

Titre: Étude du comportement hydrique de couvertures avec effets de barrières capillaires inclinées à l'aide de modélisations physiques et numériques
Title:

Auteur: Bruno Bussière
Author:

Date: 1999

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: 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, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.
Citation: <https://publications.polymtl.ca/8726/>

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

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/8726/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: Michel Aubertin, & Robert P. Chapuis
Advisors:

Programme: Non spécifié
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE DU COMPORTEMENT HYDRIQUE DE COUVERTURES AVEC
EFFETS DE BARRIÈRES CAPILLAIRES INCLINÉES À L'AIDE DE
MODÉLISATIONS PHYSIQUES ET NUMÉRIQUES

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

THÈSE PRÉSENTÉE EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE PHILOSOPHIAE DOCTOR (Ph.D.)
(GÉNIE MINÉRAL)
JUN 1999

©Bruno Bussière, 1999.



National Library
of Canada

Bibliothèque nationale
du Canada

Acquisitions and
Bibliographic Services

Acquisitions et
services bibliographiques

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-53530-4

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Cette thèse intitulée :

ÉTUDE DU COMPORTEMENT HYDRIQUE DE COUVERTURES AVEC
EFFETS DE BARRIÈRES CAPILLAIRES INCLINÉES À L'AIDE DE
MODÉLISATIONS PHYSIQUES ET NUMÉRIQUES

Présenté par : BUSSIÈRE Bruno

en vue de l'obtention du diplôme de : Philosophiae Doctor

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

M. COMEAU Yves, Ph.D., président

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

M. CHAPUIS Robert P., D.Sc.A., membre et codirecteur de recherche

M. VÉZINA Serge, Ph.D., membre

M. LEFEBVRE René, Ph.D., membre

GALILEO'S COMMANDMENT

Science knows only one commandment: contribute to science

– Bertolt Brecht, *The Life of Galileo*

*À Isabelle
à mes parents et ma famille
à mes amis*

REMERCIEMENTS

J'aimerais remercier dans un premier temps mon directeur de thèse, Monsieur Michel Aubertin, pour son soutien constant ainsi que pour les conseils et commentaires judicieux qu'il m'a apportés tout au long de mes travaux de recherche.

Je tiens également à remercier mes collègues et amis de l'UQAT, particulièrement Messieurs Denis Bois, Nil Gaudet, Darcy Jolette et Mostafa Benzaazoua, qui ont collaboré du début à la fin de mes travaux.

Les travaux de laboratoire ont pu être réalisés grâce au support d'Antonio Gatien et d'Étienne Bélanger, techniciens au département des génies civil, géologique et des mines. Mes remerciements les plus sincères leur sont dédiés.

J'aimerais aussi remercier le Ministère des Ressources naturelles du Québec (MRNQ), CANMET et la compagnie ITEC Mineral pour le support financier fourni par le biais du programme NEDEM/MEND. De plus, j'aimerais remercier la compagnie Barrick Gold Corporation ainsi que Golder et associés pour avoir rendu possible l'utilisation des résultats mesurés sur le site Les Terrains Aurifères.

Je remercie également Monsieur Robert Chapuis, mon codirecteur, ainsi que Messieurs Ronald V. Nicholson et Hubert J. Morel-Seytoux pour leurs commentaires instructifs concernant différents aspects reliés à mes travaux de recherche.

Enfin, j'aimerais dire un gros merci et exprimer mon extrême gratitude à ma conjointe Isabelle, ainsi qu'à ma famille, pour leur patience et leurs encouragements tout au long de ces années.

RÉSUMÉ

Les couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC) ont été proposées au cours des dernières années comme une solution alternative aux couvertures constituées de matériaux (naturels ou synthétiques) à faible conductivité hydraulique saturée afin d'isoler diverses sources de contamination (déchets domestiques, industriels, toxiques ou encore miniers). Les CEBC peuvent être utilisées pour limiter l'infiltration d'eau ou le flux de gaz. Dans les deux cas, on utilise les effets de barrière capillaire pour limiter les échanges entre les déchets et le milieu environnant.

Les effets de barrière capillaire apparaissent lorsqu'il y a écoulement non saturé dans un matériau fin situé au-dessus d'un matériau grossier. En raison du contraste de granulométrie des matériaux et, par conséquent, du contraste dans les caractéristiques de rétention d'eau, seulement une partie du débit d'infiltration qui atteint l'interface est transmise au matériau grossier. Dans le cas des couvertures visant plus particulièrement à limiter le flux de gaz, on utilise les effets de barrière capillaire pour maintenir une des couches de la couverture (i.e. la couche de rétention d'eau) pratiquement saturée en eau puisque la diffusion des gaz est faible à travers des matériaux meubles saturés. Dans le cas des couvertures visant à limiter l'infiltration d'eau, on utilise plutôt les effets de barrière capillaire pour dévier l'eau et empêcher l'infiltration de celle-ci à travers la CEBC.

Le comportement hydrique de CEBC en condition unidimensionnelle est plutôt bien compris. Quant aux effets de la géométrie (effet de la pente, longueurs et inclinaison des couches) sur l'écoulement dans la CEBC, ceux-ci ont surtout été étudiés pour les CEBC visant à limiter l'infiltration d'eau. Pour ce qui concerne les CEBC visant à limiter le flux de gaz (comme celles construites sur des résidus miniers générateurs de drainage minier

acide), l'effet de la géométrie a été souvent négligé par le passé, et ce, même si les couvertures doivent être mises en place sur les côtés des digues qui ont des pentes entre 10 et 20°. L'objectif principal de ce travail était donc d'étudier l'impact de différents paramètres sur l'écoulement de l'eau dans les CEBC (autant pour celles visant à limiter l'infiltration d'eau que de gaz), en mettant l'emphase sur les effets de la géométrie de la couverture.

Afin d'étudier ces effets sur le comportement hydrique d'une CEBC, des modélisations physiques et numériques ont été réalisées. Des essais en laboratoire ont permis, à l'aide d'un dispositif expérimental original appelé boîte inclinée, de démontrer qu'il y a désaturation de la couche de matériau fin (ou couche de rétention d'eau) de la couverture lorsque celle-ci est inclinée de façon significative (inclinaison supérieure à 9° dans le cas présent). Ces essais ont également permis de comparer la capacité de systèmes multicouches pour limiter l'infiltration d'eau, et de comparer celle-ci avec celles prédites par des solutions analytiques. Les résultats mesurés lors des essais dans la boîte inclinée ont en outre été corroborés par des modélisations numériques.

Des résultats provenant de l'instrumentation placée dans la couverture construite sur un site réel à grande échelle (le site LTA en Abitibi), qui est le premier site québécois où l'on retrouve une CEBC visant à limiter le flux d'oxygène, confirment que la pente affecte le comportement hydrique de la couverture. Une étude paramétrique, basée sur des analyses numériques de l'écoulement de l'eau à travers la couverture installée sur une des digues du site LTA, a aussi permis l'élaboration de relations empiriques qui visent à évaluer a priori s'il y a un risque potentiel de perte d'efficacité de la couverture causée par l'angle de la pente. Ces relations ont comme paramètres de base l'inclinaison de la CEBC et la pression à l'entrée d'air du matériau fin.

En plus des effets de la géométrie, on retrouve dans ce document certains résultats issus d'une étude expérimentale *in situ* d'une durée de 4 ans qui a permis d'étudier l'impact des conditions de terrain sur l'efficacité des CEBC à limiter l'apport d'oxygène. Les résultats obtenus ont montré que celles-ci ont été efficaces pour limiter la production de drainage minier acide (DMA) pour toute la durée de l'expérimentation. Ces travaux originaux ont confirmé que l'efficacité théorique prédite par le profil hydrique se répercute dans la réalité par une amélioration marquée de la qualité des eaux de drainage.

Les résultats des travaux présentés dans cette thèse confirment les hypothèses de départ à l'effet qu'il est possible de prédire le comportement hydrique de CEBC à l'aide de modélisations numériques. On a aussi montré hors de tout doute que la géométrie affecte le comportement hydrique des CEBC, et que lorsqu'elles sont conçues correctement, de telles couvertures peuvent être efficaces pour limiter l'infiltration de l'eau et le flux de gaz.

ABSTRACT

Over the last few years, covers with capillary barrier effects (CCBE) have been proposed as a possible alternative to low saturated hydraulic conductivity covers, made of natural or synthetic materials, for isolating different contamination sources (domestic, industrial, hazardous or mining wastes). In that regard, CCBE can be used to restrict the ingress of both water and gas into the disposal facilities, hence limiting the exchanges between wastes and the environment.

Capillary barrier effects appear when a water flow occurs in an unsaturated system comprising a fine grained material (silt or clay for example) over a coarser material (sand in the same example). In such cases, only a small fraction of the water flux that reaches the interface is transmitted to the bottom (coarse) material layer. This phenomenon is favoured when an important grain size and water retention contrast exist between the two adjacent materials. Because gas transport by advection and diffusion is low in highly saturated porous materials, capillary barrier effects are used to induce a moisture-retaining layer in cover systems that aim at limiting gas flux. Such type of system has also been used for restricting the infiltration of water, as capillary barrier effects tend to divert water at the interface and therefore limit the percolation through the cover.

The unidimensional hydraulic behavior of CCBE is pretty well known, and it has served as a design basis for covers installed on reactive mine wastes. So far however, little attention has been paid to geometrical (slope inclination and length) effects. The effects of cover geometry for gas barriers have been neglected even when systems were placed on the side of stacks which can have slope angles up to 20°. This has lead to misleading conclusions, and sometimes unsafe design. The latter effects have nevertheless been studied for layered systems in other fields, including covers which solely aim at limiting

infiltration of water. The main objective of the work presented in this thesis was to investigate the influence of different parameters on the humidity distribution and to relate these parameters to the efficiency of CCBE used to restrict water and gas transport, with an emphasis on the effects of cover geometry.

For that purpose, numerical and physical modeling have been performed. Laboratory and *in situ* tests were conducted with various layered cover systems at different scales to evaluate their hydraulic behavior under well controlled conditions, making successful comparisons between 1D, 2D and 3D calculations and actual observations. The influence of cover geometry was further investigated with a new and original experimental set up, called the laboratory inclined box, which allowed direct measurements of critical parameters. These experiments showed that desaturation can occur in the moisture-retaining layer of a CCBE when the system is significantly inclined (slope angle greater than about 9° for the experimental case at hand). Comparisons were also made between observed water diversion capacity of the capillary barriers and behavior predicted from analytical solutions and numerical calculations. The various results showed a good correlation between the tendencies deduced from the experimental measurements and most of the calculations, which provided general guidelines for the design of such cover systems.

This study also made use of results obtained from an instrumented CCBE built on a real large scale site (i.e. LTA site in Abitibi), which is one of the first Canadian site rehabilitated with a layered cover system that controls diffusion of oxygen. The *in situ* measurements confirmed that the position in the slope greatly affects the response of the cover, as was equally shown with unsaturated flow modelling calculations. A parametric study was then performed based on various numerical analyses of unsaturated water flow through a portion of the cover placed on the side of the LTA stack. The detailed results were used by the author to establish empirical relationships for assessing, based on

simple system properties, the performance of the CCBE. The proposed relationships are simple to apply as they only require as inputs the inclination of the slope and the Air Entry Value of the fine material, which are in fact the two most important parameters to consider for design.

In addition to the geometrical effects, one can find in the thesis other results from a four years *in situ* experimental study conducted to investigate the influence of site conditions on the performance of CCBE placed on reactive tailings to limit the oxidation of sulphide minerals. The results obtained from the Manitou experimental cells during those four years showed that the different CCBE were efficient, at varying levels albeit, to limit the production of Acid Mine Drainage (AMD) ensuing from pyrite oxidation in the tailings. This original project has also confirmed that the predicted theoretical efficiency deduced from the water content profile was supported by a noticeable increase in the leachate quality.

The different results presented in this thesis finally helped confirm the initial assumption, that hydraulic behavior of CCBE can be predicted by numerical modeling, providing proper care is taken to establish the material properties and constitutive functions. It has also been clearly demonstrated that geometry affects the behavior and performance of CCBE. Hence, design of that type of cover system must involve a careful analysis of the relevant aspect, for which guidelines are provided in the thesis.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	IV
REMERCIEMENTS	V
RÉSUMÉ.....	VI
ABSTRACT.....	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XIX
LISTE DES FIGURES.....	XXI
LISTE DES SYMBOLES ET ACRONYMES.....	XLIV
CHAPITRE I - INTRODUCTION.....	1
1.1 Généralités.....	1
1.2 Problématique du drainage minier acide	2
1.3 Généralités sur les CEBC	5
1.4 Description du projet de la thèse	8
CHAPITRE II - ÉCOULEMENT DE L'EAU DANS LES MATÉRIAUX POREUX NON SATURÉS	11
2.1 Écoulement de l'eau en milieu non saturé.....	12

2.2	Caractéristiques des sols en milieu non saturé	15
2.2.1	Courbes de rétention d'eau	15
2.2.2	Fonctions de perméabilité.....	20
2.2.3	Effets d'hystérésis.....	26
2.3	Méthodes numériques pour simuler l'écoulement de l'eau en milieu poreux.....	31
2.3.1	Équations d'écoulement utilisées dans les modèles numériques	33
2.3.2	Fonctionnement général des méthodes numériques	36
2.3.3	Méthodes par différences finies.....	37
2.3.4	Méthode des éléments finis	38
2.3.5	Différents modèles numériques pour l'écoulement en milieu non saturé	41
CHAPITRE III - EFFETS DE BARRIÈRE CAPILLAIRE		44
3.1	Introduction	45
3.2	Schématisation du phénomène	48
3.3	Représentation mathématique du cas 1D	50
3.4	Influence des principaux paramètres du cas 1D	53
3.4.1	Études paramétriques à l'aide de méthodes analytiques.....	53
3.4.2	Études paramétriques par méthodes numériques.....	58
	Résultats tirés de la littérature	58
	Études numériques réalisées dans cette étude	60
3.5	Comportement hydrique <i>in situ</i> de CEBC	73
3.5.1	Description des cellules expérimentales.....	73
3.5.2	Instrumentation et auscultation des cellules	78
	Teneur en eau volumique	78
	Succion matricielle	80

3.5.3 Résultats	82
3.5.4 Comparaison entre les mesures de terrain et la modélisation numérique.....	90
Fonctions hydriques et conditions frontières.....	90
a) Modélisation unidimensionnelle	92
b) Modélisation axisymétrique	94
c) Modélisation tridimensionnelle.....	97
3.6 Compléments sur l'efficacité des CEBC pour limiter la diffusion des gaz.....	107
3.7 Dernières remarques sur les effets de barrière capillaire.....	110
 CHAPITRE IV - EFFETS DE BARRIÈRE CAPILLAIRE POUR DES ÉCOULEMENTS BI- DIMENSIONNELS.....	 112
4.1 Équations usuelles pour l'écoulement dans une pente	113
4.2 Solution analytique de Ross (1990).....	116
4.2.1 Modifications de Steenhuis et <i>al.</i> (1991).....	119
4.2.2 Modifications de Stormont (1995a).....	121
4.3 Solution analytique de Morel-Seytoux (1994)	124
4.4 Solutions de Warrick et <i>al.</i> (1997)	127
4.5 Comparaison entre les solutions analytiques.....	130
4.6 Effets de la pente : modèles physiques et numériques	134
4.7 Principales remarques concernant l'effet de la pente sur le comportement hydriques de barrières capillaires	140

CHAPITRE V - COMPORTEMENT HYDRIQUE DE BARRIÈRES CAPILLAIRES INCLINÉES :

ÉTUDE 2D EN LABORATOIRE.....	142
5.1 Essais en laboratoire.....	142
5.1.1 Description du dispositif expérimental.....	143
5.1.2 Caractéristiques des matériaux.....	146
5.1.3 Essais réalisés.....	150
5.1.4 Résultats.....	154
Essai S1.....	154
Essai S2.....	157
Essai S3.....	159
Essai S4.....	160
Essai S5.....	164
Essai S6.....	166
Essai S7.....	169
Essai S8.....	171
Essai S9.....	172
Essai S10.....	174
5.2 Modélisations numériques.....	176
5.2.1 L'essai S1.....	180
5.2.2 L'essai S2.....	182
5.2.3 L'essai S3.....	184
5.2.4 L'essai S4.....	187
5.2.5 L'essai S5.....	189
5.2.6 L'essai S6.....	189
5.2.7 L'essai S7.....	192
5.2.8 L'essai S8.....	194
5.2.9 L'essai S9.....	195

5.2.10 L'essai S10	198
5.3 Analyse des résultats	198
5.3.1 Effets de la pente sur la répartition des pressions.....	200
5.3.2 Évaluation de la longueur effective du bris capillaire L.....	201
5.3.4 Effet de la troisième couche	208
5.3.5 Influence des fonctions hydriques	210
5.3.6 Effets d'hystérésis.....	215
5.3.7 Effets des parois	218
5.3.8 Effet du taux de précipitation sur la valeur de L	222
5.3.9 Effet du type matériau fin.....	230
5.4 Principales remarques sur l'étude en laboratoire.....	235
CHAPITRE VI - COMPORTEMENT HYDRIQUE DE CEBC EN 2D : MODÉLISATION D'UN CAS RÉEL	239
6.1 Présentation du site étudié.....	240
6.2 Modélisations numériques.....	246
6.2.1 Description du modèle numérique.....	246
6.2.2 Fonctions hydriques des matériaux simulés	247
6.2.3 Conditions frontières simulées	249
6.2.4 Résultats des modélisations numériques	250
LTA-1	251
LTA-2	254
LTA-3	256
LTA-4	258
LTA-5	258
LTA-6	261

LTA-7	261
LTA-8	264
LTA-9	264
LTA-10	267
LTA-11	267
LTA-12	270
6.3 Analyses des résultats des modélisations numériques.....	270
6.3.1 Efficacité des couvertures.....	270
6.3.2 Relations empiriques pour estimer l'efficacité d'une CEBC en drainage	277
6.4 Comportement réel de la CEBC placée sur le site LTA.....	281
6.4.1 Modèle et fonctions simulés.....	281
6.4.2 Comparaison entre les résultats prédits et mesurés	284
6.5 Amélioration de la performance d'une CEBC	285
6.5.1 Drain de pied	290
6.5.2 Bris hydrauliques	294
Effet du bris en période de drainage prolongée	298
Effets d'une fonction d'infiltration	301
Effet de la localisation du bris	303
Effet de la mise en place de 2 bris hydrauliques	305
Sommaire des résultats obtenus pour les bris hydrauliques	307
6.5.3 Autres modifications possibles.....	309
6.6 Autres considérations: efficacité réelle et coûts des CEBC	311
6.7 Résumé des principaux résultats obtenus	317
CHAPITRE VII - CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS.....	320

RÉFÉRENCES.....	326
ANNEXE - RÉSULTATS DÉTAILLÉS DES MODÉLISATIONS NUMÉRIQUES	356

LISTE DES TABLEAUX

<u>Tableau 1.1</u> : Qualité des eaux de certaines mines canadiennes affectées par le DMA (tiré de Anon., 1987)	3
<u>Tableau 2.1</u> : Équations des principaux modèles pour la description de la courbe de rétention d'eau à partir de points expérimentaux	18
<u>Tableau 2.2</u> : Résumé des caractéristiques des principaux modèles numériques existant qui permettent de simuler des écoulements non saturés.....	43
<u>Tableau 3.1</u> : Principales caractéristiques des sols utilisés dans l'étude paramétrique de Morel-Seytoux (1992b).....	54
<u>Tableau 3.2</u> : Principales caractéristiques des sols utilisés dans l'étude paramétrique de Shakelford et <i>al.</i> (1994)	57
<u>Tableau 3.3</u> : Principales caractéristiques du logiciel SEEP/W.....	61
<u>Tableau 3.4</u> : Résumé des paramètres hydriques des matériaux étudiés	62
<u>Tableau 3.5</u> : Configuration des cellules expérimentales	75
<u>Tableau 3.6</u> : Principales propriétés des matériaux utilisés dans les cellules expérimentales	78
<u>Tableau 3.7</u> : Résultats des calculs de flux stationnaire à travers une CEBC.....	110
<u>Tableau 4.1</u> : Principales solutions analytiques pour déterminer la capacité de diversion de barrières capillaires homogènes en régime permanent.....	131
<u>Tableau 4.2</u> : Principales caractéristiques des matériaux de la barrière capillaire utilisée à titre d'exemple.....	133
<u>Tableau 5.1</u> : Résumé des paramètres hydriques des matériaux étudiés	147

<u>Tableau 5.2</u> : Description des conditions des essais réalisés en boîte inclinée.....	151
<u>Tableau 5.3</u> : Principaux paramètres utilisés dans les solutions analytiques visant à évaluer la longueur effective du bris capillaire.....	202
<u>Tableau 5.4</u> : Comparaison entre les valeurs de L estimées par les solutions analytiques, les modélisations numériques et celles mesurées expérimentalement pour les essais sur boîtes inclinées.....	205
<u>Tableau 6.1</u> : Principaux résultats des analyses granulométriques, des essais de densité relative, de compactage et de limites de consistance (tirés de Golder et associés, 1996).....	244
<u>Tableau 6.2</u> : Résumé des principales caractéristiques hydriques des matériaux utilisés dans les simulations numériques.....	248
<u>Tableau 6.3</u> : Description sommaire des modélisations numériques réalisées sur la pente de la CEBC placée sur le site LTA.....	251
<u>Tableau 6.4</u> : Coefficients de diffusion effectifs des pentes étudiées pour différentes périodes de drainage.....	274
<u>Tableau 6.5</u> . Modélisations numériques réalisées pour évaluer l'impact des bris hydrauliques.....	297
<u>Tableau 6.6</u> . Coefficients de diffusion effectif moyen dans la couche de rétention d'eau pour les différentes simulations numériques.....	299
<u>Tableau A.1</u> : Description sommaire des modélisations numériques réalisées sur la pente de la CEBC placée sur le site LTA.....	356

LISTE DES FIGURES

<u>Figure 1.1</u> :	Représentation schématique des diverses étapes pour l'évaluation d'un recouvrement de type CEBC (tirée d'Aubertin et <i>al.</i> , 1996a)	7
<u>Figure 2.1</u> :	Volume élémentaire de sol avec le bilan des débits (tirée de Hillel, 1980)	12
<u>Figure 2.2</u> :	Courbes de rétention d'eau schématisées pour un sable et un silt (adaptée de Freeze et Cherry, 1979)	16
<u>Figure 2.3</u> :	Fonctions de perméabilité schématisées pour un sable et un silt (tirée d'Aubertin et <i>al.</i> , 1995).....	21
<u>Figure 2.4</u> :	Courbes de rétention d'eau schématisées avec effets d'hystérésis; IDC est la courbe initiale en drainage, MWC est la courbe principale en mouillage, MDC est la courbe principale en drainage, PDSC est une courbe intermédiaire en drainage, PWSC est une courbe intermédiaire en mouillage (inspirée de Gillham et <i>al.</i> , 1976).....	28
<u>Figure 2.5</u> :	Fonctions de perméabilité schématisées avec effets d'hystérésis; IDC est la courbe initiale en drainage, MWC est la courbe principale en mouillage, MDC est la courbe principale en drainage, PDSC est une courbe intermédiaire en drainage, PWSC est une courbe intermédiaire en mouillage (inspirée de Mualem, 1976b)	29
<u>Figure 2.6</u> :	Approche conceptuelle pour la modélisation hydrogéologique de problèmes réels (inspirée de Woessner et Anderson, 1996)	32
<u>Figure 3.1</u> :	Schématisation du mouvement de l'eau dans une barrière capillaire (tirée de Morel-Seytoux, 1992b).....	47

Figure 3.2 : Courbes de rétention d'eau schématisées pour un sable et un silt avec explication des phénomènes d'effets de barrière capillaire (tirée d'Aubertin et <i>al.</i> , 1995).....	49
Figure 3.3 : Influence de la succion capillaire efficace (HCEF dans la figure) sur le flux transmis à la couche de matériau grossier (tirée Morel-Seytoux, 1992a)	55
Figure 3.4 : Influence du taux de précipitation (r dans la figure) sur le flux transmis à la couche de matériau grossier (tirée Morel-Seytoux, 1992a)	56
Figure 3.5 : Flux transmis versus le temps pour a) différents degrés de saturation initiaux (identifiés S_{if}) et b) différentes conductivités hydrauliques saturées (identifiées K_f)(tirée de Shackelford et <i>al.</i> , 1994).....	57
Figure 3.6 : Courbes de rétention d'eau des matériaux étudiés	62
Figure 3.7 : Fonctions de perméabilité des matériaux étudiés	64
Figure 3.8 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 1	66
Figure 3.9 : Profil de succion pour la modélisation 1	66
Figure 3.10 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 2	67
Figure 3.11 : Profil de succion pour la modélisation 2	67
Figure 3.12 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 3	68
Figure 3.13 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 4	68
Figure 3.14 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 5	69
Figure 3.15 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 6	71
Figure 3.16 : Profil de succion pour la modélisation 6	71
Figure 3.17 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 7	72

<u>Figure</u> 3.18 : Profil de succion pour la modélisation 7	72
<u>Figure</u> 3.19 : Description schématique d'une cellule expérimentale	75
<u>Figure</u> 3.20 : Forme des cellules expérimentales après la mise en place des géomembranes	76
<u>Figure</u> 3.21 : Mise en place de la couche de résidus miniers sulfureux générateurs de DMA	76
<u>Figure</u> 3.22 : Mise en place des couches de la CEBC	77
<u>Figure</u> 3.23 : Vue d'une cellule après la construction	77
<u>Figure</u> 3.24 : Emplacement de l'instrumentation dans les cellules (exemple de la cellule 1)	80
<u>Figure</u> 3.25 : Valeurs de teneur en eau volumique dans la CEBC de la cellule 1 mesurées à différents temps	83
<u>Figure</u> 3.26 : Valeurs de teneur en eau volumique dans la CEBC de la cellule 2 mesurées à différents temps	83
<u>Figure</u> 3.27 : Valeurs de teneur en eau volumique dans la CEBC de la cellule 3 mesurées à différents temps	84
<u>Figure</u> 3.28 : Valeurs de teneur en eau volumique dans la CEBC de la cellule 4 mesurées à différents temps	84
<u>Figure</u> 3.29 : Valeurs de teneur en eau volumique dans la CEBC de la cellule 5 mesurées à différents temps	85
<u>Figure</u> 3.30 : Comparaison entre les valeurs mesurées aux tensiomètres et avec les blocs Watermark pour évaluer la succion dans les couches des CEBC... ..	86
<u>Figure</u> 3.31 : Valeurs de succion dans la CEBC de la cellule 1 mesurées à différents temps	87

Figure 3.32 : Valeurs de succion dans la CEBC de la cellule 2 mesurées à différents temps.....	88
Figure 3.33 : Valeurs de succion dans la CEBC de la cellule 3 mesurées à différents temps.....	88
Figure 3.34 : Valeurs de succion dans la CEBC de la cellule 4 mesurées à différents temps.....	89
Figure 3.35 : Valeurs de succion dans la CEBC de la cellule 5 mesurées à différents temps.....	89
Figure 3.36 : Courbes de rétention d'eau des matériaux utilisés dans les modélisations numériques.....	91
Figure 3.37 : Fonctions de perméabilité des matériaux utilisés dans les modélisations numériques.....	91
Figure 3.38 : Maillage utilisé pour la modélisation numérique unidimensionnelle.....	93
Figure 3.39 : Profils de la teneur en eau volumique pour différents temps de drainage obtenus à l'aide de la simulation numérique unidimensionnelle.....	93
Figure 3.40 : Maillage utilisé pour l'analyse axisymétrique d'une cellule expérimentale.....	95
Figure 3.41 : Profils de la teneur en eau volumique le long de l'axe de symétrie (coupe A-A' à la figure 3.40) pour différents temps de drainage obtenus à l'aide de la simulation axisymétrique.....	96
Figure 3.42 : Profils de la teneur en eau volumique au centre de la section étudiée (identifiée B-B' à la figure 3.40) pour différents temps de drainage obtenus à l'aide de la simulation axisymétrique.....	97
Figure 3.43 : Modèle utilisé pour valider le logiciel tridimensionnel FEMWATER..	100

<u>Figure</u> 3.44 :	Teneur en eau volumique du prisme après 24 heures de drainage.....	100
<u>Figure</u> 3.45 :	Teneur en eau volumique du prisme après 7 jours de drainage.....	101
<u>Figure</u> 3.46 :	Teneur en eau volumique du prisme après 14 jours de drainage.....	101
<u>Figure</u> 3.47 :	Profils de teneur en eau volumique prédits dans un essai en colonne à l'aide de SEEP/W (Aubertin et <i>al.</i> , 1998b)	102
<u>Figure</u> 3.48 :	Modèle tridimensionnel utilisé pour simuler, à l'aide du logiciel FEMWATER, une période de sécheresse de 40 jours dans la cellule 3	104
<u>Figure</u> 3.49 :	Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 3 jours de drainage évalués à l'aide du logiciel FEMWATER (losanges bleus = drains)	104
<u>Figure</u> 3.50 :	Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 7 jours de drainage évalués à l'aide du logiciel FEMWATER (losanges bleus = drains)	105
<u>Figure</u> 3.51 :	Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 15 jours de drainage évalués à l'aide du logiciel FEMWATER (losanges bleus = drains)	105
<u>Figure</u> 3.52 :	Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 30 jours de drainage évalués à l'aide du logiciel FEMWATER (losanges bleus = drains)	106
<u>Figure</u> 3.53 :	Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 40 jours de drainage évalués à l'aide du logiciel FEMWATER (losanges bleus = drains)	106
<u>Figure</u> 3.54 :	Relation entre le coefficient de diffusion effectif et le degré de saturation évaluée à l'aide du modèle d'Eberling et <i>al.</i> (1994).....	108
<u>Figure</u> 4.1 :	Systèmes de coordonnées utilisés dans ce document.....	114

Figure 4.2 :	Paramètres impliqués dans l'écoulement d'un système bi-couche incliné (tirée de Zaslavsky et Sinai, 1981a).....	116
Figure 4.3 :	Abaques permettant d'évaluer la capacité de diversion d'une barrière capillaire inclinée d'un angle β à partir des paramètres de l'équation de van Genuchten (1980) et du rapport précipitation (identifiée q dans la figure) sur conductivité hydraulique saturée (identifiée K_s dans la figure) (tirée de Warrick et <i>al.</i> , 1997).....	130
Figure 4.4 :	Longueurs effectives du bris capillaire déterminées à l'aide des principales solutions analytiques pour un silt placé sur un sable.....	134
Figure 5.1 :	Plan du dispositif expérimental appelé boîte inclinée	143
Figure 5.2 :	Photographie du dispositif expérimental	144
Figure 5.3 :	Courbe d'étalonnage pour évaluer la teneur en eau volumique à l'aide des sondes RDT	145
Figure 5.4 :	Courbes granulométriques des deux sols utilisés dans les essais en boîte inclinée.....	148
Figure 5.5 :	Courbes de rétention d'eau des deux sols utilisés dans les essais en boîte inclinée.....	148
Figure 5.6 :	Fonctions de perméabilité des deux sols utilisés dans les essais en boîte inclinée évaluées à l'aide du modèle de Mualem (1976a) et de Burdine (1953).....	149
Figure 5.7 :	Schématisation des essais sur systèmes bi-couches: a) essai S1; b) essais S2 et S3 (pente 6 :1); c) essais S4 et S5 (pente 3 :1).....	152
Figure 5.8 :	Schématisation des essais sur systèmes tri-couches: a) essai S6; b) essais S7 et S8 (pente 6 :1); c) essais S9 et S10 (pente 3 :1).....	153

Figure 5.9 :	Photographie du front de mouillage après 26 minutes de précipitation pour l'essai S1.....	155
Figure 5.10 :	Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S1	156
Figure 5.11 :	Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S2	158
Figure 5.12 :	Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S2 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)	159
Figure 5.13 :	Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S3	161
Figure 5.14 :	Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S3 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)	162
Figure 5.15 :	Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S4	163
Figure 5.16 :	Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S4 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)	164
Figure 5.17 :	Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S5	165
Figure 5.18 :	Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S5 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)	166
Figure 5.19 :	Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S6	168
Figure 5.20 :	Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S7	170
Figure 5.21 :	Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S7 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)	171
Figure 5.22 :	Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S8	173

<u>Figure 5.23</u> : Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S8 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)	174
<u>Figure 5.24</u> : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S9	175
<u>Figure 5.25</u> : Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S9 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)	176
<u>Figure 5.26</u> : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S10	177
<u>Figure 5.27</u> : Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S10 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)	178
<u>Figure 5.28</u> : Exemple de maillage utilisé pour la modélisation numérique d'un essai bi-couche en boîte inclinée (les triangles verts représentent une condition de flux unitaire alors que les cercles rouges représentent des conditions de drain)	179
<u>Figure 5.29</u> : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S1.	182
<u>Figure 5.30</u> : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S2	185
<u>Figure 5.31</u> : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S3.	186
<u>Figure 5.32</u> : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S4	188
<u>Figure 5.33</u> : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S5	190

Figure 5.34 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S6	191
Figure 5.35 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S7	193
Figure 5.36 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S8	196
Figure 5.37 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S9	197
Figure 5.38 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S10	199
Figure 5.39 : Pressions à l'interface pour les essais bi-couches S1, S2 et S5	200
Figure 5.40 : Vitesse de l'eau a) en x et b) en y à l'interface entre le gravier et le sable pour l'essai S4 à la fin de la période de mouillage	203
Figure 5.41 : Représentation schématique de l'écoulement de l'eau dans une couverture avec effets de barrière capillaire inclinée.....	204
Figure 5.42 : Comparaison entre les valeurs de L estimées et mesurées et celles prédites par la solution analytique de Morel-Seytoux (1994).....	206
Figure 5.43 : Succions à l'interface du bas entre la couche de sable et de gravier pour les essais bi-couches S2 et S5 ainsi que les essais tri-couches S8 et S10	209
Figure 5.44 : Courbes de rétention d'eau du sable et du gravier évaluées à l'aide d'un essai en colonne et de mesures directes dans la boîte inclinée	212
Figure 5.45 : Fonctions de perméabilité du sable et du gravier évaluées à l'aide de l'équation analytique approchée proposée par van Genuchten (1980) du modèle de Mualem (1976a)	212

- Figure 5.46 :** Profils de succion de la simulation numérique de l'essai S2 avec des fonctions hydriques différentes, soit celles provenant de l'essai en colonne (identifié Colonne dans la légende) et celles évaluées à partir des mesures directes prises dans la boîte inclinée 213
- Figure 5.47 :** Profils de teneur en eau volumique de la simulation numérique de l'essai S2 avec des fonctions hydriques différentes, soit celles provenant de l'essai en colonne (identifié Colonne dans la légende) et celles évaluées à partir des mesures directes prises dans la boîte inclinée..... 214
- Figure 5.48 :** Courbes caractéristiques de succion du sable, en tenant compte des phénomènes d'hystérésis, évaluées à l'aide de l'équation de van Genuchten (1980) 215
- Figure 5.49 :** Fonctions de perméabilité du sable, en tenant compte des phénomènes d'hystérésis, évaluées à l'aide de l'équation de van Genuchten-Mualem (1980) 216
- Figure 5.50 :** Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S1 en tenant compte des effets d'hystérésis..... 217
- Figure 5.51 :** Contours de pression après 2 heures de mouillage pour l'essai S5. 218
- Figure 5.52 :** Représentation du modèle alternatif utilisé pour évaluer l'effet du mur du bas de la boîte sur le comportement hydrique du système..... 219
- Figure 5.53 :** Comparaison entre les profils de succion avec mur ou avec modèle de la figure 5.52 : a) profil pris au haut de la pente avec modèle de la figure 5.52, b) profil pris au haut de la pente avec mur, c) profil pris au bas de la pente avec modèle de la figure 5.52, d) profil pris au bas de la pente avec mur 220

- Figure 5.54** : Comparaison, avec mur ou avec modèle de la figure 5.52, entre les vitesses de l'eau a) en x et b) en y à l'interface entre le gravier et le sable pour l'essai S4 après 3 heures de mouillage..... 221
- Figure 5.55** : Vecteurs vitesse de l'eau dans la barrière capillaire soumise à un taux de précipitation de $5,1 \times 10^{-6}$ m/s ($1/10 k_{sat}$ du sable): a) vue d'ensemble, b) grossissement du point DDL..... 224
- Figure 5.56** : Vitesse de l'eau en y à l'interface entre le gravier et le sable pour les 2 premiers mètres au haut de la pente de l'essai avec un taux de précipitation de $5,1 \times 10^{-6}$ m/s. 225
- Figure 5.57** : Vecteurs vitesse de l'eau dans la barrière capillaire soumise à un taux de précipitation de 1×10^{-6} m/s : a) vue d'ensemble, b) grossissement du point DDL..... 226
- Figure 5.58** : Vitesse de l'eau en y à l'interface entre le gravier et le sable pour l'essai avec un taux de précipitation de 1×10^{-6} m/s 227
- Figure 5.59** : Vecteurs vitesse de l'eau dans la barrière capillaire soumise à un taux de précipitation de $5,1 \times 10^{-7}$ m/s..... 227
- Figure 5.60** : Vitesse de l'eau en y à l'interface entre le gravier et le sable pour l'essai avec un taux de précipitation de 5×10^{-7} m/s 228
- Figure 5.61** : Longueurs effectives du bris capillaire prédites par les modèles analytiques et les modélisations numériques pour différents taux de précipitation appliqués sur la géométrie montrée à la figure 5.55 229
- Figure 5.62** : Courbes de rétention d'eau des deux sols utilisés dans la modélisation numérique d'une CEBC ayant une longueur de 10,5 m faite d'un silt sur un sable 231

- Figure 5.63 :** Fonctions de perméabilité des deux sols utilisés dans la modélisation numérique d'une CEBC ayant une longueur de 10,5 m faite d'un silt sur un sable. 231
- Figure 5.64 :** Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 60 jours de drainage et profils de teneur en eau au haut et au bas de la pente après 2 heures et 60 jours de drainage pour le cas d'une surface libre au bas de la CEBC 233
- Figure 5.65 :** Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 60 jours de drainage et évolution des profils de teneur en eau au haut et au bas de la pente pour une surface libre placée à environ 1 m sous la base de la couverture 234
- Figure 5.66 :** Évolution de la teneur en eau volumique au haut de la couche de silt et à l'interface silt-sable en fonction de la distance par rapport au dessus de la pente ($x = 0$ correspond au haut de la pente) 235
- Figure 6.1 :** Vue en plan du parc à résidus miniers LTA (tirée de Golder et associés, 1996) 241
- Figure 6.2 :** Photographie montrant les différentes couches du recouvrement installé sur le site LTA (tirée de Ricard et *al.*, 1999) 242
- Figure 6.3 :** Vue en section de la CEBC avec l'emplacement approximatif des instruments (tirée de Golder et associés, 1999) 242
- Figure 6.4 :** Courbes de rétention d'eau typiques pour les différents matériaux de construction utilisés sur le site LTA (tirée de Ricard et *al.*, 1997a) 245
- Figure 6.5 :** Vue d'ensemble du site LTA après restauration (tirée de Golder et associés, 1999) 245
- Figure 6.6 :** Exemple d'un modèle utilisé pour simuler numériquement la CEBC placée sur la digue Sud-Est du parc à résidus miniers LTA 247

- Figure 6.7 :** Courbes caractéristiques de succion des matériaux utilisés dans les modélisations numériques du site LTA 248
- Figure 6.8 :** Fonctions de perméabilité des matériaux utilisés dans les modélisations numériques du site LTA 249
- Figure 6.9 :** Résultats de la simulation LTA-1 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion..... 253
- Figure 6.10 :** Résultats de la simulation LTA-2 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion..... 255
- Figure 6.11 :** Résultats de la simulation LTA-3 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion..... 257
- Figure 6.12 :** Résultats de la simulation LTA-4 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion..... 259
- Figure 6.13 :** Résultats de la simulation LTA-5 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion..... 260

- Figure 6.14 :** Résultats de la simulation LTA-6 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion..... 262
- Figure 6.15 :** Résultats de la simulation LTA-7 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion..... 263
- Figure 6.16 :** Résultats de la simulation LTA-8 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion..... 265
- Figure 6.17 :** Résultats de la simulation LTA-9 après une recharge de 24 heures présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion 266
- Figure 6.18 :** Résultats de la simulation LTA-10 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion 268
- Figure 6.19 :** Résultats de la simulation LTA-11 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion 269

- Figure 6.20** : Résultats de la simulation LTA-12 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion 271
- Figure 6.21** : Représentation schématique du découpage de la CEBC inclinée pour estimer le coefficient de diffusion effectif moyen de la pente (D_{e_pente}) 273
- Figure 6.22** : Influence de la pression à l'entrée d'air ψ_a (ou AEV), du temps de drainage et de la longueur de la pente sur le coefficient de diffusion effectif moyen D_{e_pente} de la couverture 275
- Figure 6.23** : Influence de l'inclinaison sur le coefficient de diffusion effectif moyen D_{e_pente} , pour une longueur de pente de 50 m 276
- Figure 6.24** : Relation entre la performance normalisée par la couverture ($D_{e_pente}/\tan(\alpha)$) et la capacité de rétention d'eau (ψ_a) du matériau fin pour divers temps de drainage 278
- Figure 6.25** : Relation modifiée entre la performance normalisée ($D_{e_pente}/\tan(\alpha)$) et la capacité de rétention d'eau (AEV) du matériau fin avec l'ajout de conditions limites appropriées 280
- Figure 6.26** : Précipitations, évaporation et infiltration sur le dessus de la CEBC du site LTA obtenues avec le logiciel HELP (Schroeder et *al.*, 1994) 283
- Figure 6.27** : Profils de succion et de degré de saturation pris au haut (Profil 1) de la pente à l'été 1997, provenant de simulations numériques (symboles vides) et de mesures de terrain (symboles pleins)..... 286
- Figure 6.28** : Profils de succion et de degré de saturation pris à $y=7m$ (Profil 2) de la pente à l'été 1997, provenant de simulations numériques (symboles vides) et de mesures de terrain (symboles pleins)..... 287

- Figure 6.29** : Profils de succion et de degré de saturation pris à $y=3\text{m}$ (Profil 3) de la pente à l'été 1997, provenant de simulations numérique (symboles vides) et de mesures de terrain (symboles pleins)..... 288
- Figure 6.30** : Résultats de la simulation de la CEBC du site LTA pour le 5 juillet 1997 présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique 289
- Figure 6.31** : Résultats de la simulation de la CEBC du site LTA pour le 15 juillet 1997 présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique 289
- Figure 6.32** : Résultats de la simulation de la CEBC du site LTA pour le 4 août 1997 présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique 290
- Figure 6.33** : Vue agrandie du bas de la pente des deux modèles étudiés : avec drain de pied élargi ou drain de pied réel 291
- Figure 6.34** : Fonctions lissées des débits spécifiques appliqués sur le dessus de la couverture établies à partir des données météorologiques moyennes des mois de mai ($t=1,3 \times 10^6$ s), juin ($t=3,9 \times 10^6$ s), juillet ($t=6,6 \times 10^6$ s) et août ($t=9,2 \times 10^6$ s) de l'année 1997 293
- Figure 6.35** : Degré de saturation calculé dans la couche de rétention d'eau de la CEBC en fonction de la position selon l'axe s , avec ou sans modification du drain de pied 293
- Figure 6.36** : Configuration du bris hydraulique expérimental placé sur le site LTA (Golder et associés, 1999)..... 295
- Figure 6.37** : Photographie prise lors de la mise en place du bris hydraulique expérimental placé sur le site LTA (Golder et associés, 1999) 295

- Figure 6.38** : Exemple de modèle utilisé pour simuler l'effet d'un bris hydraulique dans une CEBC inclinée 297
- Figure 6.39** : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC sans bris hydraulique soumise à une période de drainage prolongée de (de 7 à 60 jours) 299
- Figure 6.40** : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec un bris hydraulique au bas soumise à une période de drainage prolongée (de 7 à 60 jours) 300
- Figure 6.41** : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec ou sans bris hydraulique au bas soumise à une période de drainage prolongée de 30 jours 300
- Figure 6.42** : Fonction d'infiltration intégrée dans les modélisations numériques BH-3, BH-4, BH-5, BH-6 et BH-7 301
- Figure 6.43** : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC sans bris hydraulique soumise au taux d'infiltration de la figure 6.39 302
- Figure 6.44** : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec bris hydraulique au bas soumise au taux d'infiltration de la figure 6.42 302

- Figure 6.45 :** Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec bris hydraulique placé au centre soumise au taux d'infiltration de la figure 6.42..... 304
- Figure 6.46 :** Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec bris hydraulique placé près du haut de la pente soumise au taux d'infiltration de la figure 6.42..... 305
- Figure 6.47 :** Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec 2 bris hydrauliques ($s=10\text{m}$ et $s=30\text{ m}$) soumise au taux d'infiltration de la figure 6.42..... 306
- Figure 6.48 :** Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec 2 bris hydrauliques ($s=10\text{m}$ et $s=30\text{ m}$) soumise à une période drainage de 60 jours 307
- Figure 6.49 :** Le degré de saturation dans la couverture du site LTA avec ou sans bris hydraulique (tiré Golder et associés, 1999) 309
- Figure 6.50:** Représentation schématique d'une couverture avec effets de barrière capillaire placée sur une digue avec palier..... 310
- Figure 6.51:** Contours couleurs des valeurs du degré de saturation mesurées au mois d'août 1997 dans la couche de rétention d'eau de la CEBC placée sur le parc à résidus miniers LTA (Golder et associés, 1999) 311
- Figure 6.52 :** Évolution du pH dans les eaux de percolation des cellules expérimentales installées sur le site Manitou 313

Figure 6.53 : Évolution de la conductivité dans les eaux de percolation des cellules expérimentales installées sur le site Manitou	314
Figure 6.54 : Évolution des concentrations en sulfates dans les eaux de percolation des cellules expérimentales du site Manitou.....	315
Figure 6.55 : Évolution des concentrations en zinc dans les eaux de percolation des cellules expérimentales du site Manitou.....	315
Figure 6.56 : Évolution des concentrations en fer dans les eaux de percolation des cellules expérimentales du site Manitou.....	315
Figure 6.57 : Évolution des concentrations en cuivre dans les eaux de percolation des cellules expérimentales du site Manitou.....	316
Figure A.1 : Profils de succion de la modélisation LTA-1 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage.....	358
Figure A.2 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-1 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage.....	359
Figure A.3 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-1	360
Figure A.4 : Profils de succion de la modélisation LTA-2 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage.....	361
Figure A.5 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-2 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage.....	362
Figure A.6 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-2	363

- Figure A.7 :** Profils de succion de la modélisation LTA-3 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 364
- Figure A.8 :** Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-3 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 365
- Figure A.9 :** Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-3 366
- Figure A.10 :** Profils de succion de la modélisation LTA-4 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 367
- Figure A.11 :** Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-4 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 368
- Figure A.12 :** Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-4 369
- Figure A.13 :** Profils de succion de la modélisation LTA-5 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 370
- Figure A.14 :** Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-5 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 371
- Figure A.15 :** Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-5 372
- Figure A.16 :** Profils de succion de la modélisation LTA-6 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 373

- Figure A.17** : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-6 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 374
- Figure A.18** : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-6 375
- Figure A.19** : Profils de succion de la modélisation LTA-7 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 376
- Figure A.20** : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-7 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 377
- Figure A.21** : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-7 378
- Figure A.22** : Profils de succion de la modélisation LTA-8 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 379
- Figure A.23** : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-8 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 380
- Figure A.24** : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-8 381
- Figure A.25** : Profils de succion de la modélisation LTA-9 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de mouillage après une période de drainage de 60 jours 382

- Figure A.26** : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-9 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de mouillage après une période de drainage de 60 jours 383
- Figure A.27** : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-9 384
- Figure A.28** : Profils de succion de la modélisation LTA-10 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage 385
- Figure A.29** : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-10 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage 386
- Figure A.30** : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-10 387
- Figure A.31** : Profils de succion de la modélisation LTA-11 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage 388
- Figure A.32** : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-11 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage 389
- Figure A.33** : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-11 390
- Figure A.34** : Profils de succion de la modélisation LTA-12 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage 391

Figure A.35 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-12 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage..... 392

Figure A.36 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-12 393

LISTE DES SYMBOLES ET ACRONYMES

$a_{1,2...7}$	Constantes de l'équation générale proposée par Leong et Rahardjo (1997a) pour représenter les courbes de rétention d'eau
a	Paramètre de l'équation de Gardner pour décrire la courbe de rétention d'eau
a_k	Coefficients du modèle de Kovacs (1981)
a_f	Valeur approximative de ψ_a du modèle de Fredlund et Xing (1994) [$ML^{-1}T^{-2}$]
a_s	Paramètre du sol (appelé " <i>Sorptive number</i> ") pour les modèles de Gardner (1958) et Rijtema (1965)
AEV	Pression d'entrée d'air (" <i>Air Entry Value</i> ") (aussi ψ_a) [$ML^{-1}T^{-2}$]
dA	Surface unitaire parallèle à la surface du sol [L^2]
b	Épaisseur de la couche fine du système bicouche incliné étudié par Ross (1990), Steenhuis et al. (1991) et Stormont (1995a) [L]
b_1, b_2	Constantes de l'équation générale proposée par Leong et Rahardjo (1997a) pour représenter les courbes de rétention d'eau
b_F	Épaisseur maximale de la couche fine selon l'équation proposée par Nicholson et al. (1989) [L]
b_k	Paramètre du modèle Kovacs modifié
[B]	Matrice des dérivées des coordonnées de surface
$c(\psi)$	Fonction de correction du modèle de Fredlund et Xing (1994)
$C(\psi)$	Capacité de stockage définie par $d\theta/d\psi$ où θ est la teneur en eau volumique
$C(t)$	Concentration d'oxygène dans la phase gazeuse au temps t [ML^{-3}]
C_c	Coefficient de concavité
CEBC	Couverture avec effets de barrière capillaire

C-G	Modèle de Childs et Collis-George (1950)
C_U	Coefficient d'uniformité = D_{60}/D_{10}
D	Épaisseur de la couche de sol fin (Morel-Seytoux, 1992b) [L]
$D(\theta)$	Diffusivité définie par $k(\theta) d\psi/d\theta$
D_a^0	Coefficient de diffusion dans l'air ($1,8 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$) [L^2T^{-1}]
D_e	Coefficient de diffusion effectif [L^2T^{-1}]
D_{eD}	Coefficient de diffusion effectif de design [L^2T^{-1}]
D_{e_pente}	Coefficient de diffusion effectif moyen de la couche de rétention d'eau d'une CEBC inclinée [L^2T^{-1}]
D_w^0	Coefficient de diffusion dans l'eau ($2,2 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$) [L^2T^{-1}]
D_{10}	Diamètre des grains pour avoir 10 % de la masse avec un plus petit diamètre [L]
D_{60}	Diamètre des grains pour avoir 60 % de la masse avec un plus petit diamètre [L]
D_r	Densité relative des grains solides
DMA	Drainage minier acide
DDL	L'endroit où les effets de barrière capillaire disparaissent
[D]	Matrice caractéristique élémentaire qui peut s'écrire $[B]^T [k][B]A$
e	Indice des vides
e_{opt}	Indice des vides pour une masse volumique à l'optimum du Proctor modifié
[E]	Matrice massique (stockage)
f_w	Fonction de teneur en eau du modèle de Morel-Seytoux (1992b)
[F]	Vecteurs flux qui représentent les conditions frontières, i.e. $\int_S [L]^T \bar{v}_w dS$
F(t)	Flux diffusif au temps t [$\text{ML}^{-2}\text{T}^{-1}$]
g	Accélération gravitationnelle [LT^{-2}]

h	Charge hydraulique ($\psi + \text{élévation}$) [L]
h_2^*	Valeur maximale de charge atteinte dans le haut de la couche de matériau fin [L]
h_{co}	Montée capillaire moyenne [L]
$h(\psi_w)$	Fonction de distribution indépendante du modèle de Néel-Everett
$\{h\}$	Matrice des charges hydrauliques aux noeuds où la charge équivaut à l'addition de la gravité et de la pression interstitielle
$\{h_{wn}\}$	Matrice des dérivées par rapport au temps des charges hydrauliques au noeuds $\frac{\partial\{h\}}{\partial t}$
H	Constante modifiée sans dimension de Henry (33,9 @ 25°C)
i	Point utilisé par la méthode MDF
i_{cc}	Nombre d'intervalles qui augmente avec la diminution de la teneur en eau volumique (modèle Childs et Collis-George, 1950)
IDC	Courbe initiale en drainage
j_{cc}	Variable pour un compteur de i_{cc} à M
$k(\theta_{i_{cc}})$	Conductivité hydraulique calculée pour une certaine teneur en eau volumique θ_i , correspondant au $i^{\text{ème}}$ intervalle (modèle Childs et Collis-George, 1950) [LT^{-1}]
k_{ψ_r} ou k_r	Conductivité hydraulique à la succion résiduelle [LT^{-1}]
k, k_i	Conductivité hydraulique ou coefficient de perméabilité ($i = x, y$ ou z) [LT^{-1}]
k_0	Conductivité hydraulique à saturation [LT^{-1}]
k_{rel}	Conductivité hydraulique relative
k_{ra}	Perméabilité relative à l'air
k_{sat}	Conductivité hydraulique à saturation [LT^{-1}]
k_{sc}	Conductivité hydraulique saturée calculée (modèle Childs et Collis-George, 1950) [LT^{-1}]

[k] ou K	Tenseur de la conductivité hydraulique
ℓ	Paramètre du modèle de Mualem (1976) qui dépend des propriétés du sol et du fluide
$l(\psi_d)$	Fonction de distribution indépendante du modèle de Néel-Everett
L	Longueur effective du bris capillaire [L]
L_{CEBC}	Longueur de la CEBC inclinée (selon l'axe s) [L]
L_C	Longueur du bris capillaire selon l'axe s [L]
L90	Longueur effective du bris capillaire, évaluée à partir des résultats numériques, qui correspond à 90 % de la vitesse en y au plateau [L]
L plateau	Longueur effective du bris capillaire, évaluée à partir des résultats numériques, qui correspond à la valeur de la vitesse en y au plateau [L]
LTA	Site minier Les Terrains Aurifères
[L]	Matrice des coordonnées des éléments
m_f	Paramètre de lissage de courbe du modèle de Fredlund et Xing (1994) relié à la teneur en eau résiduelle et la fonction de correction $c(\psi)$
m_K	Coefficients ouverts du modèle Kovacs modifié
m_v ,	Constantes d'ajustement du modèle de van Genuchten (1980)
M	Nombre total d'intervalles entre la teneur en eau volumique à saturation et la teneur en eau volumique la plus faible sur la courbe caractéristique de succion (modèle Childs et Collis-George, 1950)
M_i	Paramètre du modèle de Brooks et Corey (1964) pour représenter la courbe de rétention d'eau du matériau i
MDC	Courbe principale en drainage
MDF	Méthode des différences finies
MEF	Méthode des éléments finis
MWC	Courbe principale en mouillage
n	Porosité

n_{CC}	Nombre total d'intervalles calculé entre la teneur en eau volumique à saturation et la teneur en eau zéro (i.e. $\theta = 0$) (modèle Childs et Collis-George, 1950)
n_f	Paramètre de lissage du modèle de Fredlund et Xing (1994) qui contrôle la pente au point d'inflexion de la courbe de rétention d'eau
n_G	Paramètre du modèle de Gardner (1958) pour décrire la courbe de rétention d'eau
n_v	Constantes d'ajustement du modèle de van Genuchten (1980)
N	Coefficient de calcul du modèle de Rijtema (1965)
P (ou r)	Taux de précipitation à la surface [LT^{-1}]
P^*	Rapport entre le taux de précipitation P et la conductivité hydraulique saturée du sol fin k_{sat2}
PDSC	Courbe intermédiaire en drainage
$P(t)$	Fonction de précipitation par rapport au temps
p_i	Paramètre du modèle de Brooks et Corey (1964) pour représenter la fonction de perméabilité du matériau i
P_{CC}	Constante qui tient compte des interactions entre les pores de différentes dimensions (modèle Childs et Collis-George, 1950)
P_t	Taux de précipitation où l'anisotropie des débits est de 1 [LT^{-1}]
PWSC	Courbe intermédiaire en mouillage
$q_{x, y \text{ ou } z}$	Débit spécifique selon les axes x , y ou z [LT^{-1}]
Δq	Variation du débit spécifique dans un volume élémentaire [LT^{-1}]
q_n et q_s	Débits selon les axes n et s [LT^{-1}]
q^*	Fraction du débit transmise à la couche du bas
Q_{max} et $Q_{s \text{ net}}$	Capacité de diversion d'une barrière capillaire [LT^{-1}]
RDT	Technique de la réflectométrie dans le domaine du temps
s et n	Nouveau système de coordonnées incliné
S	Périmètre de l'élément [L]

S_a	Saturation due aux forces d'adhésion
S_c	Saturation due aux forces capillaires
S_e	Degré de saturation effectif
S_{if}	Degré de saturation initial (Shakelford et al., 1994)
S_r	Degré de saturation
S_s	Coefficient élastique de stockage [L^{-1}]
T_s	Tension de surface de l'eau [MT^{-2}]
μ_a	Pression de l'air dans les pores [$ML^{-1}T^{-2}$]
μ_w	Pression de l'eau interstitielle [$ML^{-1}T^{-2}$]
\bar{v}_w	Vitesse de Darcy externe dans la direction perpendiculaire à la frontière de l'élément [LT^{-1}]
V-G	Modèle RETC de van Genuchten et al. (1991)
w_{opt}	Teneur en eau à l'optimum Proctor
\bar{y}_i	Point milieu de la i_{cc}^e intervalle dans l'équation de Childs et Collis-George (1950)
$\Delta x, \Delta y$ et Δz	Dimension de l'arête d'un volume élémentaire cubique [L]
z_{rf}	Élévation du front mouillant réfléchi au-dessus de l'interface sol grossier-sol fin (Morel-Seytoux, 1992b) [L]
α	Angle que fait le système de coordonnées n, s par rapport au système x, y
ξ	Déflexion de l'infiltration par rapport à la verticale en raison de l'anisotropie
ζ	Variable d'intégration dans les modèles de Childs et Collis-George (1950), Burdine (1953), Mualem (1976) et Fredlund et al. (1994)
δ	Paramètre des modèles macroscopiques visant à représenter la conductivité hydraulique en fonction du degré de saturation
λ	Équivaut à $C(\psi)$ dans l'équation d'éléments finis
λ_c	Paramètre de Philip (1985)

η	Paramètre du modèle de Mualem (1976) qui dépend des propriétés du sol et du fluide
θ	Teneur en eau volumique [L^3L^{-3}]
$(\theta_n)_1$	Teneur en eau volumique normalisée au point 1 [L^3L^{-3}]
$(\theta_n)_{1'}$	Teneur en eau volumique normalisée au point 1' [L^3L^{-3}]
$(\theta_n)_{2'}$	Teneur en eau volumique normalisée au point 2' [L^3L^{-3}]
$(\theta_n)_3$	Teneur en eau volumique normalisée au point 3 [L^3L^{-3}]
θ_e	Teneur en eau réduite [L^3L^{-3}]
θ_r	Teneur en eau volumique résiduelle [L^3L^{-3}]
θ_{s1} ou 2	Teneur en eau volumique à saturation du matériau 1 ou 2 [L^3L^{-3}]
θ_0	Teneur en eau volumique à saturation [L^3L^{-3}]
θ_{i1} ou 2	Teneur en eau volumique au moment de l'impact entre le front de mouillage et l'interface dans le matériau 1 ou 2 [L^3L^{-3}]
ψ ou Ψ	Pression négative ou succion [$ML^{-1}T^{-2}$]
ψ_{c1} ou 2, HCEF	Succion capillaire efficace du matériau 1 ou 2 [LT^{-1}]
ψ^*_0	Pression limite à l'entrée d'eau du matériau grossier [$ML^{-1}T^{-2}$]
ψ_1	Succion au point 1 d'une courbe caractéristique de succion schématisée [$ML^{-1}T^{-2}$]
ψ_2	Succion au point 2 d'une courbe caractéristique de succion schématisée [$ML^{-1}T^{-2}$]
ψ_3	Succion au point 3 d'une courbe caractéristique de succion schématisée [$ML^{-1}T^{-2}$]
ψ_{90}	Pression exercée pour une saturation de 90 % [$ML^{-1}T^{-2}$]
ψ_a	Pression d'entrée d'air (" <i>Air Entry Value</i> ") [$ML^{-1}T^{-2}$]
ψ_{aM}	Pression à l'entrée d'air (ou AEV) en mouillage [$ML^{-1}T^{-2}$]
ψ_d	Succion quelconque en drainage dans le modèle Néel-Everett [$ML^{-1}T^{-2}$]

Ψ_w	Succion quelconque en mouillage dans le modèle Néel-Everett [ML ⁻¹ T ⁻²]
Ψ_x ou y	Succion au point x ou y [ML ⁻¹ T ⁻²]
Ψ_{a2} ou Ψ_{aF}	Pression à l'entrée d'air du matériau fin [ML ⁻¹ T ⁻²]
Ψ_{a1}	Pression à l'entrée d'air du matériau grossier [ML ⁻¹ T ⁻²]
Ψ_{int}	Succion à l'interface sol grossier - sol fin [ML ⁻¹ T ⁻²]
Ψ_{jcc} :	Succion correspondant au point milieu de l'intervalle jcc (modèle Childs et Collis-George, 1950) [ML ⁻¹ T ⁻²]
Ψ_r	Pression (ou succion) résiduelle [ML ⁻¹ T ⁻²]
Ψ_{rG}	Succion résiduelle pour le matériau grossier [ML ⁻¹ T ⁻²]
λ_{BC}	Paramètre de lissage de courbe du modèle de Brooks et Corey (1964) relié à l'agencement des pores
ϕ	Flux matriciel potentiel [L ² T ⁻¹]
α_v	Constante du modèle de van Genuchten (1980) qui représente l'inverse de ψ_a
α_E	Paramètre de lissage du modèle d'Eberling et al. (1994)
τ_E	Paramètre de lissage du modèle d'Eberling et al. (1994)
κ	Rapport k_{sat2}/k_{sat1}
ρ	Masse volumique du fluide [ML ⁻³]
ρ_0	Masse volumique initiale du fluide [ML ⁻³]
ρ^*	Masse volumique du fluide qui est soit injecté soit pompé dans FEMWATER [ML ⁻³]
ρ_w	Masse volumique de l'eau [ML ⁻³]
$\rho_{d\ opt}$	Masse volumique sèche d'un sol à l'optimum Proctor [ML ⁻³]
μ_w	Viscosité absolue de l'eau [MT ⁻¹ L ⁻¹]
μ_a	Viscosité de l'air
μ_r	Fonction de teneur en eau du modèle de Morel-Seytoux (1992b)

₁ et ₂

Indice 1 correspond au sol du bas (couche 1), Indice 2 correspond au sol du dessus

CHAPITRE I

INTRODUCTION

1.1 Généralités

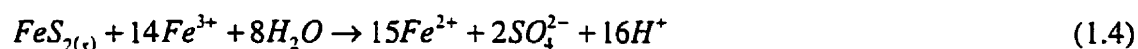
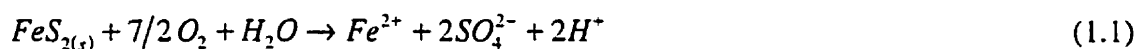
L'industrie minière contribue de façon importante à l'activité économique du Québec. Les principales statistiques de l'année 1997 du secteur minéral (AMQ, 1998) montrent que cette industrie a généré 17 817 emplois avec un salaire annuel moyen par employé de ce secteur d'environ 51 000\$. L'investissement engendré est de 943 M \$, dont près de 50% proviennent du secteur des métaux précieux qui sont surtout concentrés dans la région de l'Abitibi-Témiscamingue. L'industrie minière du Québec a réalisé des expéditions minérales de 3,5 milliards de dollars en 1997. D'après les données fournies par le Bureau de la statistique du Québec pour 1994, la part de l'activité minière dans le produit intérieur brut du Québec serait d'environ 1%.

