande que la w<sub>AEV</sub> réelle.

On propose ici une amélioration des courbes qui repose sur les différents paramètres d'influence, incluant les expressions pour  $\alpha$  et  $\beta$  utilisées dans le modèle.

Selon nos observations, il est possible d'améliorer sensiblement la forme des courbes en redéfinissant le paramètre  $\beta$  (défini au tableau 5.1).

Le problème lié à la zone de retrait zéro sur le graphique e versus w peut être surmonté lorsque la valeur de 0.22 (exposant du paramètre  $\beta$ ) est remplacée par la valeur 0.72. L'expression du paramètre  $\beta$  retenue pour le modèle MK<sub>de</sub> devient donc :

$$\beta = 0.63 \left( \frac{e_s}{e_0 - e_s} \right)^{0.72} \quad (5.15)$$

Le paramètre  $\alpha$  reste tel quel (voir tableau 5.1).

Les figures 5.34 à 5.38 montrent les nouvelles prédictions faites en considérant cette expression de  $\beta$  (équation 5.15). On peut remarquer une amélioration notable des valeurs calculées sur les 6 graphiques, et ce pour chacun des matériaux.

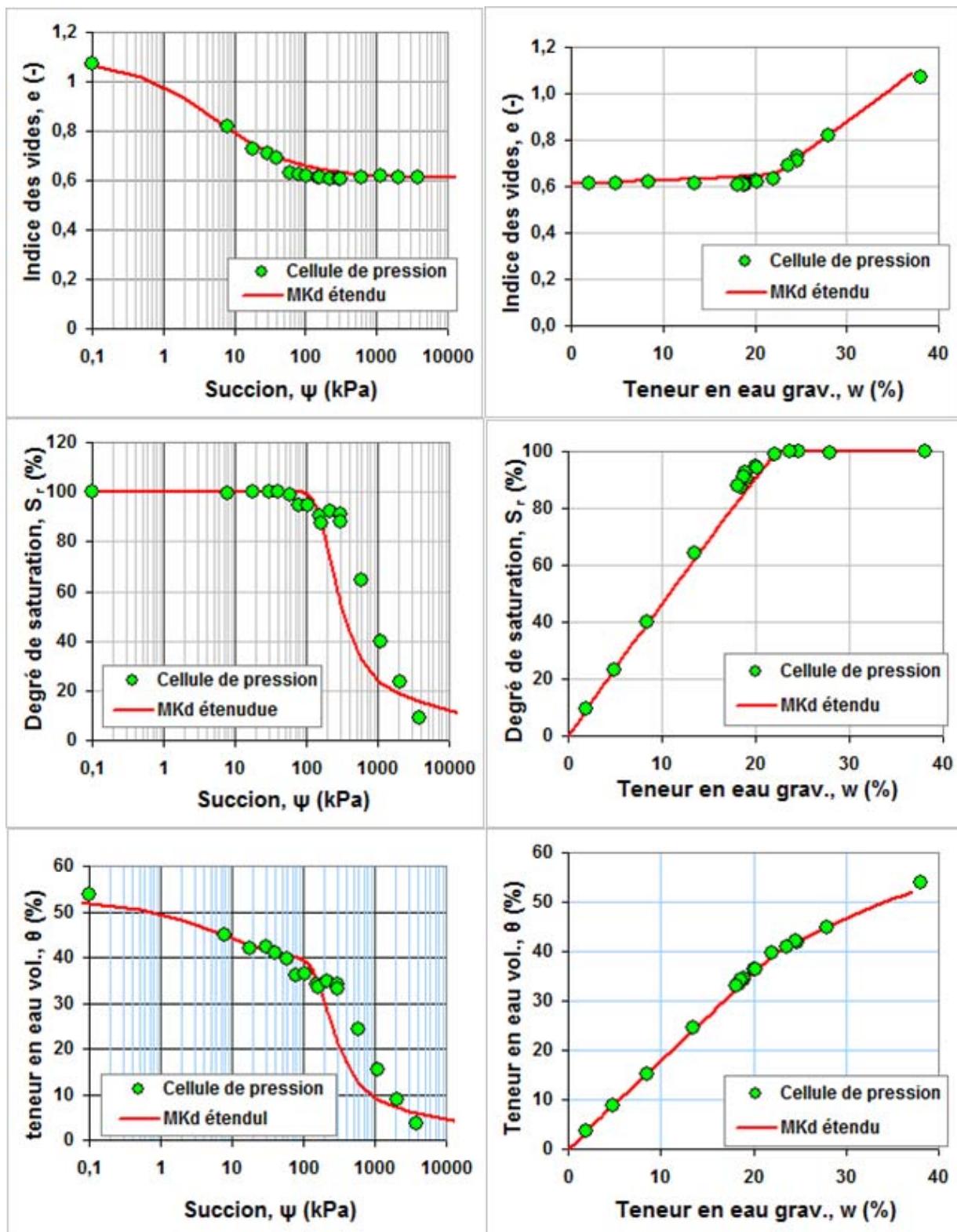


Figure 5.34 Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec MK<sub>de</sub> (avec modification du paramètre  $\beta$ ) – Résidus Bulyanhulu

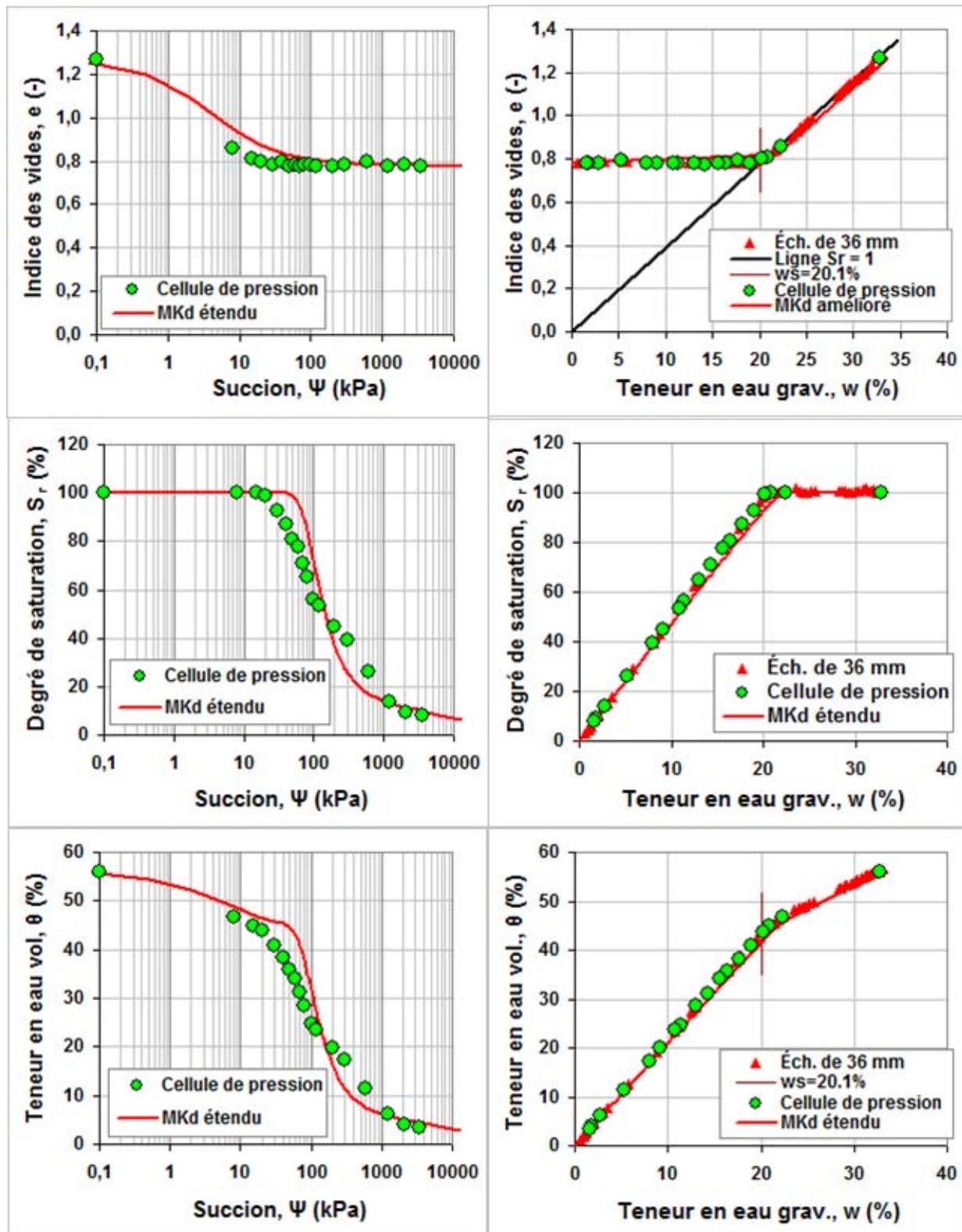


Figure 5.35 Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec MK<sub>de</sub> (avec modification du paramètre  $\beta$ ) – Résidus Laronde

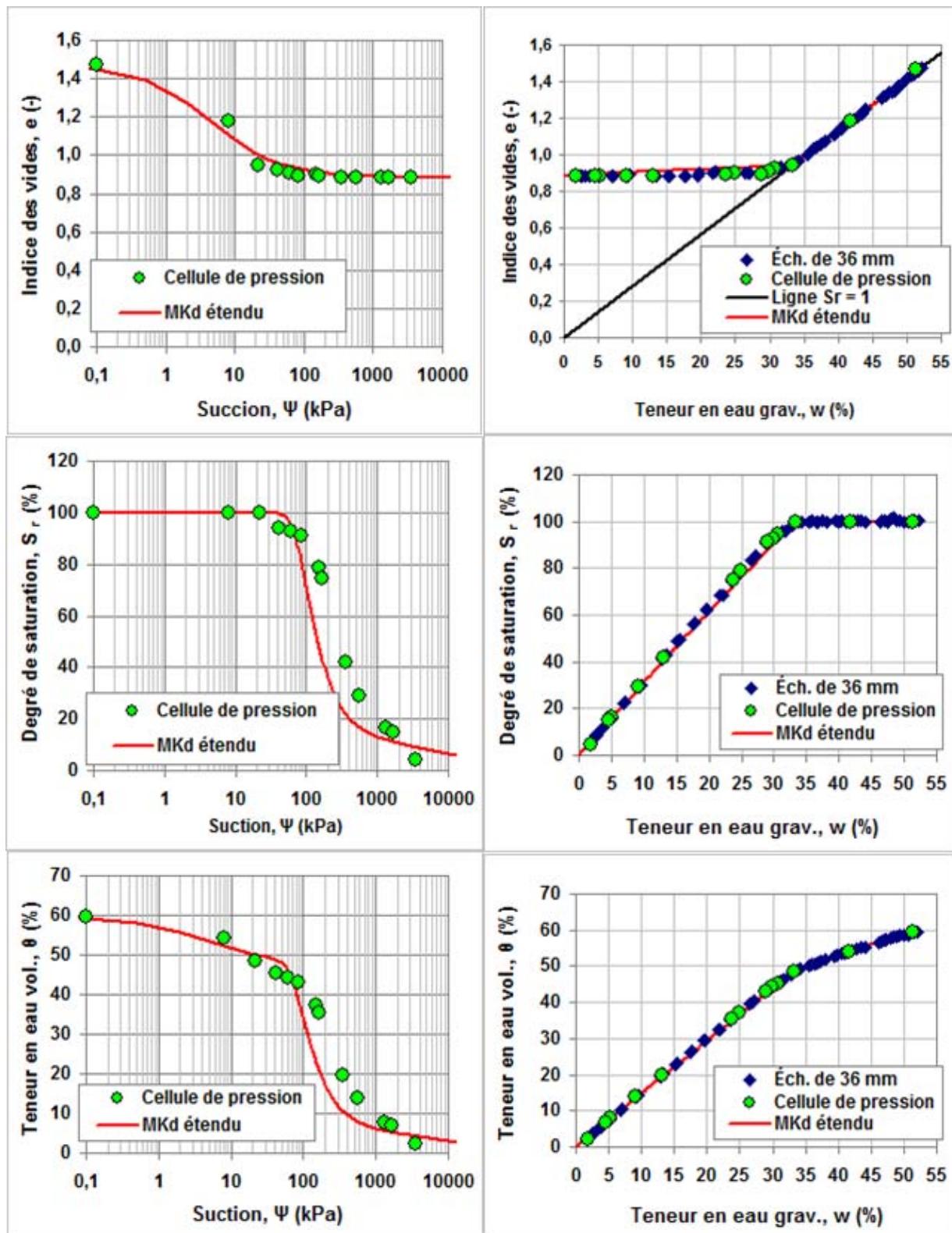


Figure 5.36 Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec  $MK_{de}$  (avec modification du paramètre  $\beta$ ) – Résidus Manitou 1

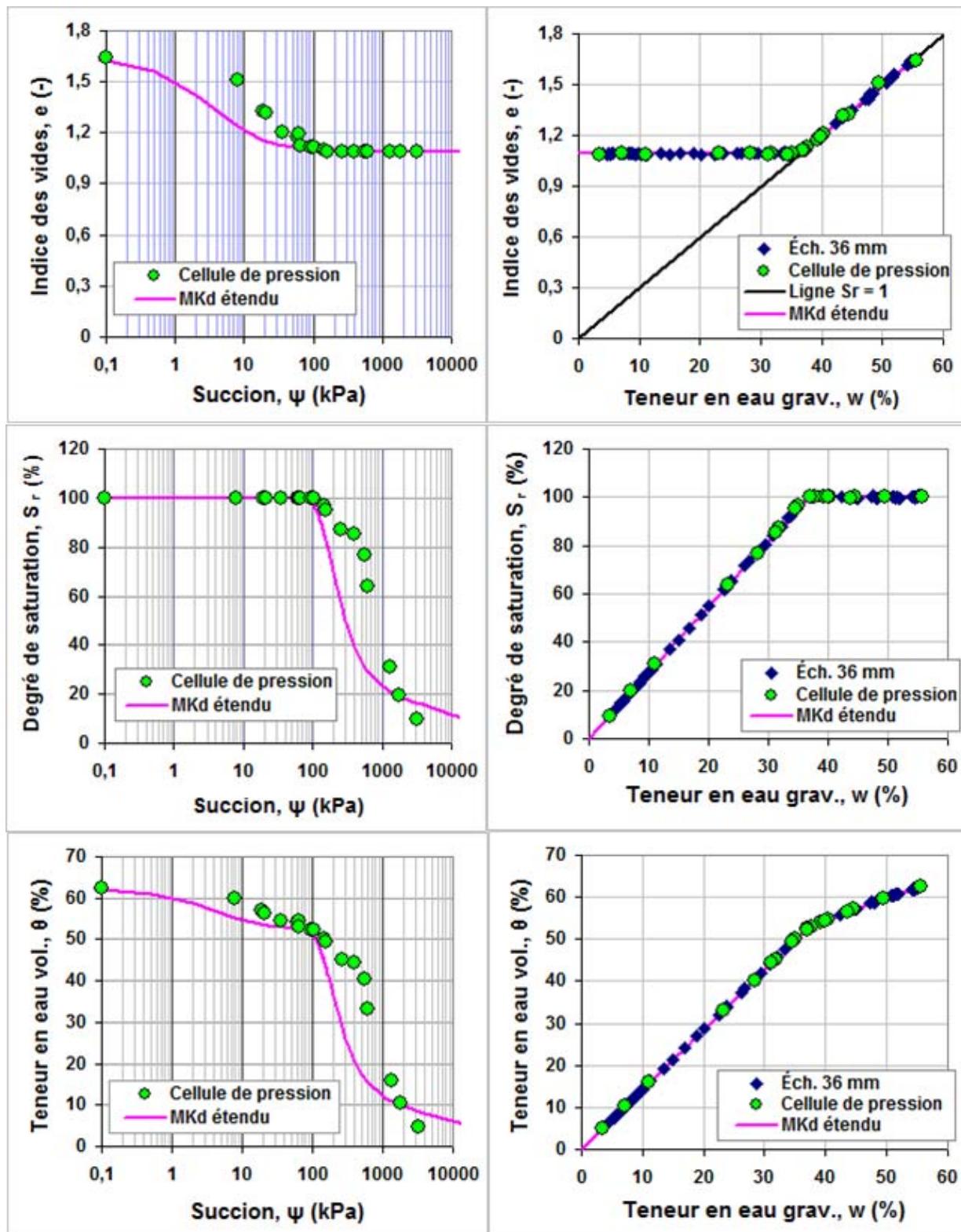


Figure 5.37 Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec MK<sub>de</sub> (avec modification du paramètre  $\beta$ ) – Résidus Manitou 2

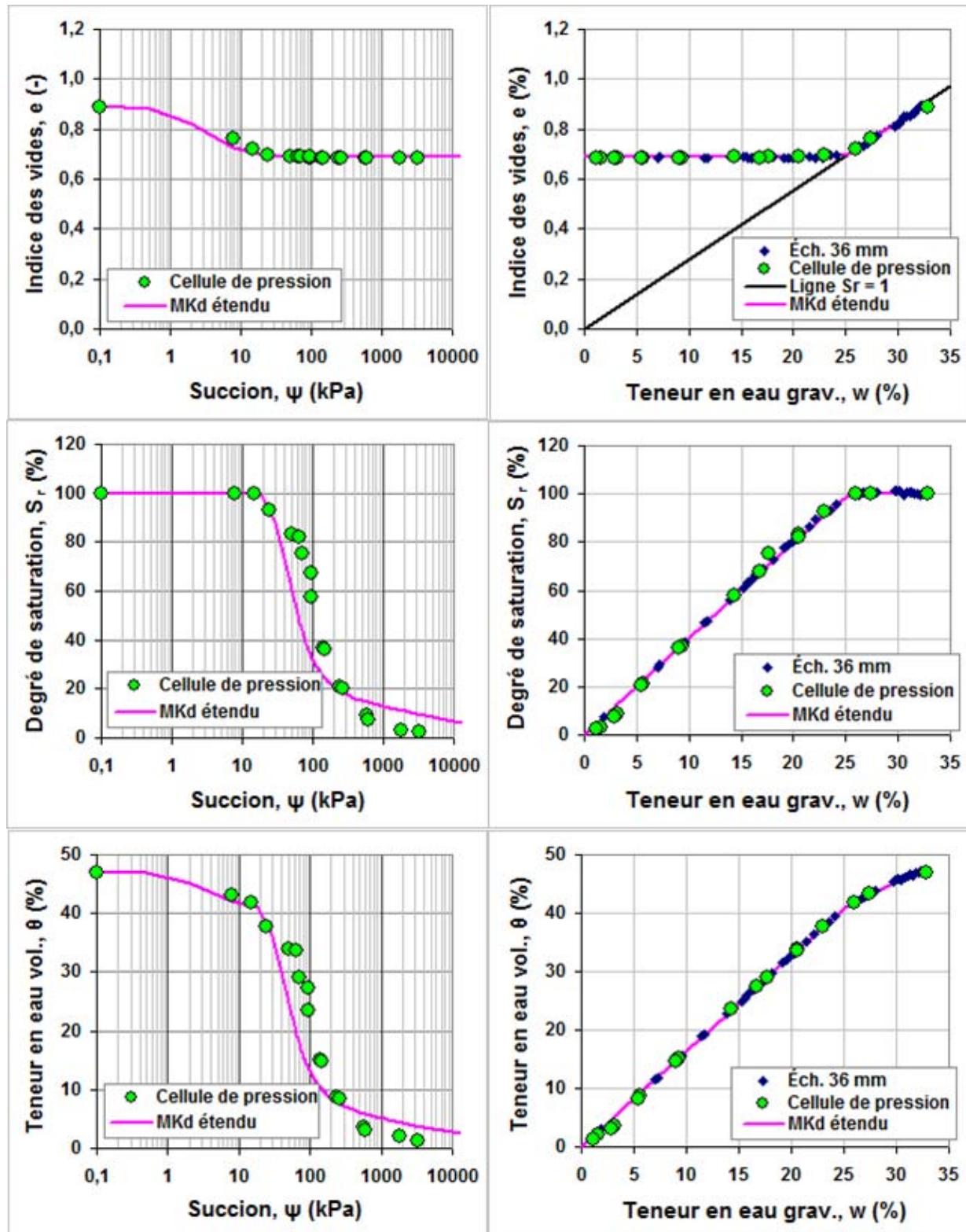


Figure 5.38 Prédiction des relations hydrauliques non saturées avec MK<sub>de</sub> (avec modification du paramètre  $\beta$ ) – Résidus Goldex

### 5.5.6 Remarques

On observe donc que le modèle  $MK_d$  étendu ou modèle  $MK_{de}$  semble bien représenter la courbe de retrait ainsi que les différentes relations hydrogétotechniques non saturées des résidus miniers. Un test de ce modèle sur d'autres matériaux connexes (matériaux silteux différents des résidus miniers) s'avèrera toutefois nécessaire pour tirer des conclusions définitives sur les capacités prédictives du modèle.

## CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

La grande quantité des rejets produits par l'industrie minière fait en sorte que la déposition en surface demeure une alternative incontournable pour leur entreposage. Cependant, lorsqu'exposés aux conditions atmosphériques, certains résidus miniers réactifs sont susceptibles de poser des problèmes environnementaux. Ces résidus, constituées de particules fines produites par le broyage de la roche minéralisée au concentrateur, sont susceptibles au changement de volume lorsque les contenues en eau varient. Dans certains cas, la diminution de la teneur en eau peut se traduire par la formation des fissures de dessiccation, ce qui amplifie les risques pour l'environnement.

Cette étude vise une meilleure définition et compréhension des mécanismes de retrait et de fissuration des résidus miniers en phase de dessiccation. La démarche poursuivie dans cette étude a consisté à effectuer des essais expérimentaux pour évaluer le retrait libre et contraint, à la base de la formation des fissures. Ensuite, la démarche a consisté à comparer les résultats de différents types d'essais expérimentaux entre eux. Des simulations numériques ont également été réalisées afin de reproduire ces résultats expérimentaux à l'échelle de laboratoire, et envisager ensuite la simulation des conditions *in situ*.

Un volet du projet a consisté à développer une technique expérimentale nous permettant d'évaluer le retrait des résidus miniers et matériaux analogues, caractérisés par une faible plasticité. L'équipement conçu pour cette étude inclut des plaques formant des moules de 200 mm de long et de 30 mm de large, qui permettent de réaliser des essais sur des éprouvettes de différentes épaisseurs. Les parois des moules sont recouvertes par une fine pellicule plastique, de sorte que l'évaporation est le seul processus de perte en eau lors de l'essai de retrait libre. Cet équipement s'adapte facilement à d'autres variantes, dont les tests de retrait contraint (non libre) qui force la fissuration.