Malgré toutes les retombées positives de l'industrie minière sur l'économie québécoise, cette activité peut avoir des effets très significatifs sur l'environnement, comme par exemple (Aubertin, 1991) : la modification de la qualité du milieu aquatique ; l'altération des sols ; la modification de la faune et de la flore ; les nuisances pour les humains et l'altération esthétique. Pour limiter ces effets, l'industrie minière québécoise investit des sommes importantes dans la protection de l'environnement. En 1996 et 1997, les compagnies membres de l'Association Minière du Québec ont consacré à l'environnement près de 76 et 73 millions de dollars respectivement (AMQ, 1998). On estime qu'il y a environ 2,8 personnes par site qui travaillent en environnement.

Les effets environnementaux mentionnés précédemment peuvent provenir de différentes sources dont les principales sont (Down et Stocks, 1977 ; Ripley et *al.*, 1996): les aires d'accumulation des résidus miniers (rejets de concentrateur et haldes à stériles), les excavations souterraines et de surface, l'usine de concentration du minerai, la raffinerie et la machinerie. Au Québec, les principaux effets négatifs de l'industrie minière sur l'environnement sont surtout liés à la production de drainage minier acide (DMA) provenant des aires d'accumulation de résidus miniers contenant des minéraux sulfureux.

1.2 Problématique du drainage minier acide

Le drainage minier acide (DMA) peut se manifester partout où une roche contenant des minéraux sulfureux est en contact avec l'eau et l'air. Dans la plupart des mines québécoises et canadiennes, la production de DMA est due à l'oxydation de sulfures de fer comme la pyrite (FeS_2) et la pyrrhotite ($Fe_{1-x}S$). Cette oxydation peut être présentée de façon simplifiée (cas de la pyrite) à l'aide des équations suivantes (Kleinman et *al.*, 1981) :



La réaction (1.1) représente l'oxydation, relativement lente, de la pyrite dans une solution au pH pratiquement neutre en présence d'oxygène. Le milieu s'acidifie alors graduellement, favorisant les réactions (1.2) et (1.3). Ainsi le fer ferreux (Fe^{2+}) s'oxyde en fer ferrique (Fe^{3+}) qui lui précipite sous forme d'hydroxyde ferrique ($Fe(OH)_{3(s)}$). Cette dernière réaction libère des ions H^+ qui acidifient davantage le milieu. Lorsque le

pH baisse en deçà de 3,5 environ, la réaction (1.4) intervient ; le fer ferrique demeure en solution et oxyde la pyrite directement. Il est également important de se rappeler que l'acidification de l'eau favorise la solubilisation des métaux rendant par le fait même l'eau encore plus contaminée. La formation de drainage minier acide entraîne donc deux problèmes, soit celui d'un pH trop bas pour favoriser la vie aquatique et celui de la contamination de l'eau par les métaux. Des exemples d'effluents miniers contaminés par le DMA sont présentés au tableau 1.1.

Tableau 1.1 : Qualité des eaux de certaines mines canadiennes affectées par le DMA
(tiré de Anon., 1987)

	Mines canadiennes					Normes québécoises (mg/l)
	EH (mg/l)*	EH** (mg/l)	EH (mg/l)	EH+ER*** (mg/l)	TP**** (mg/l)	
pH	2,6-3	2,4-2,8	2,5-4	2,8-3,3	3-5	6,5-9,5
Sulfates	1200	---	---	800-1800	---	---
Al	---	---	35-150	---	300-1000	---
As	---	---	---	---	---	0,5
Cu	5-12	10-20	---	1-52	<3	0,3
Fe	500-1200	500-800	200-1000	24-230	10-200	3
Pb	3-12	0,5-1	2-5	0,1-5	5-20	0,2
Ni	---	---	---	---	---	0,5
Zn	1700	300-500	30-200	18-175	50-250	0,5

* sauf pour le pH

** EH = eau d'exhaure

*** ER = eau de ruissellement

**** TP = trop plein

Certaines bactéries peuvent accélérer les réactions examinées plus haut. Par exemple, on sait que la bactérie *Thiobacillus ferrooxidans* a pour effet d'accélérer les réactions (1.2) et (1.4) en intensifiant l'oxydation du fer. Cette thiobactérie peut également accélérer la réaction (1.1) en amplifiant l'oxydation du soufre. On sait aussi qu'elle prolifère mieux dans une eau dont le pH est égal ou inférieur à 3,5 environ.

Les réactions (1.1) à (1.4) représentent une simplification du problème de la génération de DMA. Le processus global de la formation de DMA implique un ou plusieurs des différents types d'oxydation qui sont (Ritcey, 1989) : l'oxydation chimique, électrochimique et bactériologique. La formation de drainage minier acide dépendra également de la quantité de minéraux neutralisants présents dans le matériau. Les minéraux carbonatés comme la calcite (CaCO_3) et la dolomite ($\text{CaMg}(\text{CO}_3)_2$) sont les principaux neutralisants naturels des acides produits par les minéraux sulfureux. La dissolution de minéraux silicatés peut également contribuer à neutraliser l'eau acide. On considère habituellement que les carbonates réagissent rapidement, permettant une neutralisation à court terme alors que les silicates contribuent à neutraliser l'eau acide à plus long terme. Plus de détails sur la neutralisation des eaux de drainage minier acides par les minéraux peuvent être trouvés dans Sherlock et *al.* (1995) et St-Arnaud (1991).

Divers facteurs peuvent également influencer le taux de production de drainage minier acide, soit : la température, la formation de minéraux secondaires, le type et l'abondance des minéraux sulfureux présents (pyrite, pyrrhotite, etc.), la disponibilité de l'oxygène (zone saturée ou non), la tailles des particules, le pH de l'eau de percolation (SRK, 1989 ; Ritcey, 1989 ; Nicholson et *al.*, 1988). En termes généraux, on peut dire qu'un matériau sera considéré comme générateur de DMA si son potentiel de génération d'acide dépasse son pouvoir de neutralisation.

Pour contrôler la production de DMA, il faut exclure un ou plusieurs des éléments constitutifs des réactions (1.1) à (1.4) présentées précédemment. Ces éléments constitutifs sont l'oxygène, l'eau et les sulfures de fer. On peut aussi contrôler le milieu ambiant à la source pour ainsi ramener le taux de production de DMA à un niveau acceptable. SRK (1989) propose la catégorisation suivante des différentes méthodes de contrôle :

- enlèvement ou isolement des sulfures ;
- exclusion de l'eau ;
- exclusion de l'oxygène ;
- contrôle du pH ;
- contrôle de l'action bactérienne.

On considère habituellement que le contrôle du flux d'oxygène est la façon la plus efficace de limiter la production de DMA à long terme. Ceci peut être fait en plaçant les résidus miniers sulfureux sous l'eau (e.g. Filion et *al.*, 1994 ; Fraser et Robertson, 1994 ; Amyot et Vézina, 1996), en plaçant des matériaux consommateurs d'oxygène tels les copeaux de bois, écorces, boues de traitement de l'eau par dessus les résidus (e.g. Tremblay, 1994 ; Tassé et *al.*, 1996) ou en mettant en place des couvertures multicouches qui impliquent les effets de barrière capillaire (e.g. Nicholson et *al.*, 1989 ; Yanful et St-Arnaud, 1991 ; Aubertin et Chapuis, 1991 ; Ricard et *al.*, 1997a, Aachib, 1997). Dans le contexte géographique québécois, cette dernière alternative s'avère souvent la seule viable, nonobstant les coûts impliqués qui sont principalement liés au transport et à la mise en place des matériaux meubles. Ce travail porte plus particulièrement sur la technique des couvertures avec effets de barrières, identifiées dans ce texte par l'acronyme CEBC (ou CCBE pour Cover with Capillary Barrier Effects), et sur les effets particuliers associés à leur géométrie et aux propriétés des matériaux utilisés.

1.3 Généralités sur les CEBC

Les systèmes de recouvrement sont utilisés depuis plusieurs années afin de limiter l'infiltration de l'eau jusqu'à une source potentielle de contamination. Cette source peut comprendre des déchets domestiques, industriels, toxiques ou encore miniers. Différentes variantes de couvertures ont été utilisées allant d'une simple couverture

monocouche aux couvertures multicouches comprenant des couches de sols arables, de sable, de gravier, d'argile et même de géomembranes synthétiques (e.g. Daniel, 1987 ; Oweis et Khera, 1990 ; EPA, 1991 ; Paruvakat et *al.*, 1992 ; Daniel et Koerner, 1993 ; Koerner, 1994 ; Wing et Gee, 1994 ; Benson et Khire, 1995). Comme l'objectif principal de ces couvertures est de limiter l'infiltration de l'eau, la conception est habituellement basée sur l'emploi de matériaux dont la conductivité hydraulique saturée k_{sat} est faible. D'ailleurs, certaines législations exigent des valeurs spécifiques de k_{sat} pour les matériaux utilisés.

Cependant, avec les années, les résultats obtenus ont permis de constater que les recouvrements avec une conductivité hydraulique saturée faible ne pouvaient pas toujours être considérés comme des solutions à long terme. Suter et *al.* (1993) considèrent que l'intégrité de ce type de couverture ne peut être garantie à long terme en raison des cycles de gel-dégel, du mouillage-séchage, des tassements, de l'intrusion des racines et des animaux et des phénomènes de retrait.

Une alternative intéressante aux recouvrements à faible conductivité hydraulique saturée a été proposée au cours des dernières années, soit les couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC). Ce type de couverture est créé lorsqu'un matériau fin est placé par-dessus un matériau grossier. Le contraste des propriétés des matériaux en terme de rétention d'eau permet de limiter l'écoulement vers la source de contamination et de maintenir la couche de matériau fin à un degré de saturation élevé. Les CEBC ont d'abord été pensées pour limiter l'infiltration d'eau dans des climats arides (e.g. Frind et *al.*, 1976 ; Ross, 1990 ; Fayer et *al.*, 1992 ; Stormont, 1995a, 1996). Cependant, au cours des dernières années, celles-ci ont également été proposées comme couvertures visant à limiter le flux de gaz, particulièrement dans le contexte minier (e.g. Collin et Rasmuson, 1988 ; Nicholson et *al.*, 1989, 1991 ; Yanful, 1993 ; Aubertin et *al.*, 1993, 1995 ; Aachib, 1997). Dans ce cas, l'objectif de la couverture avec effets de barrière capillaire est de

limiter le flux d'oxygène jusqu'aux résidus générateurs de drainage minier acide et ainsi limiter l'oxydation des minéraux sulfureux. On présente à la Figure 1.1 une représentation schématique des diverses étapes à suivre pour la conception d'une CEBC visant à contrôler le DMA. Plus de détails concernant le fonctionnement des CEBC seront présentés plus loin dans ce document.

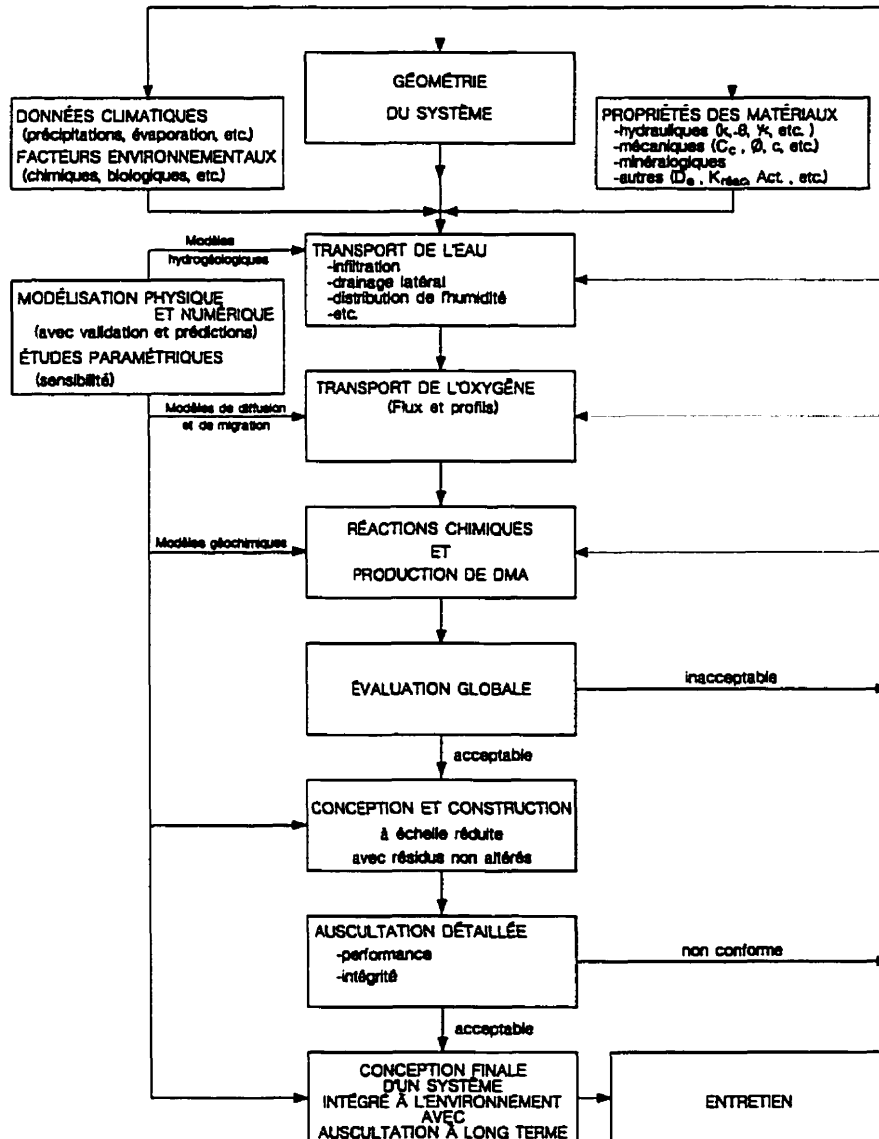


Figure 1.1 : Représentation schématique des diverses étapes pour l'évaluation d'un recouvrement de type CEBC (tirée d'Aubertin et *al.*, 1996a)

1.4 Description du projet de la thèse

Le principal objectif du projet de recherche présenté dans ce document est d'évaluer l'importance de différents paramètres qui influencent l'écoulement de l'eau dans les CEBC, en mettant l'emphase sur les effets de la géométrie (épaisseurs, longueurs et inclinaison des couches). Pour atteindre cet objectif, différents travaux ont été réalisés suite à une revue de littérature. Un dispositif expérimental, appelé boîte inclinée, a d'abord été conçu spécifiquement pour ce projet; celui-ci a été utilisé pour évaluer l'influence de l'angle de la pente et du taux de précipitation sur le comportement hydrique des CEBC. Des cellules expérimentales construites *in situ* ont également permis de mieux comprendre les effets des conditions de terrain sur l'efficacité des CEBC. De plus, les résultats provenant du premier site minier québécois couvert par une CEBC, le site LTA de la compagnie Barrick, ont pu être étudiés. Ce site a été instrumenté à plusieurs endroits, notamment dans les pentes. Ces données de terrain ont permis de compléter l'information obtenue en laboratoire à l'aide des essais dans la boîte inclinée et celle découlant des analyses numériques.

Ce document est subdivisé en sept chapitres. Suite à cette brève introduction à la problématique du drainage minier acide et à l'utilisation des CEBC, on décrit au chapitre 2 les principales équations qui gouvernent l'écoulement de l'eau en milieu non-saturé, en portant une attention particulière à la résolution de ces équations à l'aide de méthodes numériques. Le chapitre 3 traite, quant à lui, des effets de barrières capillaires ainsi que des principaux paramètres qui influencent le comportement hydrique de barrières capillaires (ou CEBC). On y retrouve notamment une description schématique et mathématique du principe des effets de barrière capillaire suivie de résultats de modélisations numériques visant à mieux comprendre le comportement hydrique unidimensionnel des CEBC. Une comparaison entre des calculs numériques

unidimensionnels, axisymétriques et tridimensionnels représentant les cellules expérimentales de terrain est également présentée dans ce chapitre. Le chapitre 4 porte principalement sur la détermination de l'efficacité théorique d'une CEBC à limiter l'infiltration d'eau à l'aide de solutions analytiques. Une étude en laboratoire, visant à étudier l'effet de l'inclinaison de la pente d'une CEBC sur son comportement hydrique, a été réalisée et est présentée au chapitre 5. Cette étude en laboratoire a pour principal objectif de vérifier l'hypothèse de travail voulant que l'inclinaison de la pente influence les profils de teneur en eau et de succion dans la CEBC, et également de valider les solutions analytiques et numériques présentées aux chapitres précédents. Le chapitre 6 porte sur l'étude d'un cas réel d'une CEBC placée en pente. D'autres aspects concernant l'application de la technologie des CEBC sont également discutés dans ce chapitre. Enfin, les conclusions et des recommandations terminent le document.

Les contributions scientifiques originales issues de ces travaux sont principalement liées à l'impact de la pente sur le comportement hydrique des CEBC. Jusqu'à présent, l'étude de ce phénomène a été orientée pour des CEBC inclinées visant à limiter l'infiltration d'eau et non le flux de gaz. Pour une des premières fois (à la connaissance de l'auteur), il a été démontré, à l'aide d'un modèle physique en laboratoire (boîte inclinée), qu'il y a désaturation de la couche de matériau fin (ou couche de rétention d'eau) de la couverture. Parce que le degré de saturation affecte directement la performance du recouvrement à limiter l'apport de gaz, il est nécessaire de tenir compte de cet aspect lors de la conception. Une autre contribution originale de ce travail est l'élaboration de relations empiriques qui permettent, à partir de certains paramètres de base de la CEBC inclinée, d'évaluer a priori s'il y a un risque potentiel de perte d'efficacité de la couverture causée par l'inclinaison de la pente. Ces relations empiriques sont valables lorsque les conditions géométriques et hydriques sont semblables à celles étudiées dans ce travail (qui sont typiques pour des parcs à résidus miniers au Québec); on fait référence ici à la position de la surface de la nappe phréatique, aux propriétés des matériaux, au nombre et

aux épaisseurs des couches de la CEBC, de l'ampleur des infiltrations, etc. À noter que jusqu'à présent, cet aspect de l'effet de la pente a été souvent négligé par les concepteurs de CEBC. Ce travail a également permis de valider les prédictions théoriques du comportement hydrique de CEBC à l'aide de cellules expérimentales *in situ*. En effet, ces cellules, particulièrement conçues pour la recherche, ont permis de vérifier la validité des modèles numériques à prédire le comportement hydrique de CEBC en plus de permettre l'évaluation de l'impact des conditions réelles sur le comportement de la CEBC. De plus, ces travaux uniques ont confirmé que l'efficacité théorique prédite par le profil hydrique se répercute dans la réalité par une amélioration marquée des eaux de drainage (méthode efficace pour contrôler le DMA).

Les travaux présentés dans cette thèse ont également apporté d'autres contributions, notamment en confirmant la validité des équations mathématiques, autant en 1D, 2D ou 3D, pour prédire le comportement hydrique non saturé de CEBC, à condition d'incorporer dans les modèles des fonctions hydriques représentatives des matériaux en place. Il a également été démontré, à l'aide de la boîte inclinée, que les CEBC inclinées permettent de limiter l'infiltration d'eau, et qu'il est possible de prédire la capacité de diversion de celles-ci à l'aide de certaines solutions analytiques et de la modélisation numérique.

CHAPITRE II

ÉCOULEMENT DE L'EAU DANS LES MATÉRIAUX POREUX NON SATURÉS

Lorsqu'il y a écoulement de l'eau dans la zone située au-dessus de la nappe phréatique, communément appelée zone vadose, la saturation partielle des matériaux poreux engendre la création d'une pression négative (ou succion) dans le milieu, principalement due aux effets de tension de surface qui existent à l'interface eau-gaz. Parce que les recouvrements avec effets de barrière capillaire placés sur des déchets sont presque toujours installés au-dessus de la nappe phréatique, l'écoulement à travers ces barrières est en condition non saturée.

Dans ce chapitre, on présente les principales équations qui régissent l'écoulement de l'eau en milieu non saturé. Comme les caractéristiques hydriques des matériaux ont une influence importante sur leur comportement en milieu non saturé, les principales méthodes pour représenter ces caractéristiques sont ensuite présentées. L'écoulement de l'eau en milieu non saturé implique la résolution d'équations fortement non linéaires et c'est pourquoi les méthodes numériques sont pratiquement inévitables pour quiconque désire résoudre des situations réelles impliquant une géométrie complexe. On retrouve, dans ce chapitre, les équations différentielles qui devront être résolues pour modéliser l'écoulement de l'eau en milieu non saturé, en régime transitoire et permanent. On présente également le fonctionnement général des méthodes numériques, en mettant l'accent sur la méthode des éléments finis qui est la plus couramment utilisée pour résoudre des situations d'écoulement en milieu non saturé. Enfin, les principaux logiciels répertoriés dans la littérature permettant de simuler l'écoulement de l'eau en milieu non saturé sont présentés.

2.1 Écoulement de l'eau en milieu non saturé

Pour débiter, il est bon de se rappeler les équations de base qui régissent l'écoulement de l'eau. L'équation de continuité peut être déduite à partir de la démonstration suivante (Hillel, 1980). On prend un volume élémentaire de sol de la forme d'un parallélépipède rectangulaire dans un domaine cartésien x, y, z , tel que montré à la figure 2.1. Les côtés du volume élémentaire sont $\Delta x, \Delta y$ et Δz ; le volume est donc de $\Delta x \Delta y \Delta z$. Si l'on considère seulement le débit spécifique q (volume d'eau qui passe à travers une surface unitaire par unité de temps) dans la direction x , la différence entre le débit qui entre et celui qui sort de l'élément peut être défini comme suit:

$$\Delta q_x = q_x \Delta y \Delta z - \left[q_x + \left(\frac{\partial q_x}{\partial x} \right) \Delta x \right] \Delta y \Delta z \quad (2.1)$$

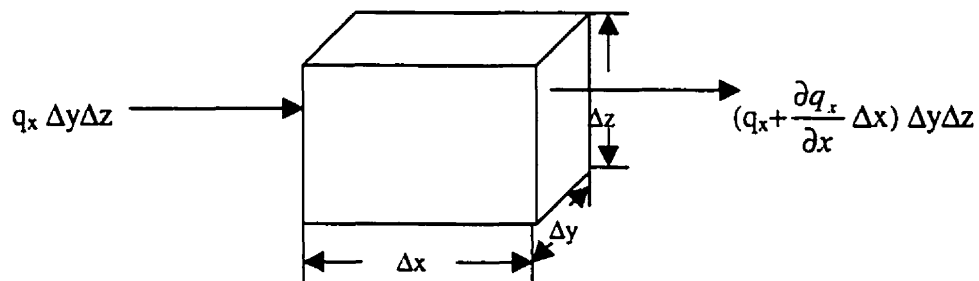


Figure 2.1 : Volume élémentaire de sol avec le bilan des débits (tirée de Hillel, 1980)

La différence entre le débit qui entre et qui sort, que l'on appellera ici la recharge, doit être égale à l'accumulation d'eau dans le volume élémentaire par unité de temps, qui peut être écrit comme suit:

$$\Delta q = -(\partial q / \partial x) \Delta x \Delta y \Delta z \quad (2.2)$$

La recharge peut également être définie comme étant le changement de la teneur en eau volumique θ (volume d'eau / volume total) dans le temps multiplié par le volume.

$$\Delta q = (\partial \theta / \partial t) \Delta x \Delta y \Delta z \quad (2.3)$$

En égalisant les équations 2.2 et 2.3, on obtient:

$$\begin{aligned} (\partial \theta / \partial t) \Delta x \Delta y \Delta z &= -(\partial q / \partial x) \Delta x \Delta y \Delta z \\ \text{ou } \partial \theta / \partial t &= -\partial q / \partial x \end{aligned} \quad (2.4)$$

Si l'on généralise l'équation 2.4, en ajoutant les composantes y et z, on obtient l'équation de continuité en trois dimensions.

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = -\left(\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + \frac{\partial q_z}{\partial z} \right) \quad (2.5)$$

où q_x , q_y , q_z représentent les débits en x, y et z respectivement.

D'autre part, la loi de Darcy, conçue originellement pour un milieu saturé, permet de calculer le débit spécifique (ou la vitesse de Darcy) :

$$q = -\left(k_x \frac{\partial h}{\partial x} + k_y \frac{\partial h}{\partial y} + k_z \frac{\partial h}{\partial z} \right) \quad (2.6)$$

où h est la charge hydraulique et k la conductivité hydraulique. Richards (1931) a étendu cette loi pour les milieux non saturés en ajoutant que la valeur de la conductivité hydraulique k est dépendante de la succion ψ (i.e., $k = k(\psi)$).

$$q = -\left(k_x(\psi) \frac{\partial h}{\partial x} + k_y(\psi) \frac{\partial h}{\partial y} + k_z(\psi) \frac{\partial h}{\partial z} \right) \quad (2.7)$$

Puisqu'il existe une relation entre la teneur en eau volumique θ d'un sol et la succion ψ à l'intérieur de celui-ci, on peut aussi écrire l'équation 2.7 comme suit (noter que les

phénomènes d'hystérésis ne sont pas considérés dans cette section mais seront présentés brièvement plus tard dans ce chapitre):

$$q = -\left(k_x(\theta) \frac{\partial h}{\partial x} + k_y(\theta) \frac{\partial h}{\partial y} + k_z(\theta) \frac{\partial h}{\partial z} \right) \quad (2.8)$$

Afin d'obtenir une équation d'écoulement de l'eau valide autant pour un écoulement transitoire que pour un écoulement permanent, il est nécessaire d'introduire le principe de continuité (équation 2.6). En remplaçant q de l'équation 2.5 par l'équation 2.7, on obtient ceci:

$$-\left(\frac{\partial}{\partial x} \left[k_x(\psi) \frac{\partial h}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[k_y(\psi) \frac{\partial h}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[k_z(\psi) \frac{\partial h}{\partial z} \right] \right) = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.9)$$

On sait que, en négligeant la pression hydrodynamique de l'équation de Bernoulli, la charge hydraulique est définie comme étant la somme de la pression (ou suction) ψ et de la charge gravitationnelle (ou l'élévation) z ($h = \psi + z$). On peut donc réécrire l'équation 2.9 comme suit:

$$-\left(\frac{\partial}{\partial x} \left[k_x(\psi) \left(\frac{\partial \psi}{\partial x} - \frac{\partial z}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[k_y(\psi) \left(\frac{\partial \psi}{\partial y} - \frac{\partial z}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[k_z(\psi) \left(\frac{\partial \psi}{\partial z} - \frac{\partial z}{\partial z} \right) \right] \right) = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.10)$$

Puisque $\partial z / \partial x$ et $\partial z / \partial y$ sont égales à zéro et que $\partial z / \partial z$ égal à un en raison du système de repère utilisé (repère cartésien), l'équation 2.10 devient:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial y} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial z} \right) + \frac{\partial k(\psi)}{\partial z} \quad (2.11)$$

L'équation 2.11 définit l'écoulement non saturé de l'eau en milieu poreux.

2.2 Caractéristiques des sols en milieu non saturé

Quand un sol est en condition non saturée, l'eau qu'il contient est soumise à une pression négative par rapport à la pression atmosphérique (c'est-à-dire en succion). Cette pression négative est attribuable à la tension superficielle qui existe entre l'air et l'eau, en contact avec la matrice du sol. Les forces capillaires associées à cette pression vont restreindre le mouvement de l'eau, et peuvent même limiter le drainage d'un sol saturé se situant par-dessus un sol non saturé (effets de barrière capillaire). Afin de représenter le comportement d'un sol en milieu non saturé, on utilise habituellement les courbes de rétention d'eau (ou courbes caractéristiques de succion) et les fonctions de perméabilité.

2.2.1 Courbes de rétention d'eau

Les courbes de rétention d'eau représentent la relation entre la teneur en eau volumique θ et la succion ψ ; ici on ne considère que la succion matricielle $\psi = (\mu_a - \mu_w)$ où μ_a est la pression d'air interstitielle et μ_w est la pression de l'eau interstitielle. Cette relation ψ - θ est particulière pour chaque matériau. On présente, à la figure 2.2, des courbes de rétention d'eau schématisées pour un silt et un sable. Sur ces courbes, on définit deux valeurs particulières, soit ψ_a qui représente la pression d'entrée d'air (ou AEV, "*Air Entry Value*") correspondant au début de la désaturation et ψ_r qui est la pression résiduelle exercée à la teneur en eau résiduelle θ_r . En général, plus la granulométrie d'un sol est fine, plus la pression à exercer pour débiter le drainage doit être grande (valeur absolue de ψ_a grande).

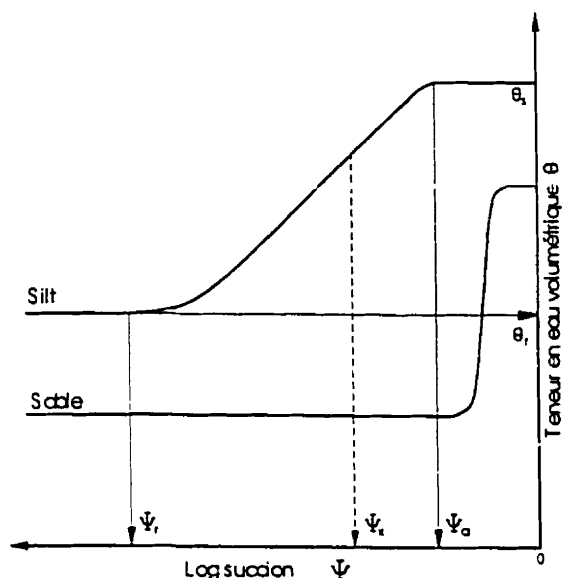


Figure 2.2 : Courbes de rétention d'eau schématisées pour un sable et un silt (adaptée de Freeze et Cherry, 1979)

Il existe différentes méthodes au laboratoire pour évaluer la courbe de rétention d'eau, soit la cellule de pression ("*Tempe Cell*"), la plaque drainante, la cellule triaxiale, le papier filtre, les tensiomètres, les psychromètres et les essais en colonne. Les avantages et inconvénients ainsi que la description des ces différentes méthodes peuvent être trouvés dans Klute et Dirksen (1986), Fredlund et Rahardjo (1993) et Ricard (1994).

Une fois que l'on a réalisé un essai au laboratoire qui permet d'obtenir plusieurs points dans le plan θ - ψ , on utilise habituellement des modèles descriptifs (appelés parfois méthodes indirectes) qui permettent de décrire la courbe de rétention d'eau sur l'ensemble du domaine. Ces modèles peuvent être subdivisés en cinq catégories basées sur la formulation mathématique utilisée (Rawls et *al.*, 1991 ; Leij et *al.*, 1997) : modèles exponentiels, modèles de loi de puissance, modèles cosinus hyperboliques, modèles polynomiaux et modèles avec fonctions d'erreurs. La plupart des équations existantes

proviennent d'une équation générale qui peut être écrite de la façon suivante (Leong et Rahardjo, 1997a) :

$$a_1 \theta_e^{b_1} + a_2 \exp(a_3 \theta_e^{b_1}) = a_4 \psi^{b_2} + a_5 \exp(a_6 \psi^{b_2}) + a_7 \quad (2.12)$$

où $a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, b_1$ et b_2 sont des constantes; ψ est la succion et θ_e est la teneur en eau volumique normalisée (ou teneur en eau réduite) qui peut être écrite ainsi :

$$\theta_e = \frac{(\theta - \theta_r)}{(\theta_s - \theta_r)} \quad (2.13)$$

Les modèles les plus utilisés, présentés au Tableau 2.1, sont ceux proposés par Brooks et Corey (1964), Gardner (1958), van Genuchten (1980) (modèles de loi de puissance) et celui de Fredlund et Xing (1994) (hybride entre les modèles exponentiels, via le terme en ln, et les modèles de puissance). Le modèle de Brooks et Corey (1964) est obtenu en posant, dans l'équation 2.12, $a_2 = a_5 = a_7 = 0$, $b_1 = 1$ et en posant que $b_2 = -\lambda_{BC}$ et $a_4/a_1 = \psi_a^{\lambda_{BC}}$. Le modèle de Gardner (1958) est obtenu quant à lui en posant comme hypothèse que $a_2 = a_5 = 0$ et que $a_1 = a_7$. Si on dit que $a_4/a_1 = a$, que $b_1 = 1$ et que $b_2 = n_G$ (équation 2.15 au Tableau 2.1). Le modèle de van Genuchten est similaire à celui de Gardner (1958) à l'exception que l'on pose que $a_4/a_1 = \alpha_v^{n_v}$, $b_1 = m_v$ et que $b_2 = n_v$ (voir équation 2.16 au Tableau 2.1). Quant au modèle de Fredlund et Xing (1994), on peut l'obtenir à partir de l'équation 2.12 en posant que $a_1 = a_5 = 0$, $a_3 = 1$. En substituant $a_7/a_1 = e$ (logarithme népérien), $a_4/a_2 = (1/a_f)^{b_2}$, $b_1 = m_f$ et $b_2 = n_f$, on obtient la première partie de l'équation 2.17 (voir Tableau 2.1). La deuxième partie de l'équation de Fredlund et Xing (1994) est un facteur de correction appelé $C(\psi)$. Ce facteur force le modèle à produire une valeur nulle de teneur en eau volumique lorsque la pression (ou la succion) atteint 1 000 000 kPa. Cette valeur est basée sur des considérations thermodynamiques (Fredlund et Xing, 1994; Leong et Rahardjo, 1997a).

Tableau 2.1 : Équations des principaux modèles pour la description de la courbe de rétention d'eau à partir de points expérimentaux

Brooks et Corey (1964)	
$\theta_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \left(\frac{\psi_a}{\psi} \right)^{\lambda_{BC}}$	(2.14)
θ_e = teneur en eau réduite θ = teneur en eau volumique θ_s = teneur en eau volumique à saturation θ_r = teneur en eau volumique résiduelle λ_{BC} = paramètre de lissage de courbe relié à l'agencement des pores ψ_a = pression d'entrée d'air ψ = pression de succion	
Gardner (1958)	
$\theta_e = \left(\frac{1}{1 + a\psi^{n_G}} \right)$	(2.15)
a et n_G = constante du modèle	
van Genuchten (1980)	
$\theta_e = \left[\frac{1}{1 + (\alpha_v \psi)^{n_v}} \right]^{m_v}$	(2.16)
α_v, m_v, n_v = constantes d'ajustement du modèle	
Fredlund et Xing (1994)	
$\theta = c(\psi) \frac{\theta_s}{\left\{ \ln \left[e + (\psi/a_r)^{n_r} \right] \right\}^{m_r}} \text{ avec } c(\psi) = 1 - \frac{\ln \left[1 + (\psi/\psi_r) \right]}{\ln \left[1 + (1000000/\psi_r) \right]}$	(2.17)
e = nombre népérien (2.71828) a_r = valeur approximative de ψ_a n_r = paramètre de lissage qui contrôle la pente au point d'inflexion de la courbe de rétention d'eau m_r = paramètre de lissage de courbe (relié à la teneur en eau résiduelle et la fonction de correction $c(\psi)$) ψ_r = succion pour atteindre la teneur en eau résiduelle	

On peut retrouver dans la littérature beaucoup d'autres modèles permettant de décrire les courbes de rétention d'eau (e.g. Laliberté, 1969; Farrell et Larson, 1972; Haverkamp et al., 1977; Williams et al., 1983; Bumb et al., 1992; Fayer et Simmons, 1995). Cependant, des études comparatives réalisées par Leij et al. (1997), Leong et Rahardjo (1997a) et Lebeau (1998) montrent que les modèles présentés au Tableau 2.1 sont parmi les meilleurs pour décrire les résultats expérimentaux d'essais de rétention d'eau.

Au cours des dernières années, des travaux de recherche ont également visé à relier les caractéristiques de rétention d'eau des sols avec leurs propriétés physiques et chimiques telles la granulométrie, la quantité de matière organique, l'état en place du matériau, la capacité d'échange cationique ainsi que la minéralogie des argiles (e.g. Arya et Paris, 1981 ; Kovacs, 1981 ; Haverkamp et Parlange, 1986 ; Aubertin et al., 1998a). Un de ces modèles (appelés parfois fonctions pédo-transferts), soit celui de Kovacs modifié (Aubertin et al., 1998a), semble donner des résultats intéressants pour des matériaux tels que ceux utilisés dans les recouvrements de types CEBC qui seront étudiés plus loin dans ce document.

Ce modèle de prédiction (plutôt que de description comme les modèles précédents) fait la distinction entre la succion capillaire S_c (causée par la tension de surface qui existe à l'interface eau-air) et la succion d'adhésion S_a (causée par la surface de contact et la force d'attraction électrique). L'équation du modèle de Kovacs modifié par Aubertin et al. (1998a) permet d'estimer la succion totale S_r et peut être écrite de la façon suivante :

$$S_r = S_c + S_a (1 - S_c) \quad (2.18)$$

$$S_c = 1 - \left[\left(\frac{\psi_{90}}{\psi} \right)^2 + 1 \right]^{m_k} \exp \left[-m_k \left(\frac{\psi_{90}}{\psi} \right)^2 \right] \quad (2.19)$$

et

$$S_a = c(\psi) \frac{\alpha_k}{e^{1/3} \psi^{1/6}} \psi_{90}^{2/3} \quad (2.20)$$

où :

$c(\psi)$ = fonction de correction de Fredlund et Xing (1994) ;

m_K, a_K = coefficients ouverts (pour estimer une courbe sans valeurs expérimentales, Aubertin et *al.* (1998a) proposent $a_K = 0,006$ et $m_K = 0,05$) ;

e = indice des vides ;

ψ_{90} = pression exercée pour une saturation de 90 % qui peut être estimée par l'équation suivante (Aubertin et *al.*, 1998a) :

$$\psi_u \approx \psi_{90} = \frac{b_k}{eD_{10}} \quad (2.21)$$

avec :

b_k = $4,0 \text{ mm}^2$;

D_{10} = diamètre des grains pour avoir 10 % de la masse avec un plus petit diamètre.

Le principal avantage de la version modifiée de Kovacs est que l'on peut estimer la courbe de rétention d'eau au complet uniquement à partir de certaines caractéristiques des matériaux (indice des vides et D_{10}).

2.2.2 Fonctions de perméabilité

Comme on peut le constater à l'équation 2.11, pour simuler l'écoulement de l'eau en milieu non saturé, il est essentiel de connaître le comportement de la conductivité hydraulique par rapport à la succion, représenté par la fonction $k(\psi)$. On présente à la figure 2.3 deux exemples de fonctions de perméabilité pour un silt et un sable. Il est possible de déterminer ces fonctions au laboratoire à l'aide de différentes techniques dont les principales sont la méthode du débit sortant, la méthode par régime permanent et la méthode par profil instantané (Hillel, 1980; Fredlund et Rahardjo, 1993). Une description détaillée de l'appareillage nécessaire pour chacune de ces techniques est présentée dans Fredlund et Rahardjo (1993). Même si ces techniques sont maintenant

bien connues, il demeure difficile et dispendieux en terme de temps de réaliser ces essais.

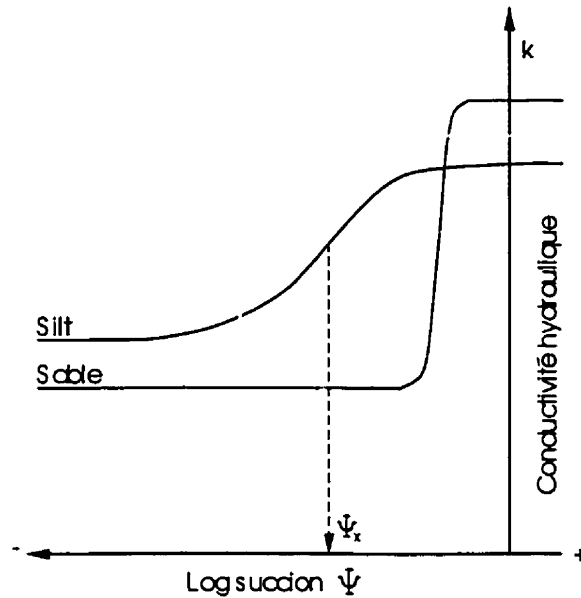


Figure 2.3 : Fonctions de perméabilité schématisées pour un sable et un silt (tirée d'Aubertin et *al.*, 1995)

Parce qu'il est difficile de déterminer en laboratoire la fonction de perméabilité $k(\psi)$, on déduit habituellement celle-ci à partir de la courbe de rétention d'eau $\theta(\psi)$ (méthodes indirectes). Il existe dans la littérature plusieurs modèles qui permettent de déduire la relation $k(\psi)$ à partir de $\theta(\psi)$. Certains de ces modèles sont empiriques, macroscopiques alors que d'autres sont d'origine statistique. Parmi les modèles empiriques les plus populaires, que l'on retrouve entre autres dans certaines solutions analytiques en raison de leur simplicité mathématique (e.g. Ross, 1990, Steenhuis et *al.*, 1991, Stormont, 1995a), il y a ceux de Gardner (1958) et de Rijtema (1965). Même s'ils ont l'avantage d'être simples, ces modèles sont peu utilisés puisque leur corrélation avec les données expérimentales est plutôt faible (Leij et *al.*, 1997).

$$\text{Gardner (1958)} : k_{rel} = \frac{k}{k_{sar}} = \exp(a_s \psi) \quad (2.22)$$

$$\begin{aligned}
 k &= k_{sat} & \psi &\leq \psi_a \\
 \text{Rijtema (1965)} : k_{rel} &= \frac{k}{k_{sat}} = \exp[a_s (\psi + \psi_a)] & \psi_a &\leq \psi \leq \psi_r \\
 k &= k_{\psi_r} \left(\frac{\psi}{\psi_r} \right)^N & \psi &> \psi_r
 \end{aligned} \tag{2.23}$$

avec a_s un paramètre du sol (appelé "Sorptive number") et N un coefficient de calcul.

Les modèles macroscopiques, quant à eux, ont pour objectif de déduire une expression analytique pour la fonction de perméabilité (Mualem, 1986). En raison des hypothèses simplificatrices de ce type de modèles (hypothèses basées sur l'analogie entre l'écoulement laminaire et l'écoulement dans les pores du sol), on peut exprimer ceux-ci par l'équation générale suivante :

$$k_r = S_r^\delta \tag{2.24}$$

Selon les hypothèses effectuées par les différents auteurs, on retrouve dans la littérature plusieurs valeurs de δ : Averjanov (1950) propose $\delta = 3,5$, Yuster (1951) suggère $\delta = 2$, Irmay (1954) suggère $\delta = 3$ tandis que Corey (1954) suggère $\delta = 4$. La principale critique que l'on peut faire pour ce type de modèle est qu'il ne s'adapte pas selon le type de matériau en présence (effets de la granulométrie). Pour cette raison, certains auteurs ont proposé que le terme δ soit une fonction d'un autre paramètre qui lui dépend de la texture du matériau. Par exemple, Brooks et Corey (1964) ont proposé l'équation suivante : $\delta = (2+3\lambda_{BC})/\lambda_{BC}$ où λ_{BC} est un paramètre positif appelé index de distribution de la granulométrie. Quant à Mualem (1976a), il a plutôt proposé que $\delta = 3 - 2m_v$ où m_v est un paramètre qui est différent selon le type de sol. Mualem (1976a) a montré que δ pouvait varier entre 2,5 (sols grossiers) et 24,5 (sols fins).

Les autres modèles fréquemment utilisés pour prédire la relation k - ψ sont ceux appelés modèles statistiques (ou théoriques). Ces modèles utilisent la courbe de rétention d'eau

pour prédire la relation entre k et ψ . Trois principales hypothèses sous-tendent les modèles statistiques (Mualem, 1986) :

1. Le milieu poreux est considéré comme une série de pores interconnectés distribués de façon aléatoire dans l'échantillon. Les pores sont caractérisés par leur longueur que l'on note rayon des pores (r) et leur distribution statistique est représentée par $f(r)$. On suppose que cette distribution $f(r)$ est retrouvée dans n'importe quelle section de l'échantillon.
2. L'équation de Hagen-Poiseuille est supposée valide au niveau d'un pore et ainsi, cette équation est utilisée pour estimer la conductivité hydraulique de ce pore (approche microscopique). La conductivité hydraulique globale est déterminée en intégrant seulement les pores qui contribuent à l'écoulement (pores remplis d'eau).
3. La courbe de rétention d'eau est considérée analogue à la fonction de distribution des rayons de pores.

La différence entre les modèles statistiques existants se situe dans l'interprétation de la configuration géométrique du pore élémentaire et de l'évaluation de la contribution de cette configuration dans la perméabilité totale.

Les modèles statistiques que l'on retrouve le plus souvent dans la littérature sont ceux proposés par Childs et Collis-George (1950), Burdine (1953), Mualem (1976a) et Fredlund et *al.* (1994). Les quatre modèles s'écrivent, sous la forme d'intégrales, de la façon suivante (Mualem, 1986) :

$$\text{Childs et Collis-George (1950)} : k_{rel} = \frac{k(\theta_e)}{k_{sat}} = \theta_e' \frac{\int_0^{\theta_e} (\theta_e - \zeta) \psi^{-2}(\zeta) d\zeta}{\int_0^1 (1 - \zeta) \psi^{-2}(\zeta) d\zeta} \quad (2.25)$$

avec ℓ , un paramètre représentant l'interconnectivité des pores, égal à 0 selon Childs et Collis-George (1950) ($\ell=4/3$ selon Millington et Quirk (1961), $\ell=1$ selon Kunze et *al.* (1968)) et ζ est une variable d'intégration.

$$\text{Burdine (1953)} : k_{rel} = \frac{k(\theta_e)}{k_{sat}} = \theta_e^2 \frac{\int_0^{\theta_e} \psi^{-1}(\zeta) d\zeta}{\int_0^1 \psi^{-2}(\zeta) d\zeta} \quad (2.26)$$

$$\text{Mualem (1976a)} : k_{rel} = \frac{k(\theta_e)}{k_{sat}} = \theta_e^\ell \left[\frac{\int_0^{\theta_e} \psi^{-1}(\zeta) d\zeta}{\int_0^1 \psi^{-1}(\zeta) d\zeta} \right]^2 \quad (2.27)$$

avec $\ell=0,5$ (Mualem, 1976a).

$$\text{Fredlund et al. (1994)} : k_{rel} = \frac{k(\psi)}{k_{sat}} = \frac{\int_{\psi}^{\psi_r} \frac{\theta_w(\zeta) - \theta_w(\psi)}{\zeta^2} \theta_w'(\zeta) d\zeta}{\int_{\psi_s}^{\psi_r} \frac{\theta_w(\zeta) - \theta_w(\psi)}{\zeta^2} \theta_w'(\zeta) d\zeta} \quad (2.28)$$

Le terme θ_e^ℓ dans les équations 2.24 à 2.26 est un facteur de correction visant à tenir compte de la tortuosité du milieu poreux. Le modèle de Fredlund et al. (1994) pose $\ell = 0$ ce qui annule ce paramètre.