Durant les expériences de retrait libre menées sur des échantillons de 5 types de résidus miniers, nous avons observé que la phase de retrait structural est pratiquement absente et que la quasi-

totalité du retrait a lieu lorsque le matériau est saturé. La phase de retrait résiduel est donc très courte, et la valeur de la teneur en eau correspondant à l'entrée d'air dans le matériau  $w_{AEV}$  est très proche de la limite de retrait  $w_S$ . Ceci démontre qu'une fois que l'air entre dans les résidus miniers (au début de la désaturation), il n'y a plus de déformation majeure due à la dessiccation.

L'ensemble des résultats obtenus a permis de confirmer l'hypothèse selon laquelle la déformation des résidus miniers est isotrope dans les deux directions horizontales (longitudinal et transversal). La déformation suivant la direction verticale est plus grande que la déformation horizontale, en raison d'un tassement de consolidation. L'observation du phénomène de retrait montre que la première phase est dominée par le tassement vertical durant l'essai. Le retrait horizontal intervient après et se traduit par une contraction multiaxiale de l'échantillon.

Plusieurs essais ont été réalisés en considérant différentes teneurs en eau initiales. Les résultats permettent des comparaisons entre paramètres obtenus sur différents matériaux préparés dans des conditions (teneurs en eau initiales) différentes. Selon les résultats obtenus, plus la teneur en eau de mise en place du matériau est élevée (et donc l'indice des vides initial est élevé), plus l'indice des vides final est élevé. Au vu des résultats obtenus, nous pouvons conclure que l'indice des vides final  $e_f$  ne peut pas être considéré comme une caractéristique unique de matériau. Néanmoins, si l'on connaît la teneur en eau initiale  $w_0$  (et son indice des vides initial  $e_0$ ), il semble possible de déduire la variation de l'indice des vides  $\Delta e (= e_0 - e_f)$ , et donc l'indice des vides final du matériau  $e_f$ . Les résultats indiquent aussi que plus la teneur en eau de mise en place est élevée, plus la limite de retrait devient élevée. La déformation latérale quant à elle serait peu affectée par la teneur en eau initiale.

La combinaison des résultats des essais de retrait libre et des essais de rétention d'eau à la plaque de pression a permis de valider la procédure développée pour évaluer le retrait des matériaux à faible plasticité. Cette combinaison a aussi permis d'établir certaines relations fondamentales pour les matériaux déformables. Les résultats peuvent être utilisés pour évaluer la réponse hydrogéotechnique des résidus miniers exposés à divers niveaux de succions. Par exemple, la procédure permet de déterminer le temps correspondant au début de la désaturation du matériau

ou "temps critique d'entrée d'air" pour les conditions d'exposition et selon les propriétés du matériau.

Le temps critique d'entrée d'air est un paramètre d'une grande importance lorsqu'on veut caractériser le début de la désaturation des résidus miniers initialement saturés. Il peut servir à évaluer le moment à partir duquel la désaturation des résidus miniers mis en place pourrait se produire, ce qui permettrait de prendre des précautions à cet effet si l'on veut éviter cette désaturation, qui pourrait engendrer à son tour l'oxydation des minéraux sulfureux (lorsque présents) et la génération du drainage minier acide (DMA). À l'échelle de terrain, ce temps peut être utilisé pour planifier la déposition des couches de résidus miniers. Les observations expérimentales montrent que le temps critique d'entrée d'air dans le matériau correspond pratiquement avec le moment où le matériau atteint son indice des vides final.

Le temps d'initiation de la première fissure est aussi un paramètre important pour prévenir la fissuration, qui devrait être évitée afin de contrôler l'altération du matériau. A l'échelle de terrain, ce temps pourrait aussi servir lors de la planification de la déposition des résidus miniers. Le temps critique de fissuration peut être déterminé à partir d'une procédure similaire à celle utilisée pour déterminer le temps critique d'entrée d'air dans le matériau. Pour les résidus miniers étudiés ici, ces deux valeurs (de temps) sont très proches l'une de l'autre.

Les observations faites lors de l'essai de retrait contraint ont montré que les fissures de dessiccation dans un résidu initialement saturé se produisent pour un degré de saturation proche de (mais légèrement inférieur à) 100% ; la succion développée à ce moment est alors proche de l'AEV. Ainsi, le point d'entrée d'air dans les résidus miniers sert non seulement à caractériser le début de la désaturation, mais il est aussi une indication des conditions avoisinant la création des fissures. Cette condition est donc critique pour ces matériaux, en termes du degré de saturation et de l'amorce de la fissuration.

Lorsqu'on ajoute un pourcentage de liant aux résidus solides, on constate que le liant augmente sensiblement la valeur d'entrée d'air du matériau. Pour les essais en cellule de pression, on remarque aussi que le matériau reste à des degrés de saturation élevés malgré l'application des succions relativement élevées. On conclut à ce stade que le liant augmente la rétention d'eau du matériau ainsi que sa valeur d'entrée d'air (AEV). Les résultats préliminaires obtenus ici lors de l'expérimentation en laboratoire indiquent qu'à 2% de liant ajouté, la déformation du matériau semble se stabiliser, principalement la déformation en épaisseur ou tassemement du matériau.

Les simulations numériques réalisées ont permis d'analyser l'évolution des succions dans les résidus avec le temps, en fonction de la teneur en eau. Les résultats ont été utilisés pour évaluer le temps critique d'entrée d'air, qui a été comparé avec succès à celui déterminé de manière expérimentale. Le fait que le modèle numérique considéré semble bien reproduire les résultats expérimentaux est encourageant car la simulation numérique présente l'avantage de pouvoir s'adapter à une variation de conditions d'exposition et de mise en place des résidus. L'approche numérique pourrait donc être utilisée pour représenter des conditions plus proches de la situation *in situ* dans des études à venir.

Enfin, cette étude a montré que le modèle prédictif  $MK_d$  peut être étendu de manière satisfaisante à la prédiction de la courbe de retrait et à d'autres relations servant à décrire le comportement hydrogéotechnique des résidus miniers variablement saturés.

La contribution de cette étude peut se résumer comme suit :

- développement d'une procédure expérimentale adaptée à l'évaluation du retrait et des conditions de fissuration des matériaux silteux peu plastiques;
- mesures systématiques du retrait et des propriétés hydrogéotechniques connexes sur des résidus miniers et des matériaux analogues;
- développement d'un modèle numérique préliminaire pour évaluer l'évolution de succions avec le temps en phase de dessiccation;

- évaluation préliminaire de l'impact de l'ajout du liant sur le retrait et la rétention d'eau des résidus miniers;
- extension du modèle MK<sub>d</sub> aux matériaux silteux peu plastiques pour prédire les relations entre l'indice des vides  $e$ , la teneur en eau volumique  $\theta$ , le degré de saturation  $S_r$ , la teneur en eau gravimétrique  $w$  et la succion  $\Psi$ .

Les résultats obtenus ici sont encourageants. La suite de ces travaux devrait porter sur l'évaluation du retrait et des conditions de fissuration des matériaux silteux à faible plasticité, autres que les résidus miniers, afin de généraliser les résultats à ces types de matériaux. Ces résultats devront également servir à améliorer le modèle MKd étendu ou modèle MK<sub>de</sub> proposé dans ce travail.

La suite de ces travaux devrait aussi porter sur des simulations numériques à grande échelle, afin d'étendre notre compréhension du mécanisme de retrait et de fissuration des résidus miniers et matériaux connexes.

## BIBLIOGRAPHIE

- Abou-Hejle, A.N. & Znidarcic, D. (1995). Desiccation theory for soft cohesive soils. *Journal of Geotechnical Engineering*, 121(6), 493-502
- Agus, S.S. & Schanz, T. (2006). Drying, Wetting and Suction Chatacteristic Curves of a Bentonite-Sand Mixture. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 2, pp. 1405-1414). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.
- Al Wahab, R.M. & El-Kedrah, M.A. (1995). Using fibers to reduce tension cracks and shrink/swell in compacted clay. In *Geoenvironment*. Acar, Y.B. and Daniel, D.E., Editors, 1995.
- Albrecht, B.A., Benson, C.H., & ASCE, M. (2001). Effect of Desiccation on Compacted Natural Clays. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 127(1), 67-75
- Allen, J.M., & Gilbert, R.B. (2006). Accelerated Swell-Shrink Test for Predicting Movement in Expensive Soils. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 2, pp. 1764-1774). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.
- Arya, L. M., & Paris, J. F. (1981). A Physicoempirical Model to Predict the Soil Moisture Characteristic from Particle-Size Distribution and Bulk Density Data. *Soil Science Society of America Journal*, 45, 1023-1030
- Assouline, S., Tessier, D. & Bruand, A. (1998). A conceptual model of the soil water retention curve. *Water Resources Research*, 34, 223–231.
- ASTM. (1991a). Standard test method for specific gravity of soils (D854-58). In 1991 Annual Book of ASTM Standards Vol. 04.08. ASTM, Philadelphia, pp. 156-158
- ASTM. (1991b). Standard test method for particle-size analysis of soils (D422-63). In 1991 Annual Book of ASTM Standards Vol. 04.08. ASTM, Philadelphia, pp. 87-96
- ASTM. (1991d). Standard test method for liquid limit, plastic limit, and plasticity index of soils (D4318-84). In 1991 Annual Book of ASTM Standards Vol. 04.08. ASTM, Philadelphia, pp. 573-583

ASTM. (1992). Standard test method for measurement of soil potential (suction) using filter paper (D5298). ASTM, Vol. 15.09, Philadelphia, Pa, 1312 - 1316

Aubertin, M. (2004). Paste tailings disposal and management at the Bulyanhulu mine : Proposed investigation. *Document prepared for Barrick Gold Corporation (unpublished)*, Department of Civil, Geological and Mining Engineering, Ecole Polytechnique de Montreal, May 2004.

Aubertin, M., Bussière, B. & Bernier, L. (2002). *Environnement et gestion des rejets miniers*. [CD-ROM]. Montreal, QC : Les Presses Internationales de Polytechnique.

Aubertin, M., Bussière, B. & Chapuis, R.P. (1996). Hydraulic conductivity of homogenized tailings from hard rock mines. *Canadian Geotechnical Journal*, 33,470-482

Aubertin, M., Chapuis, R.P., Aachib, M., Bussière, B., Ricard, J-F. & Tremblay, L. (1995). Évaluation en laboratoire de barrières sèches construites à partir de résidus miniers. 195p. Rapport NEDEM 2.22.2a.

Aubertin, M., Mbonimpa, M., Bussière, B., & Chapuis, R.P. (2003). A model to predict the water retention curve from basic geotechnical properties. *Canadian Geotechnical Journal*, 40(6), 1104-1122

Aubertin, M., Ricard, J.-F., & Chapuis, R.P. (1998). A predictive model for the water retention curve: application to tailings from hard-rock mines. *Canadian Geotechnical Journal*, 35(1), 55-69

Aubertin, M., Ricard, J.-F., & Chapuis, R.P. (1999). Erratum: A predictive model for the water retention curve: application to tailings from hard-rock mines. *Canadian Geotechnical Journal*, 36(2), 401

Aubertin, M., Chapuis, R.P., Aachib, M., Bussière, B., Ricard, J.-F. & Tremblay, L. (1995). Évaluation en laboratoire de barrières sèches construites à partir de résidus miniers, Rapport MEND/NEDEM 2.22.2a.

Ayad, R., Konrad, J. M., & Soulié, M. (1997). Dessiccation of a sensitive clay : Application of the model CRACK. *Canadian Geotechnical Journal*, 34(6), 943-951

Barbour, S. L. (1998). Nineteenth canadian geotechnical colloquium: The Soil-Water characteristic curve: a historical perspective. *Canadian Geotechnical Journal*, 35,873-894

Barbour, S.L., Wilson, G.W., St-Arnaud, L.C. (1993). Evaluation of the Saturated-Unsaturated Groundwater Conditions of a Thickened Tailings Deposit. *Canadian Geotechnical Journal*, 30, 935-946

Bardanis, M.E. & Kavvadas, M.J. (2006). Prediction of the Limiting Void Ratio of Clayey Soils after Drying. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 1, pp. 1085-1096). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.

Bardanis, M.E. & Kavvadas, M.J. (2008). Soil-water characteristic curves and void ratio changes relative to suction for soils from Greece. *Unsaturated Soils 2008: Advances in Geo-Engineering, Taylor & Francis Group, London, UK*, 263-269

Bardanis, M.E. & Kavvadas, M.J. (2008). Prediction of the residual void ratio of clayey soils after drying based on their initial state, physical properties and structure. *Unsaturated Soils 2008: Advances in Geo-Engineering, Taylor & Francis Group, London, UK*, 381-387

Bardet, J. P. (1997). Principles of shrinkage limit analysis. In *Experimental Soil Mechanics*, Prentice-Hall, Inc., pp.101-106

Bastet, G., Bruand, A., Quétin, P. & Cousin, I. (1998). Estimation des propriétés de rétention en eau des sols à l'aide de fonctions de Pédotransfert (FPT) : une analyse bibliographique. *Etude et Gestion des Sols*, 5, 1-23

Baumgartl, T., & Kock, B. (2004). Modeling volume change and mechanical properties with hydraulic models. *Soil Science Society of America Journal*, 68, 57-65.

Baumgartl, T., Rostek, J., & Horn, R. (2000). Internal and external stresses affecting the water retention curve. In *Subsoil compaction. Distribution, processes, consequences*. Advances in Geocology, Catena Verlag, Reiskirchen, pp. 3-12

Belem, T., Aubertin, M., Benzaazoua, M. & Mbonimpa, M. (2009). Notes du Cours de GML 6603 - Remblais miniers. UQAT – École Polytechnique de Montréal, 2009.

Belem, T., Bussière, B. & Benzaazoua, M. (2001). The effect of microstructural evolution on the physical properties of paste backfill. In *Proceedings of the Tailings and Mine Waste '01*, pp. 365-374, Fort Collins, Colorado.

- Benzaazoua, M., Fall, M. & Belem, T. (2004) A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill. *Minerals engineering*, 17, 141-152.
- Benzaazoua, M., Perez, P., Belem, T., Fall, M. (2004). "A laboratory study of the behaviour of surface paste disposal". *Minefill 2004 – The 8<sup>th</sup> International Symposium of Mining with Backfill*. Beijing, China : The Nonferrous Metals Society of China, 180-192
- Bigot, G. & Zerhouni, M.I. (2000). Retrait, gonflement et tassemement des sols fins. *Bulletin des laboratoires des Ponts et Chaussées*, 229, 105-114
- Blatz, J. A., Cui, Y-J. & Oldecop, L. (2008). Vapour Equilibrium and Osmotic Technique for Suction Control. *Geotechnical Geology Enginnering*, 26, 661-673
- Blight, G.E. (1997). "Interactions between the Atmosphere and the Earth". *Géotechnique*, 47(4), 715-767
- Blight, G.E. (2002). Measuring evaporation from soil surfaces for environmental and geotechnical purposes. *Water SA*, 28(4) , 381-394. Available on website <http://www.wrc.org.za>
- Boivin, P. (2006). Anisotropy, cracking and shrinkage of vertisol samples: Experimental study and shrinkage modelling. *Geoderma*, 138, 25 – 38. Available on line: [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)
- Boivin, P., Garnier, P, & Tessier, D. (2004). Relationship between Clay Content, Clay Type, and Shrinkage Properties of Soil Samples. *Soil Science Society of America Journal*, 68, 1145-1153
- Boivin, P., Garnier, P, & Vauclin, M. (2006). Modeling the soil shrinkage and water retention curves with the same equations. *Soil Science Society of America Journal*, 70, 1082-1093
- Bowles, J.E. (1984). *Physical and Geotechnical Properties of Soils*. 2nd ed. New York, NY : McGraw-Hill, Inc. 578p.
- Braudeau, E. (1988). Équation généralisée des courbes de retrait d'échantillons de sols structurés. *C. R. Acad. Sci. Ser. II*, 307, 1731–1734
- Braudeau, E., & Bruand, A. (1993). Determination of the clay shrinkage curve using the shrinkage curve of the undisturbed soil sample-Application to a soil sequence in Ivory Coast. *C. R. Acad. Sci. Ser II*, 316, 685–692.

- Braudeau, E., Costantini, J.M., Bellier G. & Colleuille, H. (1999). New device and method for soil shrinkage curve measurement and characterization. *Soil Science Society of America Journal*, 63, 525–535.
- Braudeau, E., Frangi, J.P. & Mohtar, R.H. (2004). Characterizing nonrigid aggregated soil–water medium using its shrinkage curve, *Soil Science Society of America Journal*, 68, 359–370.
- Bronswijk, J.J.B. (1988). Modeling of water balance, cracking and subsidence of clay soils. *Journal of Hydrology*, 92, 199-212.
- Bronswijk, J.J.B. (1989). Prediction of actual cracking and subsidence in clay soils. *Soil Science*, 148 (2), 87-93
- Bronswijk, J. J. B. (1991). Drying, cracking, and subsidence of a clay soil in a lysimeter. *Soil Science*, 152 (2), 92-99
- Bronswijk, J.J.B. & Evers-Vermeer, J.J. (1990). Shrinkage of Dutch soil aggregates. *Neth. J. Agric. Sci.*, 38, 175–194.
- Brooks, R.H. & Corey, J.C. (1964). *Hydraulic properties of porous medium*. Colorado State University (Fort Collins), Hydrology Paper 3.
- Bussière, B. (1993). *Évaluation des propriétés hydrogéologiques de résidus miniers utilisés comme barrières de recouvrement*. Mémoire de Maîtrise inédit, 171p, École Polytechnique de Montréal, Québec, Canada.
- Bussière, B. (1999). *Étude du comportement hydrique de couvertures avec effets de barrières capillaires inclinées à l'aide de modélisations physiques et numériques*. Thèse de Doctorat inédit, École Polytechnique de Montréal, Québec, Canada.
- Bussière, B. (2007). Colloquium 2004: Hydro-geotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geo-environmental disposal approaches. *Canadian Geotechnical Journal*, 44, 1019–1052.
- Campbell, G.S. (1974). A simple method for determining unsaturated conductivity from moisture release data. *Soil Science*, 117, 311–314.
- Chandler, R.J. & Gutierrez, C.I. (1986). The filter paper method of suction measurement. *Geotechnique*, 36, 265 -268

- Chao, K.C., Nelson, J.D., Overton, D.D. & Cumbers, J.M. (2008). Soil water retention curves for remolded expansive soils. *Unsaturated Soils 2008: Advances in Geo-Engineering, Taylor & Francis Group, London, UK*, 243-248
- Chapuis, R. P., & Aubertin, M. (2003). On the use of Kozeny-Carman equation to predict the hydraulic conductivity of soils. *Canadian Geotechnical Journal*, 40 (3), 616-628
- Chertkov, V.Y. (2000). Modeling the pore structure and shrinkage curve of soil clay matrix. *Geoderma*, 96, 215–246.
- Chertkov, V.Y. (2002). Modelling cracking stages of saturated soils as they dry and shrink. *European Journal of Soil Science*, 53(1), 105-118.
- Chertkov, V.Y. (2003). Modelling the shrinkage curve of soil clay pastes. *Geoderma*, 112, 71–95.
- Chertkov, V. Y. (2004). A physically based model or the water retention curve of clay pastes. *Journal of Hydrology*, 286, 203-226
- Chertkov, V. Y. (2006). Non-fitted prediction of clay soil aggregate shrinkage. *International Journal of Physical Sciences*, 1(1), 34-46
- Colina, H., & Roux, S. (2000). "Experimental model of cracking induced by drying shrinkage." *The European Physical Journal E*, 1, 189-194.
- Coquet, Y., Boivin, P., Breaudeau, E., Feltens, J. & Touma, J. (1995). Mesure in situ des propriétés de retrait de deux sols tropicaux peu gonflants. *Étude de gestion des sols*, 2(4), 241-256
- Cornelis, W. M., Corluy, J., Medina, H., Diaz, J., Hartmann, R., Van Meirvenne, M. & Ruiz, M. E. (2006). Measuring and modelling the soil shrinkage characteristic curve. *Geoderma*, 137, 179-191. Available online at [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)
- Cornelis, W. M., Khlosi, M., Hartmann, R., Van Meirvenne, M. & De Vos, B. (2005). Comparison of unimodal analytical expressions for the soil-water retention curve. *Soil Science Society of America Journal*, 69, 1902-1911

- Corte, A., & Higashi, A. (1964). Experimental research on desiccation cracks in soil. *Research report No. 66, U.S. Army Material Command, Cold Region Research & Engineering Laboratory (CRREL)*, Hanover, N.H.
- Costa, S., & Kodikara, J. (2008). Modelling of desiccation of crack development in clay soils. *The 12<sup>th</sup> International Conference of International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics (IACMAG)*, 1 – 6 october 2008, Goa, India, 9p
- Costa, S., Kodikara, J. and Thusyanthan, N.I. (2008) Study of desiccation crack evolution using image analysis. *Unsaturated Soils 2008: Advances in Geo-Engineering*, Taylor & Francis Group, London, UK, pp. 159-164.
- Croney, D. & Coleman, J.D. (1953). Soil moisture suction properties and their bearing on the moisture distribution on soils. *Proc. of the 3<sup>rd</sup> International Conference of Soil Mechanics and Foundation Engineering, Zurich, Switzerland*, 1, 13–18.
- Croney, D., & Coleman, J.D. (1954). Soil structure in relation to soil suction. *J. Soil Sci.* 5, 75-84.
- Cuisinier, O. & Masrouri, F. (2005). “Influence de sollicitations hydriques et mécaniques complexes sur le comportement d'un sol gonflant compacté”. *Canadian Geotechnical Journal*, 42, 731-741.
- Delage, P. (2002). Experimental unsaturated soil mechanics. *Proc. 3rd Int. Conf. on Unsaturated Soils, UNSAT' 2002, Juca JFT, De Campos TMP, Marino FAM, Recife, Brazil, Balkema*, 3, 973-996.
- Delage, P., & Cui, Y.-J. (2000). L'eau dans les sols non saturés. In *Technique de l'Ingénieur, traité Construction*, Vol C2, C(301), 1-20.
- Delage, P., Romero, E. & Tarantino, A. (2008). Recent developments in the techniques of controlling and measuring suction in unsaturated soils. *Keynote Lecture, Proc. 1st Eur. Conf. on Unsaturated Soils, Durham*, 33-52, CRC Press
- Deng, G., & Shen, Z.-J. (2006). Numerical simulation of crack formation process in clays during drying and wetting. *Geomechanics and Geoengineering*, 1(1), 27-41

Deschamps, T. (2009). Etude du comportement physique et hydrogéochimique d'un dépôt de résidus miniers en pâte dans des conditions de surface. Thèse de Doctorat inédit, Université du Québec en Abitibi-Temiscamingue, Québec, Canada.

Disly (1991). *Le gel et son action sur les sols et les fondations*. Presses polytechniques et universitaires romandes, École polytechnique de Lausanne, Suisse.

Fisseha, B., Bryan, R. & Simms, P. (2010). Evaporation, unsaturated flow, and salt accumulation in multilayer deposits of a "paste" gold tailings. *ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. In Press.