Pour obtenir les valeurs de $k_{rel}(\theta_e)$ ou $k_{rel}(\psi)$ à l'aide de ces modèles, il est nécessaire de résoudre les équations 2.25 à 2.28. Fredlund et al. (1994) ont présenté l'algorithme proposé par Kunze et al. (1968), en unités SI, pour résoudre de façon numérique l'équation 2.25 (modèle de Childs et Collis-Goerge (1950) avec $\ell=1$ tel que proposé par Kunze et al. (1968)).

$$k(\theta)_{icc} = \frac{k_{sat}}{k_{sc}} \cdot \frac{T_s^2 \rho_w g}{2\mu_w} \cdot \frac{\theta_s^{P_{cc}}}{n_{cc}^2} \cdot \sum_{icc=i_{cc}}^M \left[(2j_{cc} + 1 - 2i_{cc}) \psi_{icc}^{-2} \right] i_{cc} = 1, 2, \dots, M \quad (2.29)$$

où : $k(\theta)_{icc}$ = conductivité hydraulique calculée pour une certaine teneur en eau volumique θ_{icc} , correspondant au $i_{cc}^{ème}$ intervalle

i_{cc} = nombre d'intervalles qui augmente avec la diminution de θ

j_{cc} = variable pour un compteur de i_{cc} à M

k_{sc} = conductivité hydraulique saturée calculée ;

T_s = tension de surface de l'eau ;

ρ_w = masse volumique de l'eau ;

g = accélération gravitationnelle ;

μ_w = viscosité absolue de l'eau ;

P_{cc} = constante pour les interactions entre les pores de différentes dimensions ;

- M = nombre total d'intervalles entre la teneur en eau volumique à saturation et la teneur en eau volumique la plus faible sur la courbe de rétention d'eau ;
- n_{cc} = nombre total d'intervalles calculé entre la teneur en eau volumique à saturation et la teneur en eau zéro (i.e. $\theta = 0$) ;
- Ψ_{jcc} = succion correspondant au point milieu de l'intervalle j_{cc} .

Quant aux équations 2.23 et 2.24, elles sont habituellement résolues à l'aide d'équations analytiques approchées (appelées "*closed-form analytical formulas*"). Ces équations, pour les modèles de Burdine (1953) et Mualem (1976a), sont respectivement (van Genuchten, 1980; van Genuchten et al., 1991) :

$$\text{Burdine (1953)} : k_{rel} = \theta_e' \left[1 - \left(1 - \theta_e'^{1/m_v} \right)^{m_v} \right] \quad (m_v=1-2/n_v) \quad (2.30)$$

$$\text{Mualem (1976a)} : k_{rel} = \theta_e' \left[1 - \left(1 - \theta_e'^{1/m_v} \right)^2 \right] \quad (m_v=1-1/n_v) \quad (2.31)$$

Ces deux équations peuvent également s'écrire en fonction de la charge :

$$\text{Burdine (1953)} : k_{rel} = \frac{\left\{ 1 - (\alpha_v h)^{n_v-2} \left[1 + (\alpha_v h)^{n_v} \right]^{-m_v} \right\}}{\left[1 + (\alpha_v h)^{n_v} \right]^{m_v'}} \quad (m_v=1-2/n_v) \quad (2.32)$$

$$\text{Mualem (1976a)} : k_{rel} = \frac{\left\{ 1 - (\alpha_v h)^{m_v n_v} \left[1 + (\alpha_v h)^{n_v} \right]^{-m_v} \right\}^2}{\left[1 + (\alpha_v h)^{n_v} \right]^{m_v'}} \quad (m_v=1-1/n_v) \quad (2.33)$$

Tout comme pour le modèle de Childs et Collis-George (1950), le modèle proposé par Fredlund et al. (1994) (équation 2.28) se résout numériquement; les détails concernant la résolution de l'équation 2.28 peuvent être retrouvés dans Fredlund et al. (1994). L'obtention de la fonction de perméabilité par ce modèle se fait par la résolution des sommes suivantes :

$$\text{Fredlund et al. (1994)} : k_r = \frac{\sum_{i=j}^N \frac{\theta(e^{\bar{y}_i}) - \theta(\psi)}{e^{\bar{y}_i}} \theta'(e^{\bar{y}_i})}{\sum_{i=1}^N \frac{\theta(e^{\bar{y}_i}) - \theta_s}{e^{\bar{y}_i}} \theta'(e^{\bar{y}_i})} \quad (2.34)$$

où N est le nombre de sous-intervalles, i_{CC} est une variable compteur, j_{CC} est le numéro de l'intervalle, \bar{y}_i est le point milieu de la i_{CC}^e intervalle, θ' est la dérivée de l'équation 2.17 (modèle de description de la courbe de succion proposé par Fredlund et Xing, 1994) et θ_s est la teneur en eau volumique à saturation.

Plus de détails concernant l'obtention de ces équations peuvent être trouvés dans Mualem (1986), van Genuchten et *al.* (1991), Fredlund et *al.* (1994), Leong et Rahardjo (1997b) et Leij et *al.* (1997). À noter que dans le présent document, les équations analytiques approchées du modèles de Mualem (1976a; équations 2.31 et 2.33) seront appelées équation (ou modèle) de van Genuchten-Mualem (1980).

2.2.3 Effets d'hystérésis

Les modèles présentés précédemment considèrent qu'il n'existe qu'une relation unique (fonction singulière) pour décrire les fonctions hydriques θ - ψ et k - ψ . Dans certaines conditions cette hypothèse simplificatrice peut être acceptable, mais dans d'autres circonstances, il se peut qu'il soit nécessaire de tenir compte de la non singularité des fonctions qui est causée par ce que l'on appelle les effets d'hystérésis. Ces effets entraînent des différences entre les fonctions hydriques selon qu'elles soient mesurées en mouillage ou en drainage. Les effets d'hystérésis sont attribuables à différents facteurs (Hillel, 1980; Lebeau, 1998) :

1. la non-uniformité de la géométrie des pores ("*Inkbottle effect*");
2. la dépendance de l'angle de contact avec la direction de l'écoulement;
3. la présence d'air emprisonné;
4. Le changement de volume dus au changement de teneur en eau (observé habituellement dans les sols à texture fine).

On présente à la figure 2.4 un exemple de courbes de rétention d'eau idéalisées avec effets d'hystérésis. On remarque sur cette figure que la teneur en eau volumique pour une succion nulle en drainage est plus grande que celle en mouillage en raison de l'emprisonnement d'air dans les interstices du sol lors de l'imbibition du sol sec. La teneur en eau maximale que l'on peut atteindre lorsque l'on procède au mouillage d'un sol sec est parfois appelée teneur en eau à saturation (θ_0). La figure 2.4 montre, en plus des courbes principales en mouillage et drainage, les courbes primaires en mouillage et en drainage. Ces courbes primaires représentent les cas où un sol partiellement humide commence à se drainer ou encore lorsque ce même sol est soumis à un mouillage quelconque. On remarque que les courbes primaires sont des courbes intermédiaires qui vont d'une courbe principale à l'autre. Idéalement, lorsque l'on veut modéliser des conditions variables de venue d'eau ou de drainage (ex. effets des précipitations sur le comportement d'un sol), ce sont ces courbes primaires qui devraient être utilisées. Cependant, dans les cas pratiques, on utilise plutôt l'une ou l'autre des courbes principales (plus souvent la courbe en drainage, IDC sur la figure 2.4).

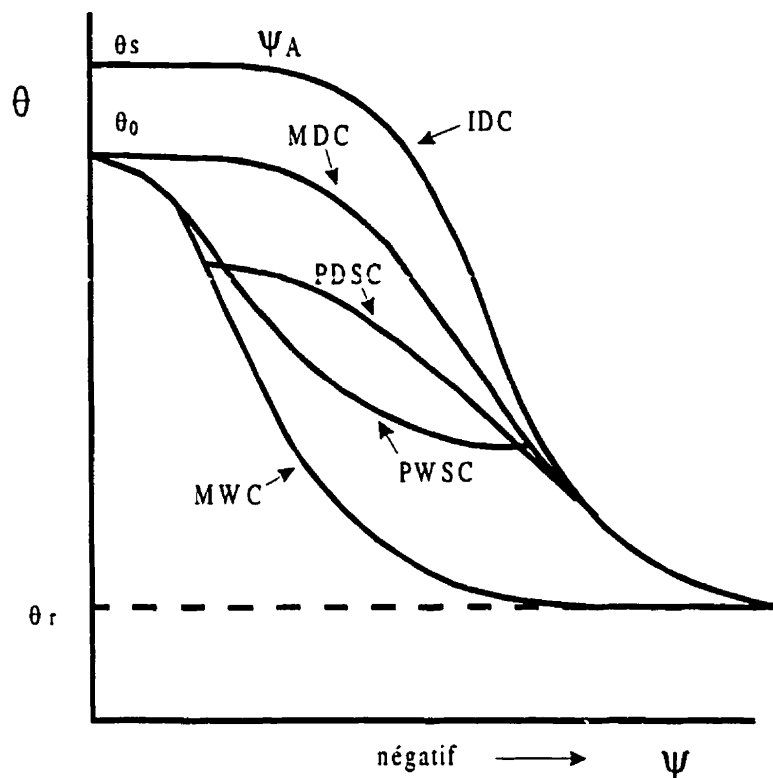


Figure 2.4 : Courbes de rétention d'eau schématisées avec effets d'hystérésis; IDC est la courbe initiale en drainage, MWC est la courbe principale en mouillage, MDC est la courbe principale en drainage, PDSC est une courbe intermédiaire en drainage, PWSC est une courbe intermédiaire en mouillage (inspirée de Gillham et *al.*, 1976)

Les effets d'hystérésis ne sont pas seulement présents dans les courbes de rétention d'eau, mais sont aussi présents dans les fonctions de perméabilité. On présente à la figure 2.5 une courbe idéalisée de $k-\psi$ avec les effets d'hystérésis. Dans ce cas-ci, la conductivité hydraulique à saturation est identifiée k_{sat} et la conductivité hydraulique à saturation (à la teneur en eau volumique maximale atteinte en mouillage) est représentée par le symbole k_0 . Encore une fois, tout comme pour θ_{sat} et θ_0 , la différence entre k_{sat} et k_0 est due à l'air emprisonné dans les interstices qui nuisent à l'écoulement de l'eau.

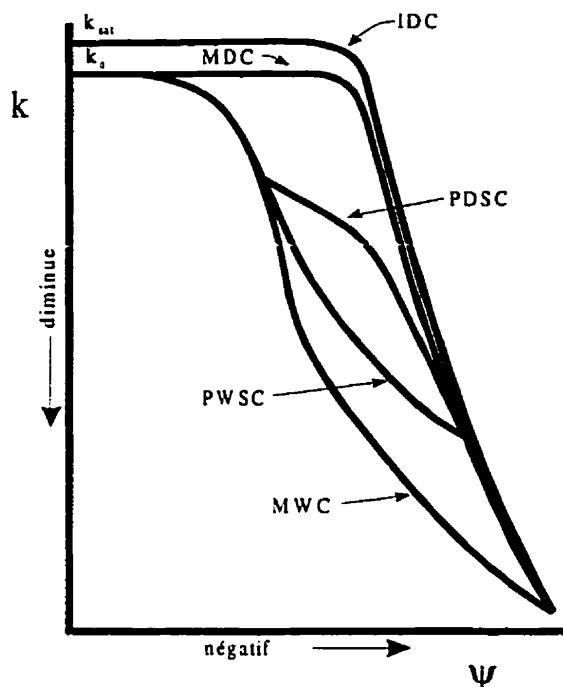


Figure 2.5 : Fonctions de perméabilité schématisées avec effets d'hystérésis; IDC est la courbe initiale en drainage, MWC est la courbe principale en mouillage, MDC est la courbe principale en drainage, PDSC est une courbe intermédiaire en drainage, PWSC est une courbe intermédiaire en mouillage (inspirée de Mualem, 1976b)

Il existe dans la littérature différents modèles pour prédire les effets d'hystérésis dans les courbes de rétention d'eau. Certains de ces modèles sont qualifiés de conceptuels (ces modèles se basent sur des principes physiques liés à l'écoulement de l'eau tels le réseau des pores et l'interaction eau-pore) alors que d'autres, plus simples, ne sont qu'empiriques. Parmi les modèles empiriques, on retrouve ceux proposés par Hanks et *al.* (1969), Dane et Wierenga (1975), Scott et *al.* (1983) et Scott et *al.* modifié par Kool et Parker (1987); ce dernier modèle est d'ailleurs celui utilisé dans le logiciel 1D Hydrus (Simunek et *al.*, 1998). Les principaux travaux concernant les modèles conceptuels ont été réalisés par Mualem (Mualem, 1973, 1974, 1976b, 1977, 1984; Mualem et Dagan, 1975; Mualem et Miller, 1979) et Parlange (1976). Ces modèles sont basés sur le modèle

du domaine indépendant de Néel-Everett (Everett, 1955). Cette théorie propose que la distribution des pores remplis d'eau peut être représentée par une fonction $f(\psi_d, \psi_w)$, où ψ_d et ψ_w sont les succions en drainage et en mouillage respectivement, et que cette fonction est un produit de deux fonctions de distributions indépendantes $h(\psi_w)$ et $l(\psi_d)$. La différence entre le modèle de Mualem (1973) et celui de Parlange (1976) est que ce dernier considère la fonction $h(\psi_w) = 1$. Cette simplification revient à dire que la distribution uniforme du volume des pores est indépendante du rayon des pores. L'avantage apparent de cette hypothèse est qu'elle permet de prédire les effets d'hystérésis seulement qu'à partir de mesures d'une seule des courbes principales (en mouillage ou en drainage), ce qui n'est pas le cas pour le modèle de Mualem. Cependant, une étude réalisée par Mualem et Morel-Seytoux (1978) a montré que dans bien des cas, les valeurs prédites par le modèle de Parlange (1976) sont loin de celles mesurées en laboratoire.

En ce qui concerne la prédiction des phénomènes d'hystérésis dans les fonctions de perméabilité, peu de travaux ont été réalisés. Mualem (1976b) a proposé des ajustements à son modèle servant à prédire les effets d'hystérésis de la courbe de rétention d'eau afin que celui-ci serve également à prédire les phénomènes d'hystérésis dans les fonctions de perméabilité. Le modèle demande la connaissance de la conductivité hydraulique (à une succion quelconque) ainsi que les autres paramètres nécessaires au modèle pour la courbe de rétention d'eau avec hystérésis. Étant donné la complexité et la quantité d'informations nécessaires pour utiliser ce type de modèle, il arrive souvent qu'en pratique on évalue seulement les courbes principales de la relation $k-\psi$ à partir des deux courbes principales de la courbe de rétention d'eau. Pour ce faire, on prend séparément les deux courbes principales de rétention d'eau (en mouillage et en drainage) et on les incorpore dans les modèles statistiques présentés au point précédent de ce chapitre (ex. modèle de Mualem, Burdine, Childs et Collis-George). On utilise par la suite une ou l'autre des relations calculées selon que l'on soit en mouillage ou en drainage. Même si

cette façon de faire est valable d'un point de vue pratique, théoriquement elle ne l'est pas (Mualem, 1986). En effet, rappelons que les modèles statistiques posent comme hypothèses que le sol peut être représenté par une seule fonction de distribution. Si on prend séparément les courbes principales θ - ψ en mouillage et en séchage et que l'on évalue pour chacune d'elle une courbe k - ψ , cela revient à poser comme hypothèse que ce sont deux sols différents, ce qui n'est pas le cas. Plus de détails concernant les effets d'hystérésis dans les sols peuvent également être trouvés dans d'autres travaux que ceux mentionnés précédemment (e.g. Topp et Miller, 1966; Topp, 1969, 1971; Pouloussis, 1970; Lehmann et *al.*, 1998).

2.3 Méthodes numériques pour simuler l'écoulement de l'eau en milieu poreux

La modélisation numérique de systèmes hydrogéologiques est une tâche complexe remplie d'hypothèses. Afin d'obtenir des résultats numériques s'approchant des conditions réelles observées sur le terrain, une approche conceptuelle a été proposée par Woessner et Anderson (1996). Cette approche, présentée sous forme de diagramme-bloc à la figure 2.6, consiste à définir les objectifs de la modélisation et le modèle conceptuel, à sélectionner le code numérique en vérifiant l'exactitude de ses solutions par rapport à des solutions analytiques, à faire le design du modèle numérique, à comparer les résultats obtenus avec ceux observés et à faire des prédictions une fois le modèle calibré. Pour ce qui concerne l'écoulement de l'eau en milieu saturé, l'ASTM a produit au cours des dernières années des guides afin de standardiser l'utilisation des modèles numériques. Ces guides touchent, entre autres, les aspects suivants (Brown, 1996) : l'application des modèles d'écoulement de l'eau souterraine pour des problèmes réels, la comparaison entre les résultats des modèles numériques et l'information de terrain, la définition des conditions frontières et initiales, la réalisation d'analyses de sensibilité. Malheureusement, en ce qui concerne la simulation de l'écoulement de l'eau en milieu non saturé, aucun guide n'a encore été conçu.

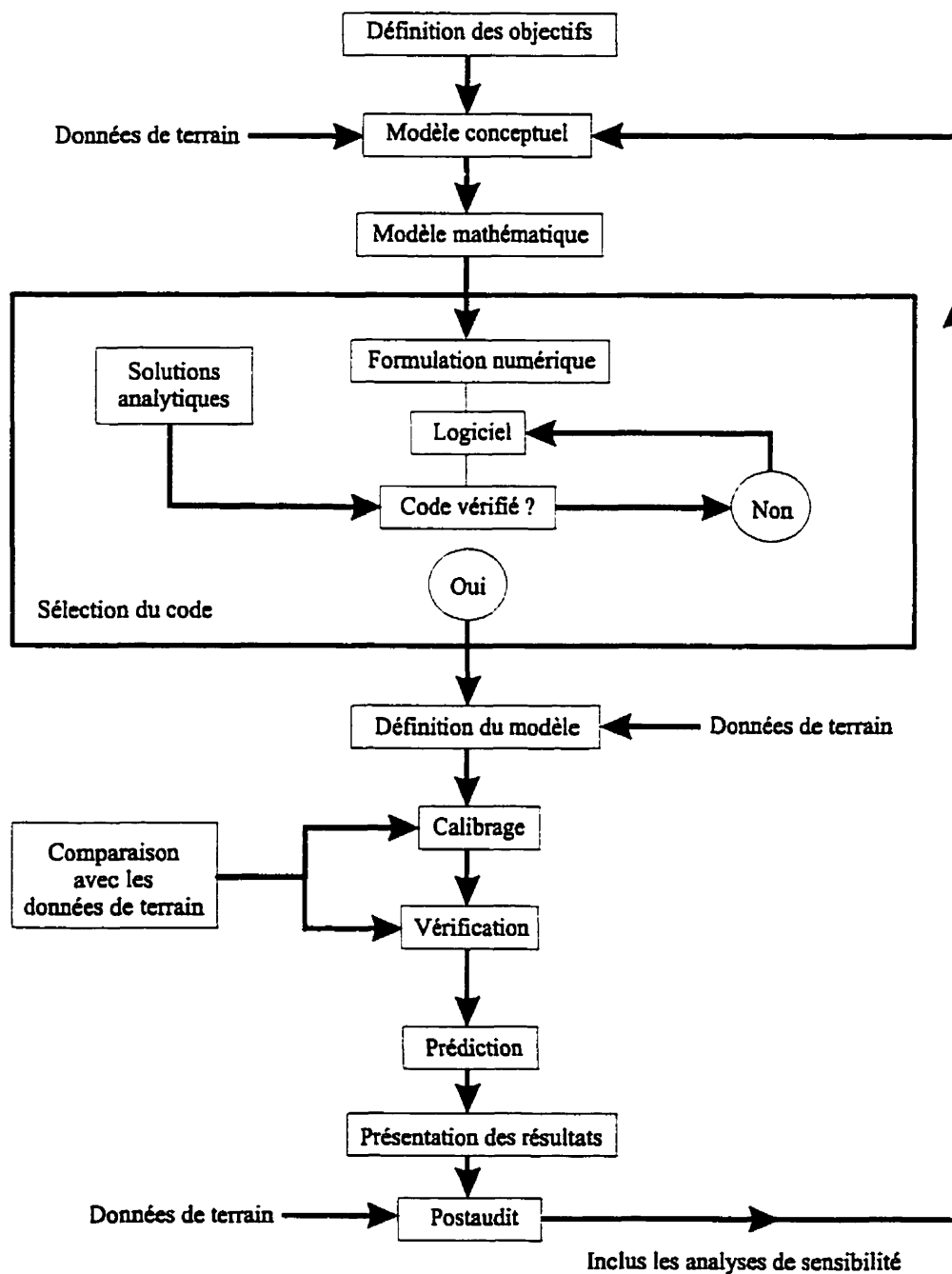


Figure 2.6 : Approche conceptuelle pour la modélisation hydrogéologique de problèmes réels (inspirée de Woessner et Anderson, 1996)

Même si l'on ne dispose pas de guides d'orientation pour l'écoulement en milieu non-saturé, les méthodes numériques sont fréquemment utilisées (rabattement de la nappe, essais de pompage, recouvrements placés sur des sites d'entreposage des déchets) pour prédire ce type d'écoulement à partir des équations présentées dans la section 2.1. Comme les barrières capillaires impliquent des écoulements non saturés, un bref rappel sur les méthodes numériques est nécessaire. Les méthodes numériques sont basées sur la résolution d'équations mathématiques qui décrivent les processus physiques impliqués. Elles permettent de résoudre des problèmes pour lesquels il n'y a pas de solutions analytiques disponibles, ce qui est souvent le cas en pratique. Pour bien utiliser la modélisation numérique, il est cependant important de comprendre la méthode de résolution utilisée, les équations mathématiques impliquées ainsi que les paramètres et fonctions nécessaires à la résolution du problème.

Dans cette section du document, on présente, dans un premier temps, les équations différentielles qui devront être résolues pour modéliser l'écoulement en milieu non saturé et en régime transitoire. On présente par la suite le fonctionnement général des méthodes numériques. On poursuit avec la description des deux méthodes les plus couramment utilisées en hydrogéologie, soit la méthode des différences finies et celle des éléments finis. Enfin, les principaux modèles existant sur le marché qui permettent de modéliser en milieu non saturé sont présentés brièvement.

2.3.1 Équations d'écoulement utilisées dans les modèles numériques

L'équation qui permet de résoudre les problèmes d'écoulement en milieu saturé et non saturé est appelée l'équation de Richards et est habituellement exprimée (en deux dimensions) de la façon suivante (Yeh et *al.*, 1994) :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[k_x(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[k_z(\psi) \left[\frac{\partial \psi}{\partial z} + 1 \right] \right] = C(\psi) \frac{\partial \psi}{\partial t} \quad (2.35)$$

où :

$C(\psi)$ = capacité de stockage (ou d'emmagasinement) définie par $d\theta/d\psi$ où θ est la teneur en eau volumique ;

$k(\psi)$ = conductivité hydraulique ;

x et z = coordonnées horizontales et verticales ;

ψ = succion matricielle.

On retrouve également souvent l'équation 2.35 sous la forme d'une équation qui est fonction de la charge hydraulique h (Fredlund et Rahardjo, 1993) :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial h}{\partial z} \right) = C(h) \frac{\partial h}{\partial t} \quad (2.36)$$

où le terme h est la charge hydraulique qui est définie par $h = \psi + z$, z étant l'élévation.

Le principal avantage de cette équation, qui est fonction de ψ (ou de h), est qu'elle est valide autant en milieu saturé que non saturé et qu'elle permet de simuler des sols stratifiés. Cependant, la très grande non-linéarité (c'est-à-dire que la relation entre k , θ et ψ est de nature fortement non-linéaire) de l'équation 2.35 rend difficile la convergence, spécialement lors du mouillage d'un sol grossier initialement sec (Pan et Wierenga, 1995). D'ailleurs, le bilan de masse des modélisations de ce cas particulier réalisées à partir de l'équation 2.35 a souvent été déficient (Hills et *al.*, 1989 ; Huyakorn et Pinder, 1983 ; Fedors, 1996).

Afin d'éviter une très fine discrétisation, aussi bien dans le domaine de l'espace que du temps, pour le problème de l'écoulement non saturé dans des sols secs, Huyakorn et Pinder (1983) suggèrent d'utiliser l'équation d'écoulement de Richards mais sous une forme où la variable dépendante est la teneur en eau volumique θ (Hillel, 1980 ; Huyakorn et Pinder, 1983, Hills et *al.*, 1989) :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[D(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[D(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial z} \right] + \frac{\partial k}{\partial z} = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.37)$$

où $D(\theta)$ est la diffusivité définie par $k(\theta) d\psi/d\theta$. On peut également définir la diffusivité comme étant le rapport entre la conductivité hydraulique k et la capacité de stockage $C(\psi)$. Les avantages d'utiliser cette formulation sont d'obtenir des solutions avec conservation de masse et de permettre une discrétisation plus grossière (Hills et *al.*, 1989). La principale raison qui permet de réduire la discrétisation est que la teneur en eau varie moins près du front de mouillage que la succion rendant ainsi plus facile la convergence. Les désavantages d'utiliser la formulation avec θ comme variable dépendante sont que l'on ne peut simuler les conditions saturées et que cette équation ne permet pas de simuler directement l'écoulement de l'eau dans des milieux stratifiés (Hills et *al.*, 1989).

Afin d'éviter les problèmes de conservation de masse pour la résolution des problèmes de l'écoulement non saturé dans des sols grossiers sec avec l'équation ayant comme variable dépendante ψ , certains auteurs ont proposé au cours des dernières années une modification du terme $C(\psi)$ de l'équation 2.35 qui assure la conservation de masse (Milly, 1985 ; Allen et Murphy, 1986 ; Celia et *al.*, 1990, Clement et *al.*, 1994). La stratégie utilisée par Celia et *al.* (1990) consiste à évaluer le changement de la teneur en eau pour chaque pas de temps à partir du changement de la pression (dernière partie du membre de droite de l'équation 2.38). L'équation 2.35 modifiée par Celia et *al.* (1990) s'écrit en 2D de la façon suivante :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial h}{\partial z} + 1 \right) = \frac{\partial \theta}{\partial t} + \left(S_s \frac{\theta}{\theta_s} \right) \frac{\partial h}{\partial t} \quad (2.38)$$

où S_s est appelé coefficient élastique de stockage (ou d'emmagasinement) et θ_s est la teneur en eau volumique de saturation. Les résultats obtenus par ces auteurs pour l'écoulement dans des sols secs ont permis d'améliorer grandement la conservation de la masse. Cependant, la convergence demeure difficile (Kirkland et *al.*, 1992).

D'autres méthodes permettant la simulation de l'écoulement en milieu non saturé peuvent être trouvées dans la littérature, comme la transformation par l'intégrale de Kirchhoff (Haverkamp et *al.*, 1977), la transformation par l'intégrale de Kirchhoff modifiée par Ross (1992) et l'équation mixte θ - ψ de Kirkland et *al.* (1992). Cependant, aucune de ces techniques n'est implantée dans un modèle numérique disponible sur le marché.

2.3.2 Fonctionnement général des méthodes numériques

Tel que mentionné précédemment, la très grande non-linéarité des équations d'écoulement de l'eau en milieu non saturé est l'une des principales raisons qui favorise l'utilisation de méthodes numériques pour résoudre les modèles physiques. Le principal avantage des méthodes numériques est qu'elles permettent la résolution de modèles ayant une géométrie plus complexe, se rapprochant des situations de terrain. La résolution de problèmes à l'aide de modèles numériques (autant par la méthode des éléments finis MEF que par la méthode des différences finies MDF) nécessite, dans le cas de modélisations transitoires, une discrétisation dans l'espace et dans le temps. L'étape subséquente consiste à transformer les équations différentielles partielles représentant l'écoulement en équations algébriques pouvant être résolues à l'aide de méthodes numériques. Si les équations différentielles partielles initiales sont non-linéaires (comme dans le cas de l'écoulement en milieu non saturé) les équations algébriques obtenues seront également non-linéaires. La dernière étape consiste donc à résoudre les équations algébriques non-linéaires. On utilise habituellement des méthodes itératives pour accomplir cette tâche, dont les plus utilisées sont les méthodes itératives de Picard, de Newton-Raphson et de Chord Slope (Huyakorn et Pinder, 1983 ; Paniconi et *al.*, 1991). Il existe également d'autres méthodes qui utilisent les principes de discrétisation linéaire et une procédure de linéarisation pour résoudre les équations algébriques non-linéaires. Parmi celles-ci, on retrouve la méthode implicite de

factorisation, Newton linéarisé, procédé Picard, procédé de factorisation implicite et procédé trois niveaux de Lees (Paniconi et *al.*, 1991). Parce que la plupart des modèles numériques utilisent les méthodes itératives, et que ces méthodes sont très bien documentées dans la littérature (e.g. Reddy, 1993 ; Paniconi et *al.*, 1991, Huyakorn et Pinder, 1983), cet aspect de résolution d'équations algébriques non-linéaires ne sera pas poussé plus loin dans ce travail.

2.3.3 Méthodes par différences finies

Il existe différentes méthodes numériques qui permettent de résoudre des problèmes d'écoulement non saturé en régime transitoire. L'une des méthodes utilisées est la méthode par différences finies MDF. Les principaux avantages de la MDF sont (Clement et *al.*, 1994 ; Anderson et Woessner, 1992) : facilité de programmation, données de départ faciles à implanter, méthode validée et très utilisée. La principale caractéristique de la méthode MDF est qu'elle permet d'obtenir des solutions aux noeuds (méthode nodale) alors que la méthode des éléments finis permet d'obtenir des solutions pour chaque élément (méthode par élément). Cependant, très peu de chercheurs ont utilisé la technique MDF pour modéliser des écoulements non saturés en deux et trois dimensions. À la connaissance de l'auteur, les seules méthodes numériques touchant la modélisation à l'aide de la méthode MDF d'écoulement non saturé en deux dimensions sont celles proposées par Kirkland et *al.* (1992), par Clement et *al.* (1994) et par Pan et *al.* (1997).

La technique MDF utilise les approximations par différences centrales pour la première et la seconde dérivées de la fonction $\psi(z)$ (cas 1D dans le sens z) au point i pour résoudre les équations différentielles (Fredlund et Rahardjo, 1993). La première dérivée de la fonction s'écrit :

$$\left(\frac{d\psi}{dz}\right)_i = \frac{\psi_{i+1} - \psi_{i-1}}{2\Delta z} \quad (2.39)$$

alors que la deuxième dérivée de la fonction au point i s'écrit :

$$\left(\frac{d^2 \psi}{dz^2} \right)_i = \frac{\psi_{i+1} + \psi_{i-1} - 2\psi_i}{\Delta z^2} \quad (2.40)$$

En remplaçant les dérivées première et seconde dans l'équation d'écoulement en régime permanent (équation 2.35 en 1D), on obtient l'équation suivante :

$$k_{y(i)} \left\{ \frac{\psi_{(i+1)} + \psi_{(i-1)} - 2\psi_{(i)}}{(\Delta y)^2} \right\} + \left\{ \frac{k(\psi)_{(i+1)} - k(\psi)_{(i-1)}}{2\Delta y} \right\} \left\{ \frac{\psi_{(i+1)} - \psi_{(i)}}{2\Delta y} \right\} = 0 \quad (2.41)$$

Avec l'addition des conditions frontières, on peut résoudre le système à l'aide de matrices. Comme les équations sont non-linéaires, on doit utiliser des méthodes itératives pour évaluer la solution. À chaque itération, on considère les équations comme étant linéaires en fixant à k une valeur constante. Les équations présentées ici sont valides en régime permanent. En régime transitoire, on doit incorporer dans les équations le facteur temps. Les équations détaillées pour l'écoulement non saturé en régime transitoire peuvent être trouvées dans Huyakorn et Pinder (1983) et Clement et *al.* (1994). Plus de détails concernant la méthode des différences finies peuvent également être trouvés dans Huyakorn et Pinder (1983) et Clement et *al.* (1994).

2.3.4 Méthode des éléments finis

La méthode des éléments finis MEF est une méthode numérique qui vise à résoudre des équations différentielles en faisant des approximations par sous-région (appelées éléments finis). En terme mathématique, la MEF consiste à utiliser une approximation simple de variables inconnues pour transformer les équations aux dérivées partielles en équations algébriques (Dhatt et Touzot, 1981). Les premières applications de la méthode des éléments finis ont été formulées à l'aide de l'approche variationnelle. Cependant, au cours des dernières années, l'approche des résidus pondérés de Galerkin a augmenté en popularité (Huyakorn et Pinder, 1983), spécialement dans le cas de l'écoulement de l'eau en milieu non saturé. L'objectif de cette section n'est pas de présenter la méthode des

éléments finis, qui est d'ailleurs bien documentée dans la littérature (e.g. Reddy, 1993; Zienkiewicz et Taylor, 1991; Segerlind, 1984; Bathe, 1982), mais plutôt d'expliquer la théorie de base de la méthode MEF afin de garantir une application rigoureuse des logiciels.

Si l'on veut réaliser une analyse par éléments finis d'un problème physique, les étapes suivantes doivent être suivies (Huyakorn et Pinder, 1983) :

1. Le système physique doit être subdivisé en une série d'éléments finis qui sont connectés en différents points appelés noeuds. Cette étape est appelée **discrétisation** ;
2. Une expression matricielle qui représente la valeur des variables nodales de chaque élément doit être déterminée. Cette matrice résultante est habituellement appelée **matrice des éléments**;
3. La matrice des éléments est par la suite combinée ou assemblée pour former une série d'équations algébriques qui décrivent le système physique de façon globale. La matrice des coefficients de cette série d'équations est appelée **matrice globale**. La procédure d'assemblage est réalisée de façon à satisfaire certaines conditions de compatibilité pour chaque noeud partagé entre différents éléments.
4. Les conditions frontières sont incorporées par la suite dans la matrice globale.
5. Le système d'équations algébriques qui décrivent le processus physique est ensuite résolu. Différents algorithmes de résolution peuvent être utilisés pour résoudre le système dont les plus connus sont l'élimination de Gauss et la décomposition LU.

Pour ce qui concerne le cas particulier de l'écoulement de l'eau en milieu non saturé et en régime transitoire, la même séquence doit être appliquée. Dans un premier temps, on discrétise l'espace pour lequel l'étude sera réalisée. Cette discrétisation se fait en séparant le domaine de l'espace en sous-régions appelées éléments. Différents types d'éléments peuvent être utilisés (Huyakorn et Pinder, 1983), soit des éléments

triangulaires ou des éléments quadrilatères qui peuvent être de type Lagrangien, Serendipity (linéaire, quadratique ou cubique) et Hermite.

L'équation différentielle en 2D qui représente l'écoulement de l'eau en milieu non saturé pour un régime transitoire (équation 2.36) s'écrit sous sa formulation d'éléments finis (en utilisant la méthode des résidus pondérés de Galerkin) (Fredlund et Rahardjo, 1993) :

$$\int_A [B]^T [k][B] dA \{h\} + \int_A [L]^T \lambda [L] dA \frac{\partial \{h\}}{\partial t} - \int_S [L]^T \bar{v}_w dS = 0 \quad (2.42)$$

où

[B] = matrice des dérivées des coordonnées de surface ;

[k] = tenseur de la conductivité hydraulique pour un élément ;

{h} = matrice des charges hydrauliques aux noeuds où la charge est la gravité plus la pression interstitielle ;

[L] = matrice des coordonnées des éléments ;

λ = $C(\psi)$;

\bar{v}_w = vitesse de Darcy externe dans la direction perpendiculaire à la frontière de l'élément ;

S = périmètre de l'élément

La formulation abrégée de l'équation 2.42 est :

$$[D]\{h_{wn}\} + [E]\{h_{wn}\} = [F] \quad (2.43)$$

où

[D] = matrice caractéristique élémentaire qui peut s'écrire $[B]^T [k][B]A$;

[E] = matrice massique (emmagasinement) ;

{h_{wn}} = matrice des dérivées par rapport au temps des charges hydrauliques au noeuds $\frac{\partial \{h\}}{\partial t}$;

[F] = vecteurs flux qui représentent les conditions frontières, i.e. $\int_S [L]^T \bar{v}_w dS$;

Les dérivées par rapport au temps de l'équation 2.43 peuvent être évaluées à l'aide de la méthode des éléments finis ou des différences finies. La plupart des modèles numériques utilisent cependant les MDF.

L'équation 2.43 peut être écrite pour chaque élément et assemblée pour former un système d'équations algébriques global qui représente l'écoulement. Ceci doit être fait en respectant la compatibilité des noeuds qui oblige qu'un noeud partagé entre plusieurs éléments doit avoir la même charge hydraulique. De plus, parce que l'équation 2.43 est non linéaire, une méthode itérative est habituellement utilisée pour résoudre la matrice et obtenir la charge hydraulique pour chaque noeud. Une fois ce résultat obtenu, on peut calculer tous les autres paramètres liés à la charge hydraulique, soit la vitesse, les débits et la pression interstitielle.

2.3.5 Différents modèles numériques pour l'écoulement en milieu non saturé

On retrouve, dans différentes publications, des références à des logiciels qui permettent de modéliser l'écoulement en milieu non saturé pour des conditions permanentes et transitoires. On retrouve au tableau 2.2 certains de ces modèles avec leurs caractéristiques en ce qui concerne la procédure de résolution.

Certains logiciels, que l'on retrouve au tableau 2.2, ont permis à des chercheurs de modéliser l'écoulement dans des barrières capillaires. UNSAT2 par exemple a été utilisé par Smith (1996) pour modéliser le comportement de barrières capillaires en 2D. Une version modifiée de UNSAT (UNSAT-H, ver.2), qui tient compte du transfert de chaleur, a été utilisé par Fayer et *al.* (1992) pour simuler de façon unidimensionnelle des barrières de recouvrement multicouches avec effets de barrière capillaire. VSAFT2,

quant à lui, a permis la simulation de l'écoulement à travers des barrières capillaires inclinées (Yeh et *al.*, 1994). Le logiciel SEEP/W a permis de modéliser l'écoulement à travers des recouvrements multicouches avec effets de barrière capillaire visant à limiter la production de drainage minier acide (Yanful et Aubé, 1993 ; Woyshner et Yanful, 1995, Bussière et *al.*, 1995 ; Aubertin et *al.*, 1997a, Ricard et *al.*, 1997a). Une version non commerciale d'un logiciel utilisant l'équation mixte de Richards (proposée par Celia et *al.*, 1990) a été utilisée par Sydor (1992) pour simuler différents types de couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC). Enfin, le logiciel HYDRUS 1D a permis la simulation de l'écoulement unidimensionnel l'eau à travers des CEBC dont la couche de rétention d'eau était constituée de résidus miniers (Aachib, 1997).

Certaines de ces études (Sydor, 1992 ; Fayer et *al.*, 1992 ; Yanful et Aubé, 1993 ; Woyshner et Yanful, 1995, Aachib, 1997) ont comparé les résultats mesurés dans des conditions contrôlées (essais en colonne ou en lysimètre) avec ceux simulés numériquement. Dans tous ces cas, les résultats simulés se sont situés près des valeurs mesurées permettant ainsi de conclure que les modèles numériques peuvent prédire avec succès le comportement non saturé des sols stratifiés avec effet de barrière capillaire. Fedors (1996) a, quant à lui, comparé l'efficacité des différentes équations (Richards avec ψ et θ comme variable dépendante et l'équation mixte de Richards) pour simuler des conditions non saturées en 1D. La conclusion de l'auteur est que la forme mixte de l'équation de Richards est préférable à l'équation de Richard avec ψ ou θ comme variable dépendante. La vitesse d'itération est plus grande et la conservation de masse est presque parfaite avec l'équation mixte. Cependant, il est important de mentionner que les travaux de Lehmann et Ackerer (1998) ont montré qu'avec une discrétisation plus fine dans le temps et l'espace, il est possible d'obtenir de bons résultats (aussi bons qu'avec l'équation mixte) avec l'équation de Richards utilisant ψ comme variable dépendante. D'autres études ont également été réalisées afin de comparer les différentes formulations permettant de simuler l'écoulement non saturé de l'eau (Haverkamp et

Vauclin, 1981; Brouyère et Dassargues, 1997). Il semble qu'il n'y ait pas encore de consensus dans la communauté scientifique quant à savoir quelle est la meilleure formulation entre l'équation traditionnelle de Richards et l'équation mixte.

Tableau 2.2 : Résumé des caractéristiques des principaux modèles numériques existant qui permettent de simuler des écoulements non saturés

Modèle	Équation	Méthode de résolution	Référence
UNSAT2	Richards 2D avec ψ comme variable	FEM, élimination de Gauss	Neumann (1973)
FEMWATER (2D)	Richards 2D avec ψ comme variable	FEM, élimination de Gauss	Yeh et Ward (1981)
FEMWATER (3D)	Richards 3D avec ψ comme variable	FEM, élimination de Gauss	Lin et <i>al.</i> (1996)
SATURN	Richards 2D avec ψ comme variable	FEM, décomposition LU	Huyakorn et <i>al.</i> (1984)
FLAMINCO	Richards 3D avec ψ comme variable	FEM, décomposition LU	Huyakorn et <i>al.</i> (1986)
VS2DT	Richards 2D avec ψ comme variable	MDF, procédure implicite	Healy (1990)
RMA42	Richards 2D avec ψ comme variable	FEM	Fleenor et King (1995)
VSAFT2	Richards 2D avec ψ comme variable	FEM	Yeh et Srivastava (1990)
HYDRUS 1D et 2D	Forme mixte de Richards 1D (ou 2D) avec ψ comme variable; peut incorporer les effets d'hystérésis	FEM, élimination de Gauss	Simunek et <i>al.</i> (1998)
SEEP/W	Richards 2D avec ψ comme variable	FEM, élimination de Gauss	GEOSLOPE International (1994)

CHAPITRE III

EFFETS DE BARRIÈRE CAPILLAIRE

La réduction du mouvement de l'eau par la présence d'une couche de sol grossier a été étudiée dès le début du siècle (Alway et McDole, 1917). À cette époque, on s'est rendu compte qu'une plus grande quantité d'eau devenait disponible dans le matériau fin lorsque celui-ci était placé sur un matériau grossier. D'un point de vue agricole, des avantages évidents pouvaient être envisagés, entre autres, au niveau du design et de la gestion des systèmes d'irrigation de sols stratifiés. Les travaux qui ont suivi ont essentiellement porté sur la problématique agricole (e.g. Robins, 1959 ; Eagleman et Jamison, 1962 ; Miller et Bunker, 1963 ; Miller, 1969 ; Unger, 1971).

Les premiers travaux visant à utiliser le contraste entre les matériaux pour isoler une source potentielle de contamination ont eu lieu vers la fin des années 1960 par Corey et Horton (1969). Ces derniers ont montré, à l'aide de travaux en laboratoire, qu'une couche de matériau fin limite l'écoulement vertical de l'eau en conditions non saturées. Ils ont de plus observé un écoulement à l'interface entre les deux matériaux. À l'époque, le phénomène d'effets de barrière capillaire était plutôt appelé "wick effect". Rançon (1972, 1979) a par la suite testé des couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC) en laboratoire et à l'aide de parcelles expérimentales de terrain. Les premiers travaux impliquant la modélisation numérique des CEBC ont été réalisés par Frind et *al.* (1976). Les simulations réalisées ont montré l'influence de certains paramètres, tels la longueur et l'inclinaison de l'interface, l'épaisseur de la couche de matériau fin et le taux de précipitation. Ces travaux, réalisés entre la fin des années 1960 et le début des années 1980, peuvent être considérés comme les premiers pas de la technologie des CEBC. Le plus gros du travail, en ce qui concerne la compréhension des phénomènes impliqués

dans les CEBC, a été réalisé au cours des années 80 et 90, comme on pourra le constater dans ce qui suit.

L'objectif de ce chapitre est de présenter les principes physiques reliés aux effets de barrière capillaire et d'évaluer l'importance de différents paramètres sur le comportement de ces systèmes. On présente, dans un premier temps, une explication physique des effets de barrière capillaire suivi d'une schématisation du phénomène. On poursuit avec la présentation d'équations mathématiques qui décrivent les effets de barrière capillaire. Des résultats tirés de la littérature concernant le comportement hydrique de CEBC ainsi que des analyses numériques unidimensionnelles réalisées dans le cadre de ce projet sont également montrés et discutés. Afin d'évaluer l'impact des conditions réelles de terrain sur la performance de CEBC, on présente les résultats d'une étude expérimentale *in situ*. Cette étude a permis de comparer les valeurs prédites par modélisations numériques et celles mesurées sur le terrain. Enfin, une brève présentation de l'influence du degré de saturation de la couche de matériau fin (appelée couche de rétention d'eau dans ce document) sur l'efficacité d'une CEBC à limiter le flux de gaz termine ce chapitre.

3.1 Introduction

Tel que mentionné précédemment, on utilise de plus en plus des couvertures avec effet de barrière capillaire (CEBC) pour isoler une source potentielle de contamination environnementale. Ces couvertures sont basées sur le concept des effets de barrière capillaire; ces effets apparaissent lorsqu'un écoulement non saturé est présent dans un matériau fin situé par dessus un matériau grossier. En raison du contraste de granulométrie des matériaux et, par conséquent, du contraste dans les caractéristiques hydriques, seulement une partie du débit d'eau qui atteint l'interface est transmis au matériau grossier. Les principes sous-jacents à ce concept ont été décrits (avec plus ou

moins de détails) dans de nombreuses publications; mentionnons : Frind et *al.* (1976), Gillham (1984), Rasmuson et Erikson (1986), André-Jehan et *al.* (1988), Nicholson et *al.* (1989, 1990, 1991), Collin et Rasmuson (1990), SRK (1989), Akindunni et *al.* (1991), Morel-Seytoux (1992a, b, 1993), Aachib et *al.* (1993), Wing et Gee (1993), Barrès et Bonin (1994), Chiu et Shackelford (1994), Shackelford et *al.* (1994), Aubertin et *al.* (1995, 1996b).

Un système de recouvrement bicouche typique utilisant le principe de barrière capillaire est présenté à la figure 3.1. On retrouve sur cette figure une schématisation du mouvement de l'eau dans les deux couches d'un système avec sol fin sur sol grossier. L'eau qui s'infiltre de la surface ne pourra s'écouler à travers la couche de matériau grossier (initialement non saturée) que lorsque la tension capillaire dans le matériau de la couche de rétention d'eau sera proche de zéro (i.e. le matériau est presque complètement saturé). L'assèchement de la couche de matériau grossier (formée de matériaux grossiers à faible valeur de AEV) permet ainsi d'empêcher le mouvement de l'eau vers le bas, ce qui favorise le maintien d'un haut degré de saturation dans la couche de rétention d'eau.

On peut également expliquer l'effet de barrière capillaire à partir des fonctions de perméabilité et des courbes de rétention d'eau. Lorsque la succion (lorsque l'on parle succion dans ce document, on fait référence à la valeur absolue de la pression négative) $\psi < \psi_a$, on a $\theta < n$ (ou degré de saturation $S_r < 100\%$); cela entraîne que $k \leq k_{sat}$ (où k_{sat} est la valeur de la conductivité hydraulique à l'état saturé; k est la conductivité hydraulique pour une succion donnée). Sur la figure 2.3, on peut constater que la valeur de k diminue progressivement à mesure que la pression d'eau baisse (succion plus marquée) ou que la teneur en eau volumique est réduite. Lorsque l'on compare des matériaux de granulométrie différente (un silt et un sable, par exemple), on constate que le sol fin est moins perméable que le sol grossier à l'état saturé. Toutefois, l'inverse peut devenir vrai pour certaines conditions de succion : le sable se drainant plus aisément, la

chute de la valeur de k est plus marquée avec un sable qu'avec le silt. Ceci implique que sous certaines conditions, c'est le matériau le plus grossier qui peut s'avérer le moins perméable. Ce phénomène contribue à l'effet de barrière capillaire dans un système bicouche en réduisant l'écoulement de l'eau d'un matériau fin placé sur un matériau grossier. Ceci favorise la rétention d'eau dans la couche supérieure d'un tel système.

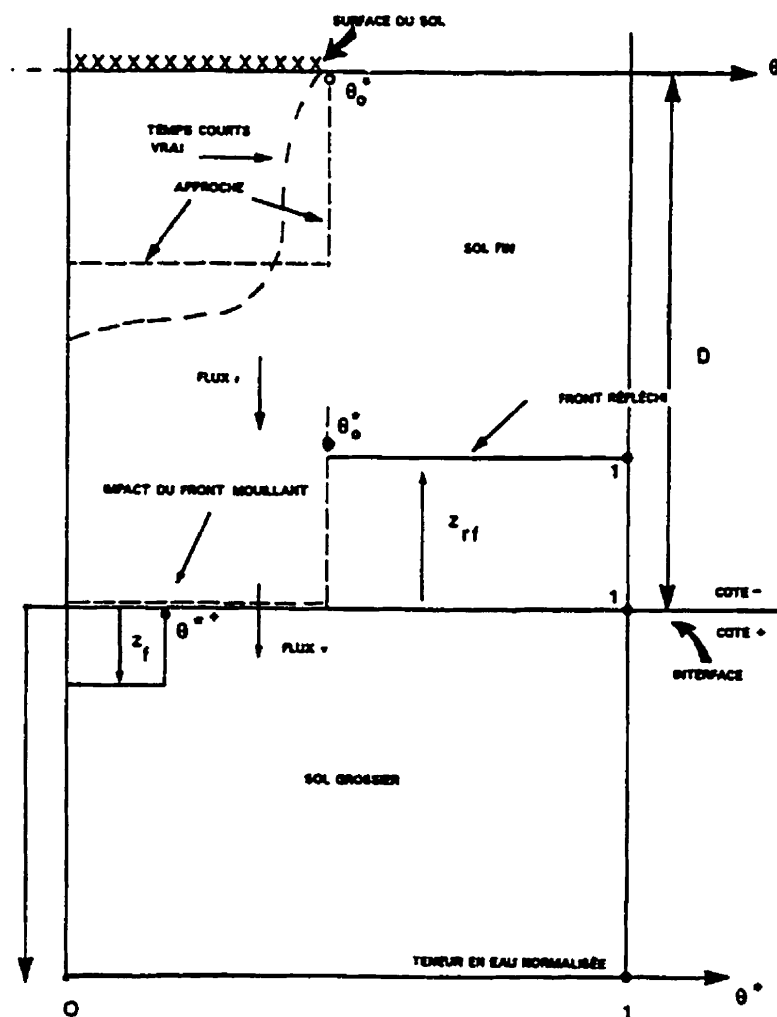


Figure 3.1 : Schématisation du mouvement de l'eau dans une barrière capillaire (tirée de Morel-Seytoux, 1992b)

3.2 Schématisation du phénomène

Morel-Seytoux (1992a) a schématisé l'effet de barrière capillaire pour un système bicouche de la façon suivante. Lors du mouillage du système (taux d'infiltration constant avec aucune possibilité d'accumulation d'eau à la surface), dont les matériaux ont des caractéristiques de rétention d'eau représentées par les courbes de rétention d'eau de la figure 3.2, les pores les plus petits vont d'abord retenir l'eau, puis progressivement les pores plus gros vont se remplir et ce jusqu'à ce que la pression capillaire exercée par les pores devienne égale à la pression de l'eau ajoutée. À une succion donnée, la teneur en eau volumique θ dans le silt est plus grande que celle dans le sable. À l'interface entre les deux matériaux, en raison des obligations de continuité, la pression et le débit d'eau doivent être les mêmes. Posons que la succion est égale à ψ_x (voir figure 3.2). Compte tenu des courbes de rétention d'eau de ces deux matériaux, il faut donc nécessairement que la teneur en eau θ soit plus grande dans le silt que dans le sable, ce qui entraîne que la teneur en eau θ est discontinue à l'interface.

La teneur en eau volumique correspondante est moindre que la valeur de saturation (θ_s) pour le silt ($(\theta_n)_1 < 1$). La condition de continuité implique que la même pression ψ_1 agit aussi dans le sable près de l'interface. Mais comme on doit aussi satisfaire la condition de continuité du débit à l'interface, la teneur en eau volumique normalisée dans le sable ne peut pas être $(\theta_n)_1$, correspondant à ψ_1 sur la figure 3.2. Posons que la valeur pour satisfaire cette dernière condition est de $(\theta_n)_2$ dans le sable ($(\theta_n)_2 > (\theta_n)_1$). On a alors que ψ_2 dans le sable n'égale pas la valeur de ψ_1 dans le silt, ce qui viole la première condition. Pour satisfaire ces deux conditions simultanément, la pression dans la couche de sable doit être réduite de ψ_2 à ψ_3 et celle dans le silt doit être augmentée de ψ_1 à ψ_3 . Pour sa part, la teneur en eau doit baisser de $(\theta_n)_2$ à $(\theta_n)_3$ dans le sable et augmenter de $(\theta_n)_1$ à $(\theta_n)_3$ dans le silt. Ce phénomène implique qu'une partie de l'eau qui migre vers le bas sera repoussée à l'interface silt-sable, de sorte que seule une fraction de l'eau qui

migre à travers la couche de rétention d'eau passera à travers la couche de matériau grossier, et ce tant que la couche de silt ne sera pas saturée (ou presque).

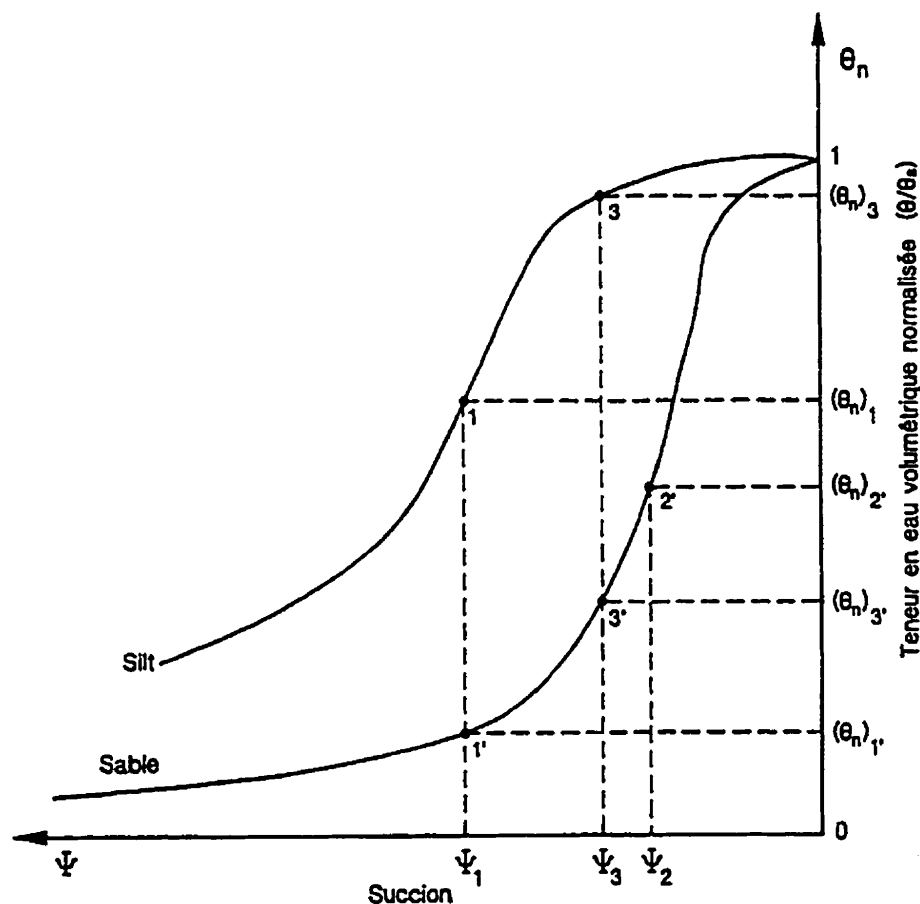


Figure 3.2 : Courbes de rétention d'eau schématisées pour un sable et un silt avec explication des phénomènes d'effets de barrière capillaire (tirée d'Aubertin et *al.*, 1995)

Pour illustrer cela, regardons le cas fictif d'une faible venue d'eau sur un système bicouche (silt sur sable). Dans une telle barrière, la couche de matériau fin peut se recharger très facilement, même suite à une venue d'eau peu abondante. À la figure 3.2, la condition ψ_1 représente la pression dans le matériau fin près de l'interface avec le matériau grossier, à un temps donné suite à une venue d'eau en provenance de la surface.

L'exemple qui précède a été analysé en détail par Morel-Seytoux (1992b) qui a proposé une solution analytique du phénomène. À partir des caractéristiques de rétention d'eau des deux sols et d'autres caractéristiques du modèle, on peut connaître, à l'aide de cette solution analytique, le débit transmis du matériau fin au matériau grossier.