Fityus, S., & Buzzi, O. (2009). The place of expansive clays in the framework of unsaturated soil mechanics. *Applied Clay Science*, 43, 150-155

Fleureau, J-M., Kheirbek-Saoud, S., Soemiro, R. and Taibi, S. (1993). Behavior of clayey soils on drying-wetting paths. *Canadian Geotechnical Journal*, 30(2): 287-296

Fredlund, D. G., & Houston, S. L. (2009). Protocol for the assessment of unsaturated soil properties in geotechnical engineering practice. *Canadian Geotechnical Journal*, 46, 694-707

Fredlund, D.G., & Morgenstern, N.R. (1976). Constitutive relations for volume change in unsaturated soils. *Canadian Geotechnical Journal*, 13, 261 - 276

Fredlund, D.G., Rahardjo, H. (1993). *Soil Mechanics for Unsaturated Soils*. New York, NY : John Wiley & Sons, Inc. 517p.

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

Fredlund, M. D., Wilson, G. W. & Fredlund, D.G. (2002). Use of the grain size distribution for estimation of the soil-water characteristic curve, *Canadian Geotechnical Journal*, 39, 1103-1117.

Fujiyasu, Y., Fahey, M., & Newson, T. (2000). Field investigation of evaporation from freshwater tailings. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 126(6), 556-567.

Garnier, P. (1997). Determining the hydraulic properties of a swelling soil from a transient evaporation experiment, *Soil Science Society of America Journal*, 61, 1555–1566.

- Gardner, R. (1937). A method of measuring the capillary tension of soil moisture over a wide moisture range. *Soil Science*, 43 (4), 277-283.
- Gardner, W.R. (1958). "Some steady state solutions of unsaturated moisture flow equations with application to evaporation from a water table". *Soil Science*, 85, 228 –232.
- Garnier, P., Rieu, M., Boivin, P., Vauclin, M. & Baveye, P. (1997) Determining the hydraulic properties of a swelling soil from a transient evaporation experiment. *Soil Science Society of America Journal*, 61, 1555-1563
- Gens, A., & Alonso, E.E. (1992). A framework for the behaviour of unsaturated expansive clays. *Canadian Geotechnical Journal*, 29, 1013 - 1032
- Ghembaza, M.-S., Taïbi, S., & Fleureau, J.-M. (2007). Effet de la température sur le comportement des sols non saturés sur le chemin de drainage et d'humidification. *Canadian Geotechnic Journal*, 44, 1064-1081
- Giraldez, J.V., Sposito, G. & Delgado, C. (1983). A general soil volume change equation: I. The two-parameter model. *Soil Science Society of America Journal*, 47, 419–422.
- Giraldez, J.V. & Sposito, G. (1983). A general soil volume change equation: II. Effect of load pressure. *Soil Science Society of America Journal*, 47, 422–425.
- Girish, V. & Vijayalakshmi, A. (2004). Affordable image analysis using NIH Image/ImageJ. *Indian J Cancer*, 1, 47.
- Groenevelt, P.H. & Bolt, G.H. (1972). Water retention in soil. *Soil Science*, 113, 238–245.
- Groenevelt, P.H. & Grant, C.D. (2001). Re-evaluation of the structural properties of some British swelling soils. *Eur. J. Soil Res.*, 52, 469–477.
- Groenevelt, P.H. & Grant, C.D. (2002). Curvature of shrinkage lines in relation to the consistency and structure of a Norwegian clay soil. *Geoderma*, 106, 235–245.
- Grossman, R.B., Brasher, B.R., Franzmeier, D.P. & Walker, J.L. (1968). Linear extensibility as calculated from natural-clod bulk density measurements. *Soil Sci. Soc. Am. Proc.*, 32, 570–573.
- Hallaire, V. (1984). "Evolution of crack networks during shrinkage of a clay soil under grass and winter wheat crops." *Proceedings, ISSS Symposium on Water and Solute Movement in Heavy Clay Soils*, J. Bouma and P.A.C. Raats (eds.). Wageningen, The Netherlands, 49-53.

- Haines, W.B. (1923). The volume changes associated with variations of water contents in soil. *J. Agric. Sci*, 13, 296-310.
- Haverkamp, R. & Parlange, J.-Y. (1986). Predicting the water-retention curve from particle-size distribution: 1. Sandy soils without organic matter. *Soil Science*, 142, 325–339.
- Head, K. H. (2006). *Manual of Soil Laboratory Testing*. 3<sup>rd</sup> Edition. Whittles Publishing : Scotland, UK.
- Henriquew, J., & Simms, P. (2009). Dynamic imaging and modelling of multilayer deposition of gold paste tailings. *Minerals Engineering*, 22, 128–139
- Hillel, D. (1998). *Environmental soil physics*. Academic Press, San Diego, CA. 771 p
- Ho, K. M. Y., Ng, C. W. W., Ho, K. K. S., & Tang, W. H. (2006). State-dependent Soil-water Characteristic Curves (SDSWCCs) of Weathered Soils. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 2, pp. 1302-1313). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.
- Holtz, R.D., & Kovacs, W.D. (1981). *An Introduction to Geotechnical Engineering*. Englewood Cliffs, N J: Prentice Hall.
- Horgan, G. W., & Young, I. M. (2000). An empirical stochastic model for the geometry of two-dimensionnal crack growth in soil (with discussion). *Geoderma* 96, 263-289
- Houston, W. N., Dye, H. B., Zapata, C. E., Perera, Y. Y., & Harraz, A. (2006). Determination of SWCC using One Point Measurement and Standard Curves. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 1, pp. 1482-1493). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.
- Hoyos, L. R., Takkabutr, P., & Puppala, A. J. (2006). A Modified Pressure Plate Device for SWCC Testing Under Anisotropic Stress States. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 2, pp. 1753-1763). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.
- Hu, L. , Péron, H., Hueckel, T., & Laloui, L. (2006). Numerical and phenomenological study of desiccation of soil. *Unsaturated Soil, Seepage, and Environmental Geotechnics*, 148, 166-173

Hu, L. , Hueckel, T., Péron, H., & Laloui, L. (2008). Modeling evaporation, shrinkage and cracking of desiccating soils. *The 12<sup>th</sup> International Conference of International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics (IACMAG)*, 1 – 6 october 2008, Goa, pp 1083-1090

Hu, L.B., Hueckel, T., Peron, H., & Laloui, L. (2008). Desiccation shrinkage of unconstrained soil in the saturated phase. *Unsaturated Soils: Advances in Geo-Engineering – Toll et al. (eds)*, 653-658

James, M. (2008). The use of waste rock inclusions to control the effects of Liquefaction in tailings impoundments. Ph. D. Thesis. École Polytechnique de Montréal, Quebec, Canada.

Khoury, C.N. & Miller, G.A. (2008). Influence of sample height on the soil water characteristic curve. *Unsaturated Soils 2008: Advances in Geo-Engineering*, Taylor & Francis Group, London, UK, 141-144

Kim, D.J., Vereecken, H., Feyen, J., Boels, D. & Bronswijk, J.J.B. (1992). On the characterization of the unripe marine clay soil: 1. Shrinkage processes of unripe marine clay soil in relation to physical ripening, *Soil Science*, 153, 471–481.

Kodikara, J, Barbour, S. L., & Fredlund, D. G. (1998). An Idealized framework for the analysis of cohesive soils undergoing desiccation: Discussion. *Canadian Geotechnical Journal*, 35, 1112-1114

Kodikara, J.K., Choi, X. (2006). A simplified analytical model for desiccation cracking of clay layers in laboratory tests. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 2, pp. 2558-2567). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.

Kodikara, J.K., Barbour, S.L. & Fredlund, D.G. (2002). Structure development in surficial heavy clay soils: a synthesis of mechanisms. *Australian Geomechanics*, 37 (3), 25–40.

Konrad, J.-M., Ayad, R. (1997a). An idealized framework for the analysis of cohesive soils undergoing desiccation, *Canadian Geotechnical Journal*, 34, 477-488

Konrad, J.-M., Ayad, R. (1997b). Desiccation of a sensitive clay: field experimental observations, *Canadian Geotechnical Journal*, 34(6), 929-942

- Krisdani, H., Rahardjo, H., & Leong, E. C. (2008). Effects of different drying rates on shrinkage characteristics of a residual soil and soil mixtures. *Engineering Geology*, 102, 31–37.
- Kutilek, M. & Nielsen, D.R. (1994). *Soil hydrology*, Catena Verlag, Cremlingen, Germany.
- Lakshmikantha, M.R., Prat, P.C., Ledesma, A. (2006). An experimental study of cracking mechanisms in drying soils. *Proceedings of the ISSMGE's Fifth International Congress on Environmental Geotechnics, Cardiff Universiy*, ... (Vol 1, pp 816-823). Cardiff City, ...:
- Lal, R. and Shukla, M. K. (2004). *Principles of Soil Physics*, Marcel Dekker, New York, 716 pp.
- Lee, I.H., LO, K.W., & Lee, S.L. (1988). Tension crack development in soils. *J. Geotech. Engrg. Div., ASCE*, 114, 8, 915 - 929
- Leong, E.C. & Rahardjo, H. (1997). Permeability functions for unsaturated soils. *J. Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 123 (2), 1118-1126.
- Liu, C. & Evett, J.B. (2000). *Soil Properties: Testing, Measurement, and Evaluation*, 4th Edition, Prentice-Hall, Columbus, OH.
- Liu, J.C., & Znidarcic, D. (1991), Modeling One-Dimensional Compression Characteristics of Soils. *Journal of Geotechnical Engineering*. ASCE, 117,1, pp162-169.
- Lourenço, S.D.N., Toll, D.G., Augarde, C.E., Gallipoli, D., Evans, F. D., & Medero, G. M. (2008). Evaluation of suction measurement by the tensiometer and the axis translation technique. *Unsaturated Soils 2008: Advances in Geo-Engineering*, Taylor & Francis Group, London, UK, 213 – 218
- Mantho, A. T. (2005). Echange Sol-Atmosphère. Application à la Sécheresse. *Thèse de Doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris*.
- Maqsoud, A., Bussière, B., Aubertin, M., & Mbonimpa, M. (2006). Modification of the predictive MK model to integrate hysteresis of the water retention curve. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 1, pp. 2465-2476). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.
- Marinho, F. (1994). Shrinkage behaviour for some plastic soils. Ph. D. Thesis Inédit, London University

- Marinho, F. A. M. (2006). A method of estimating the soil-water retention curve for plastics soils. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 2, pp. 1472-1481). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.
- Martin, V., Aubertin, M., Benzaazoua, M. and Zhan, G. (2010). Investigation of near-surface exchange processes in reactive paste tailings, *Proc. of the 13<sup>th</sup> International Seminar of Paste and Thickened Tailings*, ACG, Toronto, ON, Canada, 1: 265-278.
- Martin, V., Aubertin, M., McMullen, J. (2006) Surface disposal of paste tailings. *Proc. 5<sup>th</sup> ICEG Environmental Geotechnics: Opportunities, Challenges and Responsibilities for Environmental Geotechnics*, Cardiff, UK' H.R. Thomas (ed.), Vol. 2, Thomas Telford, pp. 1471-1478.
- Mbonimpa, M., Aubertin, M., Asce, M., Maqsoud, A. & Bussière, B. (2006a). Predictive Model for the water retention curve of deformable clayey soils. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental engineering ASCE*, 132(9): 1121-1132
- Mbonimpa, M., Aubertin, M., Bussière, B., & Chapuis, R.P. (2006b). Predicting the unsaturated hydraulic conductivity of granular soils from basic geotechnical properties using the Modified Kovács (MK) model and statistical models. *Canadian Geotechnical Journal*, 43,773-787
- Mbonimpa, M., Aubertin, M., Bussière, B., Maqsoud, A. (2005) A new equation for the suction induced shrinkage of clayey soils. *6th Joint IAH-CNC and CGS Groundwater Specialty Conference, 58th Canadian Geotechnical Conference*, Saskatoon, Saskatchewan, Canada, 18-21 September 2005. Comptes-Rendus sur CD-ROM.
- Mbonimpa, M., Aubertin, M., Chapuis, R.P. & Bussière, B. (2000). Développement de fonctions hydriques utilisant les propriétés géotechniques de base. *53<sup>rd</sup> Canadian Geotechnical Conference and 1<sup>st</sup> Joint CGS/IAH-CNC Conference*. Montreal, QC : Canadian Geotechnical Society, pp. 343-350.
- Mbonimpa, M., Aubertin, M., Chapuis, R.P., & Bussière, B. (2002). Practical Pedotransfer functions for estimating the saturated hydraulic conductivity. *Geotechnical and Geological Engineering*, 20, 235-259
- McCarthy, D.F. (2007). *Essentials of Soils Mechanics and Foundations: Basic Geotechnics*, 7<sup>th</sup> ed., Pearson Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, USA, 850 p.

- McGarry, D. (1988). Quantification of the effects of zero and mechanical tillage on a vertisol by using shrinkage curve indices. *Australian Journal of Soil Research*, 26, 537–542.
- McGarry, D. & Malafant, K.W.J. (1987). The analysis of volume change in unconfined units of soil. *Soil Science Society of America Journal*, 51, 290–297.
- Merayyan, S. M., & Miller, C. J. (2006). Determination of the soil-water characteristic curve using the evaporative technique. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils*, Carefree, AZ, United State (Vol. 2, pp. 1427-1438). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.
- Milczarek, M., Van Zyl, D., Peng, S. & Rice, R.C. (2006). Saturated and Unsaturated Hydraulic Properties Characterization at Mine Facilities: Are We Doing it Right?". *7<sup>th</sup> International Conference on Acid Rock Drainage*. St. Louis, MO : The Society for Mining, Metallurgy, and Exploration Inc.
- Miller, C.J., Mi, H. and Yesiller, N., (1998) Experimental analysis of desiccation crack propagation in clay liners. *Journal of the american water resources association.*, 34, 677-686.
- Min, T-K., & Nhat, V. D. (2007). A Simple Model of Shrinkage Cracking Development for Kaolinite. *Journal of the KGS*, 23(9), 29-37
- Min, T-K., & Nhat, V. D. (2008). Kelvin-Voigt Model for Dynamics of Crack Opening in Shrinkage Cracking. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 12, 3, 149-154
- Mishra, A.K., Dhawan, S., & Rao, S.M. (2008). Analysis of Swelling and Shrinkage Behaviour of Compacted Clays. *Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 26, 289-298
- Mitchell, A.R. (1991). Soil Surface Shrinkage to estimate Profile Soil Water. *Irrigation Science*, 12, 1-6
- Mitchell, J.K. (2005). *Fundamentals of Soil Behaviour*. 3rd ed. Hoboken, N.J. : John Wiley & Sons. 577p
- Morris, Dux (2006). Crack depths in desiccating plastic concrete. *ACI Mater J.* 103(2), 90-96
- Morris, P.H., Graham, J., & Williams, D.J. (1992). Cracking in drying soils. *Canadian Geotechnical Journal*, 29, 263-277

- Mualem, Y. (1976). "A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media". *Water Resources Research*, 12, 513-522.
- Musy, A., & Soutter, M. (1991). *Physique des Sols*. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes (PPUR), Collection : Gérer l'environnement. Lausanne, Suisse.
- Nahlawi, H., & Kodikara, J.K. (2006). Laboratory experiments on desiccation cracking of thin soil layers. *Geotechnical and Geological Engineering*, 24, 1641-1664
- Novak, V. (1999). Soil-crack characteristics & estimation methods applied to heavy soils in the NOPEX area. *Agricultural and Forest Meteorology*, 98 – 99, 501-507
- Oleszczuk, R., & Brandyk, T. (2008). The analysis of shrinkage – swelling behaviour of peat – moorsh soil aggregates during drying – wetting cycles. *Agronomy Research*, 6(1), 131-140
- Olsen, P. A., & Haugen, L. E. (1998). A new model of the shrinkage characteristic applied to some Norwegian soils. *Geoderma*, 83, 67-81
- Onweremadu, E. U., Akamigbo, F. O. R., & Igwe, C. A. (2007). Physical Shrinkage Relationship in Soils of Dissimilar Lithologies in Central Southeastern Nigeria. *Journal of Applied Sciences*, 7(17), 2495-2499
- Osinubi, K. J., & Nwaiwu, M. O. (2008). Desiccation-induced Shrinkage in Compacted Lateritic Soils. *Geotech Geol Eng*, 26, 603-611
- Pane, V., Schiffman, R.L. (1985). A Note on Sedimentation and Consolidation. *Géotechnique*, 35 (1), 69-72
- Parlange, J.-Y. (1976). Capillary hysteresis and relationship between drying and wetting curves. *Water Resources Research*, 12, 224-228.
- Peng, X., & Horn, R. (2005). Modeling soil shrinkage curve across a wide range of soil types. *Soil Science Society of America Journal*, 69, 584–592.
- Peron, H., Hueckel, T., & Laloui, L. (2007). An Improved volume measurement for determining soil water retention curves. *Geotechnical Testing Journal*, 30(1), 547-556. Available on line at [www.astm.org](http://www.astm.org)

- Peron, H., Laloui, L., Hueckel, T., & Hu, L. (2006). Experimental study of desiccation of soil. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 1, pp. 1073-1084). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.
- Péron, H., Hueckel, T. and Laloui, L. (2009). Fundamentals of desiccation cracking of fine-grained soils: experimental characterisation and mechanisms identification. *Canadian Geotechnical Journal*, 46: 1177-1201.
- Puppala, A.J., Katha, B., & Hoyos, L.R. (2004). Volumetric shrinkage strain measurements in expansive soils using digital imaging technology. *Geotechnical Testing Journal*, 27(6), 547-556
- Qiu, Y. J., & Sego, D. C. (2001). Laboratory properties of mine tailings. *Canadian Geotechnical Journal*, 38, 183-190
- Qiu, Y. J., & Sego, D. C. (2006). Optimum deposition for sub-aerial tailings disposal: concepts and theories. *International Journal of Mining, Reclamation and Environment*, 20(4), 272-285
- Rassam, D.W. (2002). "Variation of Evaporative and Shear Strength Parameters along a Tailings Delta". *Canadian Geotechnical Journal*, 39, 32-45
- Rassam, W., & Williams, D. J. (1999). A numerical study of steady state evaporative conditions applied to mine tailings. *Canadian Geotechnical Journal*, 36, 640-650
- Rayhani, M.H.T., Yanful, E.K., Fakher, K. (2008). Physical Modeling of Desiccation Cracking in Plastic Soils. *Engineering Geology*, 97, 25-31. Available online at [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)
- Ricard, J.-F. (1994). *Étude en laboratoire de la relation capillaire et de la conductivité hydraulique de résidus miniers*. Masters Thesis in Mineral Engineering, École Polytechnique de Montréal, 207p.
- Richards, L.A. (1931). Capillary conduction of liquids in porous mediums, *Physics*, 1, 318–333.
- Rodríguez, R. (2006). Hydrogeotechnical characterization of a metallurgical waste. *Canadian Geotechnical Journal*, 43(10), 1042-1060
- Rodríguez, R., Sánchez, M., Ledesma, A. & Lloret, A. (2007). Experimental and numerical analysis of desiccation of a mining waste. *Canadian Geotechnical Journal*, 44(6), 644-658

Seneviratne, N.H., Fahey, M., Newson, T.A. & Fujiyasu, Y. (1996). Numerical Modelling of Consolidation and Evaporation of Slurried Mine Tailings. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 20, 647-671

Shuttleworth, J.A., Thomson, B.J., Wates, J.A. (2005). "Surface Paste Disposal at Bulyanhulu: Practical Lessons Learned". *Paste 2005 – Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Seminar on Paste and Thickened Tailings*. Jewell, R., Barrera, S. eds. Santiago, Chile : Australian Centre for Geomechanics. 1, P. 207-218.

Sibley, J.W., & Williams, D.J. (1989). A procedure for determining volumetric shrinkage of an unsaturated soil. *Geotechnical Testing Journal*, 12(3), 181-187

Silvestri, V. (1994). Water content relationships of a sensitive clay subjected to cycles of capillary pressures. *Geotechnical Testing Journal*, 17, 57-64.

Simms, P.H. & Grabinsky, M.W. (2004). A Simple Method for Estimating Rates of Drying and Desaturation of Paste Tailings During Surface Deposition. *Tailings and Mine Waste '04*. Fort Collins, CO : A.A. Balkema

Simms, P.H. & Grabinsky, M.W. (2009). Direct measurement of matric suction in triaxial tests on early-age cemented paste backfill. *Canadian Geotechnical Journal*, 46, 93-101

Simms, P.H., Grabinsky, M.W. & Zhan, G. (2005). Laboratory Evaluation of Evaporative Drying from Surface Deposited Thickened Tailings at the Bulyanhulu Gold Mine. *58<sup>th</sup> Canadian Geotechnical Conference and 6<sup>th</sup> Joint CGS/IAH-CNC Conference*. [CD-ROM]. Saskatoon, SK : Canadian Geotechnical Society.

Simms, P., Grabinsky, M., Zhan, G. (2006). Evaporation from surface deposit thickened gold tailings. *Proceedings of the Ninth International Seminar on Paste and Thickened Tailings - Paste 2006*, Australian Center for Geomech, 3 – 7 April 2006, Limerick, Ireland, pp. 267 - 274.

Simms, P., Grabinsky, M. & Zhan, G. (2007). "Modelling evaporation of paste tailings from the Bulyanhulu mine." *Canadian Geotechnical Journal*, 44(12), 1417-1432

Simms, P., Fisseha, B., Henriquez, J. & Bryan, R. (2008) Desiccation and rheology in cyclic surface deposition of gold paste tailings. *Tailings and Mine Waste '08*, CRC Press, Taylor & Francis Group, London, UK.