3.3 Représentation mathématique du cas 1D

Dans les sections précédentes, la formation de l'effet de barrière capillaire a été exposé, sans exprimer le phénomène mathématiquement. Les relations entre les différents paramètres qui causent les effets de barrière capillaire peuvent s'écrire, dans le cas unidimensionnel, de la façon suivante (Morel-Seytoux, 1992a) :

$$q = k_{sat2} \frac{\left\{ \int_0^D f_w dz - (\psi_{c2} - \psi_{int}) \right\}}{\int_0^D \mu_r dz} \quad (3.1)$$

où z représente la coordonnée verticale orientée positive vers le bas et avec origine à la surface du sol, D est l'épaisseur de la couche de la couche 2 (sol fin), q est le débit spécifique au sens de la loi de Darcy qui passe à travers la couche de matériau grossier, ψ_{c2} est la succion capillaire efficace (ou "*effective capillary drive*"; Morel-Seytoux et Khanji, 1974) dans le sol fin, ψ_{int} est la succion à l'interface et k_{sat2} est la conductivité hydraulique saturée de la couche de rétention d'eau. La succion capillaire efficace ψ_c peut être représentée mathématiquement par l'équation suivante (Morel-Seytoux, 1992a) :

$$\psi_c = \int_{\psi_i}^{\psi_x} k_{rel}(\psi) d\psi \quad (3.2)$$

où ψ_x et ψ_y correspondent à la succion au points x et y situés à deux élévations arbitraires différentes. ψ_c représente l'aire sous la courbe de la fonction de perméabilité entre deux valeurs de succion. Une façon simple pour déterminer ce paramètre a été proposée par Morel-Seytoux et *al.* (1996), soit :

$$\psi_{ci} = \frac{p_i}{p_i - M_i} \psi_{aMi} \quad (3.3)$$

où M_i et p_i sont les paramètres des modèles de Brooks et Corey (1964) pour représenter la courbe de rétention d'eau et la fonction de perméabilité du matériau i et ψ_{aMi} est la pression à l'entrée d'air (ou AEV) en mouillage.

Quant aux paramètres f_w et μ_r , ils sont définis de la façon suivante :

$$f_w = \frac{k_{rel}}{k_{rw} + \frac{\mu_w}{\mu_a} k_{ra}} \quad (3.4)$$

$$\mu_r = \frac{f_w}{k_{rw}} \quad (3.5)$$

où k_{rel} , k_{ra} , μ_w et μ_a sont respectivement la conductivité hydraulique relative et la viscosité pour l'eau et l'air. Une équation approchée de l'équation 3.1 est proposée par Morel-Seytoux (1992a) :

$$q = k_{sat2} \frac{\{f_w(\theta_0)(D - z_{rf}) + z_{rf} - \psi_{c2} + \psi_{int}\}}{\mu_r(\theta_0)(D - z_{rf}) + z_{rf}} \quad (3.6)$$

où z_{rf} est l'élévation du front mouillant réfléchi au-dessus de l'interface sol grossier-sol fin et θ_0 est la teneur en eau uniforme dans le matériau fin avant l'impact entre le front de mouillage et l'interface.

La position du front de mouillage réfléchi varie dans le temps de la façon suivante (Morel-Seytoux, 1992a) :

$$\frac{dz_{rf}}{dt} = \frac{P - q}{\theta_{s2} - \theta_0} = \frac{P - q}{(\theta_{s2} - \theta_{r2})(1 - \theta_0)} \quad (3.7)$$

Si l'on pose comme hypothèse que le contraste entre les matériaux des deux couches est grand, on peut supposer qu'il n'y aura aucun flux à travers la couche de matériau

grossier (la couche de matériau grossier est sèche) et le front est entièrement réfléchi à l'interface ($q = 0$ et $z_{rf} = 0$) au temps zéro. Cela signifie que le numérateur de l'équation 3.6 doit être égal à zéro.

$$\psi_{int,} = \psi_{int}(\theta_{i1}) = \psi_{c2} - Df_w(\theta_0) \quad (3.8)$$

où l'indice i fait référence au moment de l'impact entre le front de mouillage et l'interface et θ_{i1} correspond à la teneur en eau dans la couche de matériau grossier au moment de l'impact (nulle dans ce cas-ci). Ces nouvelles égalités (équation 3.8) permettent d'écrire l'équation 3.6 de la façon suivante :

$$q = k_{sat2} \left\{ \frac{[1 - f_w(\theta_0)]z_{rf} + \psi_{int}(\theta_1) - \psi_{int}(\theta_{i1})}{D\mu_r(\theta_0) + [1 - \mu_r(\theta_0)]z_{rf}} \right\} \quad (3.9)$$

Le débit spécifique q peut également être calculé du côté du sol grossier. Comme on peut faire l'hypothèse que dans un sol grossier le gradient vertical est à peu près unitaire, l'équation de Darcy peut s'écrire :

$$q = k_{sat1} k_{rel1}(\theta_1) \quad (3.10)$$

Pour respecter la condition de $q = 0$ à $t = 0$, Morel-Seytoux (1992a) propose l'équation suivante :

$$q = k_{sat1} P^* \kappa \frac{[k_{rel}(\theta_1) - k_{rel}(\theta_{i1})]}{P^* \kappa - k_{rel}(\theta_{i1})} \quad (3.11)$$

où P^* est le rapport entre le taux de précipitation P et la conductivité hydraulique saturée du sol fin k_{sat2} et κ est le rapport k_{sat2}/k_{sat1} . On remarque que la valeur du débit transmis sera d'autant plus faible que le contraste en terme de conductivité hydraulique saturée entre les deux matériaux est grand. De plus, cette équation respecte également la condition que pour des temps longs, le débit spécifique transmis à la couche de matériau grossier q tend vers le taux de précipitation P (disparition de l'effet de barrière capillaire). À l'aide des équations 3.7, 3.9 et 3.11 il est possible de résoudre le problème mathématique et ainsi obtenir des valeurs pour les inconnues θ_1 , q et z_{rf} .

Les équations mathématiques simplifiées qui représentent l'effet de barrière capillaire montrent clairement que l'efficacité d'une couverture utilisant les effets de barrière capillaire à limiter l'infiltration d'eau (et par le fait même à maintenir un haut degré de saturation dans la couche de rétention d'eau) est fonction principalement des fonctions de perméabilité des matériaux (k_{rw}), du taux de précipitation P , de l'épaisseur de la couche de rétention d'eau D et du contraste en terme de conductivité hydraulique saturée entre les deux matériaux (ρ). Il est important de mentionner à nouveau que ces calculs ne sont valables que pour les cas 1D. L'effet de la pente sur l'effet de barrière capillaire sera présenté dans le prochain chapitre. Tous les détails mathématiques concernant les équations représentant l'effet de barrière capillaire ainsi que la résolution de ces équations (applications à des cas types) peuvent être trouvés dans Morel-Seytoux (1992b).

3.4 Influence des principaux paramètres du cas 1D

Les équations de la section précédente montrent que l'efficacité d'une couverture utilisant les effets de barrière capillaire pour limiter le transfert de l'eau dans la couche de matériau grossier du bas est fonction de certains paramètres. On présente dans ce qui suit les résultats d'études paramétriques qui permettent de mieux visualiser l'impact de ces paramètres sur le rendement de la couverture.

3.4.1 Études paramétriques à l'aide de méthodes analytiques

À partir des équations présentées à la section précédente, Morel-Seytoux (1992a, b) a réalisé une étude paramétrique. Dans cette étude, l'auteur utilise deux lois de puissance (Brooks et Corey, 1964; avec θ comme variable), avec M et p comme exposant, pour représenter la relation entre θ et ψ et k et ψ :

$$\psi = \psi_{aM_i} (\theta_e)^{-M_i} \quad (3.12)$$

$$k_{rel} = (\theta_e)^{p_i} \quad \text{pour } \psi \geq \psi_{aM_i} \\ k_{rel} = 1 \quad \text{pour } \psi \leq \psi_{aM_i} \quad (3.13)$$

où ψ_{aM_i} est le paramètre de l'équation 3.12 qui permet de mieux approcher les valeurs expérimentales d'un essai de mouillage du sol i . Morel-Seytoux et *al.* (1996) distinguent ψ_{aM} de ψ_a (pression à l'entrée d'air) puisqu'ils considèrent que le premier n'a aucune signification physique. Cependant, il est correct de dire que cette valeur de ψ_{aM} correspond à la pression qu'il faut exercer pour atteindre la saturation naturelle (ou teneur en eau à saturation θ_0). Celle-ci est la saturation maximale obtenue après l'imbibition du matériau. Quant à ψ_a , rappelons que celui-ci correspond à la pression qu'il faut exercer pour débiter le drainage d'un sol initialement saturé en eau.

Les principales caractéristiques des matériaux utilisés dans les simulations sont présentés au tableau 3.1. L'épaisseur de la couche de rétention d'eau a été posée à 2 m dans les simulations alors que le rapport des viscosités μ_w/μ_a utilisé est de 50.

Tableau 3.1 : Principales caractéristiques des sols utilisés dans l'étude paramétrique de Morel-Seytoux (1992b)

	θ_r	θ_s	M_i	p_i	ψ_{aM} (m d'eau)	k_{sati} (cm/s)
Sol fin ($i=2$)	0,2	0,5	4	11	0,40	$6,3 \times 10^{-9}$
Sol grossier ($i=1$)	0,1	0,4	1	5	0,02	$6,3 \times 10^{-8}$

Les principaux résultats obtenus sont les suivants. Dans un premier temps, cet auteur a regardé l'influence de la valeur du paramètre ψ_{aM} du matériau fin sur le flux transmis à la couche de matériau grossier. À la figure 3.3, on remarque que le fait de diminuer la valeur de ψ_{aM2} de 40 cm d'eau à 20 cm d'eau entraîne une augmentation plus rapide du flux transmis pour un ψ_{aM} petit. Autrement dit, la barrière capillaire est moins efficace lorsque le contraste en terme de succion diminue. Des simulations ont également été

réalisées afin de voir l'influence du taux de précipitation. La figure 3.4 montre les flux transmis à la couche de matériau grossier pour deux taux de précipitation, soit 0,4 mm/an et 0,2 mm/an ($1,3 \times 10^{-9}$ et $6,3 \times 10^{-10}$ cm/s). Comme on pouvait s'y attendre, plus le taux de précipitation est élevé, plus la transmission du flux à la couche de matériau grossier est rapide. Cet auteur a également montré qu'une variation des paramètres M_i et p_i des modèles pour décrire les relations hydriques des matériaux influencent le comportement de la barrière capillaire. Les travaux de Morel-Seytoux (1992b) ont permis de constater que, contrairement à ce qui est souvent véhiculé (e.g. solution analytique pour les barrières capillaires inclinées de Ross, 1990) même si la pression à l'interface n'est pas nulle, un certain flux est tout de même transmis à la couche de matériau grossier. D'autres combinaisons de paramètres ont été simulées et comparées par rapport à une simulation référence. Plus de détails peuvent être trouvés dans Morel-Seytoux (1992b).

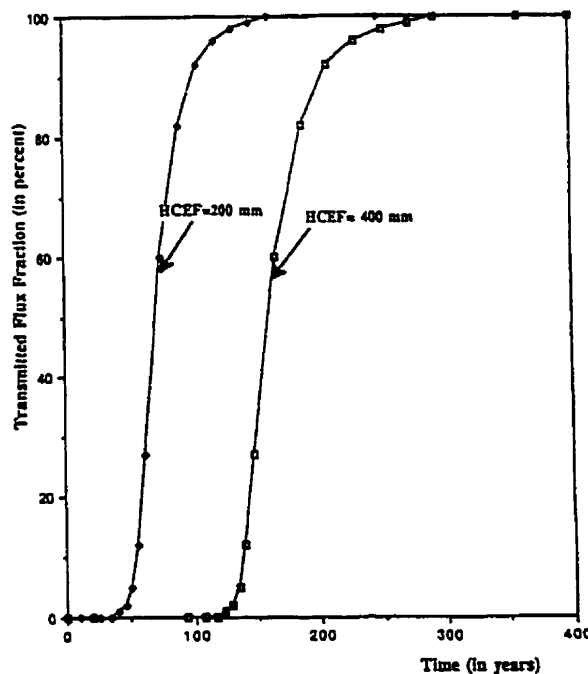


Figure 3.3 : Influence de la succion capillaire efficace (HCEF dans la figure) sur le flux transmis à la couche de matériau grossier (tirée Morel-Seytoux, 1992a)

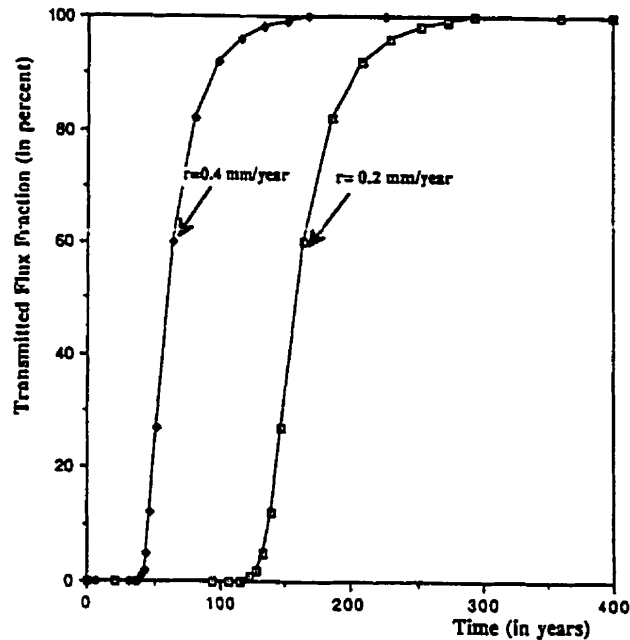


Figure 3.4 : Influence du taux de précipitation (r dans la figure) sur le flux transmis à la couche de matériau grossier (tirée Morel-Seytoux, 1992a)

Shakelford et *al.* (1994) ont repris les équations de Morel-Seytoux (1992b) et ont simulé une couverture argile-sable. Les principales caractéristiques des matériaux sont présentées au tableau 3.2. En plus de ces caractéristiques, les auteurs ont utilisé les valeurs suivantes : épaisseur de la couche de rétention d'eau de 1 m et saturation initiale de la couche de rétention d'eau de 80, 85 et 90 % selon la simulation. Ainsi, les simulations ont permis de voir l'influence de la saturation initiale de la couche de rétention d'eau ainsi que la conductivité hydraulique saturée de cette même couche sur l'efficacité de la barrière capillaire pour limiter le transfert de l'eau vers le bas. Les principaux résultats sont présentés à la figure 3.5.

Tableau 3.2 : Principales caractéristiques des sols utilisés dans l'étude paramétrique de Shackelford et al. (1994)

	θ_r	θ_s	M_i	p_i	S_r	ψ_{aM} (m d'eau)	k_{sati} (cm/s)
Sol fin (i=2)	0,2	0,5	4	11	80%	0,40	1×10^{-7}
					85%		5×10^{-8}
					90%		1×10^{-8}
Sol grossier (i=1)	0,1	0,4	1	5		0,02	1×10^{-3}

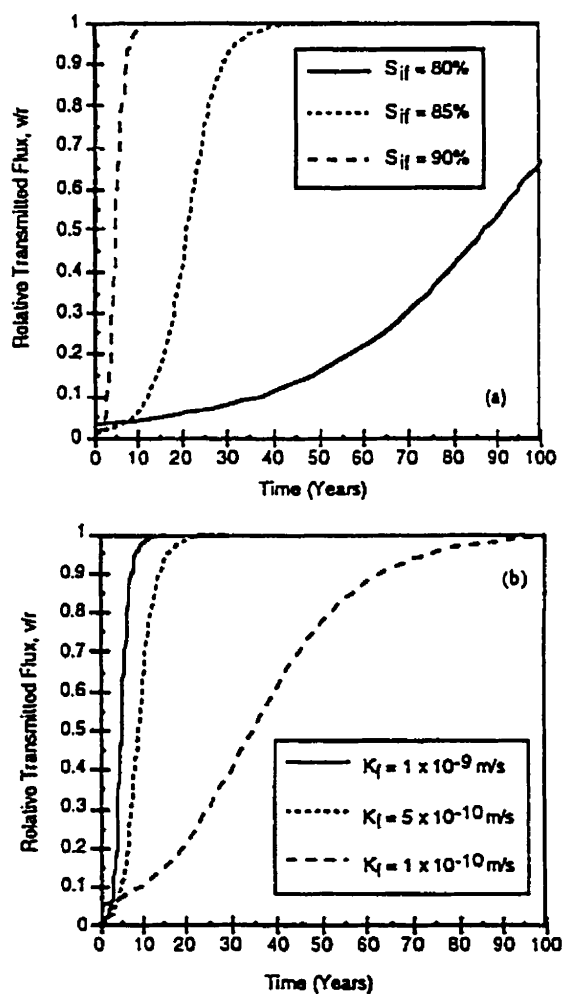


Figure 3.5 : Flux transmis versus le temps pour a) différents degrés de saturation initiaux (identifiés S_{if}) et b) différentes conductivités hydrauliques saturées (identifiées K_f) (tirée de Shackelford et al., 1994)

Les résultats présentés à la figure 3.5a montrent que le degré de saturation initial de la couche de rétention d'eau influence la performance de la couverture pour limiter l'infiltration d'eau. Le flux relatif transmis (rapport flux transmis sur taux de précipitation) atteint la valeur maximale de 1 après environ 10 ans pour un degré de saturation initial de 90%, après environ 50 ans pour un degré de saturation initial de 85% et n'a pas encore atteint 1 après 100 ans pour un degré de saturation initial de 80%. La figure 3.5b) montre quant à elle que pour un degré de saturation initial donné de la couche de rétention d'eau, la conductivité hydraulique saturée de la couche de rétention d'eau influence la temps requis pour avoir un flux relatif transmis de 1.

3.4.2 Études paramétriques par méthodes numériques

La modélisation numérique unidimensionnelle a été fréquemment utilisée au cours des dernières années pour aider à visualiser et à comprendre l'influence des différents paramètres sur les effets de barrière capillaire. On présente, dans ce qui suit, certaines conclusions d'études numériques tirées de la littérature ainsi que les résultats d'analyses numériques réalisées spécifiquement pour ce projet de recherche.

Résultats tirés de la littérature

Certaines études ont été réalisées afin de prédire, à l'aide de modèles numériques plus ou moins sophistiqués, le comportement de barrières capillaires. Les premier travaux répertoriés sont ceux de Miller (1969). Étant donné la simplicité du modèle numérique, celui-ci a été utilisé essentiellement pour confirmer les mesures observées en colonne. Parmi les travaux les plus intéressants sur les couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC), on retrouve ceux de Akindunni et *al.* (1991) et ceux de Sydor (1992). En ce qui concerne les travaux d'Akindunni et *al.* (1991), les principaux résultats de cette étude montrent qu'il y a deux caractéristiques fondamentales des matériaux qui

influencent les effets de barrière capillaire. Tout d'abord, la succion qu'il faut exercer pour bien drainer la couche de matériau grossier du bas. Plus cette succion est faible, plus l'effet de barrière capillaire se produit rapidement entraînant une succion plus faible et ainsi un degré de saturation élevé dans la couche située au-dessus. Un autre aspect important est le AEV (ou ψ_a) du matériau fin (couche du dessus). Plus le AEV est grand, plus il faut exercer une grande succion pour débiter le drainage. Si on veut conserver un haut degré de saturation dans la couche du haut (comme dans les CEBC placées sur des parcs à résidus miniers générateurs de drainage minier acide), il faut s'assurer que la succion qui s'exerce dans le matériau fin soit inférieure au AEV de celui-ci.

Sydor (1992), quant à lui, a réalisé plusieurs simulations numériques de couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC). Comme conclusion générale, cet auteur indique que le paramètre le plus important pour un système de recouvrement utilisant l'effet de barrière capillaire est la succion à l'interface ψ_{int} . En effet, la succion dans le matériau fin augmente, à partir de l'interface, selon une pente unitaire ayant comme abscisse à l'origine ψ_{int} . Plus la valeur de ψ_{int} sera faible, moins grande sera la succion dans le matériau fin et plus grand sera le degré de saturation dans ce matériau. Pour avoir une valeur de ψ_{int} la plus basse possible, on doit avoir un matériau grossier qui se draine à des succions faibles. Puisque ψ_{int} après drainage est à peu près équivalent à la succion qui entraîne la teneur en eau résiduelle dans le matériau grossier ψ_r , l'auteur propose d'utiliser l'équation proposée par Nicholson et *al.* (1989) qui permet d'évaluer l'épaisseur maximale de la couche de rétention d'eau qui sera complètement saturée :

$$b_F = \psi_{r1} - \psi_{a2} \quad (3.14)$$

où b_F est l'épaisseur maximale de la couche de rétention d'eau qui peut être saturée, ψ_{r1} est la succion qui permet d'atteindre la teneur en eau résiduelle de la couche de matériau grossier et ψ_{a2} est le AEV du matériau fin. D'autres études expérimentales ont permis de vérifier l'exactitude de cette formule (e.g. Miller et Bunger, 1963 ; Clothier et *al.*, 1977).

D'autres auteurs ont également simulé numériquement les effets de barrière capillaire; mentionnons : Nicholson et *al.* (1991), Fayer et *al.* (1992), Yanful et Aubé (1993), Woyshner et Yanful (1995) et Aachib (1997). Les conclusions découlant de ces travaux sont similaires à celles d'Akindunni et *al.* (1991) et de Sydor (1992).

Études numériques réalisées dans cette étude

Afin de compléter les données tirées de la littérature, le comportement hydrique de couvertures avec effets de barrière capillaire (bicouches et multicouches) placées dans des colonnes (étude unidimensionnelle) a été simulé à l'aide du logiciel SEEP/W. Des travaux réalisés par Chapuis et *al.* (1993), Crespo (1994), Chenaf (1997) et Chapuis (1998) ont permis de valider SEEP/W pour des écoulements de l'eau à travers des sols saturés et non saturé, et ce, autant en régime permanent que transitoire. D'autres travaux ont par ailleurs démontré une bonne corrélation entre les valeurs calculées par ce logiciel et celles mesurées dans des essais en colonne (Yanful et Aubé, 1993; Barbour et Yanful, 1994; Bussière et *al.*, 1995; Aubertin et *al.*, 1995).

Les colonnes simulées dans ce travail ont un diamètre de 25 cm et une hauteur qui dépend du recouvrement appliqué. La surface libre (ou surface de la nappe phréatique) est placée initialement au haut de la colonne pour ensuite descendre de façon linéaire dans le temps (3600 secondes) jusqu'au bas de la colonne. Le but de cette fonction est de favoriser la convergence du schéma numérique en évitant les changements brusques des conditions frontières du modèle. Des conditions de drainage libre sont présentes au bas de la colonne. Aucune évaporation n'est considérée lors des simulations. Le maillage a été construit avec des éléments quadrilatéraux quadratiques incomplets de haute précision (type Lagrange 8 noeuds) de hauteur de 2,5 et 5 cm. Le pourcentage de

changement de la norme Euclidienne du vecteur de pression pour conclure à la convergence (tolérance) est de 0,01 %.

Le logiciel utilisé pour simuler l'écoulement unidimensionnel de l'eau dans des barrières capillaires est SEEP/W de la compagnie GEOSLOPE International (1994). Ce logiciel, comme la plupart des autres logiciels, a été formulé en faisant l'hypothèse que l'écoulement de l'eau, autant en milieu saturé que non saturé, suit la loi de Darcy. L'équation différentielle fondamentale qui est utilisée dans SEEP/W est l'équation de continuité en deux dimensions communément appelée équation de Richards. La variable dépendante de l'équation de Richards résolue dans le logiciel est la charge hydraulique (équation 2.36). La méthode numérique utilisée est celle des éléments finis FEM. Pour résoudre les dérivées par rapport au temps lors de modélisations en régime transitoire, le logiciel utilise la méthode d'approximation des différences arrières ("*Backward Difference*") (e.g. Reddy, 1993 ; Fredlund et Rahardjo, 1993). Les principales caractéristiques du logiciel sont résumées au tableau 3.3. Pour plus de détails sur SEEP/W, on peut consulter GEOSLOPE International (1994).

Tableau 3.3 : Principales caractéristiques du logiciel SEEP/W

Type d'éléments	<ul style="list-style-type: none"> ● Quadrilatère avec ou sans noeuds secondaires (intégration d'ordre 9 ou 4) ● Triangulaire avec ou sans noeuds secondaires (intégration d'ordre 3 ou 1)
Fonctions d'interpolation	● Fonctions d'interpolation de Bathe (1982)
Équation d'éléments finis	● Équation des résidus pondérés de Galerkin
Intégration du temps	● Méthode des différences arrières
Intégration numérique	● Intégration numérique de Gauss
Méthode de résolution matricielle	● Technique d'élimination Gaussienne
Convergence	● Norme Euclidienne du vecteur pression

Pour prédire le comportement d'un modèle en milieu non saturé, il est essentiel de définir les courbes de rétention d'eau (relation $\theta-\psi$) et les fonctions de perméabilité (relation $k-\psi$) des différents matériaux. Les courbes de rétention d'eau des matériaux étudiés ici sont présentées à la figure 3.6. Les matériaux 1 et 2 sont un sable (Crab Creek) et un silt (Touchet silt) dont les caractéristiques ont été présentées par Akindunni *et al.* (1991). Les matériaux 3 et 4 sont des résidus miniers dont les caractéristiques ont été évaluées au laboratoire d'Hydrogéologie et environnement minier de l'École Polytechnique (voir Bussière *et al.*, 1994). Les principaux paramètres hydrauliques pour ces matériaux sont résumés au tableau 3.4. Dans ce tableau, les paramètres α_v et n_v sont les constantes de l'équation de van Genuchten (1980; voir équation 2.16).

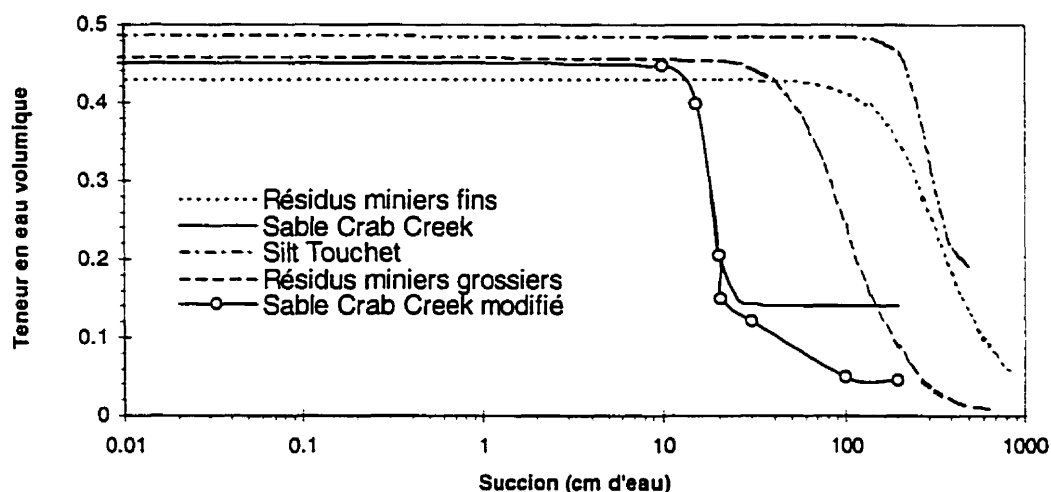


Figure 3.6 : Courbes de rétention d'eau des matériaux étudiés

Tableau 3.4 : Résumé des paramètres hydriques des matériaux étudiés

Matériaux	ψ_a (cm)	θ_r	θ_s	k_{sat} (cm/s)	α_v (cm^{-1})	n_v
Sable Crab Creek	24,0	0,141	0,448	$7,18 \times 10^{-3}$	0,029	10,21
Touchet silt	165,0	0,180	0,485	$5,83 \times 10^{-4}$	0,004	7,05
Résidus miniers grossiers	50,0	0,010	0,460	$3,00 \times 10^{-3}$	0,012	2,91
Résidus miniers fins	140,0	0,054	0,430	$3,15 \times 10^{-4}$	0,0036	2,88

Les courbes de rétention d'eau ont été évaluées à l'aide du modèle de van Genuchten (1980) dont les détails ont été présentés au chapitre 2. Quant aux fonctions de perméabilité, elles ont été déduites à partir des courbes de rétention d'eau. Les deux méthodes utilisées pour déduire les fonctions de perméabilité à partir des courbes de rétention d'eau sont celles de Mualem (1976a) et de Childs et Collis-George modifié par Kunze et *al.* (1968) qui ont également été présentées au chapitre 2. On présente à la figure 3.7 les fonctions de perméabilité obtenues à l'aide des deux équations pour les différents sols étudiés. Les valeurs obtenues à l'aide du logiciel RETC de van Genuchten (qui utilise la relation de Mualem, 1976a) sont identifiées par les lettres V-G tandis que celles obtenues à l'aide du modèle Child et Collis-George (Kunze et *al.*, 1968) sont identifiés par C-G. On remarque sur la figure 3.7 que l'équation de Child et Collis-George (Kunze et *al.*, 1968) donne, pour le silt Touchet, des valeurs de k supérieures, pour une même pression, à celles obtenues à l'aide de la relation de Mualem (1976a). En ce qui concerne le sable (Crab Creek), la grande différence se situe au niveau de la conductivité hydraulique correspondant à la teneur en eau résiduelle (k_r). Pour le modèle C-G, le k_r du sable équivaut à environ 1×10^{-6} cm/s tandis que pour le modèle de Mualem (1976a), k_r correspond à environ 6×10^{-9} cm/s, soit une différence de plus de deux ordres de grandeur. À noter que pour les résidus miniers, seule la méthode de Mualem (1976a) a été utilisée pour déduire la relation k - ψ .

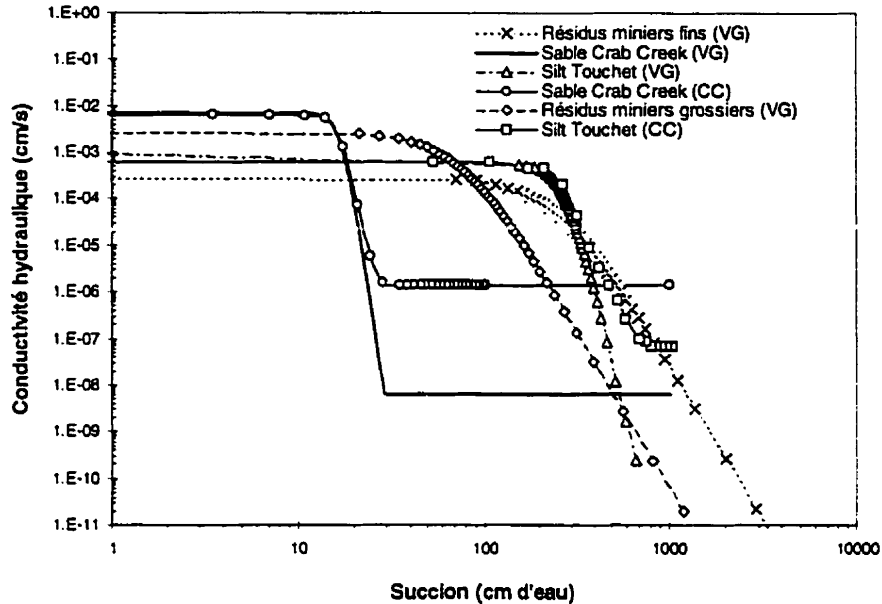


Figure 3.7 : Fonctions de perméabilité des matériaux étudiés

Les modélisations 1 et 2 ont permis de voir l'impact des fonctions hydriques des matériaux sur le comportement hydrogéologique d'une barrière capillaire. Dans la première modélisation, le modèle de van Genuchten (1980) a été utilisé pour déduire les courbes de rétention d'eau tandis que celui de Mualem (1976a) a permis de déduire les fonctions de perméabilité (cette modélisation est similaire à celle réalisée par Akindunni et *al.*, 1991). La modélisation 2, quant à elle, a utilisé les fonctions de perméabilité déduites à partir du modèle de Child et Collis-George (Kunze et *al.*, 1968). On remarque aux figures 3.8 et 3.10 que le profil de saturation dans la couche de matériau grossier et de rétention d'eau est différent selon les fonctions de perméabilité utilisées. Dans le cas de la modélisation 2, on remarque que les degrés de saturation, dans les deux couches (sable et silt), sont inférieurs. Quant aux succions développées dans les matériaux (voir figures 3.9 et 3.11), elles sont également différentes pour les deux simulations. Pour la modélisation 2, on remarque que les profils de pressions tendent à s'approcher, après 56 jours de sécheresse, de l'équilibre hydraulique (ou hydrostatique) alors que ceux observés dans la modélisation 1 semblent très peu varier après 6 heures de drainage. Ces

deux modélisations permettent de conclure que le comportement hydrogéologique d'une barrière capillaire est influencé par les fonctions hydriques choisies pour décrire le comportement des matériaux en présence. Il est également intéressant de noter que les résultats obtenus pour la modélisation 1 sont similaires à ceux présentés par Akindunni et *al.* (1991) ce qui confirme la validité du logiciel SEEP/W pour prédire le comportement hydrique de CEBC.

Les modélisations 3 et 4, réalisées dans cette étude, ont pour but de voir l'influence de l'épaisseur de la couche de matériau grossier du bas sur l'efficacité de la barrière capillaire. Deux épaisseurs ont été simulées, soit de 1 m et de 0,3 m pour les modélisation 3 et 4 respectivement. Les fonctions hydriques des matériaux utilisées sont celles décrites par les modèles de van Genuchten (1980) pour les courbes de rétention d'eau et de Mualem (1976a) pour les fonctions de perméabilité. Les résultats obtenus (voir figures 3.12 et 3.13) montrent que pour une épaisseur de la couche de matériau grossier supérieure à ψ_{a1} ($\psi_{a1} = 0,24$ m; voir tableau 3.4), l'influence sur le profil de saturation est négligeable. Dans un contexte de design d'une CEBC visant à limiter l'apport de gaz, cela signifie qu'il n'y aurait pas d'avantage notable à avoir une épaisseur de la couche de matériau grossier du bas qui dépasse celle correspondant au ψ_{a1} . De plus, une autre modélisation a été réalisée afin de voir l'influence de la position de la surface libre sur le profil de saturation de la couche de rétention d'eau. Les résultats de la modélisation 5, présentés à la figure 3.14, montrent que, pour des conditions similaires à la modélisation 4 mais avec une surface libre située à une certaine profondeur sous la colonne, le profil de saturation de la couche de rétention d'eau reste semblable à celui de la modélisation 4. La position de la surface libre aurait donc peu d'effet si l'effet de barrière capillaire est bien développé.

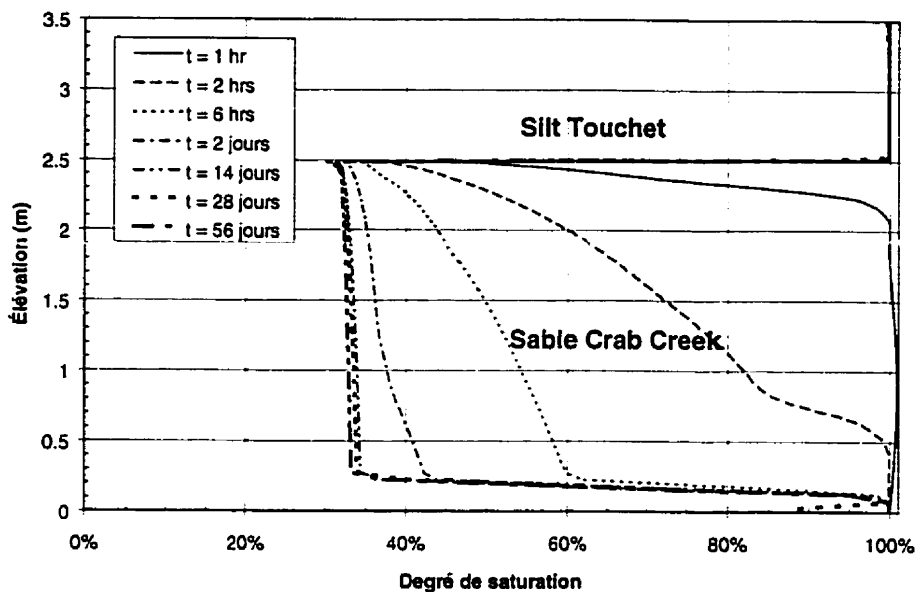


Figure 3.8 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 1

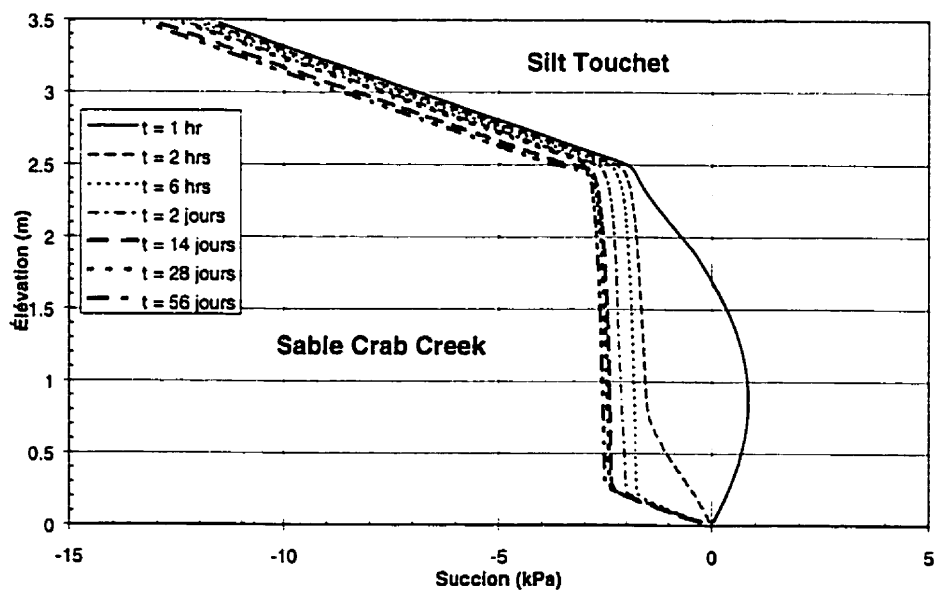


Figure 3.9 : Profil de succion pour la modélisation 1

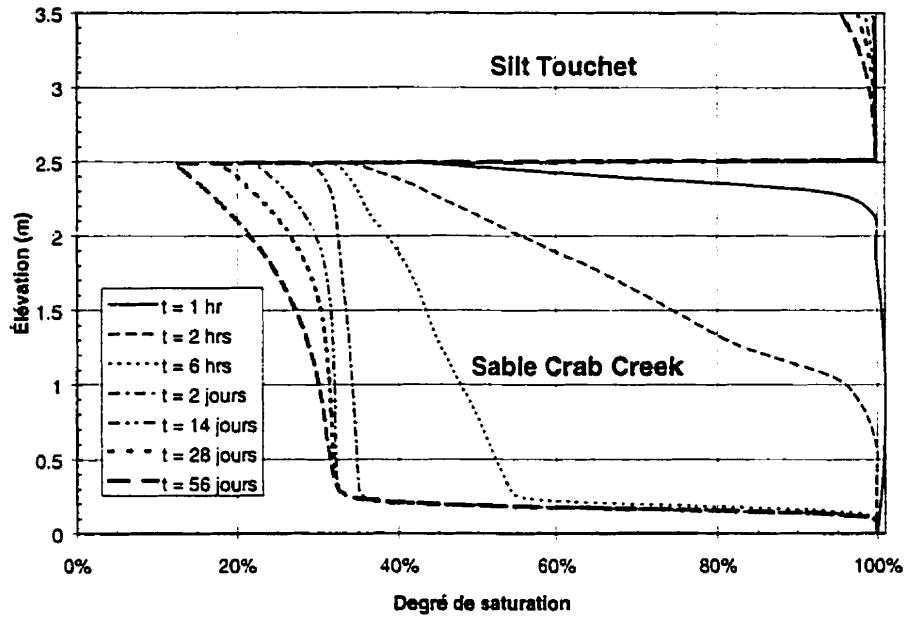


Figure 3.10 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 2

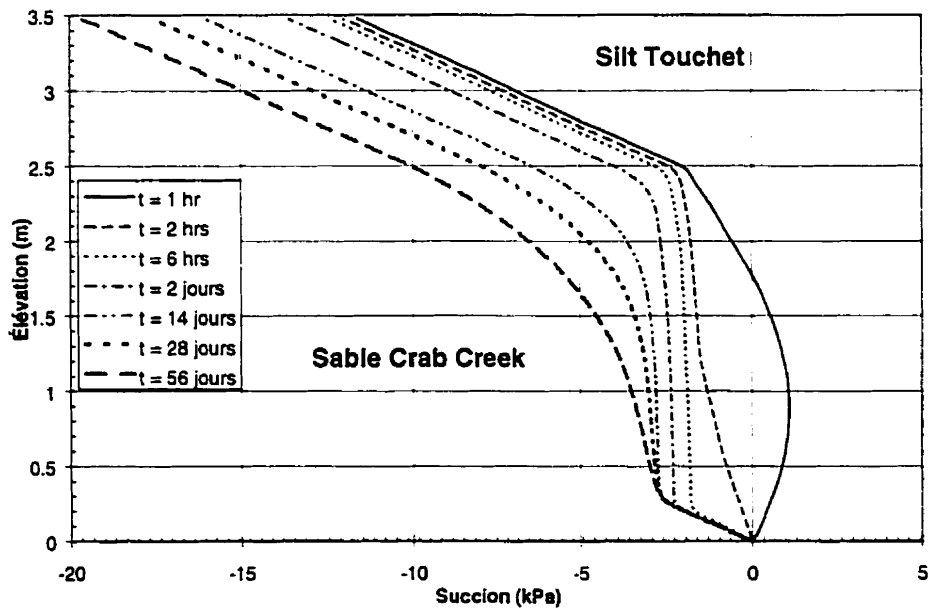


Figure 3.11 : Profil de succion pour la modélisation 2

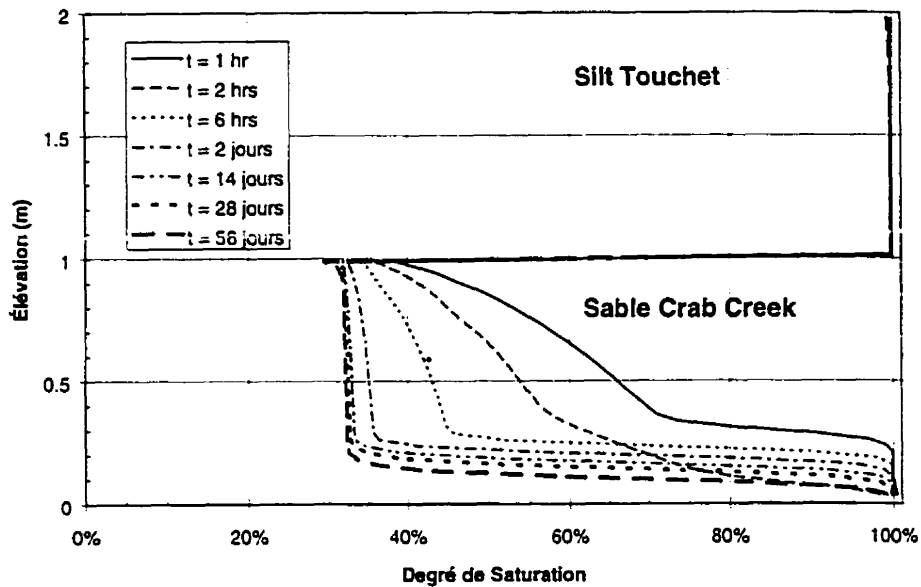


Figure 3.12 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 3

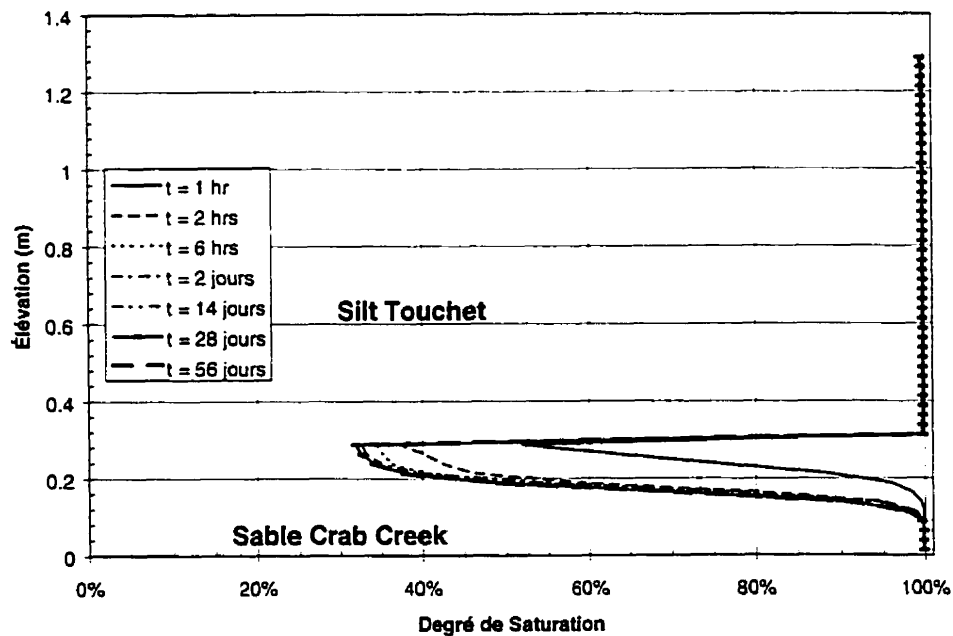


Figure 3.13 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 4

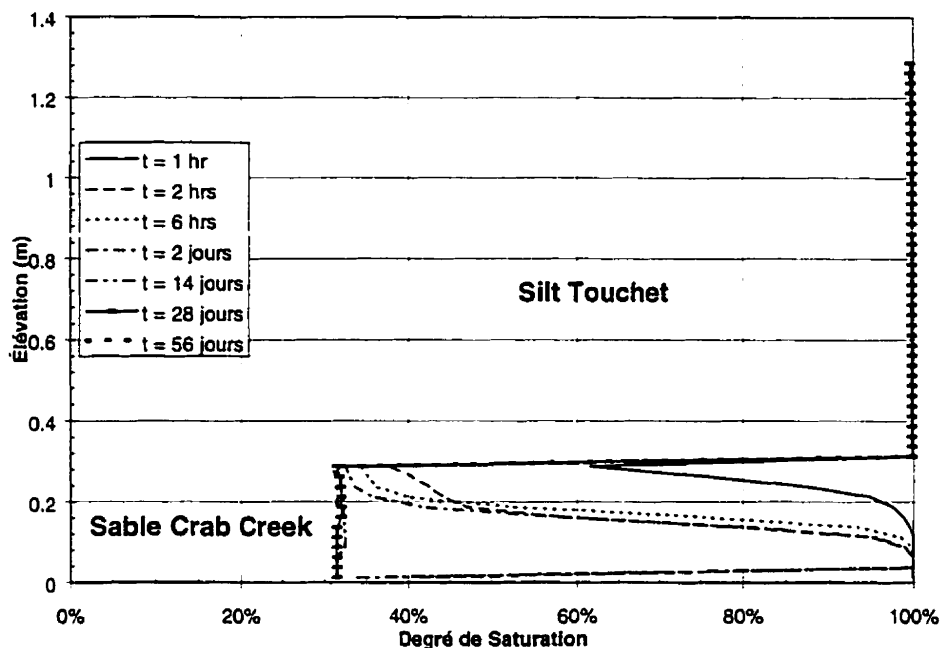


Figure 3.14 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 5

Enfin, deux modélisations ont été réalisées sur des systèmes tri-couches (modélisations 6 et 7). Dans la modélisation 6, le contraste entre le matériau fin et le matériau grossier est plutôt faible (résidus miniers grossiers et résidus miniers fins) alors qu'il est plus important dans la modélisation 7 (sable et résidus miniers fins). Les fonctions hydriques utilisées sont celles proposées par les modèles de van Genuchten (1980) et Mualem (1976a). La stratigraphie de la couverture est la suivante : la couche de matériau grossier du bas est une couche de résidus miniers grossiers d'une épaisseur de 1 m, la couche de rétention d'eau est constituée de résidus miniers fins d'une épaisseur de 0,6 m et la couche de matériau grossier du haut est constituée du même matériau que la couche de matériau grossier de bas mais est d'une épaisseur de 0,4 m. On peut observer à la figure 3.15 que le degré de saturation des différentes couches atteint un équilibre après environ 14 jours. Le degré de saturation de la couche de matériau grossier du haut descend jusqu'à environ 20 %, celui de la couche de rétention d'eau jusqu'à environ 90 %, tandis que celui de la couche de matériau grossier du bas descend jusqu'à environ 55 % dans le

haut de la couche. En ce qui concerne les pressions dans les différentes couches de sol, on observe à la figure 3.16 qu'il s'établit un équilibre après environ 14 jours et que cet équilibre est très près de l'équilibre statique.

Pour la modélisation 7, le contraste en terme de succion a été augmenté entre le matériau grossier et le matériau fin. Pour ce faire, le matériau grossier de la modélisation 6 (résidus miniers grossiers) a été remplacé par le sable Crab Creek tout en gardant les résidus miniers fins comme composante de la couche de rétention d'eau. Le modèle utilisé pour décrire la relation ψ - k est celui de Mualem (1976a). À la figure 3.17, on voit que le degré de saturation des deux couches de matériau grossier se situe à environ 35 % tandis que celui de la couche de rétention d'eau se situe à plus de 95 %. On peut également observer à la figure 3.18 que le profil de pression est loin de ressembler à l'équilibre statique. Il y a plutôt une droite verticale de pressions dans le sable du bas qui empêche l'augmentation de la pression avec l'augmentation de l'élévation. Ces résultats montrent que l'augmentation du contraste de succion entre le matériau grossier et le matériau fin a permis d'augmenter l'efficacité de la barrière capillaire. Ceci confirme les conclusions issues des travaux de Miller (1969), d'Akindunni et *al.* (1991), de Sydor (1992) et de Morel-Seytoux (1992b).

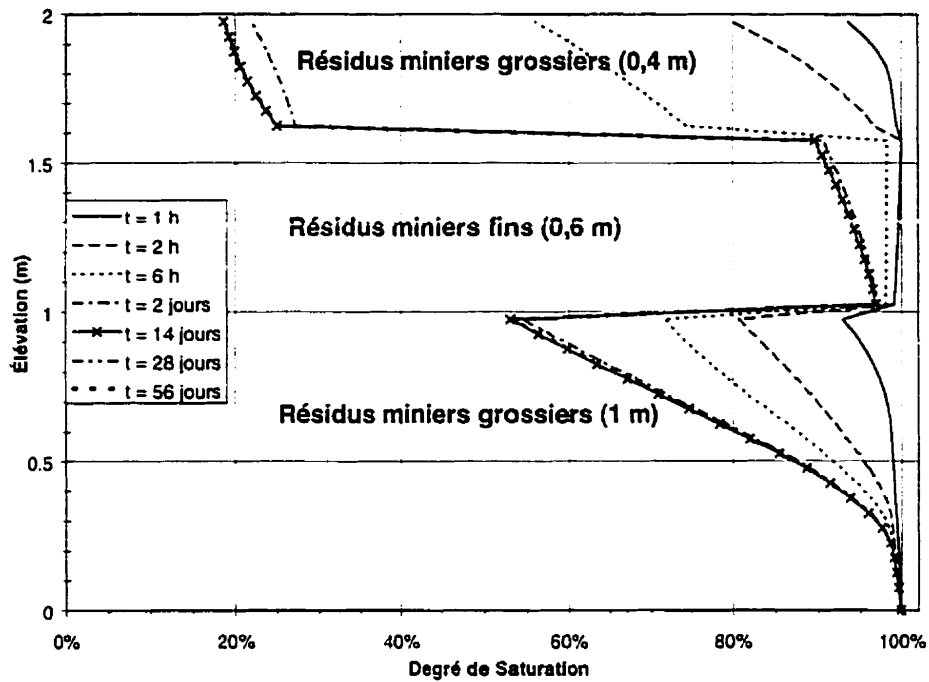


Figure 3.15 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 6

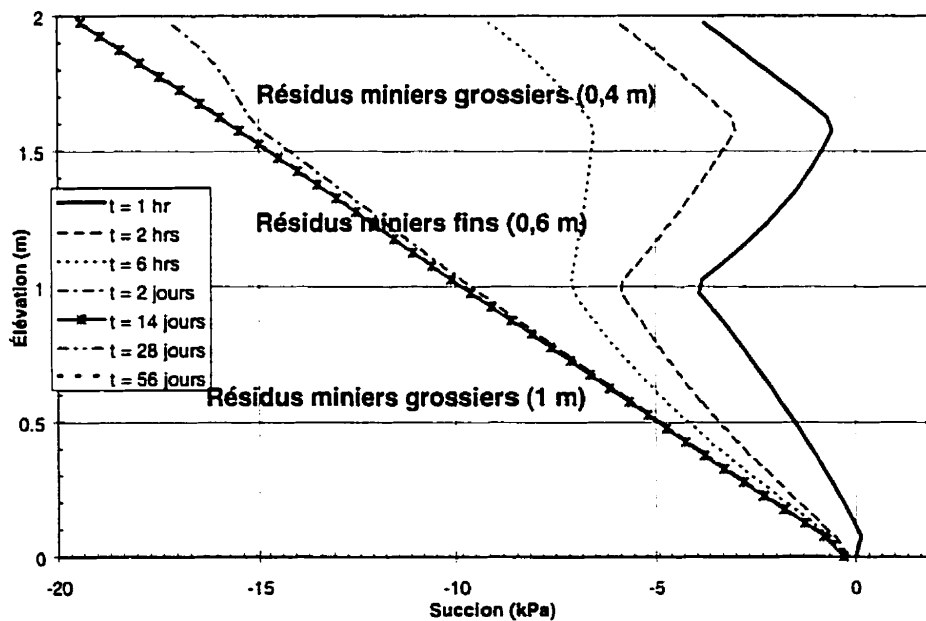


Figure 3.16 : Profil de succion pour la modélisation 6

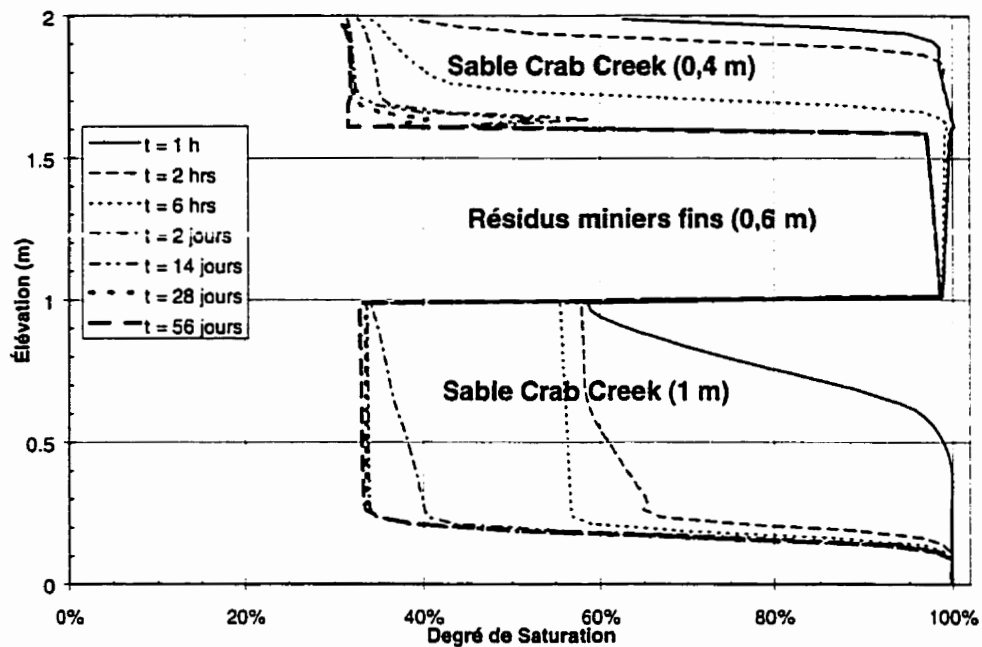


Figure 3.17 : Profil du degré de saturation pour la modélisation 7

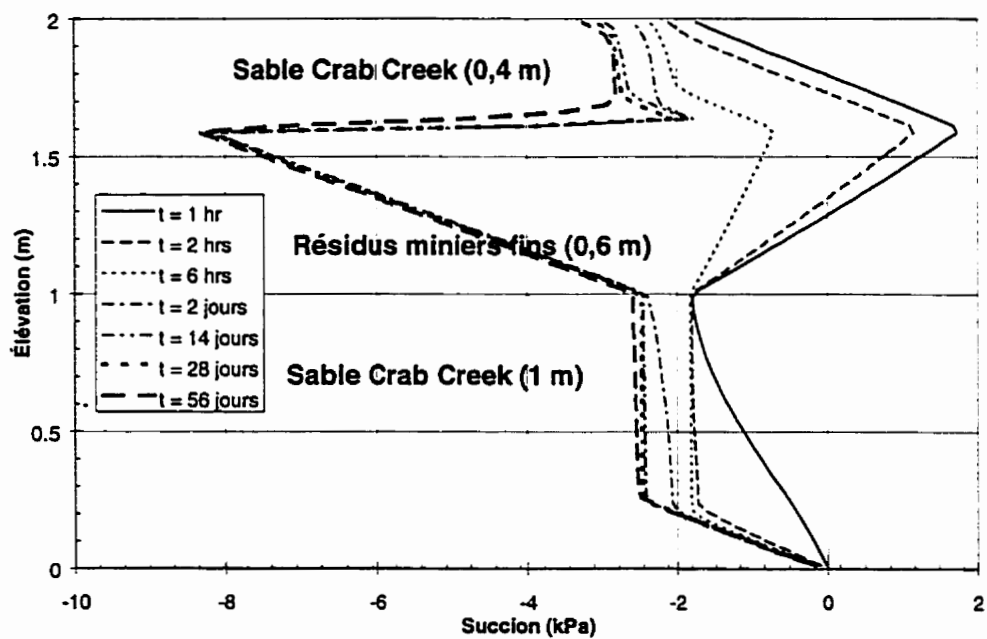


Figure 3.18 : Profil de succion pour la modélisation 7

3.5 Comportement hydrique *in situ* de CEBC

L'étude du comportement hydrique de couvertures avec effets de barrière capillaire présentée jusqu'à présent dans ce chapitre est essentiellement de nature théorique, c'est-à-dire que le comportement est défini soit à partir de solutions analytiques ou de modélisations numériques. On sait également, suite à la revue de littérature, qu'il y a une bonne concordance entre les valeurs prédites par modélisations numériques unidimensionnelles et celles mesurées au laboratoire lors d'essais en colonnes avec CEBC (e.g. Sydor, 1992; Yanful et Aubé, 1993; Aachib, 1997; Bussière et *al.*, 1998a; Aubertin et *al.*, 1999; Joanes, 1999). Cependant, peu de travaux ont été réalisés afin d'évaluer le comportement de CEBC dans des conditions réelles sur le terrain. Afin de valider, dans un cadre plus réaliste et plus représentatif les résultats de modélisations et d'essais de laboratoire, des cellules expérimentales *in situ* ont été construites sur le site Manitou près de Val d'Or. Ces cellules ont permis d'évaluer les effets de différents paramètres, tels les effets de la géométrie, les effets climatiques et les difficultés de mise en place, sur le comportement hydrique de CEBC.

3.5.1 Description des cellules expérimentales

L'objectif des cellules expérimentales était de simuler les conditions d'un parc à rejets de concentrateur (communément appelé parc à résidus miniers) recouvert par une CEBC, tout en contrôlant le plus de paramètres possibles. La configuration choisie pour les cellules est une pyramide tronquée inversée isolée par une géomembrane. On a placé, dans la pyramide tronquée, les résidus générateurs de drainage minier acide (DMA) au fond avec, par dessus, une couverture avec effets de barrière capillaire (CEBC). On présente à la figure 3.19 un plan d'une des cellules expérimentales avec la stratigraphie des CEBC. On présente également aux figures 3.20 à 3.23 des photographies permettant de voir l'évolution des travaux de construction des cellules.

En ce qui concerne les matériaux placés dans les différentes cellules, on retrouve, pour les 5 cellules avec CEBC (du haut vers le bas): une couche de sable de 0,3 m; une couche à forte rétention capillaire (appelée couche de matériau fin ou couche de rétention d'eau) formée de divers matériaux selon la cellule (résidus miniers, silt d'origine naturelle, résidus miniers amendés à la bentonite) et dont l'épaisseur varie de 0,3 à 0,9 m; une couche de sable de 0,4 m; une couche de résidus sulfureux (peu oxydés) d'une épaisseur d'environ 1,5 m. La configuration géométrique de chacune des cinq cellules avec recouvrement est résumée au tableau 3.5. Plus de détails sur le design et la construction des cellules peuvent être trouvés dans Aubertin et *al.* (1997b, 1999) et Bussière et Aubertin (1999).

Les principales propriétés des matériaux mis en place dans les cellules sont présentées au tableau 3.6. On remarque que le silt d'origine naturelle a des caractéristiques géotechniques similaires aux résidus miniers (ces deux matériaux ont été utilisés comme couche de rétention d'eau dans les CEBC). Pour les deux matériaux, les conductivités hydrauliques se situent entre 10^{-4} et 10^{-5} cm/s alors que la pression à l'entrée d'air varie entre 2 et 4 m d'eau environ. Quant au sable, celui-ci a des caractéristiques typiques d'un sable à béton, soit une conductivité hydraulique entre 3×10^{-2} et 5×10^{-2} cm/s et une pression à l'entrée d'air ψ_a d'environ 0,4 m d'eau. Les résidus miniers réactifs ont des caractéristiques similaires à celles de résidus miniers grossiers, soit une conductivité hydraulique saturée entre 10^{-3} et 10^{-4} cm/s et une pression à l'entrée d'air entre 0,7 et 1,1 m d'eau. Les essais de perméabilité saturés et de rétention d'eau ont été réalisés au laboratoire à des états en place similaires à ceux observés lors de la construction (Monzon, 1998; Aubertin et *al.*, 1999; Joanes, 1999). D'autres détails concernant les caractéristiques hydro-géotechniques des matériaux constituant les CEBC des cellules expérimentales peuvent être trouvés dans Aubertin et *al.* (1997b,c; 1999) et Bussière et *al.* (1997a).

Tableau 3.5 : Configuration des cellules expérimentales

	Cellule 1	Cellule 2	Cellule 3	Cellule 4	Cellule 5
Épaisseur de la couche de rétention d'eau	0,6 m	0,6 m	0,3 m	0,3 m	0,9
Matériau de la couche de rétention d'eau	Résidus miniers	Silt naturel	Résidus miniers	15 cm résidus amendés + 15 cm résidus miniers	Résidus miniers
Couche de sable du bas	0,4 m	0,4 m	0,4 m	0,4 m	0,4 m
Couche de sable du haut	0,3 m	0,3 m	0,3 m	0,3 m	0,3 m

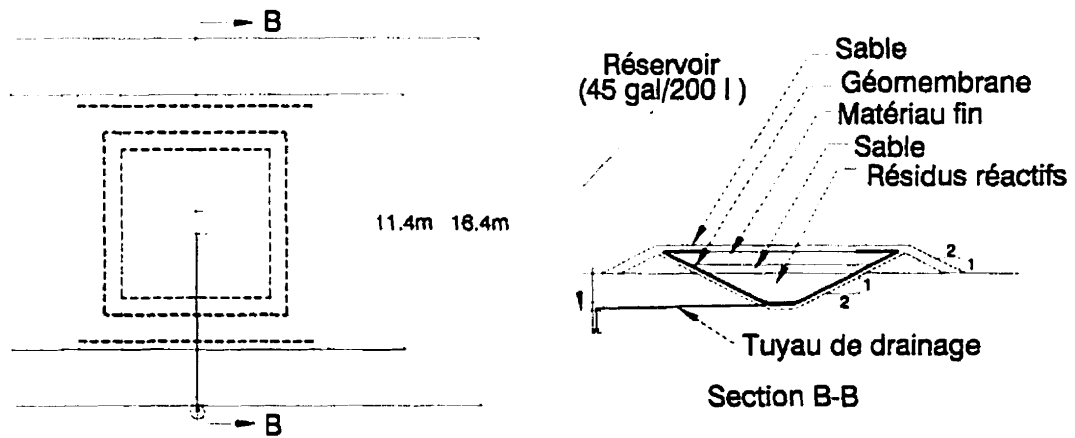


Figure 3.19 : Description schématique d'une cellule expérimentale



Figure 3.20 : Forme des cellules expérimentales après la mise en place des géomembranes



Figure 3.21 : Mise en place de la couche de résidus miniers sulfureux générateurs de DMA



Figure 3.22 : Mise en place des couches de la CEBC

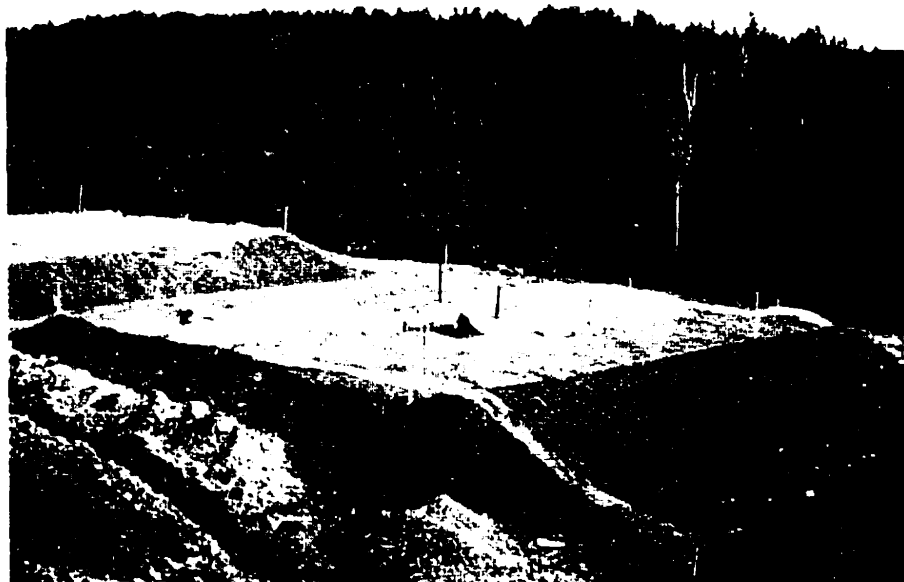


Figure 3.23 : Vue d'une cellule après la construction

Tableau 3.6 : Principales propriétés des matériaux utilisés dans les cellules expérimentales

Propriétés	Sable	Résidus miniers	Silt d'origine naturelle (ou Till)	Résidus miniers amendés	Résidus réactifs
Granulométrie*					
% gravier	8-10	0	0	0	0
% sable	85-88	15-25	0-6	15-25	70-77
% silt	2-7	70-80	90-95	60-75	23-28
% argile	0	4-5	4-5	10-15	0-2
Conductivité hydraulique (cm/s)	3×10^{-2} à 5×10^{-2} pour $0,30 < n < 0,32$	2×10^{-4} à 5×10^{-5} pour $0,4 < n < 0,46$	8×10^{-5} à 2×10^{-5} pour $0,4 < n < 0,46$	10^{-5} à 4×10^{-8} pour $0,5 < n < 0,88$	2×10^{-3} à 3×10^{-4} pour $0,36 < n < 0,44$
ψ_a (m d'eau**)	0,4 pour $n=0,33$	1,9 à 4,3 pour $0,39 < n < 0,43$	2,7 à 3,5 pour $0,38 < n < 0,44$	3,5 à 8,3 pour $0,36 < n < 0,4$	0,7 à 1,1 pour $0,38 < n < 0,42$
Minéralogie (par ordre d'importance d'après Bernier (1997, 1998))	---	quartz, albite, chlorite, orthose, biotite, ankérite, orthose, ilménite, épidote	quartz, albite, orthose, hornblende, chlorite, biotite, montmorillonite	quartz, albite, chlorite, orthose, biotite, ankérite, orthose, ilménite, épidote, montmorillonite	quartz, chlorite, séricite, feldspath, pyrite, gypse, épidote, pyrrhotite
* selon Bowles (1984)		** 1 m d'eau = 9,8 kPa			

3.5.2 Instrumentation et auscultation des cellules

Les CEBC placées sur les cellules expérimentales ont été instrumentées afin d'étudier leur comportement hydrique. Les principaux paramètres mesurés dans les différentes couches sont la teneur en eau volumique et la succion matricielle.

Teneur en eau volumique

Il est primordial, pour évaluer l'efficacité des différents recouvrements, de connaître les teneurs en eau volumiques dans les différentes couches afin de voir si les effets de barrière capillaire escomptés sont présents et s'ils correspondent avec ce qui a été prédit au laboratoire et par les modèles numériques. Dans ce projet, la méthode retenue pour

mesurer la teneur en eau volumique est celle du RDT (réflectométrie dans le domaine du temps). Cette technique est basée sur le fait que le contenu volumique d'eau peut être déterminé en mesurant la vitesse de déplacement et l'atténuation de l'amplitude d'une onde pulsée envoyée le long d'une ligne de transmission placée dans un sol. Dans le cadre de ce projet de recherche, des sondes enfouies ("*buriable*") à trois branches de 20 cm de long ont été sélectionnées. Des sondes utilisant la technique RDT ont d'ailleurs été installées dans d'autres sites expérimentaux au cours des dernières années (e.g. Heimovaara et Bouten, 1990 ; Baker et Allmaras, 1990 ; Herkelrath et *al.*, 1991 ; Yanful et St-Arnaud, 1991). Quant à l'appareil utilisé pour la prise de mesures, le choix s'est porté sur le système TRASE de la compagnie Soil Moisture. Cet appareil a été utilisé avec succès dans des travaux de recherche en laboratoire à l'École Polytechnique de Montréal pour déterminer l'efficacité de recouvrements multicouches (Aubertin et *al.*, 1995; Aachib, 1997). Afin de prendre des mesures de θ de façon régulière, un système de mesure automatique avec acquisition de données a été installé sur le site. La fréquence de mesure durant la période non-hivernale est d'une fois par 12 heures. Plus de détails sur la technique RDT peuvent être trouvés dans la littérature (e.g. Topp et *al.*, 1980 ; Zegelin et *al.*, 1992).

L'emplacement approximatif des sondes RDT dans les différentes couches des CEBC est présenté à la figure 3.24. Certaines sondes ont été installées horizontalement alors que d'autres sont en position verticale. Habituellement, les sondes placées horizontalement ont été localisées dans le haut des couches afin de connaître la teneur en eau à l'endroit le plus susceptible de se désaturer. Les sondes placées verticalement, quant à elles, permettent de connaître la teneur en eau volumique moyenne sur la longueur de la sonde (20 cm). Noter qu'aucune sonde n'a été placée dans les résidus miniers sulfureux en raison des problèmes de lecture causés par la présence de sulfures de fer (Robinson et *al.*, 1994).

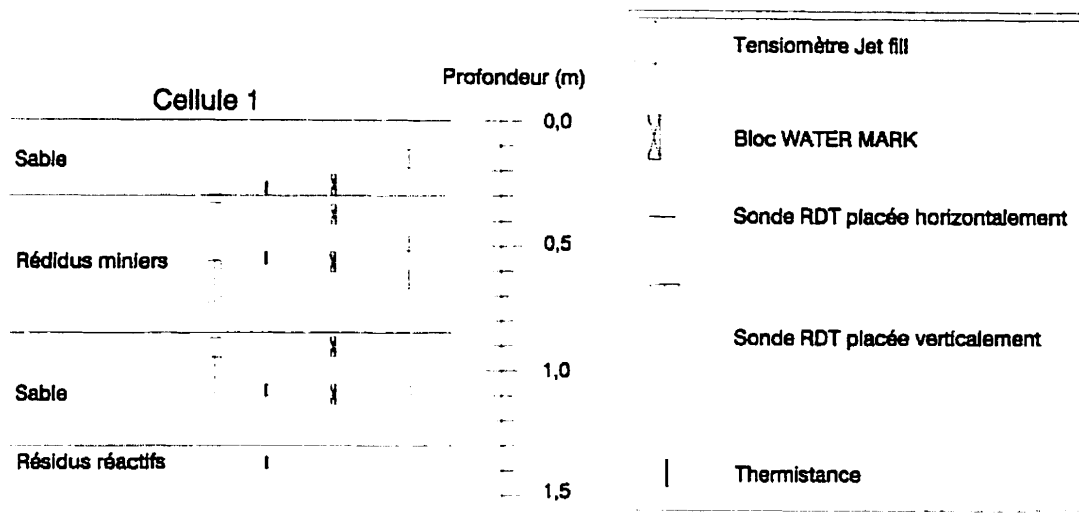


Figure 3.24 : Emplacement de l'instrumentation dans les cellules (exemple de la cellule 1)

Succion matricielle

Lorsqu'il y a écoulement de l'eau présente dans la zone vadoze (zone située au-dessus de la nappe phréatique), celle-ci est en condition de pression négative (ou succion). Dans le cas des cellules expérimentales, la surface libre est située au niveau de la conduite qui relie le bas des cellules au réservoir où l'eau est récupérée. On se retrouve donc dans une situation d'écoulement non saturé (conditions de succion). Pour comprendre le comportement des recouvrements placés sur les cellules, il est important de suivre l'évolution de la succion dans chacune des couches.

On retrouve, dans les recouvrements, deux types d'appareils pour mesurer la succion matricielle, soit des tensiomètres et des blocs à résistance électrique (appelés blocs Watermark). Le tensiomètre est composé d'un embout poreux de céramique fixé à l'extrémité d'un tube. L'autre bout du tube se termine par un bouchon par où il est possible de rajouter de l'eau à l'intérieur. Un appareil de mesure de pression (manomètre

de mercure dans ce projet) branché sur l'instrument complète le tout. Le tensiomètre s'utilise en plaçant le bout poreux à l'endroit où l'on veut mesurer la succion dans le sol et en remplissant l'appareil d'eau jusqu'au niveau de l'appareil de mesure. Après un certain temps, la pression entre l'embout poreux et le sol s'équilibre. La pression négative mesurée par l'appareil de mesure correspond à la succion dans le sol. Les tensiomètres peuvent mesurer des succions variant entre 0 et 85 kPa. Plus de détails concernant le fonctionnement des tensiomètres sont présentés dans Stannard (1990) et Everett et *al.* (1984).

Le deuxième type d'appareil installé dans les recouvrements et visant à mesurer la succion est le bloc à résistance électrique Watermark. Cet appareil mesure la variation de la résistance électrique et déduit, à partir de celle-ci, la succion. Plus la teneur en eau est élevée, plus la conductivité électrique est élevée et, par conséquent, plus la résistance est faible. La résistance est mesurée à l'aide de deux ou plusieurs électrodes encastrées dans le bloc et d'un courant alternatif de haute fréquence. Les avantages du bloc Watermark (par rapport à d'autres instruments) sont qu'il ne se dissout pas dans le sol, que la relation entre la conductivité mesurée par l'appareil et la succion matricielle est linéaire et qu'il n'a pas besoin d'être calibré.

On retrouve l'emplacement des appareils servant à mesurer la succion (tensiomètres et blocs Watermark) à la figure 3.24. On remarque que vis-à-vis chaque sonde RDT on retrouve un bloc Watermark. Quant aux tensiomètres, on en retrouve un dans la couche du bas, deux dans la couche de rétention d'eau (sauf pour la cellule 3 où il n'y en a qu'un) et un dans la couche du haut. La fréquence de mesure de la succion était d'environ une fois par semaine.

3.5.3 Résultats

Plusieurs centaines de mesures de la teneur en eau volumique ont été prises à l'aide des sondes RDT placées dans les différentes couches des CEBC entre septembre 1995 et octobre 1998. Les principales observations relatives aux mesures de la teneur en eau volumique θ peuvent être résumées comme suit. Tout d'abord, les teneurs en eau volumiques dans les couches de sable du haut et du bas se situent en général entre 0,05 et 0,20. Quant aux teneurs en eau volumiques dans les couches de rétention d'eau, elles se maintiennent habituellement au dessus de 0,30. Ce type de profil de θ (valeurs élevées dans la couche de rétention d'eau et faibles dans les couches de sable), observé dans toutes les cellules avec une CEBC, est typique des couvertures avec effets de barrière capillaire (voir section 3.4). Des exemples de profils de la teneur en eau volumique à différents temps sont présentés aux figures 3.25 à 3.29 (d'autres valeurs peuvent être trouvées dans le rapport final NEDEM/MEND 2.22.2c, Aubertin et *al.*, 1999).

En plus des valeurs mesurées à l'aide des sondes RDT (méthode indirecte), les valeurs de teneurs en eau volumiques ont été évaluées lors du démantèlement (méthode directe) dans la couche de rétention d'eau à partir de mesures de densité en place et de teneurs en eau massiques. Les résultats obtenus (voir figures 3.25 à 3.29) montrent que les valeurs calculées à l'aide de cette technique sont supérieures ou égales à celles mesurées à l'aide de la méthode RDT. Autrement dit, la technique RDT (méthode indirecte) donne usuellement des valeurs inférieures à la méthode directe. Cela peut s'expliquer en partie par le fait que les sondes peuvent bouger légèrement lors des périodes de gel, ce qui peut créer des vides autour de la sonde. Ces vides seront les premiers à se drainer entraînant une sous-estimation de la valeur de θ . Nonobstant la légère différence entre les mesures prises à l'aide des deux techniques (sondes RDT et méthode directe), les tendances observées en terme de profils de teneur en eau volumique restent très claires, et confirment les résultats anticipés.

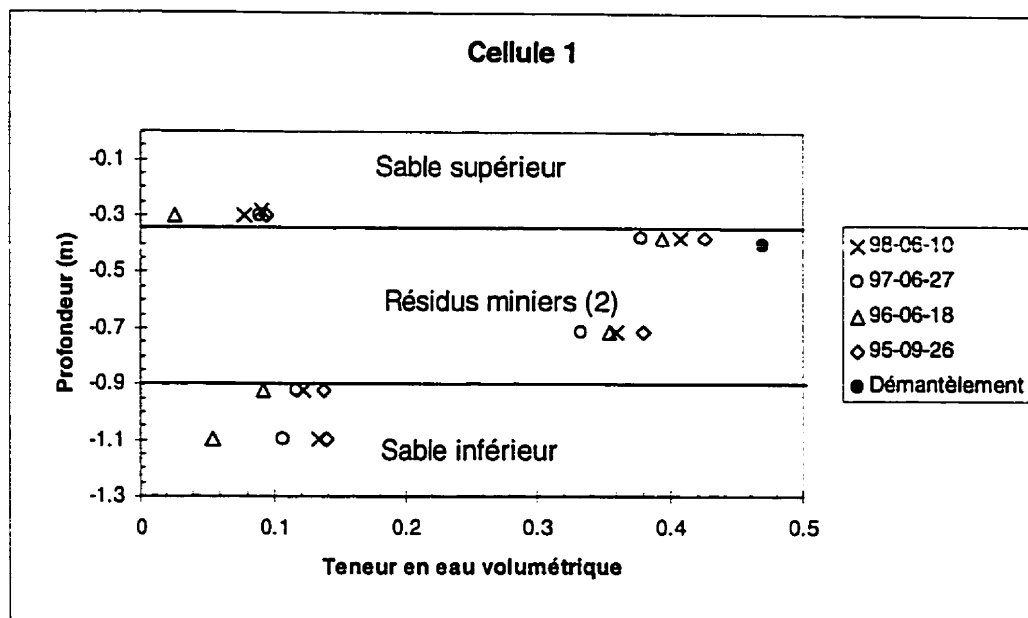


Figure 3.25 : Valeurs de teneur en eau volumétrique dans la CEBC de la cellule 1 mesurées à différents temps

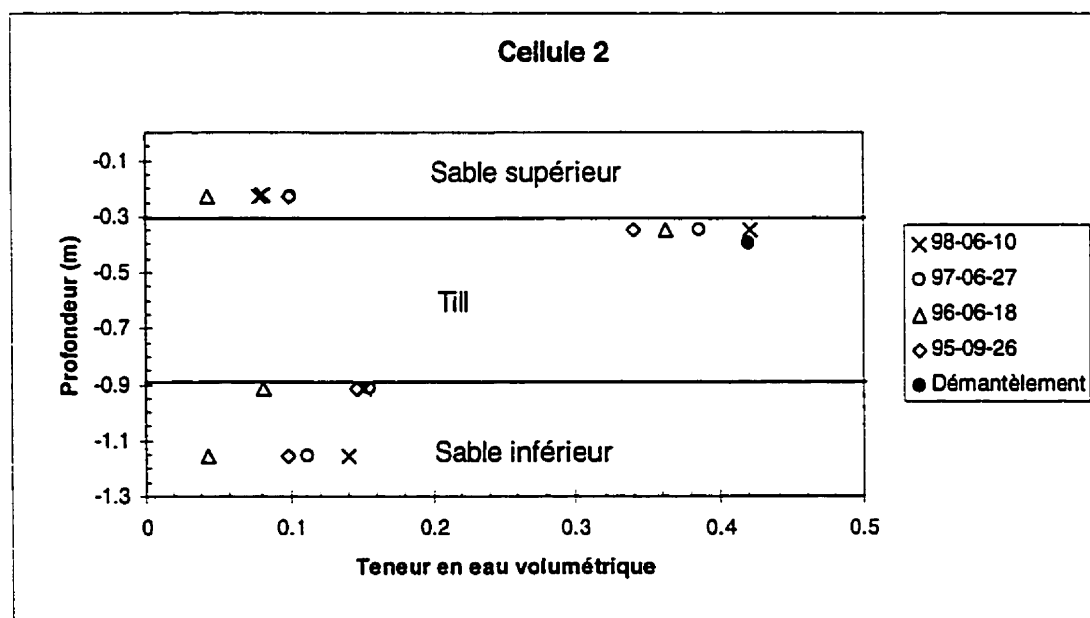


Figure 3.26 : Valeurs de teneur en eau volumétrique dans la CEBC de la cellule 2 mesurées à différents temps

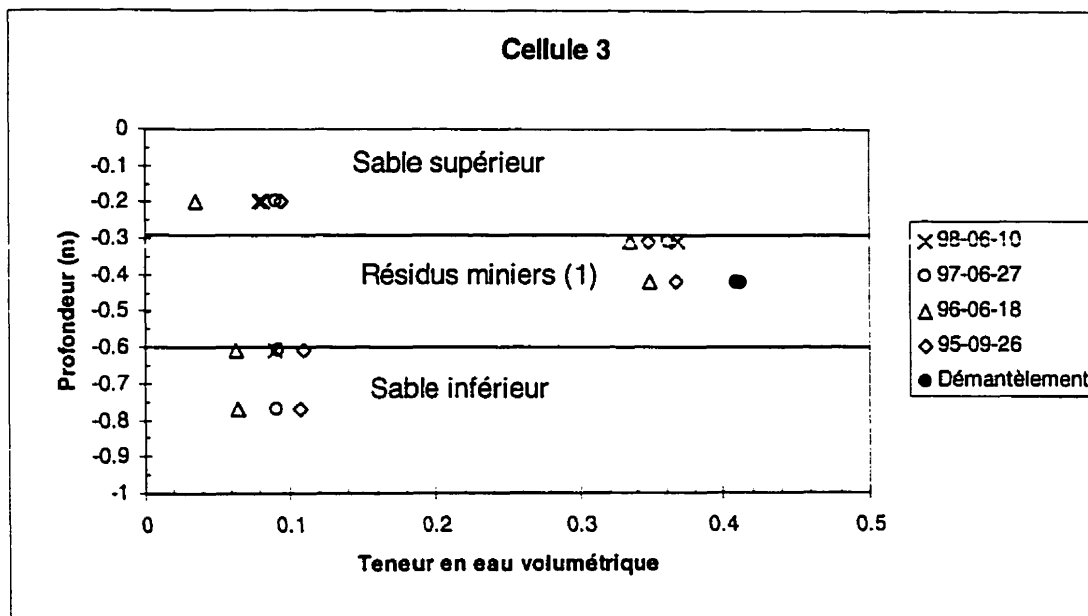


Figure 3.27 : Valeurs de teneur en eau volumique dans la CEBC de la cellule 3 mesurées à différents temps

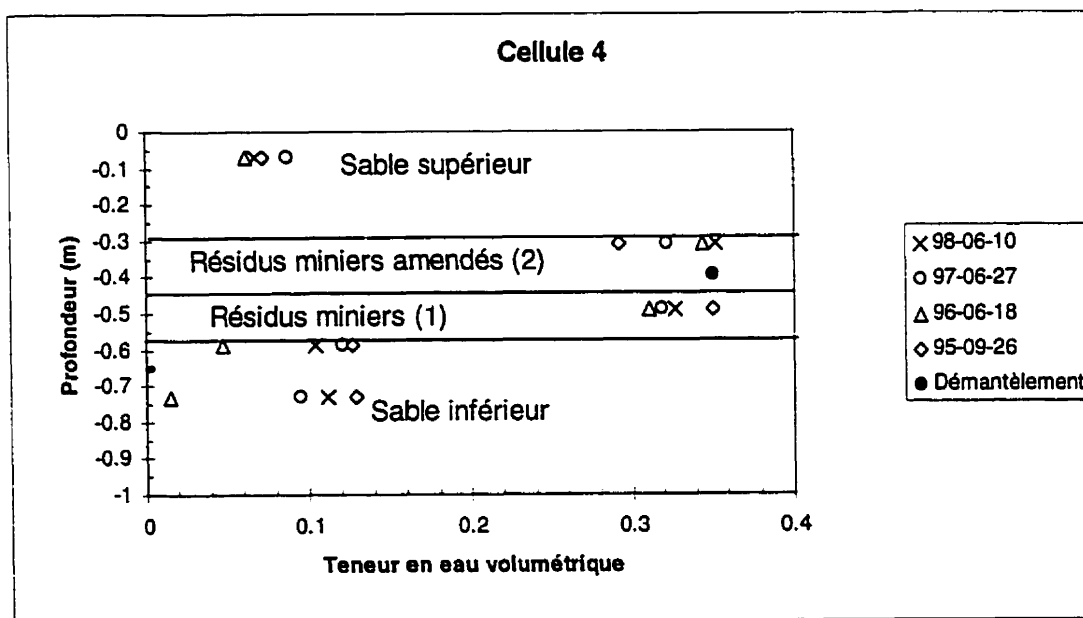


Figure 3.28 : Valeurs de teneur en eau volumique dans la CEBC de la cellule 4 mesurées à différents temps

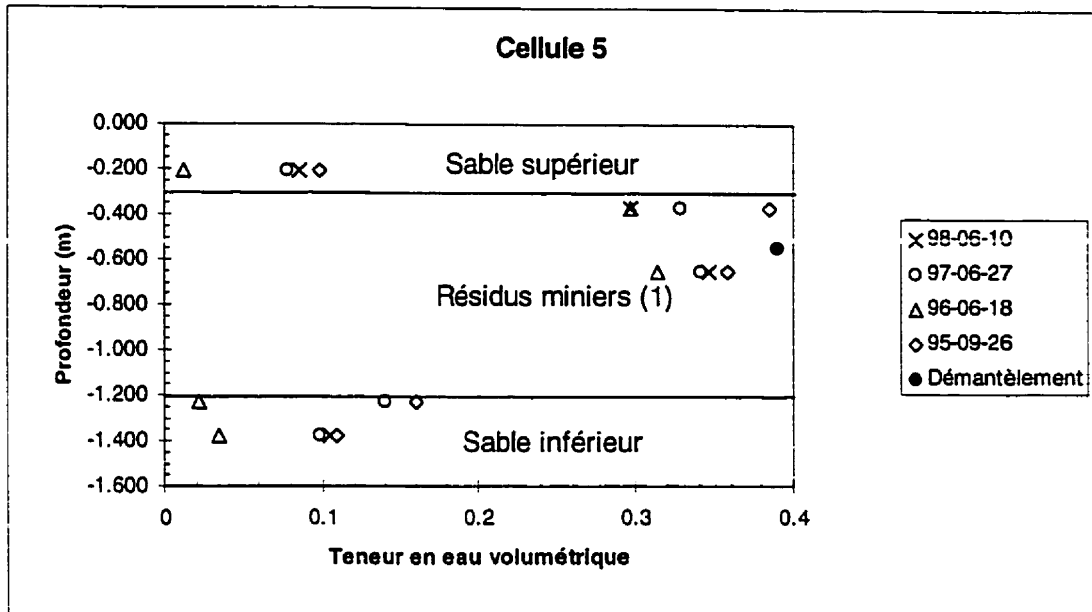


Figure 3.29 : Valeurs de teneur en eau volumétrique dans la CEBC de la cellule 5 mesurées à différents temps

Pour ce qui touche les principaux résultats des mesures de succion prises dans les différentes couches des CEBC des cellules expérimentales, on présente les mesures effectuées à l'aide des blocs Watermark. Cet appareil permet des mesures rapides de la succion, et il est beaucoup plus simple d'opération que les tensiomètres. De plus, une comparaison entre les deux techniques a permis de confirmer que les mesures prises avec les blocs Watermark donnent des résultats pratiquement similaires aux tensiomètres. On présente à la figure 3.30 les résultats de la comparaison avec la droite d'équivalence parfaite (1:1). On présente, aux figures 3.31 à 3.35, des valeurs de succion prises à différents temps à l'aide des blocs Watermark.

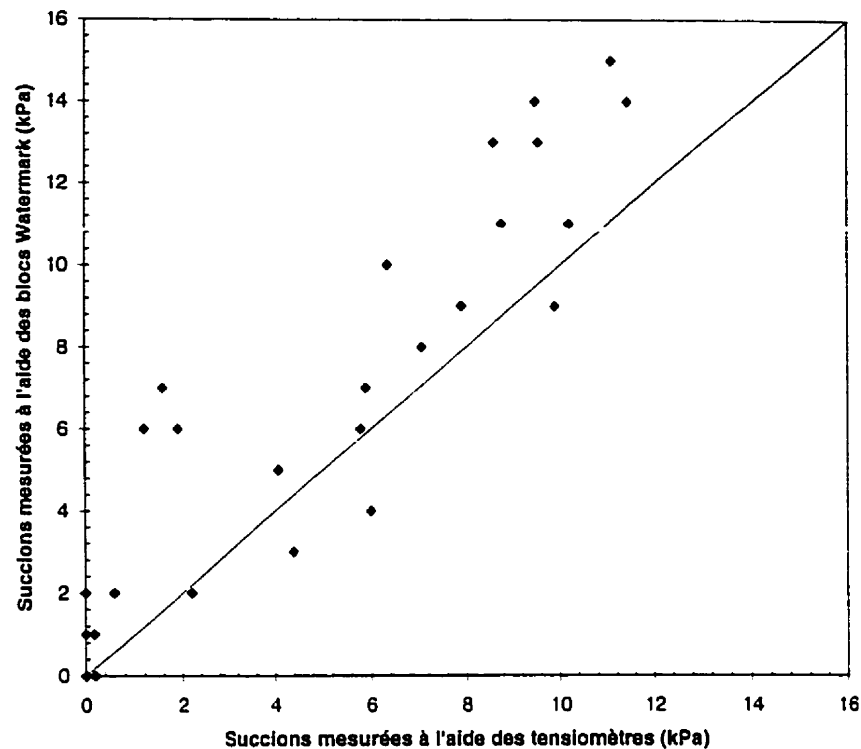


Figure 3.30 : Comparaison entre les valeurs mesurées aux tensiomètres et avec les blocs Watermark pour évaluer la succion dans les couches des CEBC

En analysant le contenu de ces figures, on remarque que la succion dans les couches de matériau grossier du bas sont habituellement inférieures à 5 kPa (ou 50 cm d'eau). Cela signifie que la succion transmise à la couche de rétention d'eau (ψ à l'interface) est bien inférieure à la pression à l'entrée d'air ψ_a (ou AEV) du matériau fin engendrant ainsi une saturation élevée dans le bas de la couche de rétention d'eau.

Les valeurs de succion dans les couches de rétention d'eau, quant à elles, sont en général inférieures à 15 kPa ($\approx 1,5$ m d'eau). Comme les valeurs de ψ_a des matériaux fins étudiés sont habituellement supérieures à 15 kPa (voir tableau 3.6), on peut conclure qu'il ne devrait pas y avoir de désaturation importante dans ces couches (c'est d'ailleurs ce qu'indiquent les mesures de θ).

Les mesures de succion les plus élevées ont été observées dans la couche de matériau grossier du haut durant les périodes sèches. Cela s'explique par le fait que l'évaporation peut entraîner des succions élevées dans un sol (e.g. Wilson et *al.*, 1997, Yanful et Choo, 1997). Dans le cas des cellules expérimentales, des valeurs élevées (entre 25 et 45 kPa) ont été observées à la fin du mois de mai 1998 (résultats qui ne sont pas montrés dans ce travail mais qui ont été présentés dans le rapport NEDEM/MEND 2.22.2c; Aubertin et *al.*, 1999). Il est cependant important de mentionner que les succions redescendent rapidement à des valeurs proches de zéro après une période de précipitation.

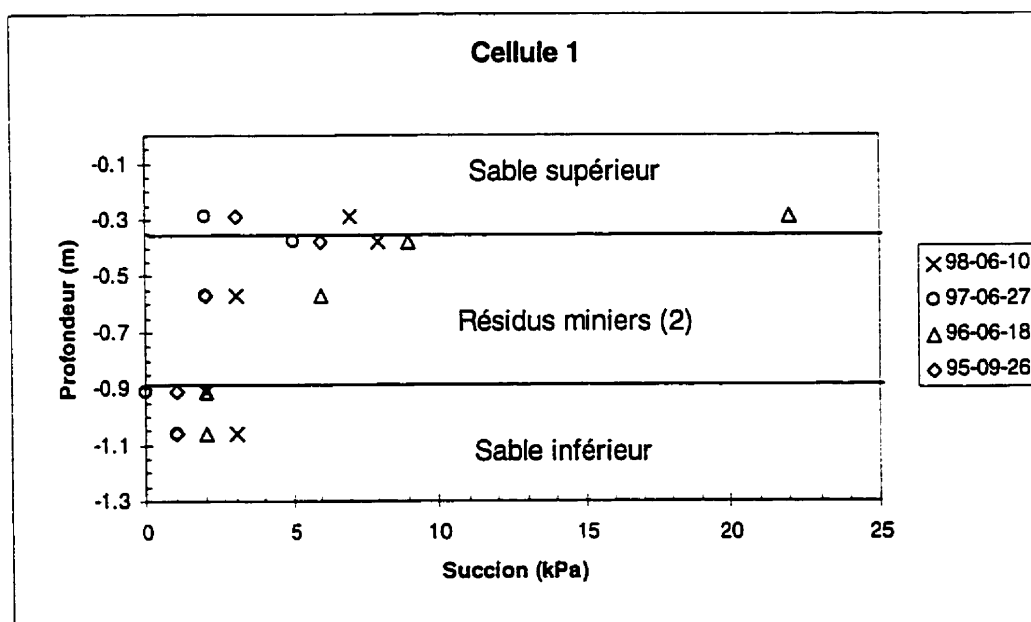


Figure 3.31 : Valeurs de succion dans la CEBC de la cellule 1 mesurées à différents temps

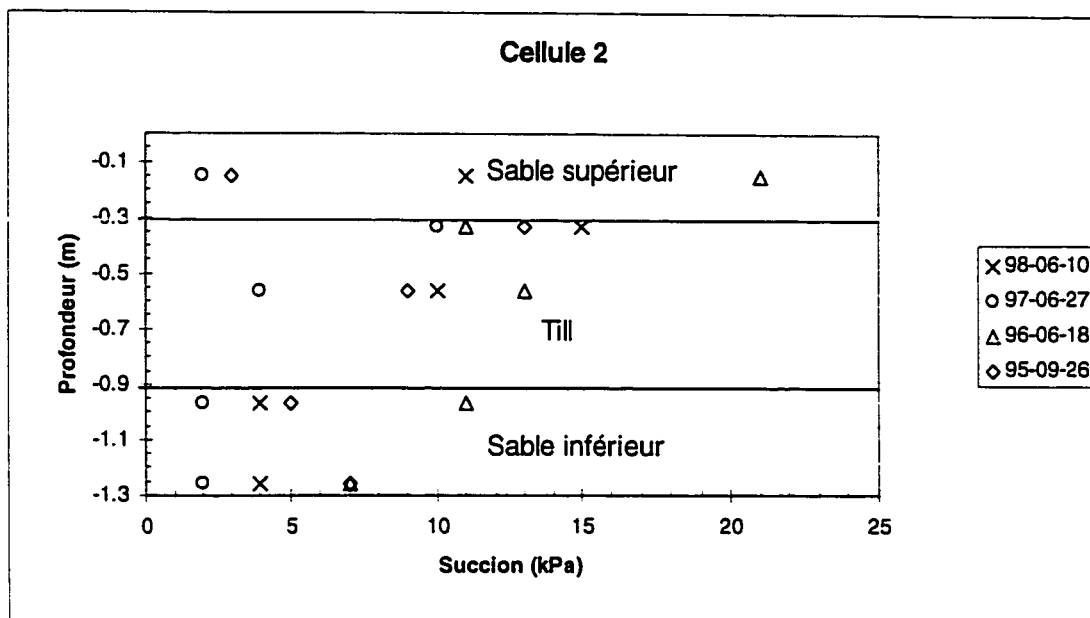


Figure 3.32 : Valeurs de succion dans la CEBC de la cellule 2 mesurées à différents temps

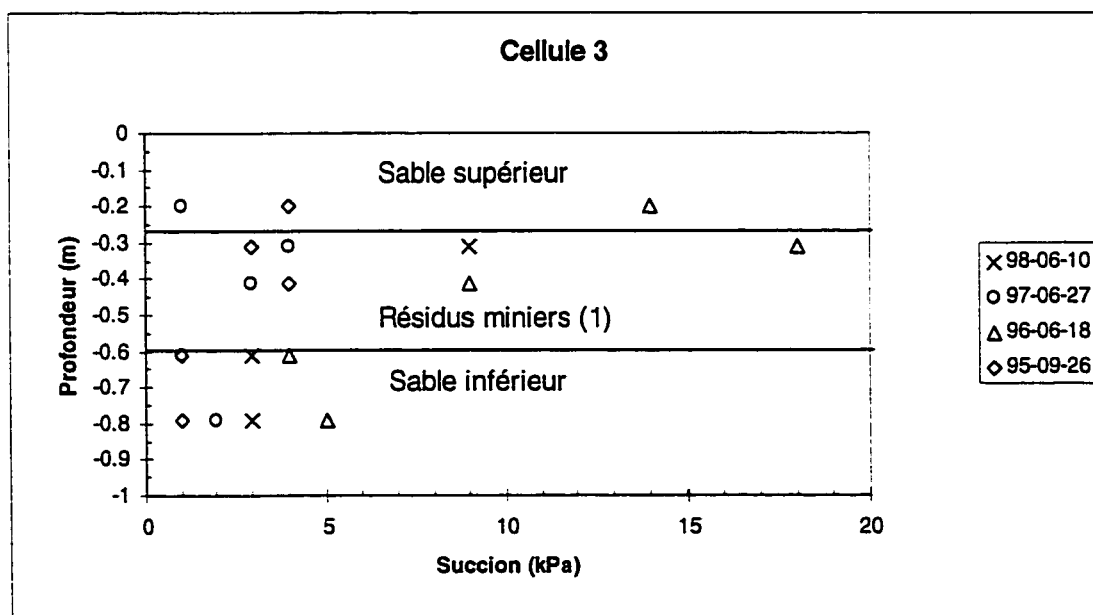


Figure 3.33 : Valeurs de succion dans la CEBC de la cellule 3 mesurées à différents temps

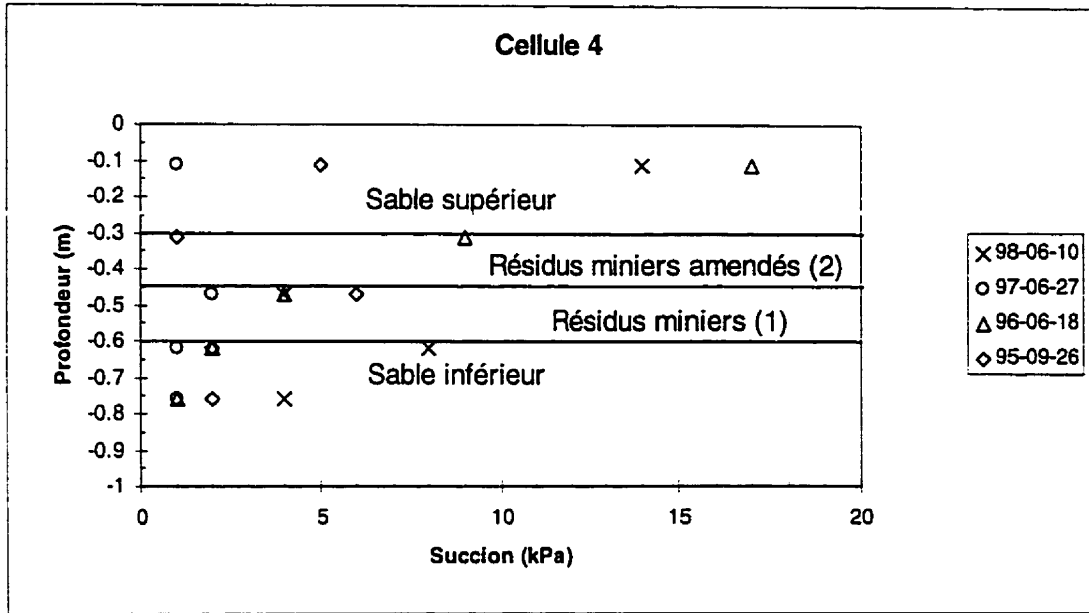


Figure 3.34 : Valeurs de succion dans la CEBC de la cellule 4 mesurées à différents temps

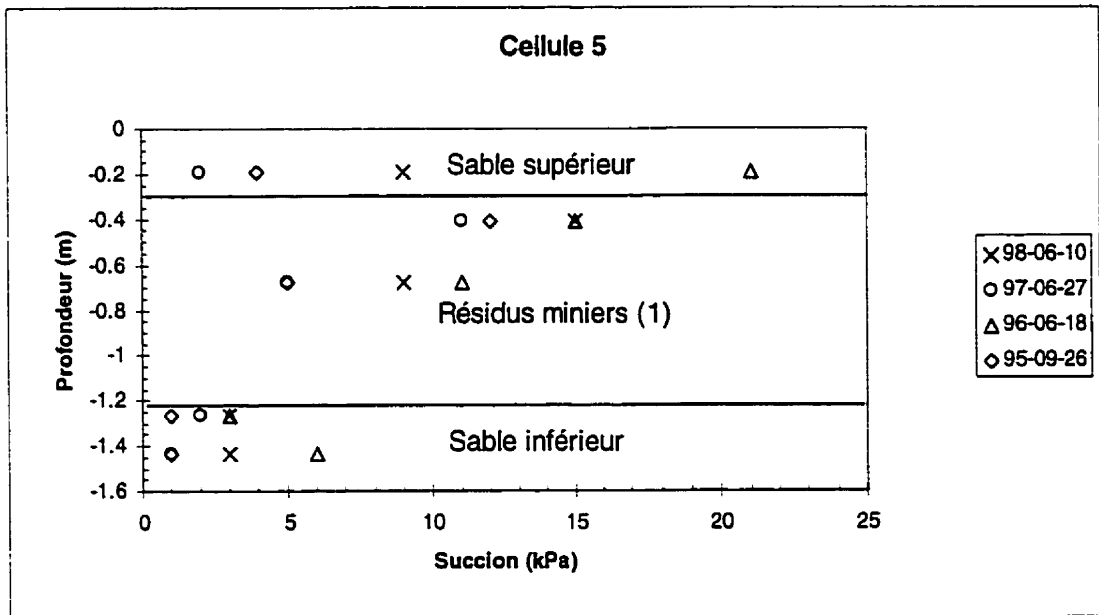


Figure 3.35 : Valeurs de succion dans la CEBC de la cellule 5 mesurées à différents temps

3.5.4 Comparaison entre les mesures de terrain et la modélisation numérique

Les cellules expérimentales construites pour le projet NEDEM/MEND 2.22.2c avaient une forme géométrique particulière, soit celle d'une pyramide tronquée inversée. Il est important, pour bien comprendre le comportement hydrogéologique des CEBC, de s'assurer que la géométrie des cellules ne modifie pas de façon significative l'écoulement de l'eau et ne vient pas, par le fait même, influencer notre interprétation des résultats de mesure. Pour vérifier les effets de la géométrie des cellules, la modélisation numérique est utilisée. Les modélisations permettent, en outre, de vérifier si les modèles mathématiques peuvent prédire de façon réaliste les conditions *in situ*. Trois types de modélisations numériques sont réalisés : unidimensionnelle, axisymétrique et tridimensionnelle. Les résultats montrés ici correspondent à la cellule 3 dont la configuration était : 1,3 m de résidus sulfureux, 0,4 m de sable pour la couche du bas, 0,3 m de résidus miniers pour la couche de rétention d'eau et 0,3 m de sable pour la couche du haut.

Fonctions hydriques et conditions frontières

Pour simuler l'écoulement de l'eau en milieu non saturé, il faut définir certaines fonctions telles les relations θ - ψ et k - ψ ainsi que celles qui décrivent les conditions frontières. On présente aux figures 3.36 et 3.37 les courbes de rétention d'eau (θ - ψ) et les fonctions de perméabilité (k - ψ) des matériaux utilisés dans les simulations numériques. Les courbes de rétention d'eau sont les courbes lissées par l'équation de van Genuchten (1980) à partir de résultats obtenus au laboratoire (Monzon, 1998) alors que les fonctions de perméabilité ont été déduites à l'aide de l'équation analytique approchée du modèle de Mualem (1976a) proposée par van Genuchten et *al.* (1991).

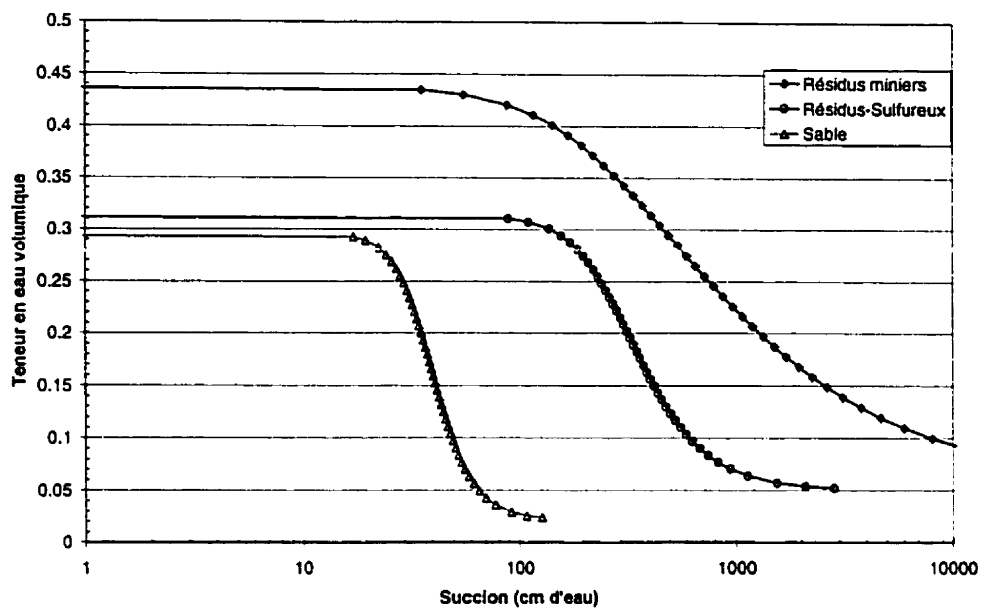


Figure 3.36 : Courbes de rétention d'eau des matériaux utilisés dans les modélisations numériques

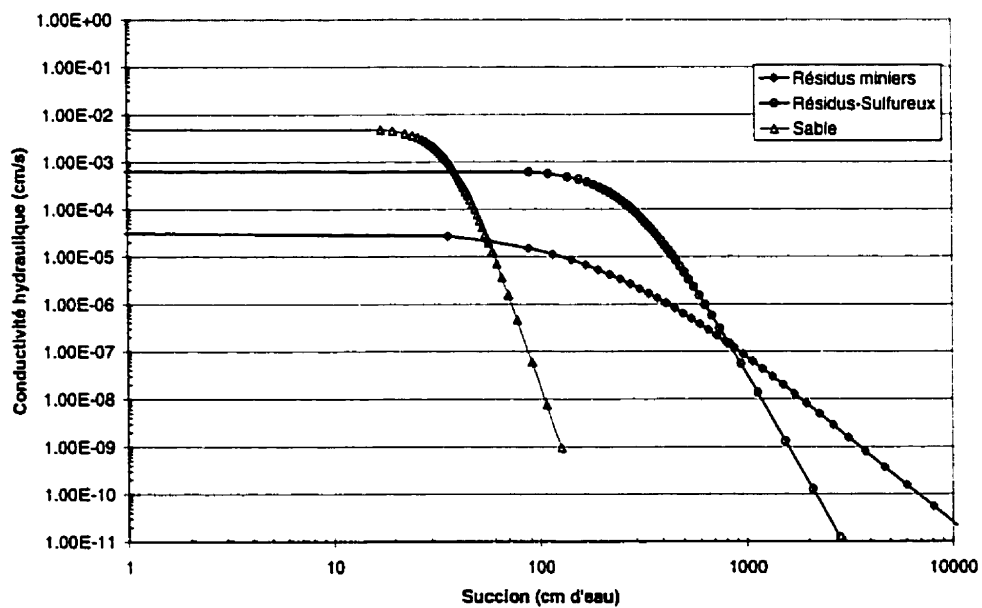


Figure 3.37 : Fonctions de perméabilité des matériaux utilisés dans les modélisations numériques

Quant aux conditions frontières, celles incorporées dans les modélisations numériques représentent le cas limite où aucune infiltration n'est permise pour une période d'environ 40 jours. Cette situation a d'ailleurs été simulée réellement sur le terrain à l'été 1997 par l'installation d'une toile étanche, ce qui rend possible la comparaison entre les résultats des simulations avec ceux mesurés par les appareils (sondes RDT et blocs Watermark). Un autre avantage à incorporer cette condition particulière dans les simulations numériques est qu'on réduit les effets de l'évaporation dans la couche du dessus, ce qui facilite la convergence. On incorpore également dans le modèle des conditions de drainage libre au bas de la cellule.

Pour les modélisations avec SEEP/W, les conditions initiales, nécessaires aux simulations en régime transitoire, ont été définies à partir d'une analyse en régime permanent (du même modèle) où les conditions frontières permettent d'obtenir des charges hydrauliques h (ou une pression ψ) aux nœuds qui correspondent à peu près à ce qui a été observé sur le terrain (succions entre 2 et 6 kPa dans les différentes couches). Pour obtenir un tel profil de charge h (ou de pression ψ), une condition frontière idéalisée avec un débit unitaire q de $2,5 \times 10^{-6}$ m/s a été appliquée sur le dessus de la cellule alors que le niveau phréatique a été placé à 0,3 m du bas de la cellule.

a) Modélisation unidimensionnelle

Une modélisation unidimensionnelle revient à ignorer la forme de la cellule et à considérer que la cellule peut être représentée par une colonne ayant la même stratigraphie. On présente à la figure 3.38 le modèle utilisé. Les résultats prédits en terme de profils de teneur en eau ainsi que des mesures prises sur le terrain à 30 et 40 jours sont présentés à la figure 3.39. Le logiciel SEEP/W, utilisé pour cette simulation, a été présenté à la section 3.4.2.