- Sposito, G. (1973). Volume changes in swelling clays. *Soil Science*, 115: 315–320
- Stankovich, J. M., & Lockington, D. A. (1993). Brooks – Corey and van Genuchten Soil – Water Retention Models. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 121(1), 1-7
- Stenke, F., Toll, D.G., & Gallipoli, D. (2006). Comparison of Water retention Curves for Clayey Soils Using Different Measurement Techniques. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 2, pp. 1451-1461). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.
- Stirk, G.B. (1954). Some aspects of soil shrinkage and the effect of cracking upon air entry into the soil. *Aust. J. Soil Res.*, 5, 279–290
- Stone, K.J.L., Randolph, M.F., Toh, S. & Sales, A.A. (1999). “Evaluation of Consolidation Behavior of Mine Tailings”. *Journal of Geotechnical Engineering*, 120(3), 473-490
- Subba Rao, K.S., & Satyadas, G.C. (1985). "Measurment of volumetric and linear shrinkage on black cotton soil." *Geotechnical Testing Journal*, 8(2), 66-70
- Swarbrick, G.E., & Fell, R. (1992). Modeling Desiccating Behaviour of Mine Tailings. *Journal of Geotechnical Engineering*, 118(4), 540-557
- Taboada, M.A. ( 2003). Soil shrinkage characteristics in swelling soils. *Lecture given at the college on Soils Physics, Trieste, 3 – 21 march 2003, pp. 470 – 486*
- Tang, C., Shi, B., Liu, C., Zhao, L., & Wang, B. (2008). Influencing factors of geometrical structure of surface shrinkage cracks in clayey soils. *Engineering Geology*, 101, 204-217
- Tariq, A.U.R., & Durnford, D.S. (1993a). Analytical volume change model for swelling clay soils. *Soil Science Society of America Journal*, 57, 1183–1187
- Tariq, A.U.R., & Durnford, D.S (1993b). Soil volumetric shrinkage measurements, a simple method. *Soil Science*, 155, 325–330
- Tempany, H.A. (1917). The shrinkage of soils. *Journal of Agricultural Science* 8, 312–330
- Theriault, J., Frostiak, J. & Welch, D. (2003). Surface disposal of paste tailings at the Bulyanhulu gold mine, Tanzania. *Proceedings of Sudbury 2003, Mining and the Environment III*, CANMET, Sudbury, ON, Canada, 1, 265-269

- Theron, M., Addis, P.C., Wates, J.A. & Martin, V. (2005). "Bulyanhulu Mine (Tanzania) Paste Tailings Facility: Relating the Unsaturated Properties of Gold Tailings to Rate of Rise". *Paste 2005 – Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Seminar on Paste and Thickened Tailings*. Jewell, R., Barrera, S. eds. Santiago, Chile : Australian Centre for Geomechanics. I, P. 219-229
- Todd, D. K., & Mays, L. W. (2005). *Groundwater Hydrology*. Third Edition. John Wiley & Sons, Inc. : United States.
- Tripathy, S., Subba Rao, K.S., & Fredlund, D.G. (2002). Water content-void ratio swell-shrink paths of compacted expansive soils. *Canadian Geotechnical Journal*, 39(4), 938-959
- van Genuchten, M. Th. (1980). "A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils". *Soil Science Society of America Journal*, 44, 892-898.
- Vanapalli, S. K., Nicotera, M. V., Sharma, R. S. (2008). Axis Translation and Negative Water Column Techniques for Suction Control. *Geotechn Geol Eng*, 26, 645-660
- Verburg, R., Ross, C., Dillon, M., Newman, P., & Fordhan, M. (2006). Surface Paste Disposal of High-Sulfide Tailings – Geochimical and Geotechnical Testing. *Proceedings of the Ninth International Seminar on Paste and Thickened Tailings, Paste 2006, Australian Center for Geomech*. 3 – 7 April 2006, Limerick, Ireland., 131-145
- Vick, S. G. (1990). *Planning, Design and Analysis of Tailings Dams*. Vancouver, BC: BiTech Publishers Ltd.
- Vogel, H.-J., Hoffmann, H., & Roth, K. (2005). Studies of crack dynamics in clay soil. I. Experimental methods, results, and morphological quantification. *Geoderma* 125 (3-4), 203-211. Available online at [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)
- Vogel, H.-J., Hoffmann, H., Leopold, A., & Roth, K. (2005). Studies of crack dynamics in clay soil. II. A physically based model for crack formation. *Geoderma* 125 (3-4), 213-223. Available online at [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)
- Wang, X., & Benson, C. H. (2004). Leak-Free Pressure Plate Extractor For Measuring the Soil Water Characteristic Curve. *Geotechnical Testing Journal*, 27(2), 1-10
- Weinberger, R. (1999). Initiation and growth of cracks during desiccation of stratified muddy sediments. *Journal of Structural Geology* 21(4), 379-386

Wickland, B.E., Wilson, G. W., Fredlund; D. G. & Wijewickreme, D. (2006). Unsaturated Properties of Mixtures of Waste Rock and Tailings. *Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, Carefree, AZ, United State* (Vol. 1, pp. 883-893). Reston, VA: American Society of Civil Engineers.

Wilson, G.W., Fredlund, D.G. & Barbour, S.L. (1994). "Coupled Soil-Atmosphere Modelling for Soil Evaporation". *Canadian Geotechnical Journal*, 31, 151-161

Wilson, G.W., Fredlund, D.G. & Barbour, S.L. (1997). "The Effect of Soil Suction on Evaporative Fluxes from Soil Surfaces". *Canadian Geotechnical Journal*, 34, 145-155

Witt., K. J. & Zeh, R. M. (2005). Cracks Due to Desiccation in Cover Lining Systems. Phenomena and Design Strategy. *International Workshop "Hydro-Physico-Mechanics of Landfills", LIRIGM, Grenoble 1, University, France, 21-22, March 2005.*

Yang, H., Rahardjo, H., Léong, E-C. & Fredlund, D. G. (2004) Factors affecting drying and wetting soil-water characteristic curves of sandy soils. *Canadian Geotechnical Journal*, 41, 908-920

Yessiler, N., Miller, C.J., Inci, G. & Yaldo, K. (2000). Desiccation and cracking behaviour of three compacted landfill liners. *Engineering Geology* 57(1), 105-121. Available on line [www.elsevier.nl/locate/enggeo](http://www.elsevier.nl/locate/enggeo)

Yule, D.F. & Ritchie, J.T. (1980). Soil shrinkage relationships of Texas Vertisols, *Soil Science Society of America Journal*, 44, 1285-1291.

Zeh, R. M., & Witt, K. J. (2006). Tensile Strength of Compacted Clays as Part of the Crack Prediction of Clay Liner Landfills. *Proceedings of the ISSMGE's fifth International Congress organised by the Geoenvironmental Research Centre, Cardiff University and held at Cardiff City Hall on 26 – 30<sup>th</sup> june 2006.*

Zerhouni, M. I. (1991). *Rôle de la pression interstitielle négative dans le comportement des sols—Application au calcul des routes*. Ph.D. Thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris.

Zerhouni, M. (2007) - *Sécheresse et construction*. 36 p. Consulté le 25 septembre 2008, tiré de <http://www.mssmat.ecp.fr/IMG/pdf/ECPsecheresseMZ2007-couleur.ppt.pdf>

Zhan, L.T., Chen, P., & Ng, C.W.W. (2007). Effect of Suction Change on Water Content and Total Volume of An Expensive Clay. *Journal of Zhejiang University SCIENCE A*, 8(5), 699-706

Zhou, J. (2008). A study of applied pressure on the Soil Water Characteristic Curve. *Unsaturated Soils 2008: Advances in Geo-Engineering*, Taylor & Francis Group, London, UK, 689-693

## ANNEXE 1 – Relations entre w, e, θ et S<sub>r</sub> des résidus

### Bulyanhulu – Résultats des essais de retrait libre

w	e	S <sub>r</sub>	θ
38,68	1,114	103,28	54,43
38,21	1,108	102,66	53,95
37,84	1,108	101,68	53,44
37,51	1,104	101,10	53,05
37,21	1,106	100,08	52,57
36,84	1,089	100,71	52,50
36,47	1,093	99,36	51,88
36,13	1,065	101,00	52,10
35,73	1,069	99,53	51,42
35,33	1,030	102,19	51,85
34,93	1,023	101,70	51,44
34,49	1,015	101,27	51,01
34,19	0,995	102,46	51,10
31,74	0,969	97,74	48,09
31,31	0,959	97,37	47,67
30,97	0,943	98,04	47,57
30,57	0,902	101,20	48,00
30,07	0,868	103,51	48,10
29,63	0,843	105,12	48,08
27,15	0,829	98,01	44,42
26,38	0,796	99,21	43,98
22,56	0,720	94,03	39,36
22,05	0,665	99,73	39,84
19,54	0,641	91,73	35,84
19,07	0,629	91,39	35,28
17,09	0,625	82,37	31,69
16,39	0,607	81,41	30,75
14,58	0,628	69,93	26,98
14,38	0,626	69,25	26,65
13,37	0,602	67,03	25,18
11,29	0,621	54,79	20,99
6,80	0,622	32,93	12,63
3,72	0,608	18,44	6,97
1,97	0,615	9,67	3,68
1,44	0,614	7,06	2,69
0,77	0,614	3,77	1,43
0,73	0,619	3,58	1,37
0,67	0,611	3,29	1,25
0,47	0,615	2,28	0,87

**ANNEXE 2 – Relations entre  $\Psi$ , w, e,  $\theta$  et  $S_r$  des résidus**  
**Bulyanhulu – Résultats des essais en cellule de pression**

$\Psi$ (kPa)	w	e	$\theta$ (%)	$S_r$
0,1	38,08	1,072	53,82	100
8	27,96	0,82	44,955	99,67
18	24,67	0,726	41,92	99,853
30	24,61	0,71	42,24	100
40	23,6	0,693	40,853	99,89
60	22,04	0,63	39,673	99
80	20,06	0,623	36,227	94,517
105	20,18	0,62	36,4	94,38
153	18,97	0,615	34,26	90,295
162	18,41	0,615	33,35	87,49
218	18,93	0,605	34,65	92,38
300	18,71	0,605	34,2	90,99
308	18,09	0,605	33,04	87,75
600	13,44	0,615	24,42	64,27
1120	8,44	0,62	15,25	39,85
2050	4,89	0,615	8,86	23,24
3890	1,95	0,615	3,53	9,25

## ANNEXE 3 – Relations entre w, e, θ et S<sub>r</sub> des résidus Goldex –

### Résultats des essais de retrait libre

w	e	S <sub>r</sub>	θ
32,25	0,895	100,02	47,24
32,13	0,894	99,50	46,98
31,90	0,883	100,03	46,92
31,61	0,862	100,12	46,36
31,32	0,859	101,00	46,67
31,10	0,854	100,83	46,45
30,87	0,851	100,53	46,21
30,62	0,851	99,65	45,82
30,36	0,842	99,86	45,65
30,13	0,822	101,54	45,81
29,88	0,817	101,26	45,54
29,65	0,812	101,12	45,32
28,01	0,772	100,58	43,80
27,69	0,765	100,24	43,45
27,37	0,755	100,40	43,20
27,05	0,746	100,45	42,92
26,66	0,734	100,59	42,59
26,31	0,732	99,55	42,08
25,96	0,722	99,56	41,75
24,12	0,696	95,98	39,40
23,51	0,697	93,44	38,38
22,81	0,681	92,71	37,57
22,13	0,687	89,25	36,34
21,46	0,690	86,18	35,18
20,24	0,690	81,26	33,17
19,88	0,686	80,26	32,66
19,53	0,685	78,95	32,10
19,14	0,683	77,60	31,50
18,11	0,688	72,98	29,73
17,09	0,686	68,99	28,07
16,38	0,685	66,26	26,93
16,06	0,686	64,80	26,38
15,86	0,687	64,01	26,06
15,67	0,684	63,43	25,77
15,54	0,690	62,36	25,47
15,22	0,689	61,17	24,96
13,90	0,688	55,99	22,82
11,75	0,685	47,50	19,31
11,49	0,686	46,41	18,88
9,60	0,689	38,61	15,74
9,34	0,686	37,72	15,35
7,22	0,689	29,04	11,84
6,96	0,687	28,07	11,43
1,92	0,688	7,72	3,14

**ANNEXE 4 – Relations entre  $\Psi$ , w, e,  $\theta$  et  $S_r$  des résidus Goldex**  
**– Résultats des essais en cellule de pression**

$\Psi$ (kPa)	w (%)	e (-)	$S_r$ (%)	$\theta$ (%)
0,1	32,82	0,89	100	47,02
8	27,38	0,759	99,8	43,226
15	25,98	0,721	100,09	41,868
24	22,96	0,694	92,82	37,752
50	20,56	0,69	83,05	33,926
63	20,53	0,69	81,977	33,664
71	17,65	0,687	75,503	29,001
94	16,73	0,686	67,619	27,384
96	14,33	0,687	57,675	23,515
142	9,32	0,686	36,521	15,012
146	8,97	0,686	36,208	14,735
240	5,58	0,685	21,12	8,601
260	5,43	0,685	20,364	8,293
580	3,16	0,684	8,924	3,636
610	2,87	0,685	7,463	3,041
1800	1,59	0,685	3,126	1,953
3230	1,11	0,685	2,458	1,204