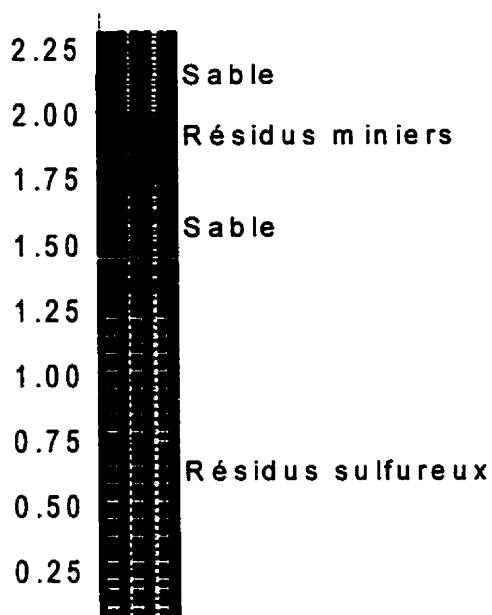


Figure 3.38 : Modèle utilisé pour la modélisation numérique unidimensionnelle

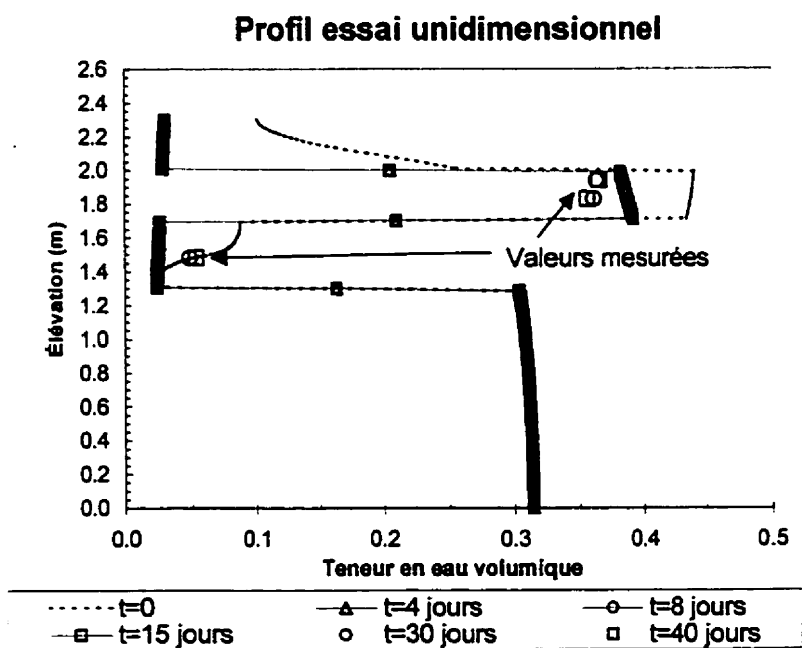


Figure 3.39 : Profils de la teneur en eau volumique pour différents temps de drainage obtenus à l'aide de la simulation numérique unidimensionnelle

Les résultats de la simulation numérique unidimensionnelle montrent qu'il y a une bonne concordance entre les valeurs prédites et celles mesurées. Les résultats numériques montrent aussi que les profils de teneur en eau se stabilisent rapidement et qu'il y a très peu de variation après 4 jours de drainage. Lorsque le principal objectif de la CEBC est de limiter le flux de gaz, cela signifie que la performance de cette couverture serait peu affectée par une période prolongée sans venue d'eau (au moins jusqu'à 40 jours).

b) Modélisation axisymétrique

Les résultats de la modélisation unidimensionnelle ne considèrent pas la géométrie réelle de la cellule expérimentale. Afin de mieux évaluer les effets de cette géométrie, une modélisation axisymétrique a été réalisée. Les modélisations axisymétriques peuvent être utilisées pour simuler des problèmes tridimensionnels qui ont une symétrie par rapport à un axe de rotation vertical. Le problème est défini en deux dimensions et le logiciel fait faire une rotation au modèle 2D selon un axe central vertical. Le logiciel utilisé pour les modélisations axisymétriques est le même que pour la simulation unidimensionnelle, soit SEEP/W. Rappelons que pour une analyse axisymétrique, le flux calculé est un flux par radian si l'angle est spécifié à 1 radian ou un flux pour toute la surface si l'angle des éléments est de 2π .

Il est bien sûr impossible de représenter complètement une pyramide tronquée inversée (forme de la cellule expérimentale) à l'aide d'un modèle axisymétrique. Une forme approchée, soit celle d'un cône tronqué, a été utilisée pour représenter la cellule (voir figure 3.40). Les résultats de la simulation axisymétrique sont présentés aux figures 3.41 et 3.42. La figure 3.41 présente un premier profil de teneur en eau volumique pris à l'axe de symétrie ($x=0$ à la figure 3.40; coupe A-A'), alors que la figure 3.42 présente un profil pris à peu près au centre de la coupe (identifié B-B' à la figure 3.40)

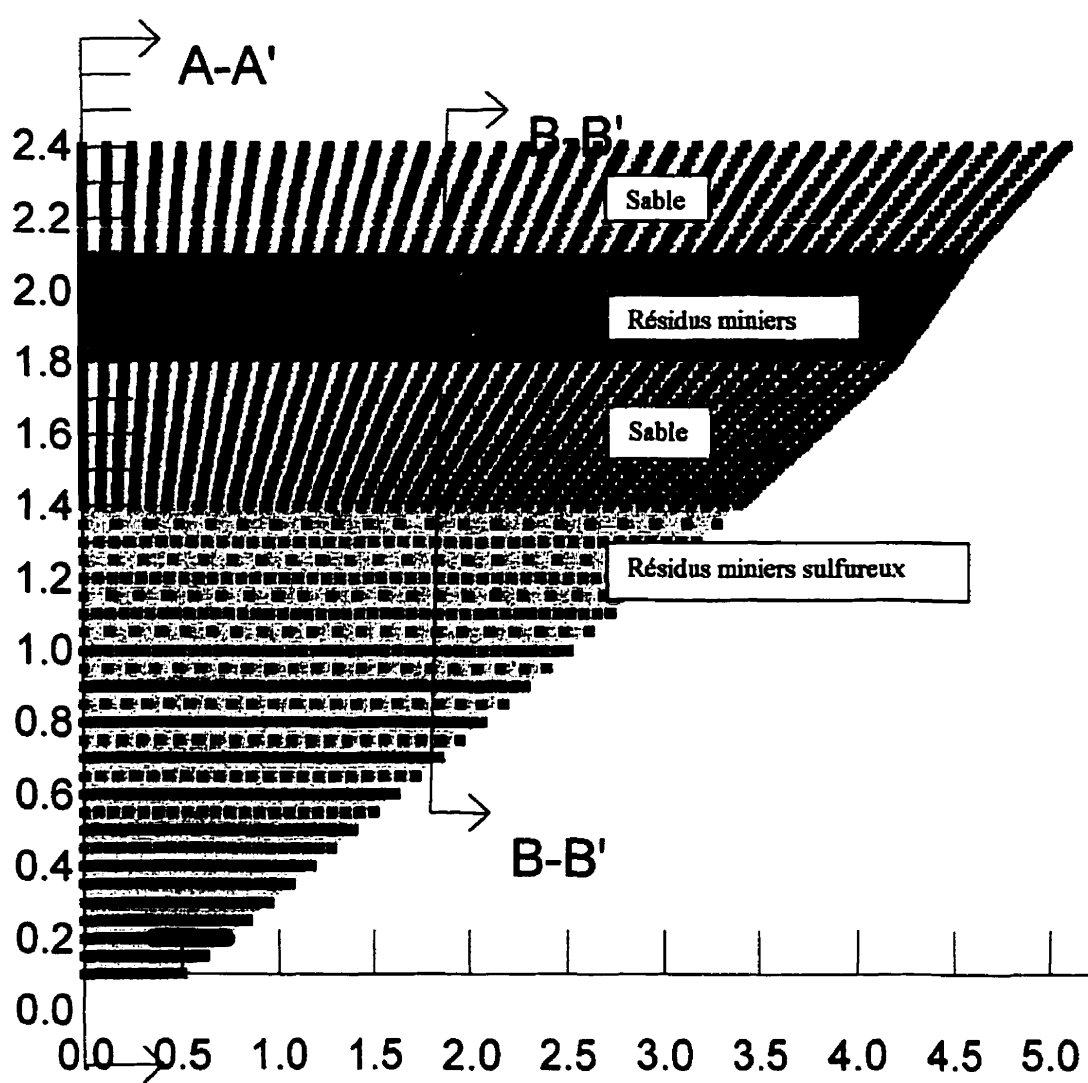


Figure 3.40 : Maillage utilisé pour l'analyse axisymétrique d'une cellule expérimentale

Comme on peut le constater aux figures 3.41 et 3.42, la géométrie de la cellule a un impact au début de la période de drainage ($t = 3$ jours). La teneur en eau volumique dans le sable du bas est supérieure au centre de la cellule (figure 3.42) par rapport à l'axe de symétrie (figure 3.41). Cependant, après entre 3 et 7 jours de drainage, l'effet de la géométrie disparaît et les résultats deviennent pratiquement identiques, peu importe la section étudiée. Tout comme pour l'analyse unidimensionnelle, les résultats de l'analyse axisymétrique montrent que le profil de teneur en eau demeure à peu près constant durant la période de drainage de 40 jours. Les valeurs prédites par les deux types de simulations sont, à peu de choses près, identiques. On peut également observer aux figures 3.41 et 3.42 que les valeurs de la teneur en eau volumique prédites correspondent assez bien aux valeurs mesurées sur le terrain à l'aide des sondes TDR.

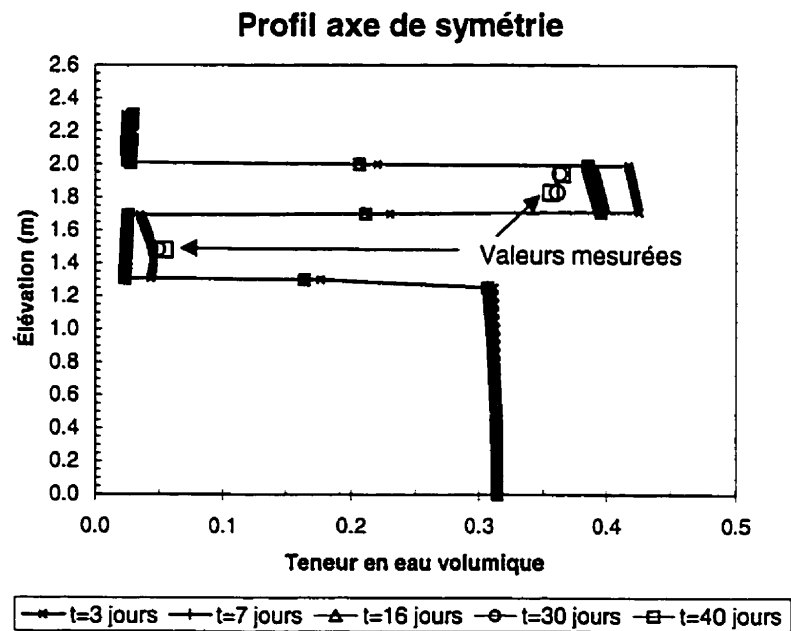


Figure 3.41 : Profils de la teneur en eau volumique le long de l'axe de symétrie (coupe A-A' à la figure 3.40) pour différents temps de drainage obtenus à l'aide de la simulation axisymétrique

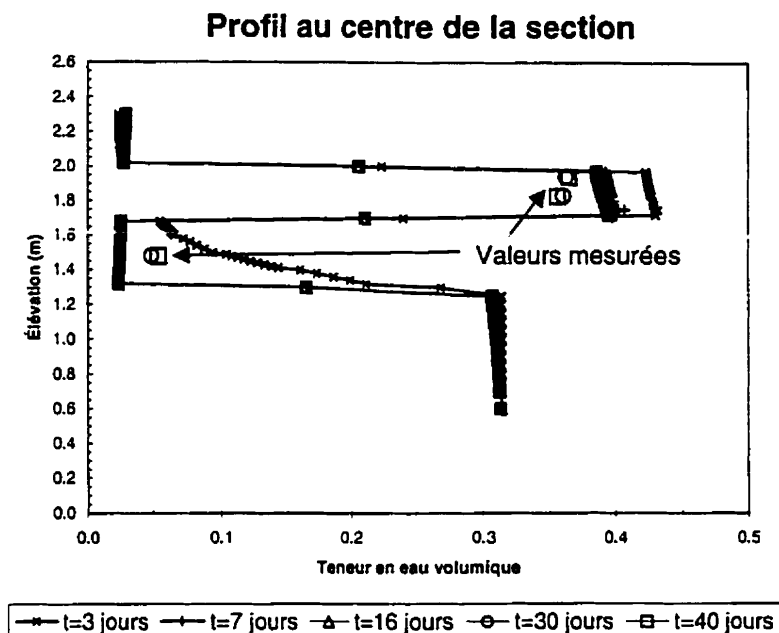


Figure 3.42 : Profils de la teneur en eau volumique au centre de la section étudiée (identifiée B-B' à la figure 3.40) pour différents temps de drainage obtenus à l'aide de la simulation axisymétrique

c) Modélisation tridimensionnelle

La façon la plus réaliste de modéliser numériquement l'écoulement de l'eau en milieu non saturé avec une géométrie complexe demeure l'utilisation de logiciels en trois dimensions. Cependant, il existe peu de logiciels sur le marché qui offrent cette possibilité; un de ceux-ci est le logiciel FEMWATER (Lin et *al.*, 1996). Le logiciel a été modifié au cours des dernières années afin qu'il soit compatible avec d'autres logiciels de l'armée américaine (Groundwater Modeling System; ECGL, 1996) qui servent à préparer le modèle (pré-processeur) et à présenter les résultats (post-processeur). FEMWATER permet la modélisation de l'écoulement non saturé de l'eau et du transport des contaminants en régime permanent ou transitoire. En ce qui concerne l'écoulement de l'eau, l'équation mathématique résolue par le logiciel est similaire à celles que l'on

retrouve dans SEEP/W, sauf que celle-ci tient compte des trois dimensions et il traite du cas particulier où le fluide a une masse volumique différente due à la présence de contaminants (Lin et *al.*, 1996) :

$$\frac{\rho}{\rho_0} \frac{d\theta}{dh} \frac{\partial h}{\partial t} = \nabla \cdot \left[K \cdot \left(\nabla h + \frac{\rho}{\rho_0} \nabla z \right) \right] + \frac{\rho^*}{\rho_0} q \quad (3.18)$$

où h est la charge, t le temps, K le tenseur de conductivité hydraulique, z l'élévation, q une source ou une perte, ρ la masse volumique du fluide pour une concentration donnée en contaminant, ρ_0 la masse volumique initiale du fluide, ρ^* est la densité du fluide qui est soit injecté ou pompé et θ est la teneur en eau volumique. La méthode numérique utilisée par le logiciel est celle des éléments finis.

Les conditions frontières qui peuvent être appliquées dans le logiciel sont des conditions de charge constante au nœud (conditions de Dirichlet), des conditions de flux unitaires (conditions de Neumann), des conditions de flux nodal (conditions de Cauchy) et des conditions frontières variables (conditions de Dirichlet ou de Cauchy selon la situation). Le logiciel permet de démarrer les modélisations en régime transitoire avec (*Hot Starts*) ou sans les résultats (*Cold Starts*) d'une analyse en régime permanent. En effet, contrairement au logiciel SEEP/W, il est ici possible de poser une charge hydrostatique (ou une autre relation h vs z) au départ de l'analyse en régime transitoire sans avoir à réaliser une simulation en régime permanent. Pour plus de détails concernant FEMWATER et GMS, le lecteur peut consulter Lin et *al.* (1996) et ECGL (1996).

Validation du modèle FEMWATER

Pour valider le modèle FEMWATER (du moins partiellement), une modélisation en trois dimensions d'un cas simple pouvant être simulé de façon unidimensionnelle a été réalisée. Le modèle consiste en un prisme régulier dont les bases sont des carrés de 0,5 m d'arête. La hauteur du prisme est de 1,6 m (voir figure 3.43). La configuration du modèle

est la suivante : 0,3 m de résidus sulfureux; une couche du bas de 0,4 m d'épaisseur; une couche de rétention d'eau de 0,6 m; et une couche du haut d'une épaisseur de 0,3 m. Étant donné la forme géométrique du modèle, les résultats obtenus devraient être similaires à ceux d'un essai en colonne (cas 1D). De telles modélisations unidimensionnelles ont été réalisées à l'aide du logiciel SEEP/W par Aubertin et *al.* (1999). Les matériaux simulés dans les deux types de modélisations sont ceux dont les caractéristiques ont été présentées au tableau 3.6 et aux figures 3.36 et 3.37.

Les principaux résultats obtenus sont présentés aux figures 3.44 à 3.46. On présente dans ces figures les contours en couleur de la teneur en eau volumique pour trois temps de drainage : 1, 7 et 14 jours. Lorsque l'on compare les résultats obtenus à l'aide de FEMWATER à ceux obtenus à l'aide de SEEP/W (voir figure 3.47), on se rend compte que ceux-ci sont très similaires. Les teneurs en eau volumiques dans les couches de sable du haut et du bas au temps 1, 7 et 14 jours se situent entre 0,08 et 0,16 alors que les teneurs en eau volumiques dans la couche de rétention d'eau constituée de résidus miniers sont stables à des valeurs supérieures à 0,40. Pour la couche de sable du bas, les deux modèles prédisent une lente désaturation dans le haut de la couche. Cette modélisation à l'aide de FEMWATER confirme la capacité du logiciel à modéliser l'écoulement non-saturé dans des sols multicouches (donc dans les CEBC).

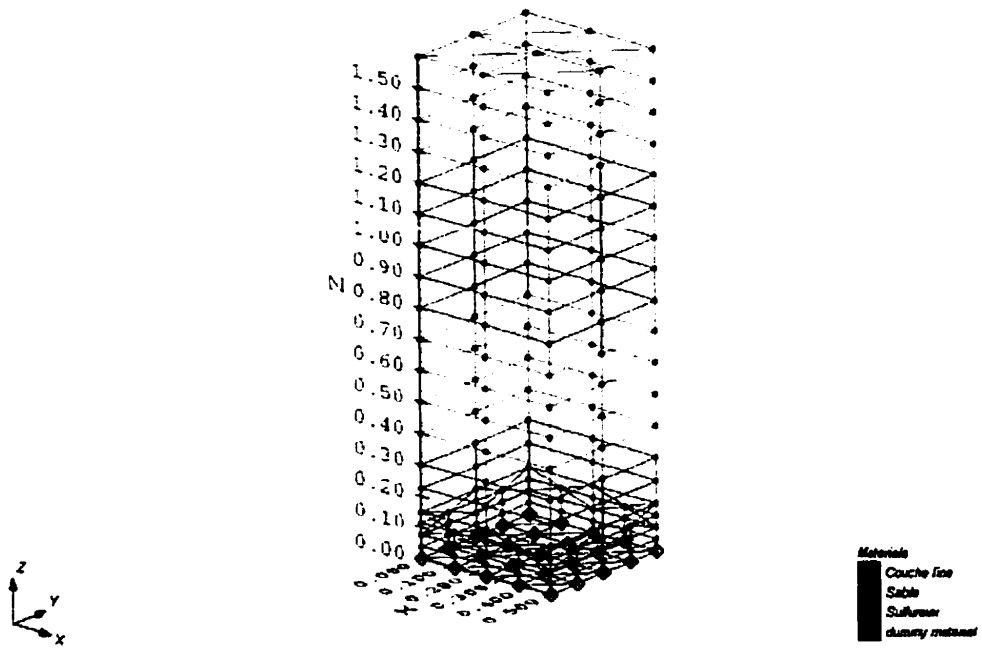


Figure 3.43 : Modèle utilisé pour valider le logiciel tridimensionnel FEMWATER

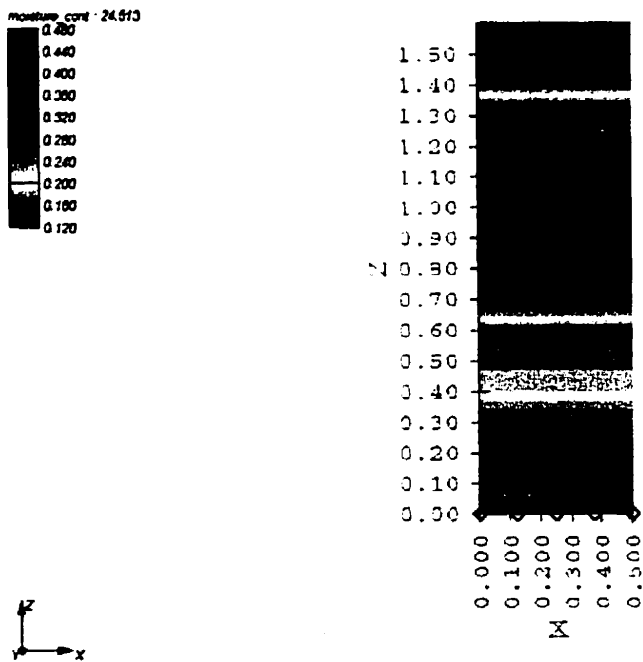


Figure 3.44 : Teneur en eau volumique du prisme après 24 heures de drainage

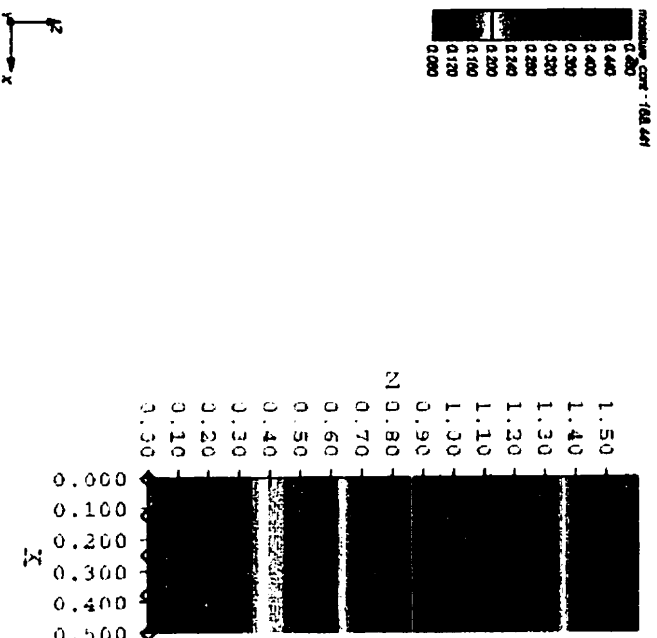


Figure 3.45 : Teneur en eau volumique du prisme après 7 jours de drainage

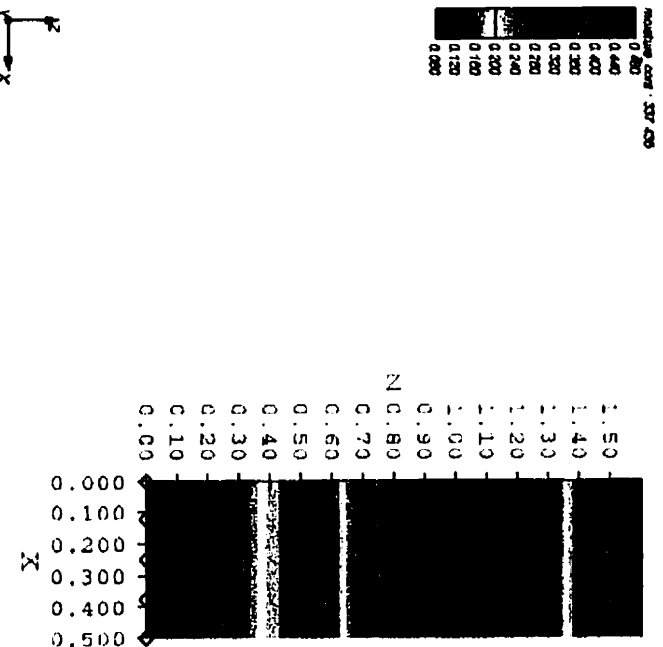


Figure 3.46 : Teneur en eau volumique du prisme après 14 jours de drainage

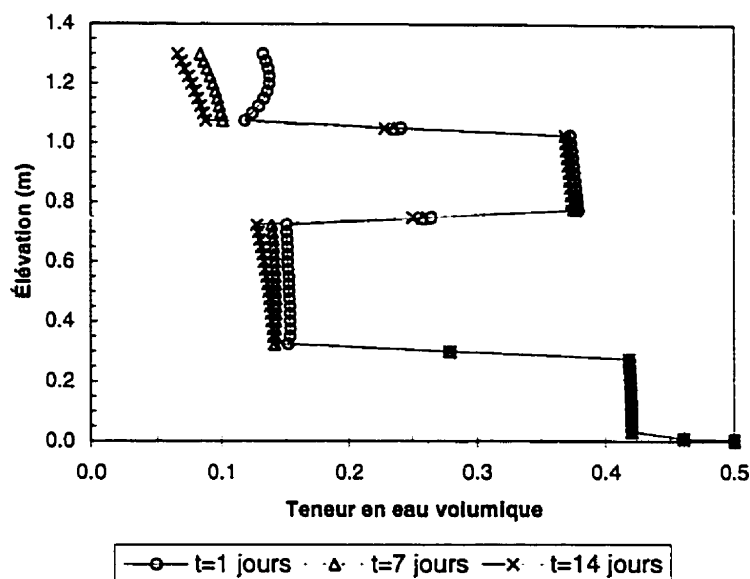


Figure 3.47 : Profils de teneur en eau volumique prédits dans un essai en colonne à l'aide de SEEP/W (Aubertin *et al.*, 1998b)

Modélisation 3D d'une cellule expérimentale

Les modélisations 1D et axisymétrique peuvent, dans certaines situations, ne pas être adéquates pour bien représenter des situations réelles en trois dimensions. Afin de vérifier si le comportement hydrique de la portion centrale des cellules expérimentales peut être approximé par une modélisation 1D ou axisymétriques, une modélisation 3D d'une cellule expérimentale a été réalisée. Le modèle est présenté à la figure 3.48. Pour réduire le nombre d'éléments, la frontière extérieure de la cellule est construite en escalier. L'impact de ceci sur l'écoulement de l'eau à proximité du centre devrait être minime. De plus, comme il y a symétrie par rapport au centre de la cellule, un seul quadrant a été considéré. Les conditions frontières introduites sont un drain au bas de la cellule et une condition de débit nul sur le dessus correspondant à une sécheresse artificielle (sans évaporation) de 40 jours imposée à la cellule 3 (conditions identiques aux modélisations unidimensionnelle et axisymétrique). Les caractéristiques hydriques

des matériaux utilisées dans FEMWATER sont similaires à celles présentées aux figures 3.36 et 3.37. Ce cas a aussi été simulé numériquement à l'aide d'une modélisation axisymétrique et unidimensionnelle. Les principaux résultats, exprimés sous la forme de contours de couleurs de la teneur en eau volumique pour différents temps de drainage, sont présentés aux figures 3.49 à 3.53.

Les résultats obtenus à l'aide de FEMWATER confirment ceux obtenus à l'aide de la modélisation axisymétrique. La teneur en eau volumique θ dans la couche de rétention d'eau, sauf aux interfaces avec les couches de matériau grossier, est supérieure à 0,40. Les couches de matériau grossier quant à elles atteignent rapidement des valeurs de θ faibles ($< 0,08$). Quant aux résidus sulfureux, il y a une légère désaturation au haut de la couche comme le prévoyait également la modélisation axisymétrique. En résumé, on peut dire que la géométrie des cellules ne semble pas, ou très peu, affecter le comportement hydrique des cellules. On peut également remarquer que, dans le cas des cellules expérimentales étudiées ici, des modélisations numériques unidimensionnelles permettent de prédire adéquatement le comportement hydrique des cellules près des points de mesure situés près du centre des cellules. Il est important de noter que la pente des recouvrements est très faible (environ 1 à 2 %) et courte ce qui entraîne qu'il est impossible d'étudier l'influence de ces paramètres dans cette étude de terrain.

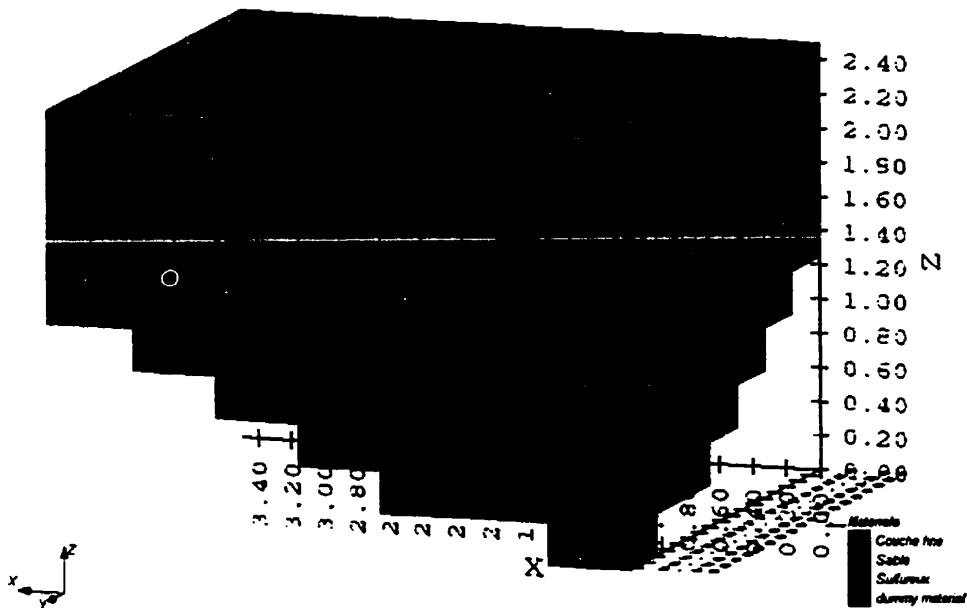


Figure 3.48 : Modèle tridimensionnel utilisé pour simuler, à l'aide du logiciel FEMWATER, une période de sécheresse de 40 jours dans la cellule 3

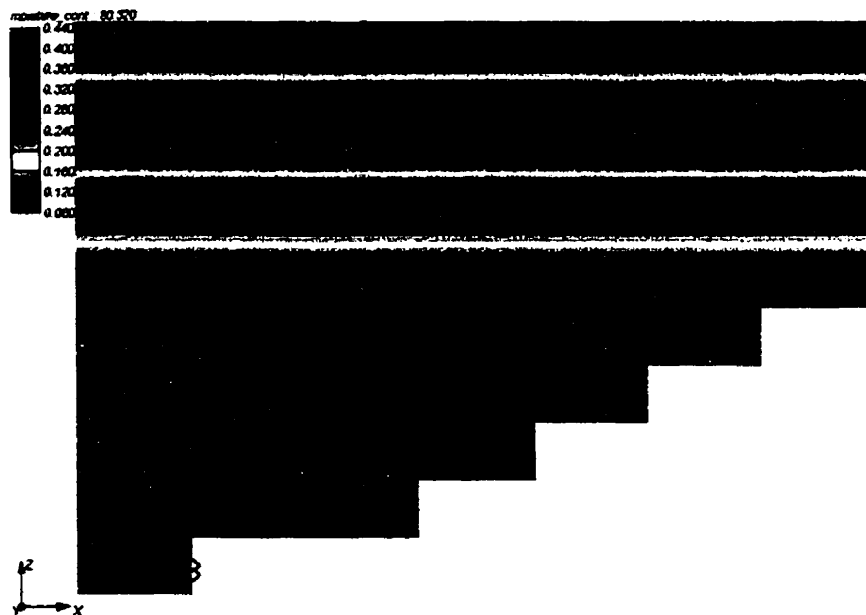


Figure 3.49 : Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 3 jours de drainage évalués à l'aide du logiciel FEMWATER (losanges bleus = drains)

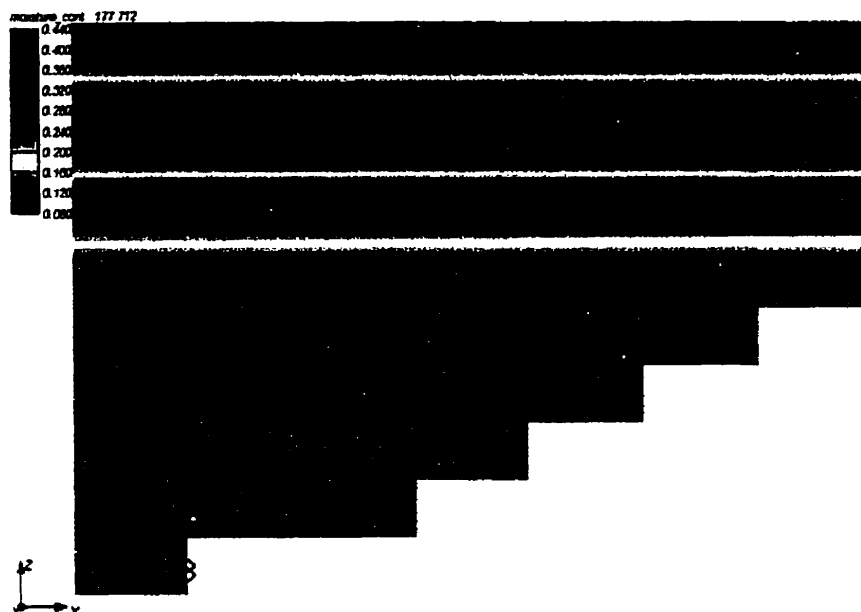


Figure 3.50 : Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 7 jours de drainage évalués à l'aide du logiciel FEMWATER (losanges bleus = drains)

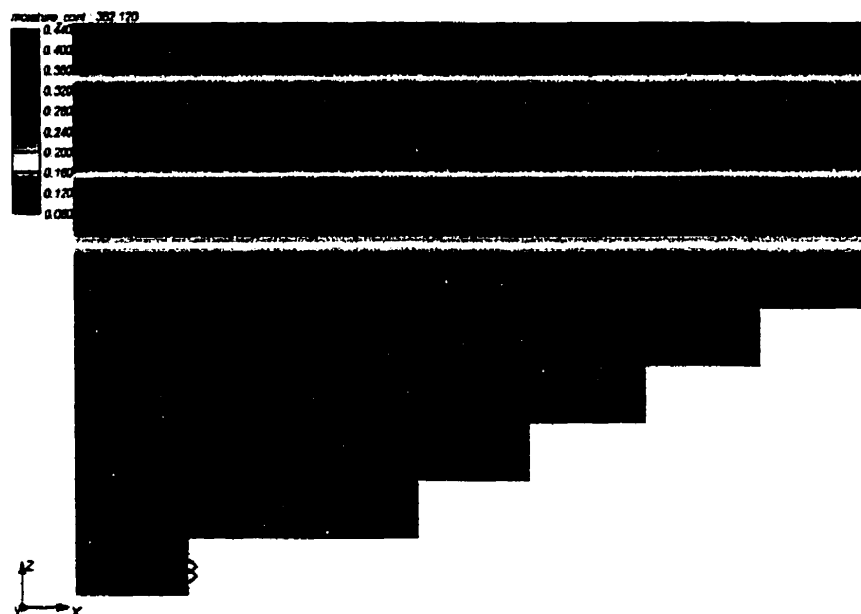


Figure 3.51 : Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 15 jours de drainage évalués à l'aide du logiciel FEMWATER (losanges bleus = drains)

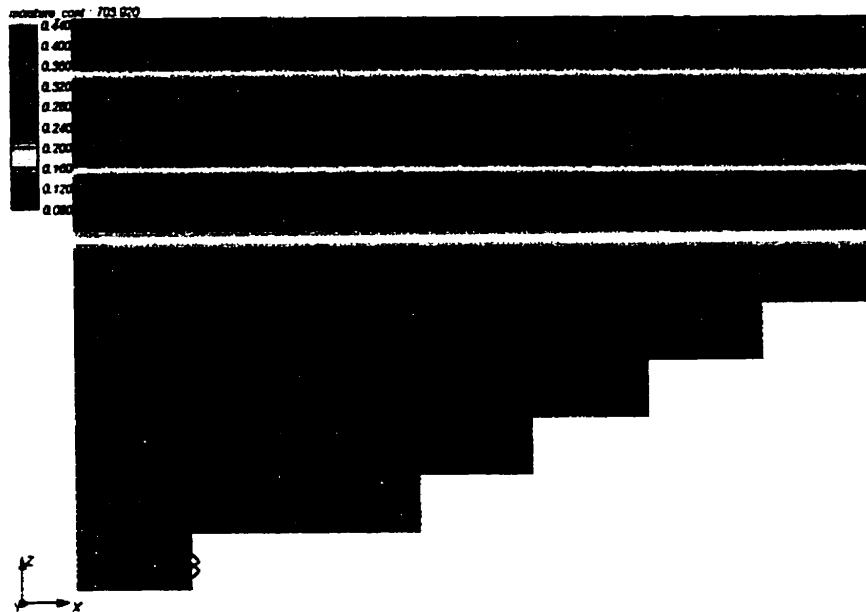


Figure 3.52 : Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 30 jours de drainage évalués à l'aide du logiciel FEMWATER (losanges bleus = drains)

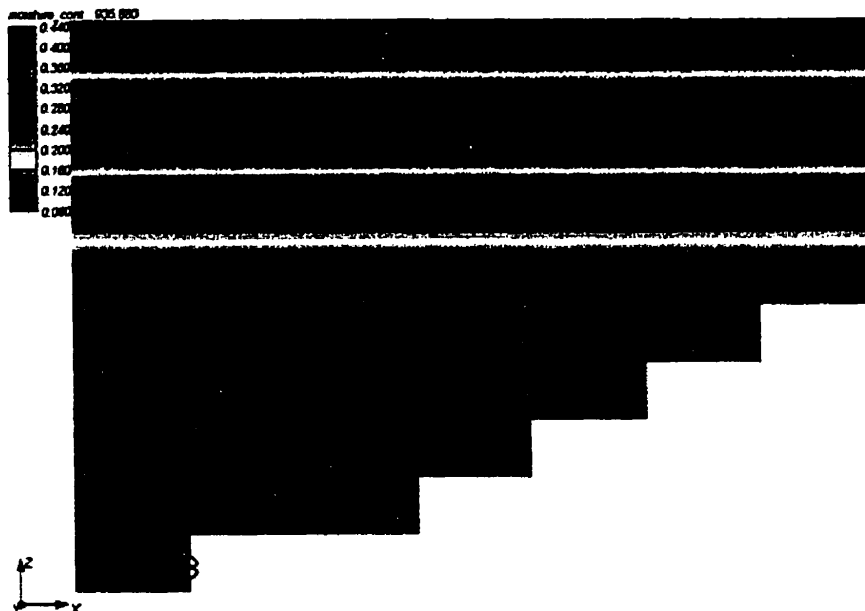


Figure 3.53 : Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 40 jours de drainage évalués à l'aide du logiciel FEMWATER (losanges bleus = drains)

3.6 Compléments sur l'efficacité des CEBC pour limiter la diffusion des gaz

Les résultats présentés dans ce chapitre, en terme de profil de teneur en eau θ (ou du degré de saturation S_r), ont montré que les effets de barrière capillaire entraînent de faibles valeurs de θ (ou S_r) dans la couche de matériau grossier du bas alors que la couche de rétention d'eau demeure à des teneurs en eau (ou degré de saturation) élevées. Cette caractéristique du profil du degré de saturation des couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC) est utilisée dans l'industrie minière pour limiter le flux d'oxygène et ainsi limiter la production de drainage minier acide DMA (l'oxygène est une des composantes de la réaction d'oxydation des minéraux sulfureux qui produit le DMA). Plus un matériau sera saturé en eau, moins celui-ci laissera pénétrer un gaz. Comme la diffusion moléculaire est le principal mode de transport de l'oxygène dans les matériaux poreux utilisés dans les CEBC (Nicholson et *al.*, 1989), on peut exprimer ce phénomène à partir de la première loi de Fick (Freeze et Cherry, 1979) :

$$F(t) = -D_e \frac{\partial C(t)}{\partial z} \quad (3.15)$$

où $F(t)$ est le flux diffusif d'oxygène au temps t , D_e est le coefficient de diffusion effectif, $C(t)$ est la concentration d'oxygène dans la phase gazeuse au temps t et z est la profondeur. L'équation 3.15 exprime mathématiquement que le flux passant à travers une surface unitaire d'un matériau poreux est dans la direction de, et proportionnel à la valeur négative du gradient de concentration mesuré perpendiculairement à la surface où la diffusion a lieu (Troeh et *al.*, 1982).

La valeur du paramètre D_e de l'équation 3.15 dépend de la dimension et de l'organisation des pores, c'est-à-dire de la structure du sol et de sa teneur en air θ_a (ou encore de son degré de saturation S_r). Il existe dans la littérature différents modèles pour exprimer mathématiquement D_e en fonction de n et S_r (e.g. Millington et Quirk, 1960; Millington et Shearer, 1971; Shearer et *al.*, 1973; Troeh et *al.*, 1982; Collin et

Rasmuson, 1988; Eberling et *al.*, 1994). Comme la structure d'un sol mis en place mécaniquement dans une couverture ne varie à peu près pas (peu d'effets de la structure du sol), c'est le degré de saturation S_r qui influencera principalement le coefficient de diffusion, donc le flux passant à travers la couverture. On présente à la figure 3.54 un exemple de l'influence du degré de saturation sur le coefficient de diffusion effectif évalué à l'aide du modèle de Eberling et *al.* (1994) qui peut s'écrire de la façon suivante :

$$D_e = \tau_E D_a^0 (1 - S_r)^{\alpha_E} + \tau_E S_r D_w^0 / H \quad (3.16)$$

où D_a^0 est le coefficient de diffusion dans l'air ($1,8 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$), D_w^0 est le coefficient de diffusion dans l'eau ($2,2 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$), S_r est le degré de saturation, H est la constante modifiée sans dimension de Henry (33,9 @ 25°C), α_E et τ_E sont des paramètres d'ajustement (pour des résidus miniers, Eberling et *al.* (1994) proposent $\tau_E = 0,273$ et $\alpha_E = 3,28$). Noter que les valeurs calculées avec ce modèle se comparent bien à celles mesurées au laboratoire sur des résidus miniers (Aubertin et *al.*, 1995).

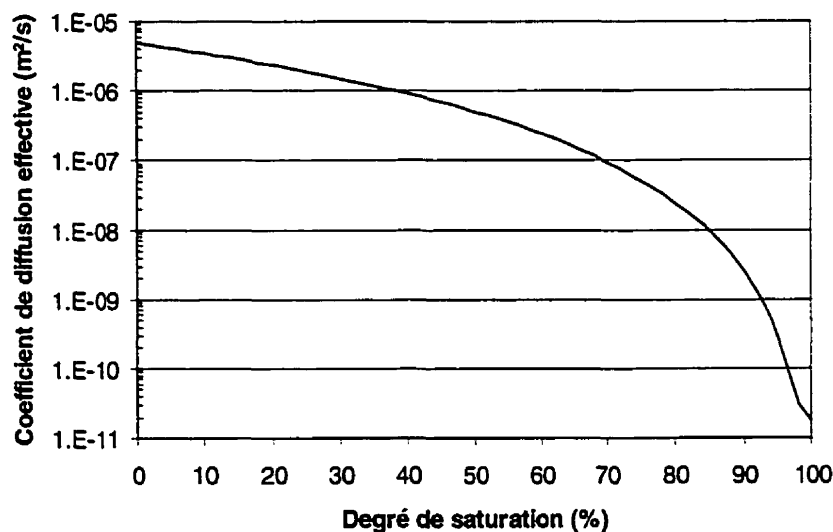


Figure 3.54 : Relation entre le coefficient de diffusion effectif et le degré de saturation évaluée à l'aide du modèle d'Eberling et *al.* (1994)

La figure 3.54 montre que le coefficient de diffusion effectif est fortement influencé par le degré de saturation; plus celui-ci est élevé, plus le coefficient de diffusion est faible. Pour quantifier les flux de gaz qui passent à travers différents milieux poreux (comme les couvertures à effets de barrière capillaire comprenant plusieurs couches) on égalise les flux à chaque interface de couches adjacentes (Aachib *et al.*, 1994) :

$$\left(\frac{D_{ei}}{D_i}\right)C_{i-1} + \left(\frac{D_{ei+1}}{D_{i+1}} - \frac{D_{ei}}{D_i}\right)C_i + \left(\frac{D_{ei+1}}{D_{i+1}}\right)C_{i+1} = 0 \quad (3.17)$$

où l'index i est donné pour la couche i , D est l'épaisseur de la couche, D_e est le coefficient de diffusion effectif pour la couche et C est la concentration d'oxygène au haut de la couche. Les principales hypothèses qui sous-tendent cette équation sont que la concentration en oxygène à la surface est la concentration en oxygène dans l'air et que l'oxygène à l'interface du matériau réactif est immédiatement consommé par celle-ci.

Afin de montrer l'influence du degré de saturation sur l'efficacité d'une couverture avec effets de barrière capillaire, on présente au tableau 3.7 les résultats obtenus en terme de flux d'oxygène (calculé à l'aide de l'équation 3.17) pour différents degrés de saturation de la couche de rétention d'eau. Ces résultats sont valables pour une épaisseur de la couche de rétention d'eau de 0,6 m et une épaisseur des couches de matériau grossier de 0,3 m. Les coefficients D_e ont été calculés à l'aide de l'équation 3.16 alors que les masses de sulfates ont été déduites à partir de la stœchiométrie de l'équation d'oxydation de la pyrite par l'oxygène (équation 1.1).

Les résultats du tableau 3.7 montrent que le coefficient de diffusion effectif de la couche de rétention d'eau d'une couverture avec effets de barrière capillaire augmente de deux ordres de grandeur si la saturation de cette couche est réduite de 95% à 80%. C'est pourquoi il est primordial de bien comprendre le comportement hydrique des CEBC puisque c'est celui-ci qui gère l'efficacité d'une CEBC à limiter le flux de gaz et, par le

fait même, qui gère l'efficacité de la couverture à limiter la production de drainage minier acide.

Tableau 3.7 : Résultats des calculs de flux stationnaire à travers une CEBC

	Matériau	Porosité	S_r	D_e (m ² /s)	Masse de SO ₄ ²⁻ (g/m ² /an)	Flux O ₂ (mole/m ² /an)
Cas 1	Sable	0,26	15 %	2,85x10 ⁻⁶	7,1	0,13
	Couche de rétention d'eau	0,41	95 %	2,79x10 ⁻¹⁰		
Cas 2	Sable	0,29	25 %	1,89x10 ⁻⁶	63,7	1,16
	Couche de rétention d'eau	0,26	15 %	2,85x10 ⁻⁶		
Cas 3	Sable	0,41	90 %	2,57x10 ⁻⁹	238,8	4,35
	Couche de rétention d'eau	0,29	25 %	1,89x10 ⁻⁶		
Cas 4	Sable	0,26	15 %	2,85x10 ⁻⁶	610,4	11,12
	Couche de rétention d'eau	0,41	80 %	2,48x10 ⁻⁸		
	Sable	0,29	25 %	1,89x10 ⁻⁶		

3.7 Dernières remarques sur les effets de barrière capillaire

Les principales constatations que l'on peut tirer de ce qui a été présenté dans ce chapitre sur les effets de barrière capillaire sont les suivantes :

1. Lorsque l'on place un matériau grossier sous un matériau fin, le matériau grossier initialement saturé se draine rapidement et il devient ensuite une barrière à l'écoulement vers le bas. C'est ce qu'on appelle l'effet de barrière capillaire.
2. Les équations mathématiques simplifiées qui représentent l'effet de barrière capillaire (équation 3.6 et 3.8) montrent clairement que celui-ci est fonction principalement des fonctions de perméabilité des matériaux (k_{rel}), du taux de précipitation P, de l'épaisseur de la couche de rétention d'eau D, de la position du front de mouillage

réfléchi (z_{rf}) et du contraste en terme de conductivité hydraulique saturée entre les deux matériaux (κ).

3. Le contraste en terme de caractéristiques de rétention d'eau entre le matériau grossier et le matériau fin est un paramètre important pour l'efficacité d'une barrière capillaire. Plus le contraste est grand, plus l'effet de barrière capillaire est prononcé.
4. Il est possible de prédire de façon assez précise le comportement d'une barrière capillaire, en situation unidimensionnelle, à l'aide de modèles constitutifs et numériques.
5. La position de la surface libre n'est pas un paramètre critique en ce qui concerne l'efficacité de la barrière capillaire si le bris capillaire est bien développé.
6. Le choix du modèle constitutif utilisé pour déterminer les fonctions de perméabilité peut avoir un impact important sur les résultats issus des modélisations numériques.
7. Une étude expérimentale sur le terrain a démontré que les effets de barrière capillaire sont présents dans des CEBC (dont la couche de rétention d'eau est composée d'un matériau silteux) observées en conditions réelles sur une période de près de 4 ans.
8. Une comparaison entre les valeurs de teneur en eau volumique mesurées près de l'axe central des cellules expérimentales et celles prédites par une modélisation numérique unidimensionnelle, axisymétrique et tridimensionnelle montre que l'effet de géométrie, dans ce cas particulier, est faible.
9. Le profil de teneur en eau influence directement l'efficacité d'une CEBC à limiter la diffusion des gaz. Une baisse du degré de saturation de la couche de rétention d'eau de 95% à 80% augmente de près de deux ordres de grandeur le coefficient de diffusion effectif de la couche de matériau fin.

CHAPITRE IV

EFFETS DE BARRIÈRE CAPILLAIRE POUR DES ÉCOULEMENTS BI-DIMENSIONNELS

Le chapitre précédent a montré que le mouvement de l'eau dans les couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC) peut parfois être décrit par une modélisation numérique unidimensionnelle. On a également montré que, pour les cellules expérimentales ayant une forme de pyramide tronquée inversée, l'effet de la géométrie est faible et qu'une simulation numérique unidimensionnelle pouvait prédire de façon acceptable le comportement hydrique des CEBC, du moins dans la portion centrale. Cependant, on retrouve dans la littérature beaucoup de résultats qui montrent que l'inclinaison et la longueur de la pente d'un sol uniforme ou multicouche peut influencer grandement les profils de teneur en eau, de succion et de saturation (e.g. Garber et Zaslavsky, 1977; Zaslavsky et Sinai, 1981a, b; Nieber et Walter, 1981; Stagnitti et *al.*, 1986, 1992; McCord et Stephens, 1987; Selim, 1988; Miyazaki, 1988, 1993; Wallach et Zaslavsky, 1991; Jackson, 1992; Steenhuis et *al.*, 1999). La science qui traite de ce type de problème est quelque fois appelée *Hillslope hydrology*, qui peut être traduit en français par l'hydrologie des écoulements en pente.

L'angle que fait une couche de sol par rapport à l'horizontale peut avoir un effet sur son comportement hydrique. Lorsque l'on veut concevoir des couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC), on doit tenir compte de ce phénomène puisque l'efficacité de la couverture est liée à son comportement hydrique et que, dans la plupart des cas, celles-ci doivent être installés sur des surfaces inclinées. Ce chapitre a pour but de présenter les principes physiques de base ainsi que certaines équations mathématiques qui permettent de décrire le mouvement de l'eau dans des sols stratifiés (en couches) inclinés. On s'attarde plus particulièrement à l'efficacité des barrières capillaires à limiter

l'infiltration d'eau. On présentera également certains points particuliers qui sont pertinents pour cette étude sur les CEBC.

4.1 Équations usuelles pour l'écoulement dans une pente

Les hypothèses de base qui ont été utilisées pour l'élaboration des équations mathématiques sont les suivantes. Tout d'abord, on considère un nouveau système de coordonnées, n et s , qui forme un angle α avec le système habituel, soit x et z (voir figure 4.1). La direction s se trouve à être parallèle à la pente du sol tandis que n est perpendiculaire à celle-ci. On suppose l'uniformité selon s , c'est-à-dire qu'il n'y a pas de variation des paramètres (suction, perméabilité, etc.) selon s . Cette hypothèse pourrait entraîner des écarts entre la réalité et les valeurs prédites pour une barrière capillaire placée avec une inclinaison importante, comme on pourra le constater plus loin dans ce document. On suppose également une pente homogène et que le sol est isotrope en tout point.

En régime permanent, les débits d'écoulement, selon les axes n et s et pour les hypothèses de base mentionnées précédemment, peuvent être évalués à l'aide de l'équation de Darcy.

$$q_s = k \sin \alpha \quad (4.1)$$

$$q_n = -k \left(\frac{\partial \psi}{\partial n} + \cos \alpha \right) \quad (4.2)$$

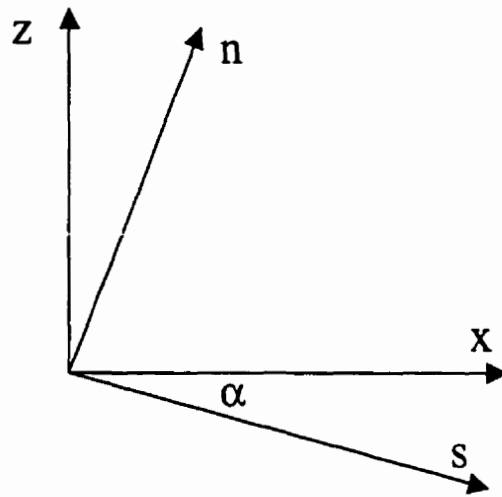


Figure 4.1 : Systèmes de coordonnées utilisés dans ce document

Comme une des hypothèses formulées initialement est que la succion ψ ne varie pas selon l'axe s , le gradient hydraulique de l'équation 4.1 se résume à la variation de l'élévation. Pour l'équation 4.2, le gradient a une composante due à la variation de ψ et une autre associée à la variation d'élévation. Tout au long de ce chapitre, le terme k fera référence à une variable qui est fonction de ψ et n ($k(n, \psi)$).

Les débits selon les axes x et z peuvent être définis à partir de simples transformations géométriques et des équations 4.1 et 4.2.

$$q_x = q_s \cos \alpha + q_n \sin \alpha = -k \frac{\partial \psi}{\partial n} \sin \alpha \quad (4.3)$$

$$q_z = -q_s \sin \alpha + q_n \cos \alpha = -k \left(\frac{\partial \psi}{\partial n} \cos \alpha + 1 \right) \quad (4.4)$$

On peut également déterminer q_x et q_z à l'aide de l'équation de Darcy.

$$q_x = -k \left(\frac{\partial \psi}{\partial x} + \frac{\partial z}{\partial x} \right) \quad (4.5)$$

Comme $\partial x/\partial z = 0$, l'équation 4.5 peut être écrite comme suit :

$$q_x = -k \frac{\partial \psi}{\partial x} \quad (4.6)$$

Pour la composante en z de q, on peut écrire :

$$q_z = -k \left(\frac{\partial \psi}{\partial z} + \frac{\partial z}{\partial z} \right) \quad (4.7)$$

ou encore, de façon simplifiée :

$$q_z = -k \left(\frac{\partial \psi}{\partial z} + 1 \right) \quad (4.8)$$

On présente, à la figure 4.2, un schéma qui montre les différents paramètres impliqués dans l'écoulement dans un système de sol bi-couche incliné. Dans des conditions d'écoulement permanent, de pente uniforme et d'isotropie en tout point, le débit qui passe à travers une surface unitaire parallèle au sol est le même peu importe où la surface se situe selon l'axe n. Pour la surface dA de la figure 4.2, on peut écrire:

$$-P \cos \alpha dA = q_n dA \quad (4.9)$$

avec P défini comme étant les précipitations qui s'infiltreront sur une surface horizontale au-dessus du sol. Alors, on peut réécrire l'équation 4.2 de la façon suivante.

$$q_n = -P \cos \alpha dA = -k \left(\frac{\partial \psi}{\partial n} + \cos \alpha \right) \quad (4.10)$$

À partir des équations 4.10 et 4.2, il est possible de déduire les débits horizontaux, verticaux, selon l'axe n et s, et ce, en fonction de différents paramètres tels les précipitations, l'angle d'inclinaison α , l'épaisseur des couches et la conductivité hydraulique en régime permanent. Pour plus de détails concernant le développement de ces équations, on peut consulter Zaslavsky et Sinai (1981a, b).

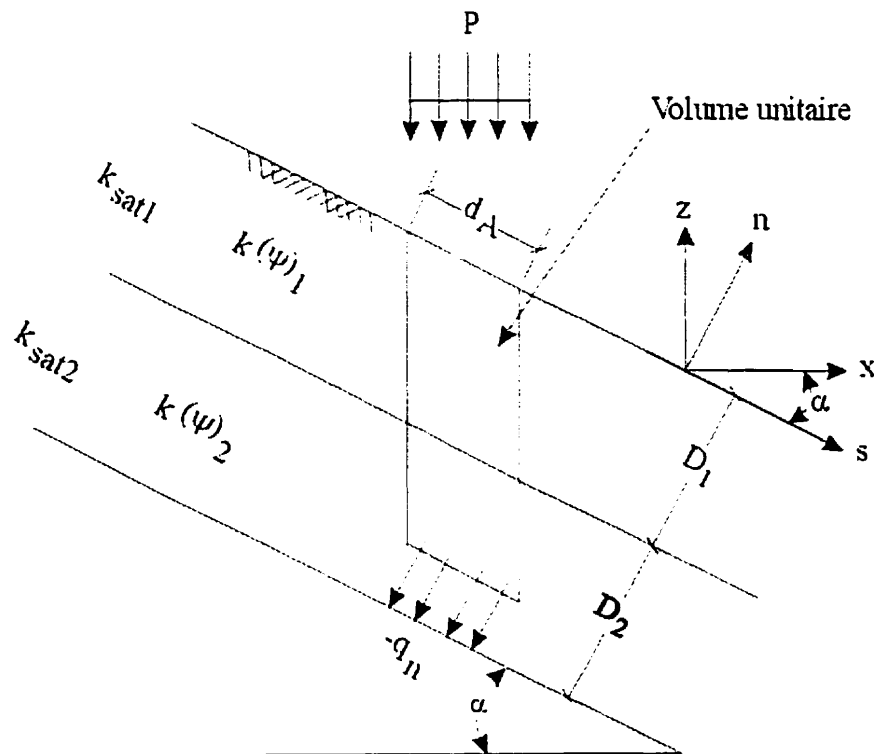


Figure 4.2 : Paramètres impliqués dans l'écoulement d'un système bi-couche incliné (tirée de Zaslavsky et Sinai, 1981a)

4.2 Solution analytique de Ross (1990)

Dans une barrière capillaire bicouche inclinée, on retrouvera peu d'eau d'infiltration à l'interface dans le haut de la pente. La quantité d'eau d'infiltration augmentera au fur et à mesure que l'on descend la pente jusqu'à un point critique. À ce point, la pression exercée sur la couche de matériau grossier dépassera la pression limite à l'entrée de l'eau, c'est-à-dire la pression qui permet à l'eau d'entrer dans un sol sec (Steenhuis et al., 1991). La barrière capillaire n'existe alors plus. Ce point est ce que l'on appelle la distance d'infiltration de la pente que l'on identifiera dans ce texte par DDL ("*Down Dip Limit*"). Le débit dans le sens de la pente, du haut de la pente jusqu'au point DDL, est appelé la capacité de diversion d'une barrière capillaire. Quant à la distance horizontale entre le sommet de la pente et le point DDL, celle-ci est appelée longueur effective de la

barrière capillaire. Ces deux valeurs permettent d'évaluer l'efficacité d'une barrière capillaire visant à empêcher l'infiltration. On présente, dans cette section, une solution analytique proposée par Ross (1990) permettant d'évaluer la capacité de diversion et la longueur effective d'une barrière capillaire, en régime permanent, pour différents cas particuliers. On présente également des modifications à cette solution analytique qui ont été proposées par d'autres auteurs (Steenhuis et *al.*, 1991 et Stormont, 1995a). Ces solutions analytiques seront utilisées plus loin dans la thèse pour comparer les résultats obtenus au laboratoire et à l'aide d'analyses numériques. Notez que les détails de ces solutions analytiques ont été présentés dans le rapport interne de Bussière et *al.* (1997a).

Dans un premier temps, on étudie le cas d'un sol grossier sous-jacent à un sol fin. On considère que l'interface est loin de la surface, que la surface libre est beaucoup plus basse que l'interface, qu'on est en présence d'un régime permanent, que l'origine du système de coordonnées est à l'interface avec des valeurs positives de n vers le bas, que l'angle de l'interface par rapport à l'horizontal est de α , que la relation entre la conductivité hydraulique k et la pression ψ est définie, telle que proposée par Ross (1990), par l'équation de Gardner (1958) présentée au chapitre 2 :

$$k = k_{sat} e^{a_s \psi} \quad (2.22)$$

où a_s est un paramètre du sol appelé "*Sorptive Number*". Si l'on pose :

$$k_{rel} = e^{a_s \psi} \quad (4.11)$$

on peut réécrire l'équation 2.22 comme suit :

$$k = k_{sat} k_{rel} \quad (4.12)$$

où k_{rel} définit la conductivité hydraulique relative. Dans les équations qui suivent, les paramètres identifiés indice 1 sont valides pour la couche de matériau grossier du bas alors que ceux avec l'indice 2 sont valides pour la couche de matériau fin. Ross (1990) a

démontré que la conductivité relative selon l'axe n peut être exprimée de la façon suivante :

$$k_{rel2}(n) = \left[\left(\frac{P}{k_{sat1}} \right)^{a_{s2}/a_{s1}} - \frac{P}{k_{sat2}} \right] e^{a_{s2} \cos \alpha n} + \frac{P}{k_{sat2}} \quad (4.13)$$

où P est le taux de précipitation.

Connaissant la relation entre k_{rel2} et la profondeur n , on peut définir la capacité de diversion, c'est-à-dire le débit d'eau horizontal dû au bris capillaire. En utilisant la loi de Darcy et l'équation 4.3, on peut déterminer la capacité de diversion en intégrant sur l'épaisseur totale de la couche de matériau fin. L'équation qui permet d'estimer la capacité de diversion est la suivante :

$$Q_{max} = k_{sat2} \frac{\tan \alpha}{a_{s2}} \left[\left(\frac{P}{k_{sat1}} \right)^{a_{s2}/a_{s1}} - \frac{P}{k_{sat2}} \right] \quad (4.14)$$

Tel que mentionné précédemment, la longueur horizontale de la pente où l'on observe le principe de la barrière capillaire (du haut de la pente jusqu'au point DDL) est une autre donnée intéressante à estimer. Parce que l'on considère que le débit latéral (par mètre de largeur) ne s'effectue que dans le matériau fin, on peut écrire le débit pour n'importe quel point s comme suit :

$$Q(s) = Ps \cos \alpha \quad (4.15)$$

Si l'on pose que $k_{sat} k_{rel}(-\infty) = P$, que l'on est en présence de deux matériaux avec un grand contraste granulométrique ($k_{rel}(0) = 1$), que $k_{sat2} \gg P$ et que l'on est en régime permanent, on peut écrire l'équation 4.26 comme suit :

$$Q_{max} < \frac{k_{sat2} \tan \alpha}{a_{s2}} \quad (4.16)$$

L'endroit limite où la barrière capillaire est encore efficace (point DDL) est la valeur $Q(n = \text{DDL})$ et cette valeur de débit est équivalente à Q_{max} .

$$Pn_{\text{DDL}} \cos \alpha < \frac{k_{\text{sat}2} \tan \alpha}{a_{s2}} \quad (4.17)$$

La longueur horizontale maximale ($L = n_{\text{DDL}} \cos \alpha$) de la barrière capillaire peut donc s'écrire comme suit :

$$L < \frac{k_{\text{sat}2} \tan \alpha}{Pa_{s2}} \quad (4.18)$$

4.2.1 Modifications de Steenhuis et al. (1991)

Steenhuis et al. (1991) ont proposé d'utiliser la fonction de perméabilité de Rijtema (1965) plutôt que celle de Gardner (1958) afin de mieux représenter le comportement de k en fonction de ψ et ce, spécialement pour les cas où l'on se situe près de la saturation. L'équation de Rijtema a été présentée au chapitre 2 (équation 2.23) et peut s'écrire comme suit (le troisième terme de l'équation 2.23 est négligé puisque les succions développées sont loin de ψ_r) :

$$k = k_{\text{sat}} \exp[\alpha_s (\psi + \psi_a)] \text{ pour } |\psi| \geq \psi_a$$

$$k = k_{\text{sat}} \text{ pour } |\psi| < \psi_a \quad (2.23)$$

Rappelons que :

- a_s : coefficient expérimental souvent appelé "*Sorptive number*"
- ψ_a : AEV ("*Air Entry Value*")
- k_{sat} : conductivité hydraulique à saturation

La démarche de Steenhuis et al. (1991) est similaire à celle de Ross (1990) sauf qu'ils ajoutent une hypothèse, soit que l'eau à l'interface ne s'infiltrera dans la couche de matériau grossier que si la pression à l'interface est plus grande que la pression limite à

l'entrée d'eau du matériau grossier ψ^*_0 . Cette valeur de ψ^*_0 peut être considérée similaire à la succion résiduelle ψ_r (Bussière et al., 1998b). Avec l'ajout de cette hypothèse, on peut écrire l'équation 4.13 de la façon suivante :

$$k_{rel2}(n) = \left[e^{a_{s2}(\psi_{a2} - \psi^*_0)} - \frac{P}{k_{sat2}} \right] e^{a_{s2} \cos \alpha n} + \frac{P}{k_{sat2}} \quad \text{pour } |\psi| > \psi_{a2} \quad (4.19)$$

On peut définir de façon générale Q_{max} :

$$Q_{max} = k_{sat2} \tan \alpha \int_{\psi=-\infty}^{\psi=0} k_{rel2} d\psi \quad (4.20)$$

Si on insère dans cette équation la fonction de perméabilité de Rijtema (1965), on obtient :

$$Q_{max} = k_{sat2} \tan \alpha \int_{\psi=-\infty}^{\psi=\psi^*_a} e^{a_{s2}(\psi + \psi_{a2})} d\psi + k_{sat2} \tan \alpha \int_{\psi_{a2}}^0 d\psi \quad (4.21)$$

Si on résout l'équation 4.21 pour $\psi_{a2} \leq \psi^*_0$, c'est-à-dire dans le cas où l'eau s'infiltré à l'intérieur de la couche de matériau grossier avant que la couche de matériau fin soit saturée, on obtient :

$$Q_{max} = \frac{k_{sat2} \tan \alpha}{a_{s2}} \left(e^{a_{s2}(\psi_{a2} - \psi^*_0)} - \frac{P}{k_{sat2}} \right) \quad (4.22)$$

La longueur horizontale maximale de la barrière capillaire dans ce cas est de :

$$L = \frac{k_{sat2} \tan \alpha}{Pa_{s2}} \left(e^{a_{s2}(\psi_{a2} - \psi^*_0)} - \frac{P}{k_{sat2}} \right) \quad (4.23)$$

Dans le cas où $\psi_{a2} \geq \psi^*_0$, il est nécessaire d'intégrer le débit latéral pour les deux conditions de l'équation de Rijtema. La solution obtenue dans ce cas est la suivante :

$$Q_{max} = k_{sat2} \tan \alpha \left[a_{s2}^{-1} \left(1 - \frac{P}{k_{sat2}} \right) + \psi_{a2} - \psi^*_0 \right] \quad (4.24)$$

La longueur horizontale maximale de la barrière capillaire est, quant à elle, définie par l'équation suivante :

$$L = \frac{k_{sat2} \tan \alpha}{P} \left[a_{s2}^{-1} \left(1 - \frac{P}{k_{sat2}} \right) + \psi_{a2} - \psi_0^* \right] \quad (4.25)$$

Si l'on considère P beaucoup plus petit que k_{sat2} , on peut alors écrire l'équation 4.25 comme suit :

$$L \leq \frac{k_{sat2}}{P} \tan \alpha \left[a_{s2}^{-1} + (\psi_{a2} - \psi_0^*) \right] \quad (4.26)$$

4.2.2 Modifications de Stormont (1995a)

Stormont (1995a) a proposé, quant à lui, d'inclure le concept d'anisotropie à l'intérieur des équations de capacité de diversion Q_{max} et de longueur horizontale maximale de la barrière capillaire L . Rappelons que ces équations sont valides en régime permanent seulement. L'anisotropie dans le matériau fin est définie ici par le rapport entre la conductivité hydraulique en s et celle en n , et est considérée dans ce cas comme étant une constante selon les axes s et n . Par ailleurs, le matériau grossier est considéré comme étant isotrope.

Pour incorporer l'anisotropie dans l'équation 4.13 qui donne la relation entre k_{rel} et la position n , il faut incorporer à l'équation un terme qui détermine la déflexion de l'infiltration par rapport à la verticale, soit $\cos \xi / \cos \alpha$ où α est l'inclinaison de la pente et ξ l'angle que fait le débit d'infiltration par rapport à l'axe n (Stormont, 1995a). Si l'équation utilisée pour décrire la fonction de perméabilité est la fonction de Gardner (1958), l'équation 4.22 s'écrit ainsi :

$$k_{rel2}(n) = \left[\left(\frac{P}{k_{sat1}} \right)^{a_{12}/a_{11}} - \frac{P \cos \xi}{k_{sat2-nn} \cos \alpha} \right] e^{a_{12} \cos \alpha n} + \frac{P \cos \xi}{k_{sat2-nn} \cos \alpha} \quad (4.27)$$

Cette équation est valide dans le cas où la couche de matériau fin est d'une épaisseur b finie et relativement grande (b est quelques fois plus grand que $(a_{12} \cos \alpha)^{-1}$), ce qui fait que la condition frontière du dessus n'est à peu près pas affectée par l'interface entre les deux matériaux. L'équation pour la capacité de diversion lorsque l'on incorpore l'anisotropie est la suivante.

$$Q_{max} = k_{sat2-ss} \frac{\tan \alpha}{a_{s2}} \left[\left(\frac{P}{k_{sat1}} \right)^{a_{12}/a_{11}} - \frac{P \cos \xi}{k_{sat2-nn} \cos \alpha} \right] + \left(\frac{k_{sat2-ss} - k_{sat2-nn}}{k_{sat2-nn}} \right) \tan \alpha \cos \xi P b \quad (4.28)$$

Contrairement à l'équation 4.14, cette équation contient deux termes. Le premier représente le débit latéral créé par la barrière capillaire. On remarque que, dans ce premier terme, c'est la perméabilité dans la direction s qui contrôle le débit latéral. Le deuxième terme, quant à lui, quantifie l'effet de l'anisotropie de la couche de matériau fin sur le débit latéral. Si l'on suppose comme précédemment qu'il n'y a pas d'infiltration dans la couche de matériau grossier avant le point DDL et donc, que toute l'eau qui s'infiltré avant ce point est déviée latéralement le long de la pente, la longueur horizontale maximale de la barrière capillaire L peut être définie par :

$$L = k_{sat2-ss} \frac{\tan \alpha}{P a_{s2}} \left[\left(\frac{P}{k_{sat1}} \right)^{a_{12}/a_{11}} - \frac{P \cos \xi}{k_{sat2-nn} \cos \alpha} \right] + \left(\frac{k_{sat2-ss} - k_{sat2-nn}}{k_{sat2-nn}} \right) \tan \alpha \cos \xi b \quad (4.29)$$

Stormont (1995a) a également proposé une série d'équations où l'on utilise la fonction de perméabilité proposée par Rijtema (1965) plutôt que celle de Gardner (1958) tout en tenant compte de l'anisotropie. La fonction qui détermine k_{rel2} pour n'importe quelle profondeur est similaire à l'équation 4.19 avec en plus, un deuxième terme qui définit la déflexion de l'infiltration par rapport à la verticale (Stormont, 1995a). On écrit alors:

$$k_{rel2}(n) = \left[e^{a_{s2}(\psi_{a2} - \psi_0^*)} - \frac{P \cos \xi}{k_{sat2-nn} \cos \alpha} \right] e^{a_1 \cos \alpha n} + \frac{P \cos \xi}{k_{sat2-nn} \cos \alpha} \quad \text{pour } |\psi| > \psi_{a2} \quad (4.30)$$

Encore une fois, cette équation est valide dans le cas où la couche de matériau fin est d'une épaisseur b finie et relativement grande. Pour évaluer la capacité de diversion, on doit tenir compte de deux cas distincts. Tout d'abord, celui où $\psi_{a2} \leq \psi_0^*$, c'est-à-dire dans le cas où l'eau s'infiltré à l'intérieur de la couche de matériau grossier avant que la couche de matériau fin ne soit saturée. Dans ce cas, la capacité de diversion peut s'écrire :

$$Q_{max} = \frac{k_{sat2-ss} \tan \alpha}{a_{s2}} \left(e^{a_{s2}(\psi - \psi_{a2})} - \frac{P \cos \xi}{k_{sat2-nn} \cos \alpha} \right) + \left(\frac{k_{sat2-ss} - k_{sat2-nn}}{k_{sat2-nn}} \right) \tan \alpha P \cos \xi b \quad (4.31)$$

La longueur horizontale maximale de la barrière capillaire dans ce cas est de :

$$L = \frac{k_{sat2-ss} \tan \alpha}{P a_{s2}} \left(e^{a_{s2}(\psi - \psi_{a2})} - \frac{P \cos \xi}{k_{sat2-nn} \cos \alpha} \right) + \left(\frac{k_{sat2-ss} - k_{sat2-nn}}{k_{sat2-nn}} \right) \tan \alpha \cos \xi b \quad (4.32)$$

Dans le cas où $\psi_{a2} \geq \psi_0^*$, il est nécessaire d'intégrer le débit latéral pour les deux conditions de l'équation de Rijtema (1965). La solution obtenue dans ce cas est la suivante :

$$Q_{max} = k_{sat2-ss} \tan \alpha \left[a_{s2}^{-1} \left(1 - \frac{P \cos \xi}{k_{sat2-nn} \cos \alpha} \right) + \psi_{a2} - \psi_0^* \right] + \left(\frac{k_{sat2-ss} - k_{sat2-nn}}{k_{sat2-nn}} \right) \tan \alpha P \cos \xi b \quad (4.33)$$

La longueur horizontale maximale la barrière capillaire est, quant à elle, définie par l'équation suivante :

$$L = \frac{k_{sat2-ss} \tan \alpha}{P} \left[a_{s2}^{-1} \left(1 - \frac{P \cos \xi}{k_{sat2-nn} \cos \alpha} \right) + \psi_{a2} - \psi_0^* \right] + \left(\frac{k_{sat2-ss} - k_{sat2-nn}}{k_{sat2-nn}} \right) \tan \alpha \cos \xi b \quad (4.34)$$

4.3 Solution analytique de Morel-Seytoux (1994)

Morel-Seytoux (1994) a repris les équations développées pour le cas unidimensionnel (voir section 3.3) et les a modifiées pour tenir compte de l'angle de la pente de la barrière capillaire. Encore une fois, dans les équations qui suivent, on identifie les paramètres de la couche de matériau grossier par l'indice 1 alors que la couche de matériau fin est identifiée par l'indice 2. Ainsi, l'équation 3.4 devient :

$$q = k_{sat2} \frac{\{ \cos \alpha [f_w(\theta_0)(D - z_{rf}) + z_{rf}] - \psi_{c2} + \psi_{int} \}}{\mu_r(\theta_0)(D - z_{rf}) + z_{rf}} \quad (4.35)$$

Dans le cas particulier où le taux de précipitation P est beaucoup plus petit que k_{sat2} , $\mu_r(\theta_0)$ et $k_{rel}(\theta_0)$ sont beaucoup plus petits que 1 (voir équation 3.2 et 3.3), ce qui entraîne que $Df_w(\theta_0)$ et $D\mu_r(\theta_0)$ sont négligeables par rapport à ψ_{c2} et z_{rf} . Rappelons que z_{rf} est l'élévation du front mouillant réfléchi au-dessus de l'interface sol grossier-sol fin et que ψ_{c2} est la succion capillaire efficace dans le matériau fin. L'équation 4.35 peut être réduite à l'équation suivante :

$$q = k_{sat2} \frac{\{ \cos \alpha z_{rf} - \psi_{c2} + \psi_{int} \}}{z_{rf}} \quad (4.36)$$

L'écoulement du côté de la couche de matériau grossier peut être exprimé, en posant comme hypothèse que le gradient est composé uniquement de la gravité, de la façon suivante :

$$q = k_{rel1}(\theta_1) k_{sat1} \cos \alpha \quad (4.37)$$

Si la conductivité hydraulique non saturée et la courbe de rétention d'eau peuvent être représentées par les équations de Brooks et Corey (1964), l'équation 4.37 peut être réécrite :

$$q = (\theta_1)^{p_1} k_{sat1} \cos \alpha \quad (4.38)$$

En égalisant les équations 4.36 et 4.37 et en isolant la variable z_{rf} , on obtient :

$$z_{rf} = \frac{k_{sat2} \left[\psi_{c2} - \psi_{aM1} \left(\frac{q}{k_{sat1} \cos \alpha} \right)^{\frac{M_1}{P_1}} \right]}{\left(k_{sat2} - k_{sat1} \frac{q}{k_{sat1} \cos \alpha} \right) \cos \alpha} \quad (4.39)$$

où ψ_{aM1} est le paramètre de l'équation de Brooks et Corey qui représente la pression à l'entrée d'air en mouillage (voir équation 3.9) du matériau grossier. L'équation 4.39 permet donc de connaître la position du front de mouillage réfléchi en tout temps. Si on pose $P \ll k_{sat2}$ et que l'on considère une nouvelle variable q^* qui représente la fraction transmise :

$$q^* = \frac{q}{P \cos \alpha} \quad (4.40)$$

l'équation 4.39 peut être réécrite ainsi :

$$z_{rf} = \frac{k_{sat2} \left[\psi_{c2} - \psi_{aM1} \left(\frac{q^* P}{k_{sat1}} \right)^{\frac{M_1}{P_1}} \right]}{(k_{sat2} - q^* P) \cos \alpha} \quad (4.41)$$

Bref, si l'on connaît la fraction transmise pour un temps donné, on peut estimer la position du front de mouillage, et vice versa.

Morel-Seytoux (1994) propose également une autre solution pour z_{rf} . En effet, en régime permanent, la position du front de mouillage réfléchi peut être représentée de la façon suivante (valide pour une conductivité hydraulique isotrope et q^* petit) :

$$z_{rf} = \frac{Ps}{k_{sat2} \tan \alpha} \quad (4.42)$$

où s est la distance selon l'axe s . En égalisant les équations 4.41 et 4.42, il est possible de connaître la longueur de la barrière capillaire (L_C) selon s qui permet d'obtenir une fraction transmise (ou une efficacité) donnée.

$$L_C = \frac{k_{sat2} \tan \alpha}{P \cos \alpha} \left[\psi_{c2} - \psi_{aM1} \left(\frac{q \cdot P}{k_{sat1}} \right)^{-\frac{M_1}{P_1}} \right] \quad (4.43)$$

En terme de longueur effective du bris capillaire ($L=L_C \cos\alpha$; longueur selon l'axe x), l'équation 4.43 s'écrit :

$$L = \frac{k_{sat2} \tan \alpha}{P} \left[\psi_{c2} - \psi_{aM1} \left(\frac{q \cdot P}{k_{sat1}} \right)^{-\frac{M_1}{P_1}} \right] \quad (4.44)$$

Quant à la capacité de diversion, elle peut être exprimée comme étant la longueur effective du bris capillaire L multipliée par le taux de précipitation P (Ross, 1990). Ainsi, selon Morel-Seytoux (1994), Q_{max} s'exprime de la façon suivante :

$$Q_{max} = k_{sat2} \tan \alpha \left[\psi_{c2} - \psi_{aM1} \left(\frac{q \cdot P}{k_{sat1}} \right)^{-\frac{M_1}{P_1}} \right] \quad (4.45)$$

Toutes les solutions de Morel-Seytoux (1992a,b; 1994) impliquent la connaissance de la succion capillaire efficace du sol fin ψ_{c2} (L^2T^{-1}). On se rappelle que ce terme peut être représenté mathématiquement par l'équation suivante (équation 3.2) :

$$\psi_c = \int_{\psi_x}^{\psi_y} k_{rel}(\psi) d\psi \quad (3.2)$$

où ψ_x et ψ_y correspondent à la succion aux points x et y situés à deux élévations arbitraires différentes et k_{rel} est la perméabilité relative ($k(\psi) = k_{rel} \cdot k_{sat}$). Dans l'équation 4.45, $\psi_{c2} = \int_{\psi_x}^{\psi_y} k_{rel}(\psi) d\psi$, soit l'aire totale sous la courbe représentant la fonction de perméabilité.

4.4 Solutions de Warrick et al. (1997)

Warrick et al. (1997) ont essentiellement repris les équations de Ross (1990) mais en les appliquant à d'autres cas que des épaisseurs de couches infinies. Contrairement à Ross (1990) et Steenhuis et al. (1991), les auteurs représentent l'équation 4.20 de la façon suivante :

$$Q_{\max} = -\tan \alpha \int_{h_1}^{h_2} k_2(h) dh = -\tan \alpha [\phi_2(h_2) - \phi_2(h_1)] \quad (4.46)$$

où les indices 1 et 2 font références à la couche inférieure grossière et la couche supérieure fine respectivement. Les valeurs h_1 et h_2 sont les charges ($h = \psi + \text{élévation}$) limites observées dans les deux couches en régime permanent pour un taux de précipitation donné. Afin de garder la même notation que Warrick et al. (1997), le terme h (charge) sera utilisé pour représenter l'état du matériau en terme de succion plutôt que le terme ψ . Cependant, il est possible, pour qui le désire, d'obtenir ces mêmes équations en fonction de ψ à l'aide de l'équation qui relie les deux paramètres ($h = \psi + \text{élévation}$). Le profil de pression dans la couche de matériau fin peut être déterminé à l'aide de la solution proposée par Warrick et al. (1997) :

$$\frac{dh}{dn} = \cos \alpha \left(\frac{P}{k_2(h)} - 1 \right) \quad (4.47)$$

La valeur de h_1 peut être déterminée à partir de la fonction de perméabilité du matériau 1. La succion qui permet d'obtenir une conductivité hydraulique équivalente au taux de précipitation pour un matériau donné est la valeur recherchée.

Quant à la variable ϕ_i (où i est le numéro de la couche), elle peut être exprimée de la façon suivante :

$$\phi_i(h) = \int_{\psi}^h k_i(h) dh \quad (4.48)$$

Warrick et al. (1997) définissent ϕ comme étant le flux matriciel potentiel (L^2T^{-1}). En regardant de plus près, on se rend compte que le paramètre ϕ est identique au paramètre

ψ_c de Morel-Seytoux et Khanji (1974) que l'on définit comme la succion capillaire efficace (voir équation 3.2). Si l'on utilise le modèle de Gardner (1958) pour représenter les fonctions de perméabilité, on obtient l'équation suivante pour la capacité de diversion :

$$Q_{\max} = \frac{k_{sat2} \tan \alpha}{a_{r2}} [e^{a_{r2}h_1} - e^{a_{r2}h_2}] \quad (4.49)$$

Warrick et al. (1997) proposent d'utiliser le paramètre λ_c de Philip (1985) qui est défini de la façon suivante :

$$\lambda_c = \left| [k_2(h_2) - k_2(h_1)]^{-1} \int_{h_1}^{h_2} k_2(h) dh \right| \quad (4.50)$$

Lorsque l'on intègre ce paramètre dans l'équation 4.46, on obtient :

$$Q_{\max} = \tan \alpha [k_2(h_1) - P] \lambda_c \quad (4.51)$$

On remarque à l'équation 4.51 que dans le cas où le taux de précipitation est plus faible que la conductivité hydraulique de la couche de matériau fin ($P < k_2(h_1)$), la valeur de la capacité de diversion Q_{\max} sera supérieure à zéro, ce qui signifie que l'écoulement sera en direction du bas de la pente. Dans le cas où $P > k_2(h_1)$, la capacité de diversion sera négative ce qui signifie que le débit sera dans la direction du haut de la pente. Ce phénomène de l'écoulement dans le sens opposé de la pente a également été observé par modélisation numérique par Wallach et Zaslavsky (1991).

Warrick et al. (1997) proposent également une solution pour la capacité de diversion Q_{\max} lorsque la couche de matériau fin est d'une épaisseur finie et que la succion dans cette couche n'a pas atteint la valeur asymptotique h_2 . L'équation 4.46 s'écrit alors :

$$Q_{\max} = -\tan \alpha [\phi_2(h_2^*) - \phi_2(h_1)] \quad (4.52)$$

où h_2^* est la valeur maximale atteinte dans le haut de la couche de matériau fin d'une épaisseur D et ϕ_2 est le flux matriciel potentiel de la couche 2. Si l'on utilise l'équation de Gardner (1958) pour représenter $k(h)$, on obtient l'équation suivante :

$$Q_{\max} = \frac{k_{sat} \tan \alpha}{a_{s2}} \left[e^{a_{s2} h_1} - e^{a_{s2} h_2} \right] \quad (4.53)$$

Les auteurs proposent également une façon d'évaluer Q_{\max} et L à l'aide de l'équation analytique approchée du modèle de Mualem (1976a) (tel que proposé par van Genuchten, 1980; voir équation 2.33 avec $\ell = 0,5$) au lieu de celui de Gardner (1958) pour représenter les fonctions de perméabilité. À partir des paramètres m_v , P/k_{sat} et α_v il est possible de déduire Q_{\max} à l'aide des abaques présentés à la figure 4.3. À noter qu'un des abaques est valide dans le cas où le débit dévié est vers le bas de la pente ($P < k_2(h_1)$) alors que l'autre est valide pour le cas où le débit est dévié vers le haut de la pente ($P > k_2(h_1)$). Des exemples d'évaluation de Q_{\max} peuvent être trouvés dans Warrick et *al.* (1997).

Le cas d'une couche de matériau fin entre deux couches de matériau grossier a été étudié par ces auteurs. Les hypothèses de ce cas sont que les deux couches de matériau grossier ont atteint la pression maximale h_1 et h_3 alors que la couche de matériau fin a atteint la valeur h_2^* . Dans ce cas, la capacité de diversion est représentée par l'équation suivante :

$$Q_{\max} = -\tan \alpha \left[\phi_2(h_2^*) - \phi_2(h_1) \right] - \tan \alpha \left[\phi_3(h_3) - \phi_3(h_2^*) \right] \quad (4.54)$$

Comme on peut le constater, les équations proposées par Warrick et *al.* (1997) sont plus générales que celles des autres auteurs puisqu'elles permettent d'incorporer la fonction de perméabilité de son choix (ex. Gardner, 1958; Rijtema, 1965; van Genuchten, 1980).

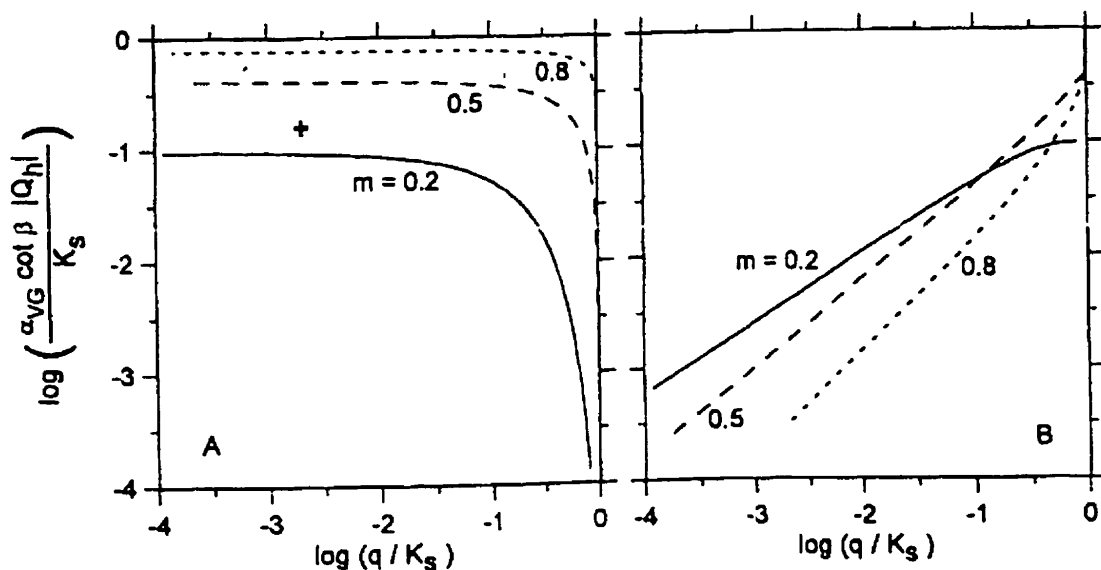


Figure 4.3 : Abaqués permettant d'évaluer la capacité de diversion d'une barrière capillaire inclinée d'un angle β à partir des paramètres de l'équation de van Genuchten (1980) et du rapport précipitation (identifiée q dans la figure) sur conductivité hydraulique saturée (identifiée K_s dans la figure) (tirée de Warrick et *al.*, 1997)

4.5 Comparaison entre les solutions analytiques

On présente au tableau 4.1 un résumé des principales solutions analytiques en régime permanent pour déterminer la capacité de diversion de barrières capillaires homogènes. Ces solutions permettent d'estimer l'efficacité de barrières capillaires pour limiter l'infiltration d'eau. La longueur effective du bris capillaire peut être facilement évaluée pour chaque solution en divisant la valeur de Q_{max} par le taux de précipitation P . Notez que ces équations seront utilisées dans le prochain chapitre afin de comparer les résultats obtenus au laboratoire avec ceux prédits par ces modèles théoriques.

Tableau 4.1 : Principales solutions analytiques pour déterminer la capacité de diversion de barrières capillaires homogènes en régime permanent

Équation	Caractéristiques de la solution
Ross (1990)	
$Q_{\max} = k_{sat2} \frac{\tan \alpha}{a_{s2}} \left[\left(\frac{P}{k_{sat1}} \right)^{a_{s2}/a_{s1}} - \frac{P}{k_{sat2}} \right]$	Modèle de Gardner (1958) Épaisseur des 2 couches infinie
Ross (1990) modifiée par Steenhuis et al. (1991)	
$Q_{\max} = k_{sat2} \tan \alpha \left[a_{s2}^{-1} \left(1 - \frac{P}{k_{sat2}} \right) + \psi_{a2} - \psi_0^* \right] \psi_{a2} \geq \psi_0^*$	Modèle de Rijtema (1965) Deux cas : faible $\psi_A \leq \psi_0^*$ et grand contraste $\psi_A \geq \psi_0^*$ entre les matériaux
$Q_{\max} = \frac{k_{sat2} \tan \alpha}{a_{s2}} \left(e^{a_{s2}(\psi_{a2} - \psi_0^*)} - \frac{P}{k_{sat2}} \right) \psi_{a2} \leq \psi_0^*$	Épaisseur des 2 couches infinie
Morel-Seytoux (1994)	
$Q_{\max} = k_{sat2} \tan \alpha \left[\psi_{c2} - \psi_{uM1} \left(\frac{q^* P}{k_{sat1}} \right)^{\frac{M_1}{R_1}} \right]$	Modèle de Brooks et Corey (1964) Épaisseur des 2 couches infinie
Warrick et al. (1997)	
$Q_{\max} = \frac{k_{sat2} \tan \alpha}{a_{s2}} \left[e^{a_{s2}h_1} - e^{a_{s2}h_2} \right]$	Modèle de Gardner (1958) Épaisseur de la couche de matériau fin finie
$Q_{\max} = \frac{k_{sat2} \tan \alpha}{a_{s2}} \left[e^{a_{s2}h_1} - e^{a_{s2}h_2} \right]$	Modèle de Gardner (1958) Épaisseur des 2 couches infinie
$Q_{\max} = \tan \alpha \frac{k_{sat2}}{a_{s2}} \left[e^{a_{s2}h_2} - e^{a_{s2}h_1} \right] + \tan \alpha \frac{k_{sat3}}{a_{s3}} \left[e^{a_{s3}h_1} - e^{a_{s3}h_2} \right]$	Modèle de Gardner (1958) Système à trois couches avec 2 couches de matériau grossier identiques et d'épaisseurs infinies et une couche de matériau fin d'épaisseur finie

Dans ce tableau, la solution de l'équation générale de Warrick et al. (1997) avec le modèle le plus simple est présentée pour décrire l'évolution de k en fonction de ψ , soit celui de Gardner (1958). Quant à la fonction qui décrit la variation de la succion selon la

position n , celle utilisée est similaire à celle proposée par Zaslavsky et Sinai (1981b). Il est important de mentionner que lorsque l'équation générale de Warrick et *al.* (1997) représentant Q_{\max} est résolue en incorporant le modèle de Gardner (1958) pour représenter la fonction de perméabilité et en posant comme hypothèse que $h_1 = 0$, les résultats obtenus sont identiques à ceux de Ross (1990).

Les équations de Ross (1990) et de Ross modifiée par Steenhuis et *al.* (1991) sont du même type que la solution générale de Warrick et *al.* (1997). Ross (1990) pose comme hypothèse que la succion à l'interface dans la couche de matériau grossier (h_1 de l'équation de Warrick et *al.*, 1997) est nulle. Cette dernière hypothèse peut avoir un impact majeur sur la capacité de diversion calculée tel que démontré par Warrick et *al.* (1997) à l'aide d'exemples. Le modèle qui décrit l'évolution de la conductivité hydraulique en fonction de la succion dans l'équation de Ross (1990) est celui proposé par Gardner (1958). Quant aux modifications proposées par Steenhuis et *al.* (1991) à la solution de Ross (1990), celles-ci consistent essentiellement à utiliser le modèle de Rijtema (1965) plutôt que celui de Gardner (1958) pour décrire les fonctions de perméabilité des matériaux.

Le modèle proposé par Morel-Seytoux (1994), quant à lui, origine d'hypothèses et de fondements différents des autres modèles. Cependant, après un examen plus approfondi, on se rend compte que l'équation obtenue (équation 4.55) est très similaire à celle de Ross (1990). Le terme $\psi_{c2} - \psi_{aM1}$ équivaut au terme $1/a_{s2}$ de l'équation de Ross (1990) alors que l'ajout de Steenhuis et *al.* (1991), soit $\psi_{a2} - \psi_0^*$, correspond à $\psi_{c2} - \psi_{aM1}$. Selon Morel-Seytoux (1994), la principale différence entre sa solution et celle de Ross (1990) vient du fait que sa solution est applicable pour n'importe quelle valeur de la fraction transmise q^* alors que la solution de Ross (1990) est valide seulement lorsque la valeur de q^* est de 1. De plus, la solution de Ross (1990) stipule qu'il n'y a aucune infiltration d'eau avant le point DDL sans en faire la preuve alors que Morel-Seytoux (1992a) a

démontré précédemment quantitativement que l'infiltration à travers la couche de matériau grossier se fait de façon progressive.

Afin de comparer les différents modèles, on présente dans ce qui suit un exemple de barrière capillaire dont on évalue la longueur effective du bris capillaire L à l'aide des solutions analytiques. La barrière capillaire est composée d'un matériau fin silteux placé sur un sable grossier, comme on retrouve fréquemment dans les couvertures avec effets de barrière capillaire. Les paramètres des différents modèles qui représentent les principales caractéristiques hydriques des matériaux sont résumées au tableau 4.2. On simule quatre cas dans cet exemple soit des pentes faisant un angle de 5, 10, 20 et 30 degrés. Le taux d'infiltration est fixé arbitrairement à 10 cm/an ($3,17 \times 10^{-9}$ m/s).

Tableau 4.2 : Principales caractéristiques des matériaux de la barrière capillaire utilisée à titre d'exemple

	van Genuchten (1980)		Brooks et Corey (1964)		Gardner (1958) et Rijtema (1965)			k_{sat}
	m_v	α_v (m^{-1})	M	P	a_s (m^{-1})	ψ_a (m d'eau)	ψ_r (m d'eau)	(m/s)
Sable (1)	0,667	2,7	0,7	2,8	6	0.17	1	$2,5 \times 10^{-4}$
Silt (2)	0,667	0,2	3,5	8	0.45	2.8	25	$2,9 \times 10^{-7}$

Les principaux résultats obtenus à l'aide des solutions analytiques sont présentés à la figure 4.4. On remarque que la solution de Ross modifiée par Steenhuis et *al.* (1991) donne une longueur effective de la barrière capillaire plus grande que les autres solutions, et ce, pour les quatre angles étudiés. La solution de Ross (1990) et celle de Warrick et *al.* (1997) utilisant le modèle de Gardner (1958) pour décrire la relation $k-\psi$ donnent des résultats plutôt similaires. À noter que pour l'équation de Warrick et *al.* (1997), l'équation pour une couche de matériau fin finie a été utilisée. Pour la simulation, les valeurs de h_1 et h_2^* entrées dans l'équation sont de -0,1 m et -3 m (valeurs typiques observées sur le terrain, voir Chapitre 3). Enfin, le modèle de Morel-Seytoux

(1994) donne des résultats se situant entre ceux prédits par la version du modèle de Ross modifié par Steenhuis et *al.* (1991) et par Warrick et *al.* (1997). La figure 4.4 permet également de constater l'influence majeure de l'angle de la pente sur les valeurs de L prédites par les différentes équations.

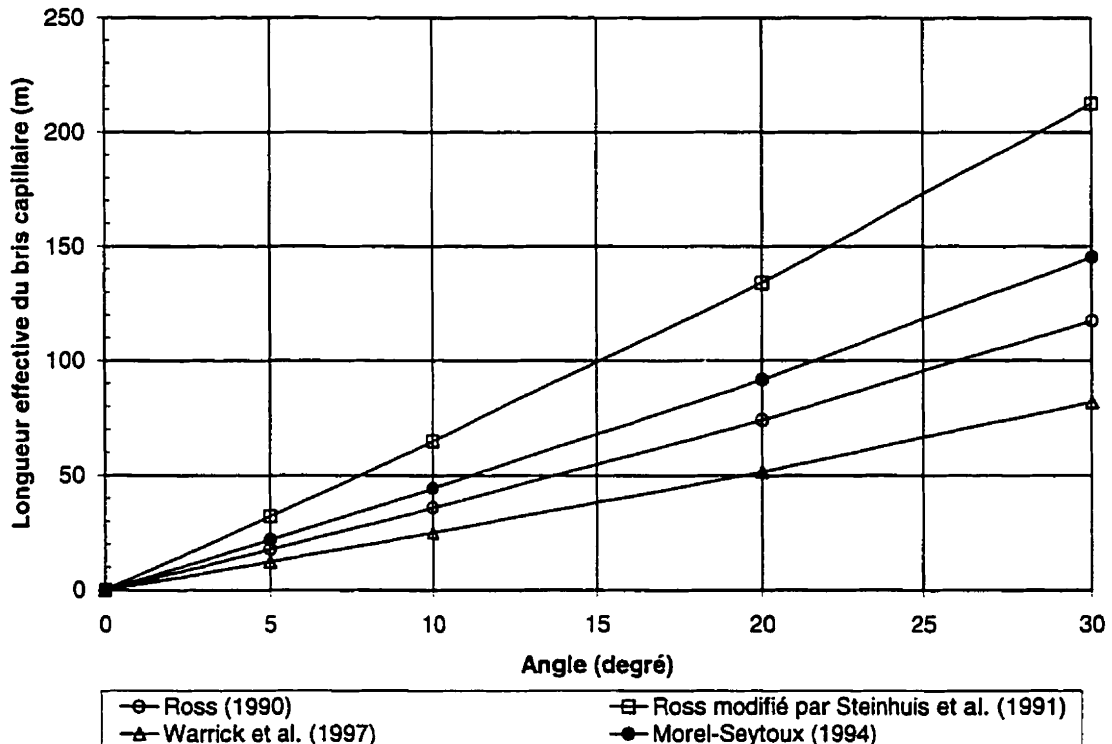


Figure 4.4 : Longueurs effectives du bris capillaire déterminées à l'aide des principales solutions analytiques pour un silt placé sur un sable

4.6 Effets de la pente : modèles physiques et numériques

En plus des travaux portant sur l'élaboration de solutions analytiques, d'autres travaux ont été réalisés au cours des dernières années afin de mieux comprendre l'effet de la pente sur le comportement hydrique des barrières capillaires. Certains de ces travaux ont porté sur l'utilisation de modèles numériques (Frind et *al.*, 1976; Wallach et Zaslavsky, 1991; Oldenburg et Pruess, 1993; Yeh et *al.*, 1994; Aubertin et *al.*, 1997a; Collin, 1997;

Morris et Stormont, 1997; Webb, 1997) alors que d'autres se sont concentrés à réaliser des modélisations physiques du phénomène (Stormont, 1995b; Stormont, 1996).

En ce qui concerne la modélisation numérique de l'effet de la pente sur le comportement hydrogéologique de barrière capillaire, les premiers travaux réalisés sont ceux de Frind *et al.* (1976). Ces modélisations ont montré l'influence du taux de précipitation sur l'apparition de l'effet de barrière capillaire. Ils ont également étudié l'influence du type de matériau de la couche de matériau fin sur la performance de la barrière capillaire. En conclusion, Frind *et al.* (1976) considèrent que le choix de la pente de l'interface et de l'épaisseur de la couche de matériau fin peut être optimisé afin d'obtenir un effet de barrière capillaire efficace pour des conditions données.

Wallach et Zaslavsky (1991) ont été parmi les premiers à étudier numériquement le comportement de sols stratifiés (avec effets de barrière capillaire) en régime transitoire. La particularité de leurs résultats consiste essentiellement à avoir montré qu'au début du phénomène de l'infiltration, le débit est dirigé vers le haut de la pente (comme le prédisent les solutions analytiques de Warrick *et al.*, 1997). Les auteurs ont également montré que les conditions initiales des sols en place (teneurs en eau initiales) influencent les résultats obtenus en raison de l'emmagasinement de l'eau dans les sols non saturés. Enfin, on mentionne que le débit latéral est une fonction de l'inclinaison de la pente.

Pan *et al.* (1997) ont également simulé numériquement le comportement de barrières capillaires inclinées en régime transitoire et permanent. En régime permanent, les résultats obtenus sont similaires à ceux prédits par les solutions analytiques, pour une pente de 5°. Les modélisations en régime transitoire ont quant à elles montré qu'il y avait un délai entre ce qui se produit à la surface (les précipitations) et ce que l'on observe au bas de la pente. Ce délai est une fonction des matériaux et de l'épaisseur de la couche de matériau fin. De plus, tout comme pour celles de Wallach et Zaslavsky (1991), les

simulations ont montré que lors de précipitations intenses, la direction d'une portion du débit peut être vers le haut de la pente. On se rappelle également que les solutions analytiques de Warrick et *al.* (1997) prédisent le même phénomène. Enfin, une des conclusions importantes de leurs modélisations est que l'effet de la pente n'est pas significatif pour une barrière capillaire de 100 m de longueur inclinée de 5°. Les profils de pression observés dans la pente sont indépendants de la localisation (selon l'axe s) dans la pente.

D'autres modélisations numériques ont été réalisées à des fins de comparaison avec les solutions analytiques. Parmi ces travaux, on retrouve ceux d'Oldenburg et Pruess (1993). Ces derniers ont comparé la solution de Ross (1990) pour un cas particulier avec des modélisations numériques. En général, il y a une bonne concordance entre les longueurs effectives du bris capillaire prédites par la solution de Ross (1990) et celles prédites par le modèle numérique. Cependant, les analyses numériques montrent que, contrairement à une des hypothèses de la solution analytique de Ross (1990), l'eau s'infiltré graduellement dans la couche de matériau grossier et non en un seul point (point DDL). Une analyse paramétrique a toutefois permis de montrer que plus le contraste entre les matériaux est grand, plus l'hypothèse de Ross (1990) s'approche de la réalité. Webb (1997) quant à lui a repris les travaux d'Oldenburg et Pruess (1993) en utilisant l'équation de van Genuchten-Mualem (1980) pour représenter les fonctions de perméabilité au lieu de l'équation de Gardner (1958). Encore une fois, les résultats obtenus, en terme de longueur effective du bris capillaire, sont très similaires à ceux prédits par la solution analytique de Ross (1990). De plus, Webb (1997) a modélisé, contrairement à Oldenburg et Pruess (1993), une surface libre loin de l'interface afin de respecter une des hypothèses de base de l'équation de Ross (1990). Ainsi, il a démontré que le grand écart entre les débits à travers la barrière capillaire prédits par la solution de Ross (1990) et ceux prédits par les modélisations numériques d'Oldenburg et Pruess (1993) est essentiellement causé par le fait que la surface libre des modélisations

numériques de ces derniers est située près de l'interface, ce qui est en opposition avec l'hypothèse de Ross (1990).

D'autres travaux intéressants portant sur les barrières capillaires sont ceux de Morris et Stormont (1997). En effet, ces auteurs ont comparé, à l'aide de modélisations numériques, l'efficacité des barrières capillaires pour limiter l'infiltration d'eau avec des couvertures de type conventionnel (appelé "Subtitle D Covers") constituées d'argile et de sols organiques. Leurs résultats montrent que dans les climats arides, les barrières capillaires sont plus efficaces pour réduire les infiltrations d'eau que les barrières conventionnelles, alors que c'est l'inverse dans les climats humides. Les auteurs ont également simulé une barrière capillaire avec une couche supplémentaire de sable servant au transport de l'eau latéralement (silt sur sable sur gravier). Les résultats montrent qu'avec une couche de transport, même en climat humide, la barrière capillaire est la couverture la plus efficace pour limiter l'infiltration d'eau. La diminution de la percolation par rapport à la barrière capillaire sans couche de transport et la couverture conventionnelle est de l'ordre de 50 à 200 %.

Tous les travaux discutés dans ce chapitre ont porté sur des couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC) visant à limiter l'infiltration d'eau. Cependant, les CEBC peuvent également servir à limiter le flux de gaz. Dans le contexte minier par exemple, on utilise les effets de barrières capillaires pour maintenir près de la saturation une couche de matériau fin et ainsi, comme la diffusion des gaz est faible dans les sols quasi-saturés, limiter l'apport d'oxygène qui cause la production de drainage minier acide. Aubertin et *al.* (1997a) ont réalisé des modélisations numériques de barrières capillaires inclinées en se concentrant davantage sur les profils de teneurs en eau que sur la capacité de diversion de la couverture. Les résultats obtenus ont montré que l'angle et la longueur de la pente ont un impact majeur sur le degré de saturation dans le haut de celle-ci. Les résultats obtenus, en terme de profil de saturation, pour une pente de 50 m inclinée de 4

% lorsqu'une période de sécheresse de 60 jours est appliquée, montrent que le degré de saturation de la couche de matériau fin peut être fortement affecté par la position dans l'axe de la pente (valeurs inférieures à 20 % de saturation dans le haut de la pente pour la couche de matériau fin). Un profil de saturation pris au même endroit, toujours après une sécheresse de 60 jours mais où la pente est inclinée de 2 %, montre que le degré de saturation de la couche de matériau fin se situe à des valeurs supérieures à 90 %. La principale conclusion que l'on peut tirer de ces travaux est que l'angle et la longueur de la pente d'une barrière capillaire affectent le degré de saturation de la couche de matériau fin. Comme dans certains cas (couvertures placées sur des résidus miniers générateurs de drainage minier acide par exemple) on veut limiter le flux d'oxygène à l'aide de barrières capillaires, et que le degré de saturation est le paramètre le plus important pour diminuer la diffusion d'un gaz (Collin et Rasmusson, 1990), cet aspect ne doit pas être négligé lors du design. De simples modélisations numériques unidimensionnelles pourraient entraîner la surestimation de l'efficacité de couvertures avec effet de barrière capillaire pour limiter le flux d'oxygène.

D'autres travaux ont également été réalisés par Collin (1997) afin de voir l'influence de la pente sur le degré de saturation de matériaux mis en place pour limiter la production de drainage minier acide. Même si les couvertures étudiées n'impliquent pas l'effet de barrière capillaire, les résultats obtenus sont tout de même intéressants. Pour une inclinaison d'environ 16 %, avec un matériau ayant un ψ_a d'environ 1 m d'eau, les modélisations numériques réalisées montrent qu'il peut y avoir un écart de près de 10 % en terme de degré de saturation entre les calculs 1D et 2D. De plus, en période sèche pour une pente d'environ 50 m, l'écart entre les valeurs maximales et minimales de degré de saturation calculées dans la couche de matériau fin est d'environ 10 %. Ces écarts en terme de degré de saturation peuvent avoir un impact significatif sur l'efficacité de couvertures à limiter le flux d'oxygène.

En ce qui concerne les modélisations physiques de l'influence de la pente sur l'écoulement à travers une barrière capillaire, des travaux intéressants ont été réalisés par Stormont (1995b, 1996). Des cellules expérimentales de terrain ont été installées. La dimension des quatre cellules est de 7 m de longueur x 2 m de largeur x 1,2 m d'épaisseur avec une pente de 5 et 10 % selon le cas. Une couche de 25 cm de gravier a été placée dans le fond. À l'intérieur de ce gravier, des drains ont été placés à différents endroits le long de la pente. Ainsi, on peut connaître l'emplacement du point DDL. Un drain a également été placé au bas de la pente dans le matériau situé par dessus le gravier. L'objectif de ce drain est de récupérer l'écoulement latéral. Des appareils permettant la mesure de la teneur en eau ont été placés à différents endroits dans les cellules. La première cellule est constituée de deux couches, soit le gravier et un matériau silteux (barrière capillaire conventionnelle). La deuxième cellule, quant à elle, est constituée de six couches en plus du gravier; des couches visant à transporter l'eau latéralement sont ajoutées. Les cellules 3 et 4 sont identiques aux cellules 1 et 2 respectivement à l'exception qu'elles sont placées à une inclinaison de 10 %. Les résultats obtenus ont montré que l'efficacité de la barrière à limiter l'infiltration d'eau est grandement améliorée lorsque des couches visant à transporter l'eau sont incluses dans la barrière. La longueur effective du bris capillaire, autant pour la simulation à 5 % qu'à 10 % de pente, a été supérieure à 5 m avec des couches de transport alors qu'elle a été inférieure à 1 m sans celles-ci. Ces simulations ont été réalisées avec des taux de précipitation plutôt élevés ($\approx 10^{-6}$ m/s). Les valeurs prédites par la solution de Ross modifiée par Steenhuis et *al.* (1991) donnent des résultats qui correspondent assez bien avec ceux observés dans les cellules expérimentales.

4.7 Principales remarques concernant l'effet de la pente sur le comportement hydriques de barrières capillaires

Les principales équations qui représentent l'écoulement en régime permanent à travers des barrières capillaires inclinées ont été présentées dans ce chapitre. Ces équations ont permis d'établir des relations qui rendent possible l'estimation de l'efficacité de barrières capillaires (ou CEBC) à limiter l'infiltration de l'eau. Les points importants à retenir de ce chapitre sont:

1. La pente a une influence directe sur la capacité de diversion de l'eau d'infiltration d'une barrière capillaire.
2. Il existe différentes solutions analytiques pour déterminer la longueur effective du bris capillaire ainsi que la capacité de diversion, en régime permanent. La principale différence entre ces solutions est le type de modèles utilisé pour décrire les fonctions hydriques des matériaux.
3. L'anisotropie du système et des propriétés des matériaux peut influencer grandement la capacité de diversion d'une barrière capillaire. Ainsi, en incluant une couche visant à transporter l'eau latéralement, on peut augmenter de façon significative l'efficacité de la barrière.
4. La modélisation numérique de barrières capillaires a permis de constater que les solutions analytiques donnent souvent des valeurs assez réalistes de la longueur effective du bris capillaire. Elles ont également permis de voir que l'eau s'infiltré dans la couche de matériau grossier de façon graduelle et non de façon instantanée en un point (point DDL).
5. En régime transitoire, lorsque l'on applique un taux de précipitation important, le débit peut être dans le sens opposé à la pente.
6. Pour des pentes peu inclinées ($< 5^\circ$), les modélisations numériques ont montré que le profil de succion n'est pas influencé par la position dans la pente (Pan *et al.*, 1997). Cela signifie qu'une modélisation 1D est une bonne approximation du cas 2D.