## ANNEXE 5 – Relations entre w, e, θ et S<sub>r</sub> des résidus Laronde –

### Résultats des essais de retrait libre

w	e	S <sub>r</sub>	θ
32,79	1,268	100,34	56,10
32,38	1,268	99,97	55,89
32,03	1,231	100,94	55,70
31,65	1,217	100,90	55,39
31,27	1,194	101,64	55,31
30,84	1,184	101,05	54,78
30,43	1,173	100,63	54,33
30,08	1,162	100,46	53,98
29,64	1,149	100,13	53,53
29,32	1,137	100,06	53,23
29,02	1,121	100,45	53,09
28,66	1,108	100,37	52,76
28,37	1,094	100,59	52,55
25,65	0,991	100,45	49,99
25,22	0,972	100,65	49,61
24,78	0,961	100,11	49,05
24,43	0,946	100,15	48,70
24,05	0,925	100,90	48,48
23,64	0,903	101,61	48,21
21,91	0,845	100,60	46,07
21,58	0,837	99,98	45,57
20,22	0,798	98,28	43,63
19,65	0,785	96,30	42,35
17,89	0,780	88,14	38,62
17,64	0,782	87,19	38,26
17,32	0,783	85,48	37,54
16,53	0,781	81,27	35,64
16,42	0,781	81,80	35,87
16,15	0,779	80,48	35,23
12,95	0,778	64,58	28,26
12,49	0,778	62,29	27,25
11,18	0,785	55,28	24,31
10,78	0,784	53,30	23,43
8,77	0,789	43,09	19,01
8,06	0,790	39,61	17,48
5,86	0,784	29,00	12,75
5,37	0,784	26,59	11,69
3,50	0,785	17,31	7,61
3,12	0,784	15,44	6,79
2,12	0,778	10,56	4,62
1,98	0,778	9,88	4,32
1,25	0,780	6,21	2,72
1,17	0,780	5,81	2,54
1,11	0,779	5,54	2,43
1,06	0,779	5,27	2,31
0,98	0,779	4,87	2,13
0,90	0,779	4,46	1,95
0,60	0,779	2,97	1,30

**ANNEXE 6 – Relations entre  $\Psi$ , w, e,  $\theta$  et  $S_r$  des résidus**  
**Laronde – Résultats des essais en cellule de pression**

<b><math>\Psi</math> (kPa)</b>	<b>w (%)</b>	<b>e (-)</b>	<b><math>S_r</math> (%)</b>	<b><math>\theta</math> (%)</b>
0,1	32,81	1,27	100	56,1
8	22,39	0,86	100,09	46,72
15	20,85	0,81	99,82	44,77
20	20,21	0,8	99,1	43,78
30	18,97	0,78	92,45	40,978
40	17,67	0,796	87,307	38,307
50	16,45	0,779	80,534	35,754
60	15,59	0,78	77,699	34,012
70	14,26	0,776	71,092	31,113
80	13,05	0,78	65,082	28,476
100	11,36	0,782	56,244	24,714
120	10,83	0,779	53,547	23,541
200	9,16	0,779	45,073	19,869
300	7,98	0,78	39,226	17,306
600	5,28	0,795	26,14	11,491
1230	2,79	0,778	13,832	6,073
2050	1,83	0,78	9,125	3,994
3500	1,61	0,778	8,021	3,512

## ANNEXE 7 – Relations entre w, e, θ et S<sub>r</sub> des résidus Manitou 1

### – Résultats des essais de retrait libre

w	e	S <sub>r</sub>	θ
52,15	1,474	100,13	59,65
51,67	1,460	100,12	59,43
51,18	1,441	100,53	59,34
50,61	1,435	99,78	58,81
49,96	1,414	100,03	58,58
49,35	1,390	100,49	58,44
48,82	1,375	100,51	58,19
48,38	1,347	101,63	58,33
47,89	1,345	100,78	57,80
47,36	1,342	99,92	57,24
47,00	1,327	100,24	57,16
46,63	1,318	100,16	56,94
46,27	1,310	99,94	56,68
44,03	1,247	99,90	55,45
43,47	1,227	100,26	55,24
42,86	1,210	100,24	54,88
42,21	1,191	100,28	54,51
41,64	1,180	99,85	54,05
41,03	1,163	99,80	53,67
40,46	1,144	100,13	53,42
39,93	1,129	100,09	53,08
39,41	1,110	100,49	52,86
38,03	1,078	99,82	51,79
37,46	1,058	100,21	51,51
36,85	1,044	99,89	51,02
36,40	1,030	99,99	50,74
35,92	1,013	100,31	50,49
35,43	1,003	99,94	50,05
34,25	0,970	99,98	49,22
33,76	0,956	99,95	48,85
33,28	0,944	99,78	48,45
32,79	0,940	98,72	47,83
31,61	0,934	95,76	46,25
31,21	0,924	95,58	45,90
30,80	0,924	94,36	45,31
30,39	0,914	94,07	44,93
29,30	0,907	91,46	43,49
29,01	0,897	91,50	43,27
28,73	0,899	90,40	42,81
27,15	0,898	85,52	40,47
26,82	0,898	84,55	40,00
26,50	0,899	83,44	39,49
23,94	0,897	75,55	35,72
23,57	0,900	74,15	35,12
22,03	0,909	68,63	32,67
21,71	0,899	68,34	32,35
19,72	0,898	62,11	29,39
19,56	0,886	62,46	29,34
17,73	0,884	56,75	26,63
17,53	0,884	56,11	26,33
15,41	0,883	49,38	23,16
15,17	0,883	48,61	22,80
13,38	0,886	42,77	20,09
12,82	0,882	41,10	19,27
9,49	0,888	30,24	14,22
9,24	0,887	29,48	13,86
7,05	0,886	22,52	10,58
6,85	0,886	21,88	10,28
5,10	0,887	16,28	7,65
4,94	0,887	15,76	7,41
3,76	0,885	12,03	5,65
3,68	0,885	11,77	5,53
3,07	0,885	9,83	4,61
2,63	0,885	8,40	3,94
2,59	0,885	8,27	3,88
2,50	0,885	8,01	3,76
2,46	0,885	7,88	3,70

## ANNEXE 8 – Relations entre $\Psi$ , w, e, $\theta$ et $S_r$ des résidus

### Manitou 1 – Résultats des essais en cellule de pression

$\Psi$ (kPa)	w (%)	e (-)	$S_r$ (%)	$\theta$ (%)
0,1	51,31	1,47	100	59,65
8	41,71	1,181	100	54,108
19	35,22	0,997	99,971	50,035
22	33,31	0,945	99,787	48,472
35	30,68	0,921	94,276	45,199
42	29,22	0,904	91,486	43,43
62	28,9	0,894	91,065	43,091
84	28,68	0,899	90,246	42,732
142	26,39	0,899	83,106	39,333
153	24,98	0,898	78,758	37,253
165	23,71	0,893	74,682	35,346
240	18,64	0,885	59,589	27,979
355	13,1	0,884	41,939	19,679
560	9,15	0,887	29,196	13,726
588	8,95	0,886	28,56	13,427
1325	5,12	0,887	16,526	7,811
1650	4,6	0,887	14,684	6,901
3230	2,87	0,885	9,178	4,308
3500	1,8	0,885	4,369	2,126

## ANNEXE 9 – Relations entre w, e, θ et S<sub>r</sub> des résidus Manitou 2

### – Résultats des essais de retrait libre

w	e	S <sub>r</sub>	θ
55.20	1,640	100,62	62,51
55.12	1,639	100,56	62,45
54,99	1,640	100,26	62,28
54,83	1,640	99,96	62,10
54,75	1,636	100,06	62,10
54,54	1,638	99,57	61,82
54,46	1,626	100,15	62,01
54,34	1,622	100,17	61,96
54,22	1,617	100,25	61,94
54,09	1,616	100,10	61,83
51,92	1,558	99,66	60,69
51,63	1,547	99,82	60,62
51,51	1,540	99,98	60,63
51,26	1,536	99,77	60,43
51,02	1,519	100,44	60,56
50,69	1,508	100,48	60,42
48,35	1,451	99,62	58,98
47,98	1,445	99,30	58,68
47,61	1,416	100,54	58,93
47,25	1,410	100,16	58,61
44,95	1,351	99,46	57,16
44,74	1,344	99,57	57,08
44,50	1,325	100,39	57,22
43,51	1,308	99,49	56,38
42,37	1,267	99,95	55,87
37,32	1,115	100,07	52,76
34,70	1,090	95,21	49,65
34,62	1,095	94,56	49,42
33,84	1,099	92,02	48,19
33,59	1,089	92,20	48,07
33,34	1,090	91,43	47,69
32,20	1,095	87,95	45,96
31,25	1,088	85,85	44,75
30,84	1,093	84,41	44,07
29,45	1,092	80,65	42,09
28,92	1,092	79,17	41,33
26,78	1,091	73,41	38,30
26,09	1,090	71,55	37,32
23,87	1,092	65,34	34,11
23,71	1,093	64,87	33,87
22,68	1,091	62,15	32,43
22,44	1,089	61,61	32,12
20,06	1,087	55,18	28,74
18,83	1,090	51,65	26,94
16,78	1,091	45,97	23,99
14,93	1,089	41,01	21,38
13,50	1,095	36,86	19,27
11,33	1,089	31,08	16,21
11,08	1,087	30,47	15,87
10,38	1,088	28,53	14,87
9,93	1,092	27,19	14,19
9,85	1,091	26,99	14,08
9,36	1,090	25,68	13,39
9,28	1,089	25,47	13,28
8,82	1,091	24,19	12,62
8,58	1,091	23,52	12,27
8,46	1,092	23,16	12,09
8,17	1,091	22,38	11,68
8,13	1,092	22,26	11,62
7,64	1,092	20,91	10,92
7,47	1,092	20,46	10,68
6,82	1,091	18,68	9,75
6,57	1,090	18,02	9,40
5,63	1,093	15,39	8,04
5,54	1,092	15,18	7,92
5,34	1,094	14,59	7,62
5,18	1,085	14,26	7,42
4,93	1,093	13,48	7,04
4,64	1,089	12,74	6,64
3,86	1,091	10,59	5,52

**ANNEXE 10 – Relations entre  $\Psi$ , w, e,  $\theta$  et  $S_r$  des résidus**  
**Manitou 2 – Résultats des essais en cellule de pression**

<b><math>\Psi</math> (kPa)</b>	<b>w (%)</b>	<b>e (-)</b>	<b><math>S_r</math> (%)</b>	<b><math>\theta</math> (%)</b>
0,1	55,66	1,64	100	62,505
8	49,4	1,507	100,007	59,826
19	44,53	1,327	100	57,106
21	43,63	1,313	99,594	56,457
35	40,31	1,205	99,997	54,599
60	39,27	1,174	100,023	53,959
63	39,95	1,194	100,006	54,378
65	37,69	1,126	100,061	52,987
94	37,06	1,113	99,989	52,45
103	36,99	1,111	100,01	52,367
146	35,09	1,094	96,6	50,111
158	34,53	1,089	95,017	49,327
260	31,78	1,091	87,126	45,036
390	31,13	1,089	85,412	44,248
560	28,33	1,09	76,82	40,235
610	23,22	1,09	63,84	33,027
1325	11,03	1,088	30,827	16,015
1800	7,08	1,09	19,528	10,356
3230	3,54	1,088	9,526	4,827