7. D'autres modélisation numériques avec des conditions frontières différentes (Aubertin et *al.*, 1997a et Collin, 1997) ont par contre montré que la pente pouvait influencer le profil de succion et de teneur en eau selon la position dans la pente (l'axe s). Dans le contexte où l'on veut limiter l'apport de gaz (ex. couvertures pour limiter le DMA), cet aspect pourrait influencer grandement l'efficacité de la couverture.
8. Des cellules expérimentales *in situ* ont permis de vérifier la validité des solutions analytiques à prédire la longueur effective du bris capillaire.

CHAPITRE V

COMPORTEMENT HYDRIQUE DE BARRIÈRES CAPILLAIRES INCLINÉES : ÉTUDE 2D EN LABORATOIRE

L'influence de la pente sur le comportement hydrique de couvertures impliquant les effets de barrière capillaire a été introduit au Chapitre 4. Cependant, comme il a été mentionné dans ce chapitre, plusieurs phénomènes influencent le comportement hydrique de ces systèmes et beaucoup reste à faire pour bien comprendre les processus impliqués. Afin d'aller plus loin dans ce sens, des essais en laboratoire ont été réalisés dans le cadre de ce projet de recherche.

Le système expérimental utilisé, appelé boîte inclinée, permet de contrôler l'inclinaison d'un système multicouche avec effets de barrière capillaire et de voir l'influence de la pente sur le comportement hydrique grâce à des instruments placés à l'intérieur de celle-ci. De plus, comme le fond de la boîte a été perforé à tous les 20 cm afin de récupérer l'eau qui s'infiltré à travers la couche créant les effets de barrière capillaire, on a pu déterminer la longueur effective du bris capillaire.

5.1 Essais en laboratoire

Des travaux tirés de la littérature ont déjà démontré qu'il est possible de simuler en laboratoire l'écoulement de l'eau dans des sols, à l'aide de modèles physiques plus ou moins complexes (e.g. Vauclin et *al.*, 1979; Nieber et Walter, 1981; Miyazaki, 1988; Miyazaki, 1993). Un dispositif expérimental a été conçu spécialement pour ce projet afin d'étudier l'influence de certains facteurs, tels l'inclinaison et le taux de précipitation, sur le comportement hydrique de barrières capillaires.

5.1.1 Description du dispositif expérimental

Le dispositif expérimental conçu pour ce projet est présenté à la figure 5.1. On présente également à la figure 5.2 une photographie de la boîte inclinée. En résumé, le dispositif est constitué d'une boîte d'une largeur de 0,25 m, d'une longueur de 2,5 m et d'une hauteur de 1 m. Le matériel utilisé pour la construction est du Plexiglas de 1,25 cm d'épaisseur. Le fond est perforé à tous les 20 cm afin de récolter l'eau de percolation et ainsi établir la longueur effective du bris capillaire. Un système de levier est utilisé pour faire varier l'inclinaison du système. Trois valves sont également installées sur le côté le plus bas de la boîte afin de récolter l'eau de ruissellement ainsi que l'eau déviée par la barrière capillaire. De plus, un simulateur de pluie est présent sur le dessus. Ce simulateur est constitué de gicleurs reliés à un réservoir d'eau fermé où l'on peut appliquer une certaine pression d'air qui permet de régulariser le débit. Les gicleurs ont été calibrés avant la réalisation des essais. Pour atteindre les deux taux de précipitation désirés, une pression d'air de 10 et 60 psi (7,03 et 42,18 m d'eau) doit être appliquée dans le réservoir. Ainsi deux scénarios de précipitation ont été simulés.

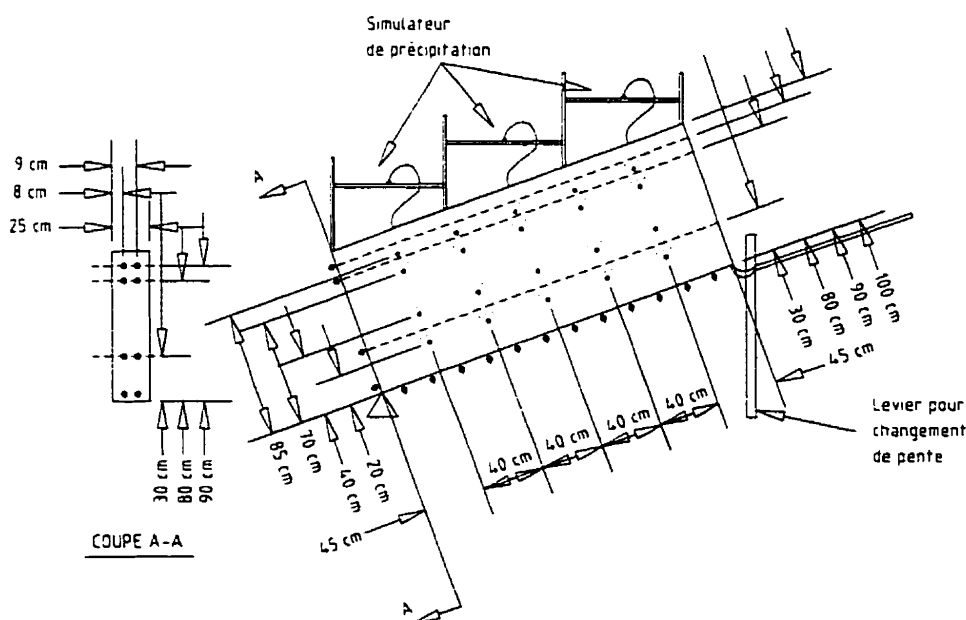


Figure 5.1 : Plan du dispositif expérimental appelé boîte inclinée



Figure 5.2 : Photographie du dispositif expérimental

Comme on peut le constater à la figure 5.1, des instruments mesurant la teneur en eau et la succion sont installés dans la boîte. Les instruments choisis sont des sondes RDT pour mesurer la teneur en eau et des tensiomètres reliés à un senseur de pression pour mesurer la succion. Au total, on retrouve 20 sondes RDT et 20 tensiomètres. Pour les sondes RDT, des sondes enfouies ("*buryable*") à trois branches de 20 cm de long ont été sélectionnées. Quant à l'appareil utilisé pour la prise de mesures, le choix s'est porté sur le système TRASE de la compagnie Soil Moisture ("*Soilmoisture Trase 6050X1*"). Cet appareil a été utilisé avec succès dans des travaux de recherche en laboratoire à Polytechnique pour déterminer l'efficacité de recouvrements multicouches (Aubertin et *al.*, 1995). Plus de détails sur la technique RDT peuvent être trouvés dans la littérature (e.g. Topp et *al.*, 1980 ; Zegelin et *al.*, 1992, Aachib, 1997).

Comme les sondes ne sont pas enfouies complètement dans le sol (environ 5 cm de la sonde dépasse à l'extérieur de la boîte), un étalonnage a du être fait afin de connaître la relation entre la constante diélectrique du sol et la teneur en eau volumique pour ce cas particulier. Cette relation est présentée à la figure 5.3. Il est bon de rappeler que la précision de l'appareil proposée par le manufacturier est de $\pm 2,5\%$. Quant aux variations plus grandes observées entre la relation optimale et les mesures expérimentales pour les teneurs en eau volumiques plus élevées, elles peuvent s'expliquer par le fait qu'il est beaucoup plus difficile de faire des teneurs en eau gravimétriques précises dans un sable lorsque celui-ci est près de la saturation. Cependant, la qualité de la relation est typique de ce que l'on retrouve dans la littérature (e.g. Gregory et al., 1995; Frueh et Hopmans, 1997; Yanful et Choo, 1997; Young et al., 1997; Ferré et al., 1998). On présente également à la figure 5.3 la relation que l'on retrouve programmée dans le système TRASE (valable pour une sonde complètement enfouie). La fréquence de mesures appliquée lors des essais pour la teneur en eau volumique est d'environ 5 minutes. Cette fréquence ne pouvait être abaissée à une valeur inférieure étant donné le temps de mesure de l'appareil et le nombre de mesures à faire par cycle.

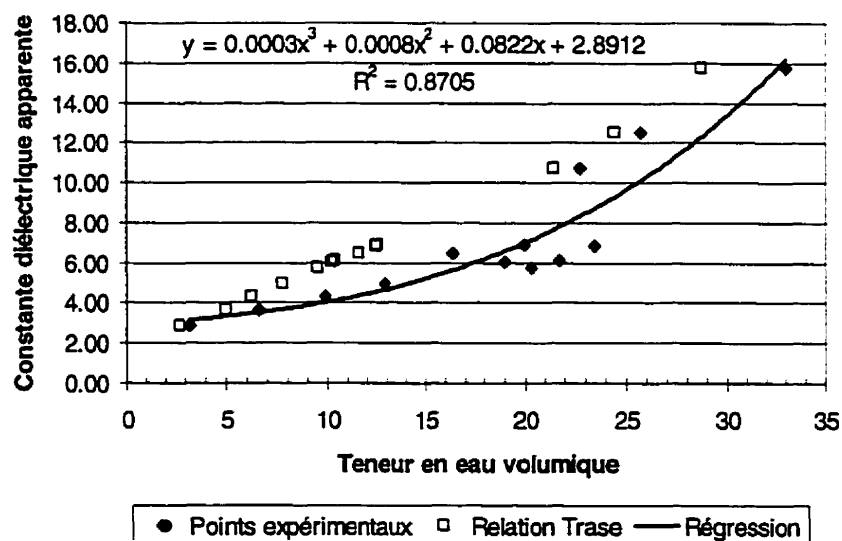


Figure 5.3 : Courbe d'étalonnage pour évaluer la teneur en eau volumique à l'aide des sondes RDT

Quant aux tensiomètres (652x11-B1M3 de *Soilmoisture* avec un AEV de 1 bar), chacun de ceux-ci est relié à un capteur de pression (*OMEGA PX243-15BG 5V* à compensation de température), calibré par rapport à la pression atmosphérique avant chaque prise de mesures. Le senseur émet une réponse en Volt (de 1 à 6 V) lorsque celui-ci est excité par une source de 8 Vdc et permet des mesures de pression entre -15 et 15 psi (ou entre +10,55 et -10,55 m d'eau). La précision de ce type de senseur est de ± 5 mm d'eau (Aachib, 1997). Afin de prendre en continu des mesures et ainsi observer de façon précise l'évolution des paramètres dans le temps, le système d'acquisition portatif *OMB-DAQBOOK 216* de la compagnie *OMEGA Engineering inc.* a été utilisé. Les principales caractéristiques de ce système sont les suivantes : une fréquence de 100 kHz, une résolution de 16 bits, mesures du voltage sur 8 canaux avec mesures différentielles ("*differential measurement*") et 16 canaux avec mesures simples ("*single-ended measurement*"; *OMEGA Engineering inc.*, 1995). Pour la prise des mesures, la carte *OMB-DBK 13* a été sélectionnée. Lors des essais, la fréquence de mesure choisie est d'une minute et ce, pour chaque capteur.

5.1.2 Caractéristiques des matériaux

Deux matériaux ont été utilisés lors des essais en boîte inclinée, soit un sable et un gravier. Ces matériaux ont été choisis en raison de leur grande sensibilité aux changements de succion qui permet, dans un modèle réduit d'une longueur limitée à 2,5 m, d'observer les phénomènes qui seraient présents avec des matériaux plus fins en conditions réelles (longueur de pente de 50 m par exemple). Ainsi, il a été possible d'observer dans la boîte inclinée la désaturation de la couche de matériau fin (sable) ainsi que la longueur effective du bris capillaire, ce qui n'aurait pas été le cas si l'on avait utilisé un silt ou une argile comme couche de matériau fin. On retrouve à la figure 5.4 les courbes granulométriques des deux matériaux. À noter que les granulométries des

deux matériaux sont compatibles (critères de filtre respectés; Bowles, 1984) et qu'aucune migration de particules n'a été observée.

La densité relative des grains solides D_r , évaluée selon la norme BNQ 2501-070-M-86, est de 2,73 pour le sable et de 2,76 pour le gravier. En ce qui concerne la conductivité hydraulique saturée k_{sat} , les valeurs mesurées à l'aide d'un perméamètre à paroi rigide, essais réalisés selon la norme ASTM D2434-68, sont de $5,1 \times 10^{-3}$ cm/s pour le sable et de $4,7 \times 10^{-1}$ cm/s pour le gravier. Noter que l'état en place des matériaux lors de la réalisation des essais de perméabilité est similaire à celui dans la boîte, soit une porosité de 0,42 pour le gravier et de 0,3 pour le sable.

Les caractéristiques de rétention d'eau sont de la plus grande importance lorsque l'on s'intéresse aux effets de barrière capillaire. Dans le cadre de ce projet, les courbes de rétention d'eau (ou courbes caractéristiques de succion) ont été évaluées à partir des mesures de teneur en eau volumique et de succion prises simultanément dans la boîte. On présente à la figure 5.5 les résultats expérimentaux ainsi que la courbe obtenue, à partir des points expérimentaux, par le modèle de van Genuchten (1980) que l'on retrouve dans le logiciel RETC (van Genuchten et *al.*, 1991). Comme on peut le constater à la figure 5.5, la pression à l'entrée d'air ψ_a du sable est d'environ 35 cm d'eau alors que celui du gravier est inférieur à 5 cm d'eau. Quant aux valeurs de teneur en eau résiduelle, le logiciel RETC l'a estimée à zéro. Les principaux paramètres hydrauliques des matériaux sont résumés au tableau 5.1.

Tableau 5.1 : Résumé des paramètres hydriques des matériaux étudiés

Matériaux	ψ_a (cm d'eau)	θ_r	θ_s	k_{sat} (cm/s)	α_v (cm ⁻¹)	n_v
Sable	35,0	0	0,30	$5,1 \times 10^{-3}$	0,03	3,72
Gravier	< 5,0	0	0,40	$4,7 \times 10^{-1}$	149,6	1,20

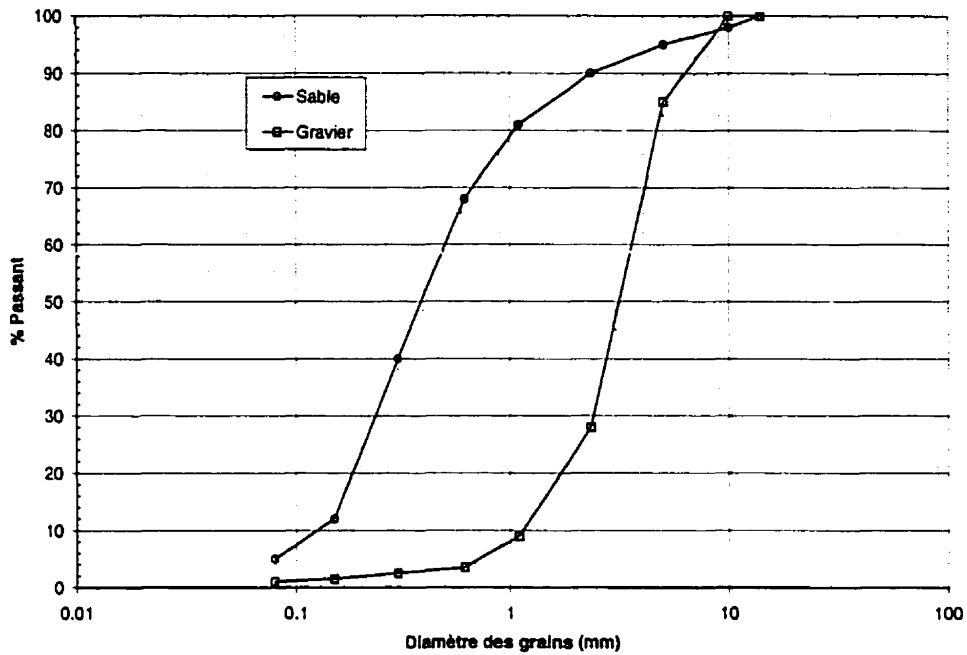


Figure 5.4 : Courbes granulométriques des deux sols utilisés dans les essais en boîte inclinée

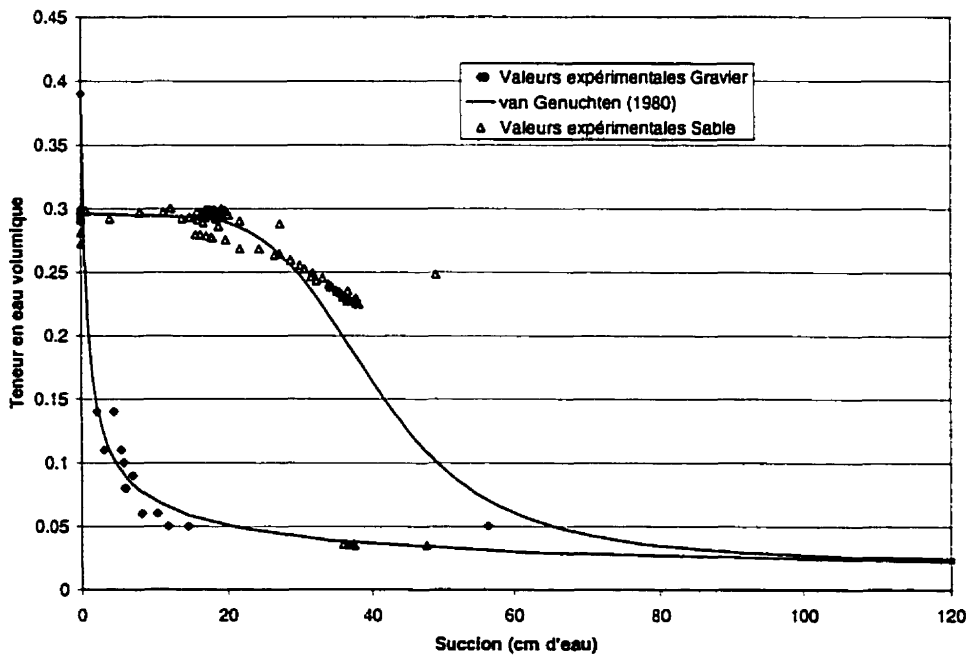


Figure 5.5 : Courbes de rétention d'eau des deux sols utilisés dans les essais en boîte inclinée

La connaissance des fonctions de perméabilité (relation entre k et ψ) des matériaux constituant la barrière capillaire est également essentielle pour une bonne compréhension de l'écoulement de l'eau à travers des sols non-saturés. Dans le cadre de ce projet, celles-ci ont été prédites à l'aide de modèles théoriques plutôt que mesurées en raison des difficultés techniques liées aux méthodes de mesure en laboratoire de la relation k - ψ . Les différents modèles de prédiction ont été présentés au Chapitre 2. On présente à la figure 5.6 les courbes prédites à l'aide du modèle de Mualem (1976a; identifié MU dans la figure) et Burdine (1953; identifié BU dans la figure) pour le sable et le gravier. On remarque que pour les deux matériaux, le modèle de Mualem (1976a) donne, pour des succions élevées, des valeurs de k inférieures au modèle de Burdine (1953). À noter que pour les deux modèles, les valeurs ont été prédites à partir des solutions approchées proposées par van Genuchten (1980).

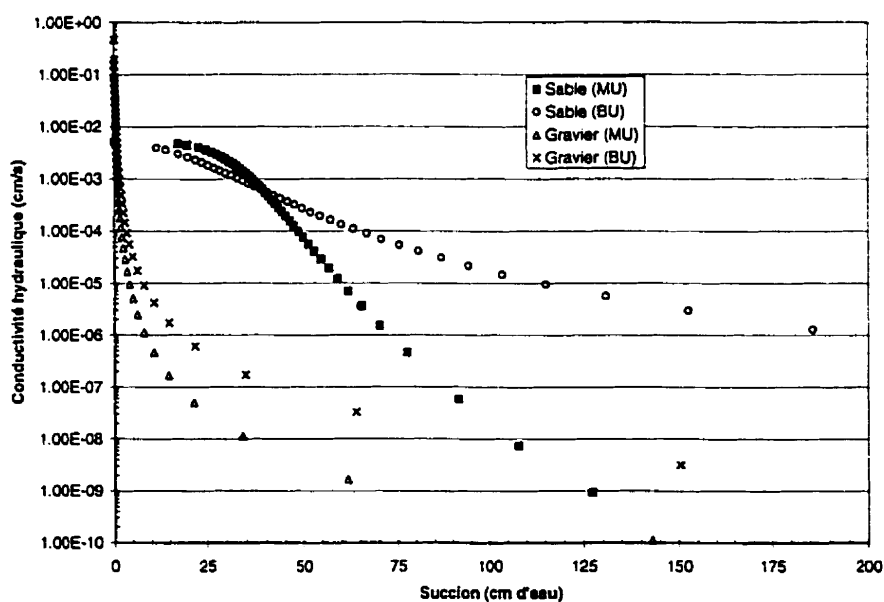


Figure 5.6 : Fonctions de perméabilité des deux sols utilisés dans les essais en boîte inclinée évaluées à l'aide du modèle de Mualem (1976a) et de Burdine (1953)

Les matériaux ont été mis en place dans la boîte à des teneurs en eau près de zéro (matériaux secs), par tranche d'environ 10 cm, puis compactés jusqu'à la densité désirée. Autant pour les tests bi-couches que tri-couches, la porosité moyenne n de la couche de gravier au bas est d'environ 0,42 et celle de la couche de sable est d'environ 0,3. Pour la série d'essais tri-couches, la porosité de la couche de gravier du haut est estimée à 0,39.

5.1.3 Essais réalisés

Dans le cadre du projet, dix essais en boîte inclinée, contenant des sols stratifiés qui créent des effets de barrière capillaire, ont été réalisés (voir tableau 5.1). Cinq essais impliquent un système bi-couche (sable sur gravier) alors que les cinq autres impliquent un système tri-couche (gravier sur sable sur gravier). Les épaisseurs des couches sont de 0,3 m pour la couche de gravier du bas, 0,5 m pour la couche de sable et 0,12 m pour la couche de gravier du dessus lorsque celle-ci est présente. Ces épaisseurs sont basées sur les propriétés des matériaux. Ainsi, les couches de gravier ont une épaisseur supérieure à leur pression à l'entrée d'air (< 5 cm d'eau) tel que proposé par Aachib et *al.* (1997) et l'épaisseur de la couche de sable est supérieure au critère minimal proposé par Nicholson et *al.* (1989), soit que l'épaisseur de la couche de matériau fin (ou couche de rétention d'eau) doit être plus grande ou égale au ψ_a du sable moins le ψ_f du gravier. Trois inclinaisons ont été étudiées pour les deux stratigraphies, bi-couche et tri-couche, soit 0° , $9,5^\circ$ (pente de 6 : 1) et $18,4^\circ$ (pente de 3 : 1). Ces pentes correspondent à celles susceptibles d'être retrouvées dans la réalité; les digues des parc à résidus miniers ont souvent des pentes inférieures à 3 : 1.

Pour les pentes 6 : 1 et 3 : 1, deux taux de précipitation P ont été appliqués : $2,1 \times 10^{-5}$ m/s et $5,9 \times 10^{-5}$ m/s. Le choix des taux de précipitation est basé sur la conductivité hydraulique saturée du sable ($\approx \frac{1}{2} k_{sat}$ et $\approx k_{sat}$). Ces taux plutôt élevés permettent d'atteindre des conditions à l'équilibre plus rapidement et limitent ainsi la durée de la

période de mouillage à des valeurs réalistes pour des essais en laboratoire. De plus, on retrouve dans la littérature des taux de précipitation semblables pour des expériences en laboratoire de systèmes multicouches inclinés (Miyazaki, 1988; Frind et *al.*, 1976). Pour les essais horizontaux (0°), seul le taux de précipitation le plus élevé a été utilisé. La durée des précipitations est de deux heures pour les essais avec le taux de précipitation le plus élevé et de trois heures pour le taux de précipitation faible. Le temps est plus long pour les essais à taux de précipitation faible afin de s'assurer qu'un régime permanent soit atteint. Lors des précipitations, l'eau a été récupérée dans les trous au fond de la boîte afin d'estimer la longueur effective du bris capillaire.

En ce qui concerne les conditions initiales, elles varient d'un essai à l'autre. Cependant, comme les taux de précipitation sont relativement élevés, on retrouve des conditions pratiquement similaires dans tous les essais après quelques minutes seulement. La période de drainage est donc peu affectée par les conditions initiales alors que la période de mouillage n'est affectée que durant les premières minutes. On présente, aux figures 5.7 (essais bi-couches) et 5.8 (essais tri-couches), trois schémas qui représentent les essais réalisés pour les inclinaisons 0° , $9,5^\circ$ et $18,4^\circ$. On présente également sur ces schémas l'emplacement des profils (ou sections) utilisés pour représenter les résultats.

Tableau 5.2 : Description des conditions des essais réalisés en boîte inclinée.

Essai	Angle de la pente	P (m/s)	Durée des précipitations	Stratification
S1	0°	$5,9 \times 10^{-5}$	1h50min	bi-couche
S2	$9,5^\circ$	$5,9 \times 10^{-5}$	2h00min	bi-couche
S3	$9,5^\circ$	$2,1 \times 10^{-5}$	3h00min	bi-couche
S4	$18,4^\circ$	$2,1 \times 10^{-5}$	3h00min	bi-couche
S5	$18,4^\circ$	$5,9 \times 10^{-5}$	2h00min	bi-couche
S6	0°	$5,9 \times 10^{-5}$	2h00min	tri-couche
S7	$9,5^\circ$	$2,1 \times 10^{-5}$	3h00min	tri-couche
S8	$9,5^\circ$	$5,9 \times 10^{-5}$	2h00min	tri-couche
S9	$18,4^\circ$	$2,1 \times 10^{-5}$	3h00min	tri-couche
S10	$18,4^\circ$	$5,9 \times 10^{-5}$	2h00min	tri-couche

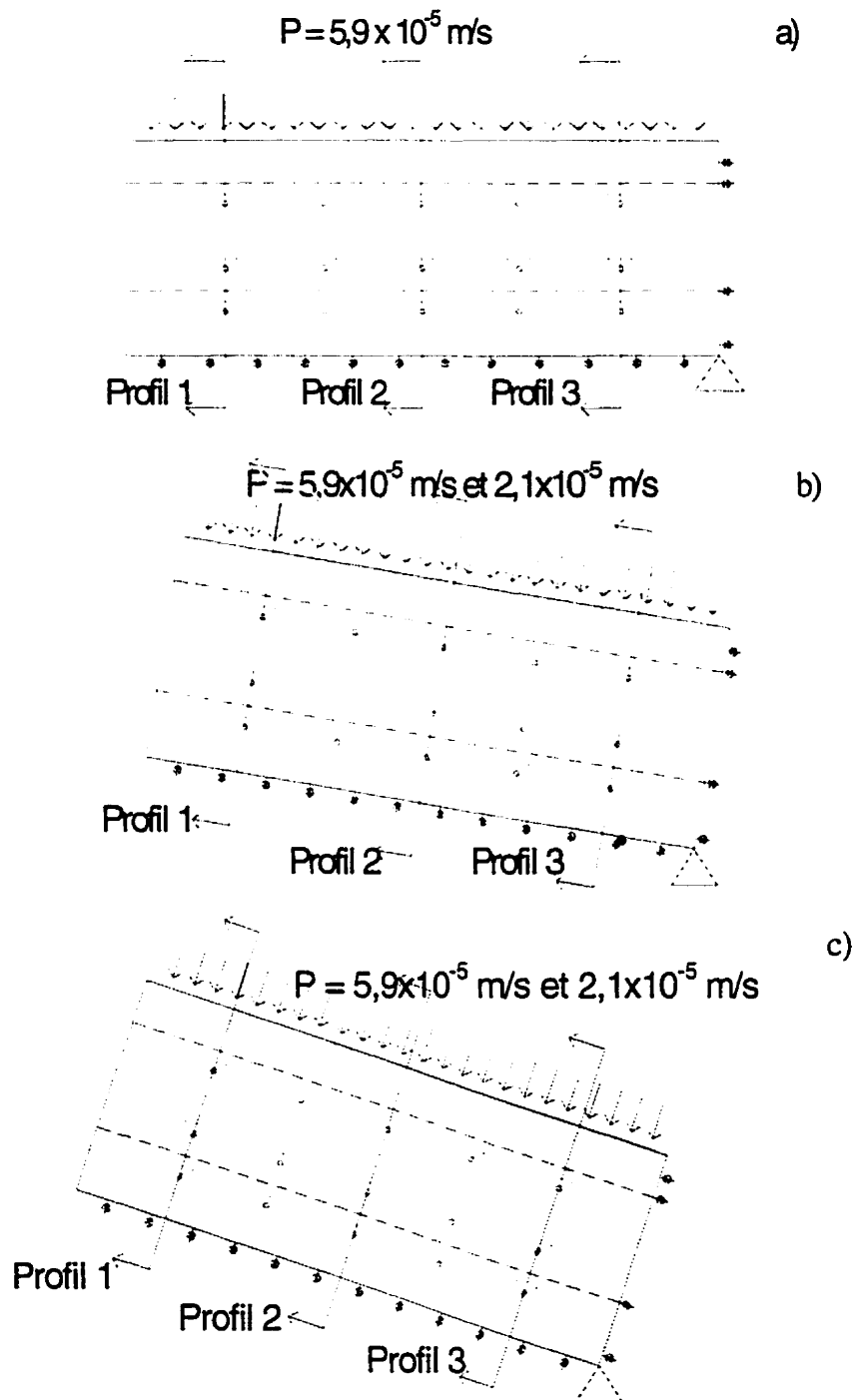


Figure 5.7 : Schématisation des essais sur systèmes bi-couches: a) essai S1; b) essais S2 et S3 (pente 6 :1); c) essais S4 et S5 (pente 3 :1)

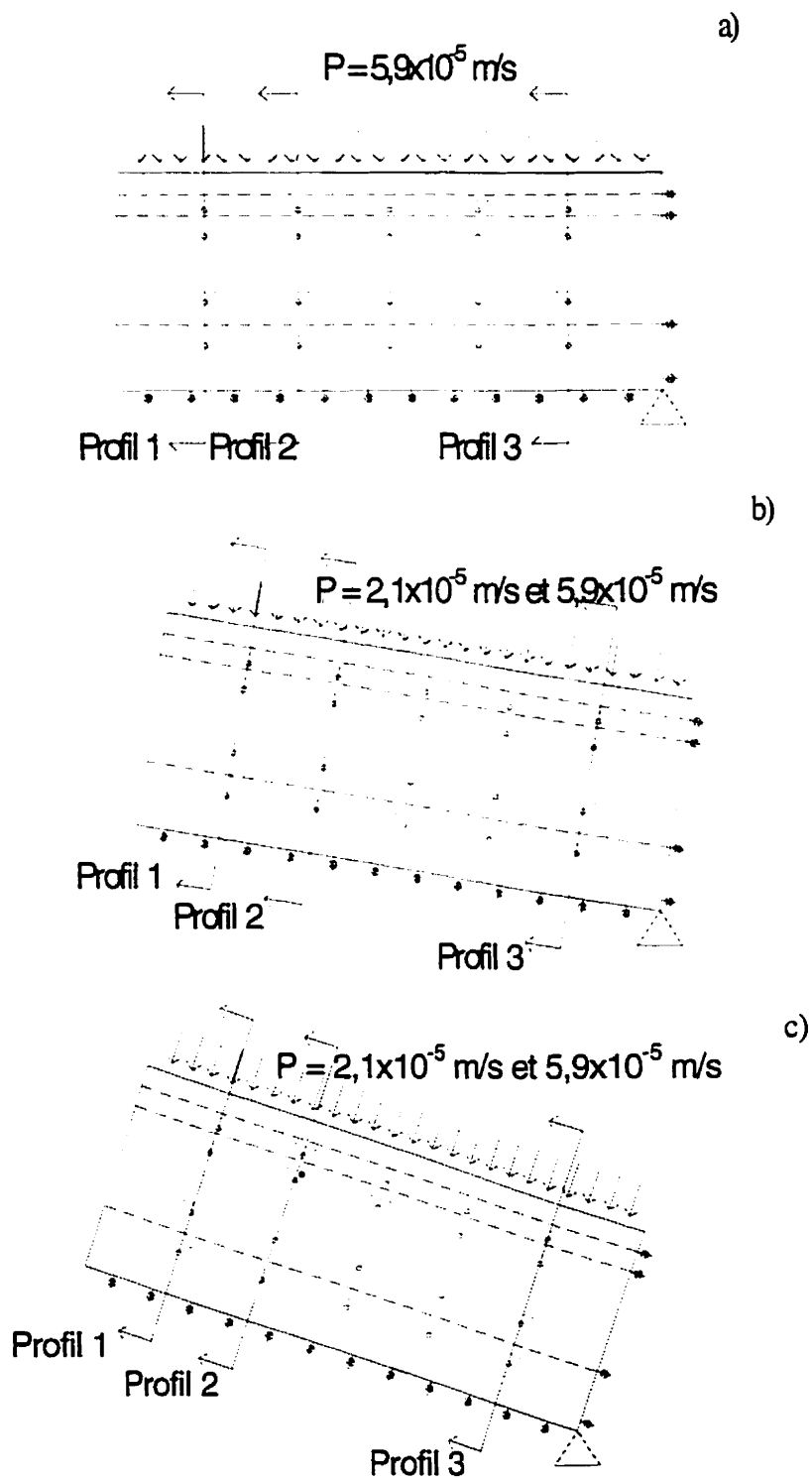


Figure 5.8 : Schématisation des essais sur systèmes tri-couches: a) essai S6; b) essais S7 et S8 (pente 6 : 1); c) essais S9 et S10 (pente 3 : 1)

5.1.4 Résultats

On présente dans cette section les principaux résultats des essais en boîte inclinée. Dans un premier temps, on présente, pour chaque essai, les profils de succion et de teneur en eau volumique mesurés dans la boîte. On présente ensuite, pour les essais avec inclinaison, la répartition des débits mesurés dans les différents trous au fond de la boîte.

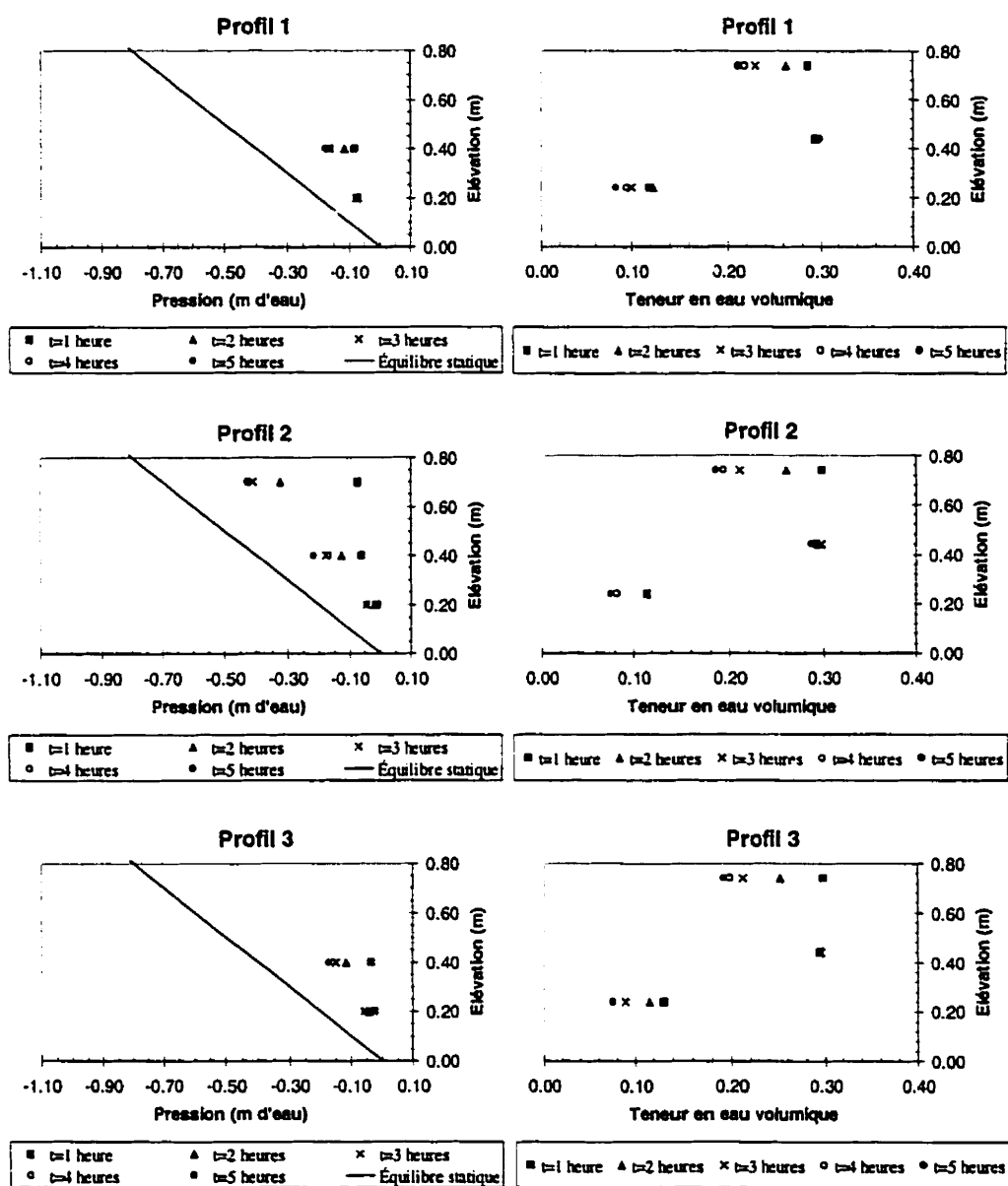
Essai S1

L'essai S1 consiste à simuler une barrière capillaire horizontale soumise à un taux de précipitation à peu près équivalent à la conductivité hydraulique saturée du sable. Les matériaux ont été mis en place sec permettant ainsi de voir l'avancement du front de mouillage. Celui-ci a évolué de façon à peu près égale d'un bout à l'autre de la boîte (voir figure 5.9) et aucun phénomène d'instabilité du front de mouillage (ou "*fingering*") n'a été observé dans la couche de sable. Au total, le front de mouillage a pris quelques 30 minutes pour atteindre l'interface. Quant aux valeurs de pression et de teneurs en eau volumiques observées durant l'expérimentation, elles sont présentées sous la forme de trois profils à la figure 5.10. Comme on peut le remarquer sur cette figure, les tensiomètres situés dans le haut de la couche de sable des profils 1 et 3 n'ont pas fonctionné ce qui fait qu'il n'y a pas de mesure de la succion à ces endroits. On remarque également dans les profils de succion que celle-ci est faible dans la couche de matériau grossier du bas et qu'un équilibre semble atteint après trois heures de drainage à une succion d'environ -0.05 m d'eau. Parce que la succion n'augmente pas avec l'élévation dans la couche de matériau grossier du bas (cassure due à l'effet de barrière capillaire), la succion observée dans la couche sable est plus faible que celle de l'équilibre hydrostatique.

Quant aux profils de teneur en eau volumique, ils sont à peu près similaires pour les trois coupes étudiées. La teneur en eau volumique dans le gravier atteint environ 0,12 ($S_r = 29\%$) durant les précipitations pour redescendre à environ 0,07 à 0,08 (S_r entre 17 et 19%) après trois heures de drainage. Quant aux valeurs dans la couche de sable, durant la période de mouillage la teneur en eau volumique atteint sa valeur à saturation soit environ 0,30 ($S_r \approx 100\%$) et ce, autant dans le haut que dans le bas de la couche. Cependant, après trois heures de drainage, la teneur en eau volumique diminue dans le haut de la couche, jusqu'à environ 0,20 ($S_r = 67\%$), tandis qu'elle demeure stable dans le bas de la couche à 0,30 ($S_r \approx 100\%$). Ce phénomène s'explique par le fait que la succion exercée dans le haut de la couche dépasse la valeur de la pression à l'entrée d'air ψ_a du sable alors que ce n'est pas le cas dans le bas de la couche.



Figure 5.9 : Photographie du front de mouillage après 26 minutes de précipitation pour l'essai S1

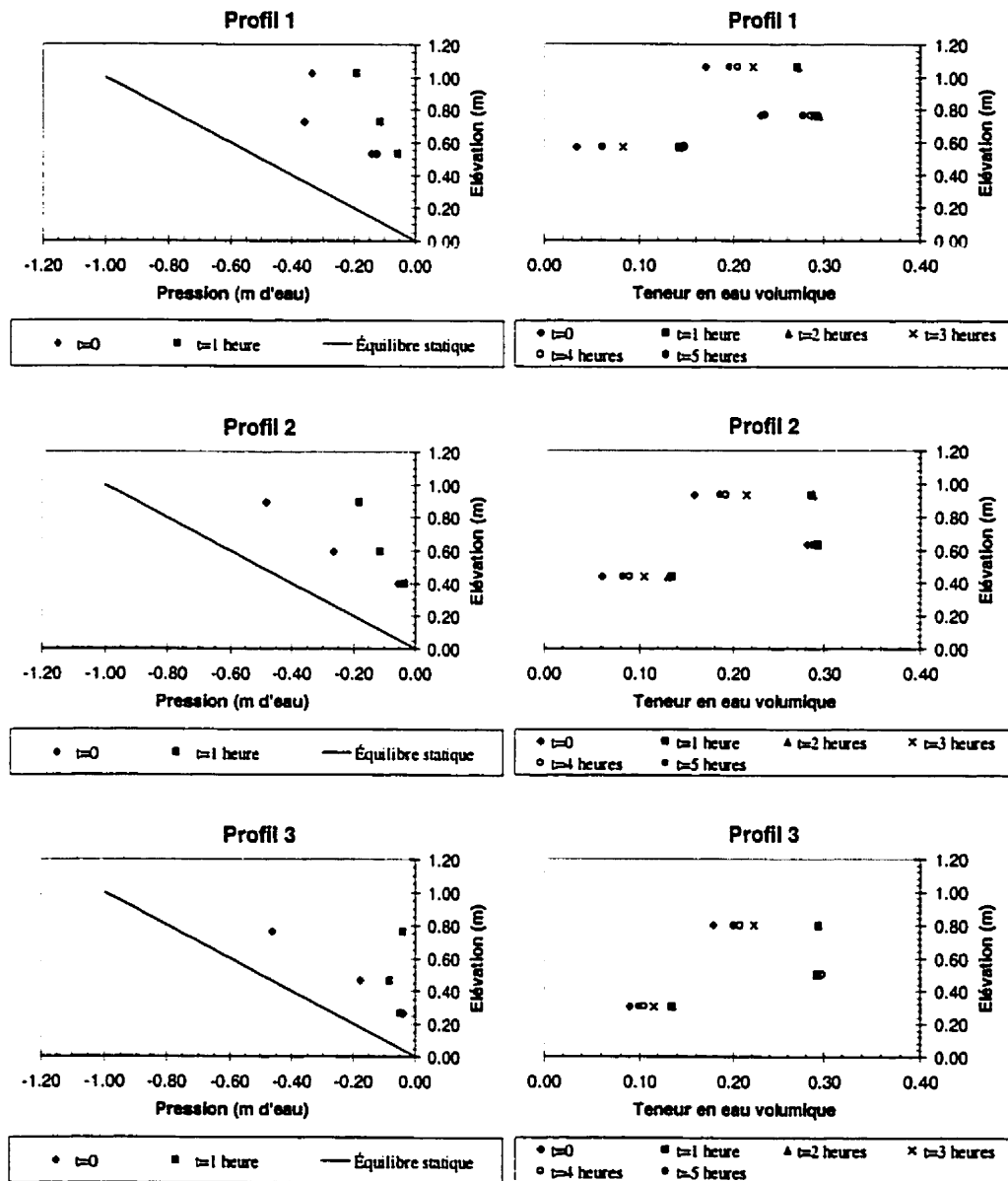


Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Mouillage	Drainage	Conditions initiales
S1	0°	$5,9 \times 10^{-5}$ m/s	2 heures	3 heures	Matériaux secs

Figure 5.10 : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S1

Essai S2

Les caractéristiques de l'essai S2 sont similaires à celles de l'essai S1 (bi-couche, $P=5,9 \times 10^{-5}$ m/s, durée de précipitation de 2 heures) à l'exception que le système est incliné de $9,5^\circ$ (pente de 6 :1). Les résultats sont présentés, à la figure 5.11, sous forme de valeurs de pression et de teneur en eau volumique pour trois coupes situées au haut, au centre et au bas de la pente (Profil 1, Profil 2 et Profil 3). Comme on peut le constater à la figure 5.11, les mesures de succion ont été effectuées seulement pour la première heure du test. Un bris avec le système d'alimentation des capteurs de pression a empêché la prise de mesures pour le reste du test. Cependant les mesures de teneur en eau volumique ont été réalisées avec succès. Les principales constatations que l'on peut tirer de la figure 5.11 sont les suivantes. Tout d'abord, on remarque que la succion à $t=0$ (conditions initiales) est différente de l'équilibre hydrostatique. Ces valeurs de pression ont été obtenues en inclinant la boîte environ 6 heures avant le début de l'essai S2. On remarque également dans les trois profils de pression que la succion dans la couche de matériau grossier est influencée par la position le long de la pente. Plus on se situe dans le haut, plus la succion est grande (-0,15 m d'eau dans le Profil 1 comparativement à -0,05 m d'eau dans les deux autres profils). Cela a été confirmé par les mesures de teneur en eau volumique. La teneur en eau volumique est plus faible dans le profil de la couche de gravier situé au haut de la pente (Profil 1) que dans celui situé au bas de la pente. On remarque également dans la couche de sable qu'il y a désaturation même au bas de la couche dans le profil situé au haut de la pente (Profil 1). Enfin, on présente à la figure 5.12 la répartition cumulative des débits récoltés dans les trous situés au bas de la boîte. De l'eau a été récoltée à partir du trou # 6 situé à 1,15 mètres du haut de la pente. À noter que la grande quantité d'eau récoltée aux trous #12 et #13 est due aux effets de parois, c'est-à-dire que l'eau rencontre le mur avant de descendre jusqu'au bas où elle est récoltée.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Mouillage	Drainage	Conditions initiales
S2	9,5°	$5,9 \times 10^{-5}$ m/s	2 heures	3 heures	Boîte inclinée à 9,5° 6 heures avant le début de S2

Figure 5.11 : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S2

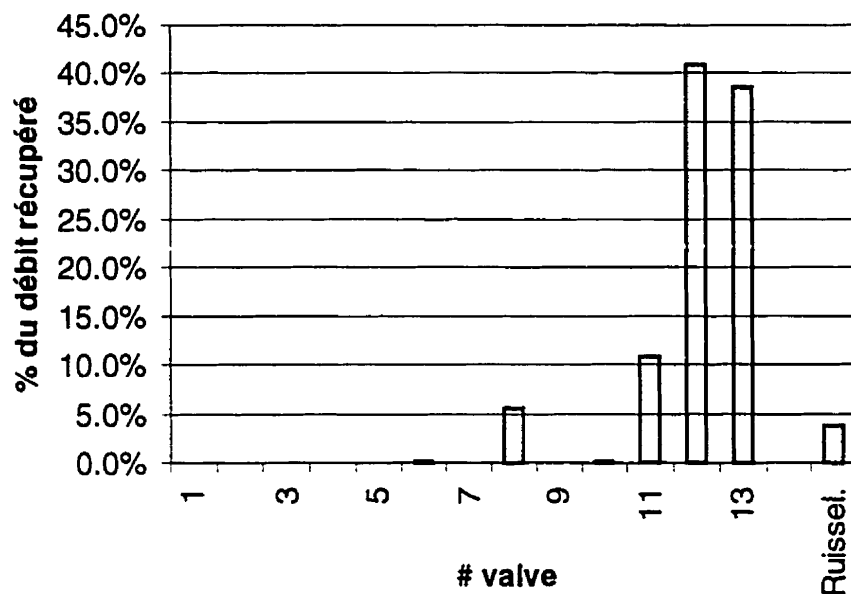


Figure 5.12 : Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S2 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)

Essai S3

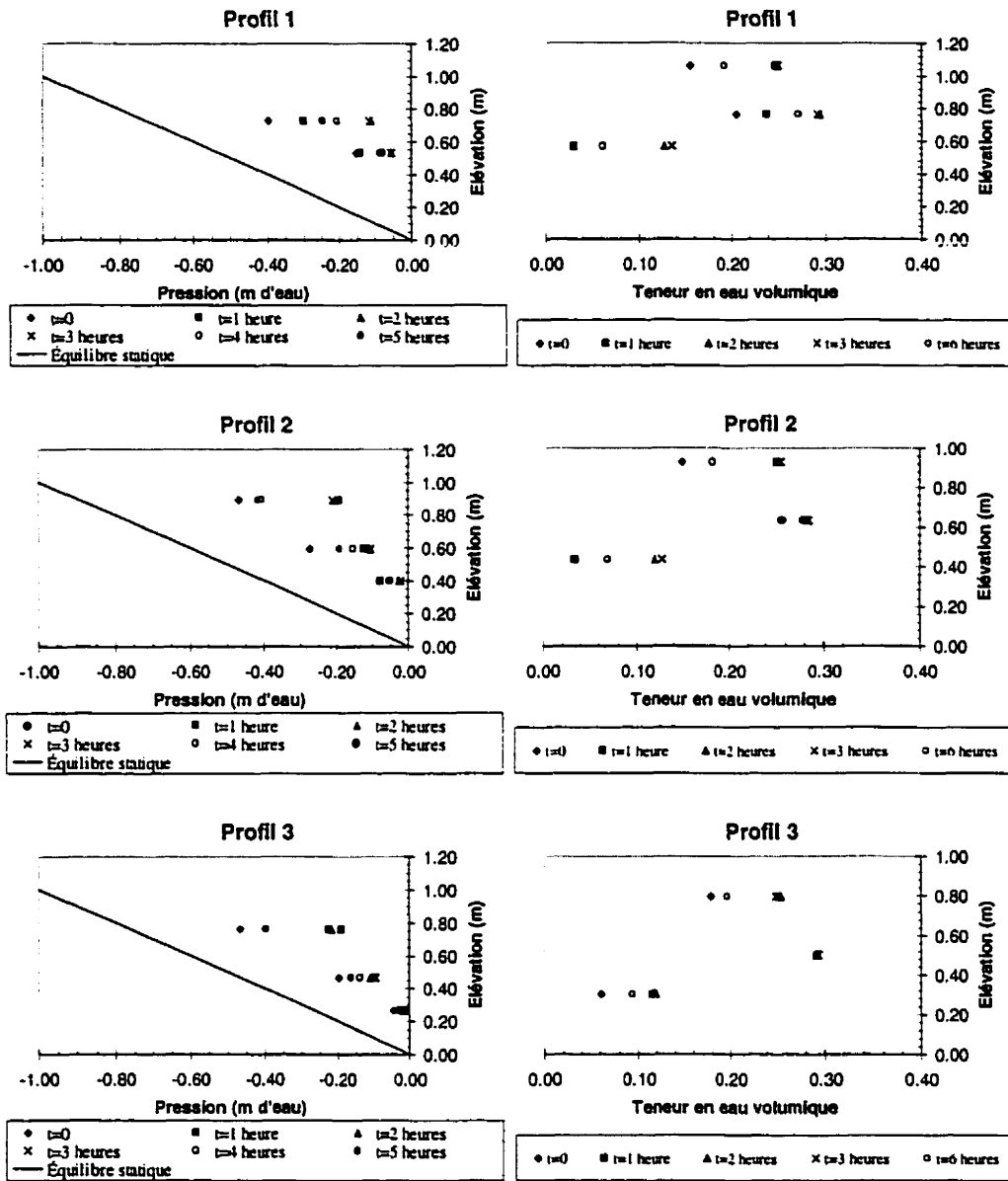
Les caractéristiques de l'essai S3 sont les suivantes : système bi-couche incliné de $9,5^\circ$ soumis à une précipitation de $2,1 \times 10^{-5}$ m/s pendant trois heures. Les principaux résultats obtenus en termes de teneur en eau volumique et de succion sont présentés à la figure 5.13. En ce qui concerne la succion, on remarque qu'encore une fois, les profils transitoires sont différents de l'équilibre statique. Les valeurs initiales de l'essai correspondent aux mesures effectuées 17 heures après la fin du mouillage de l'essai S2. Rappelons que les conditions initiales dans les essais effectués n'affectent à peu près pas les résultats obtenus puisque les taux de précipitation élevés simulés ramènent les conditions à peu près au même point après quelques minutes de mouillage seulement. On voit que la succion, au temps de départ de l'essai, dans la bas de la couche de sable est plus élevée dans le haut de la pente que dans le bas (-0,4 m d'eau comparativement à -0,2 m d'eau). Il est également intéressant de noter qu'après deux heures de drainage, les

valeurs de la succion dans la couche de gravier ont atteint l'équilibre. Tout comme pour l'essai S2, l'essai S3 montre que la succion est influencée par la position le long de la pente. En ce qui concerne les profils de teneur en eau volumique, ceux-ci sont à peu près identiques à ceux de l'essai S2. La seule différence est que la teneur en eau volumique de la couche de matériau grossier atteint la valeur de 0,12 seulement entre la première et la deuxième heure pour les profils 1 et 2 en raison du taux de précipitation plus faible. Tout comme pour l'essai S2, on observe au bas de la couche de sable, durant la période de drainage, une désaturation pour le profil situé au haut de la pente alors que le phénomène n'est pas observé au bas de la pente.

Pour ce qui est de l'eau récupérée au bas de la boîte, on remarque à la figure 5.14 que très peu d'eau est récupérée avant l'extrémité de la boîte (moins de 10 %). L'eau récupérée à l'extrémité de la boîte correspond à la l'eau qui a été transportée sur une distance de l'ordre de 2,5 m.

Essai S4

L'essai S4 simule une barrière capillaire bi-couche inclinée à $18,4^\circ$ soumise à un taux de précipitation de $2,1 \times 10^{-5}$ m/s pendant 3 heures. On retrouve les profils de succion et de teneur en eau volumique pour différentes coupes à la figure 5.15. Le pente du système a été rehaussée de 6 :1 à 3 :1 environ 4 heures avant le début des précipitations.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Mouillage	Drainage	Conditions initiales
S3	9,5°	$2,1 \times 10^{-5}$ m/s	3 heures	3 heures	24 heures après l'essai S2 (22 heures de drainage libre)

Figure 5.13 : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S3

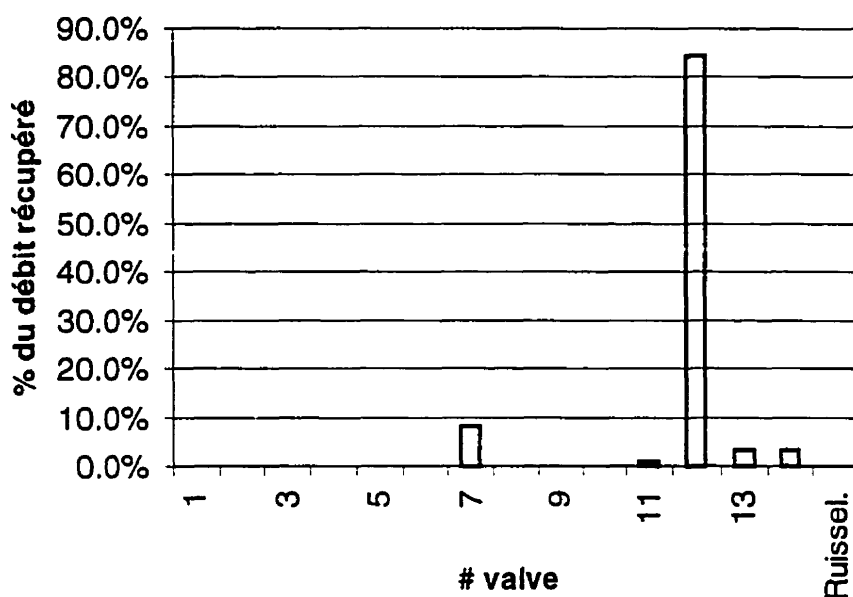
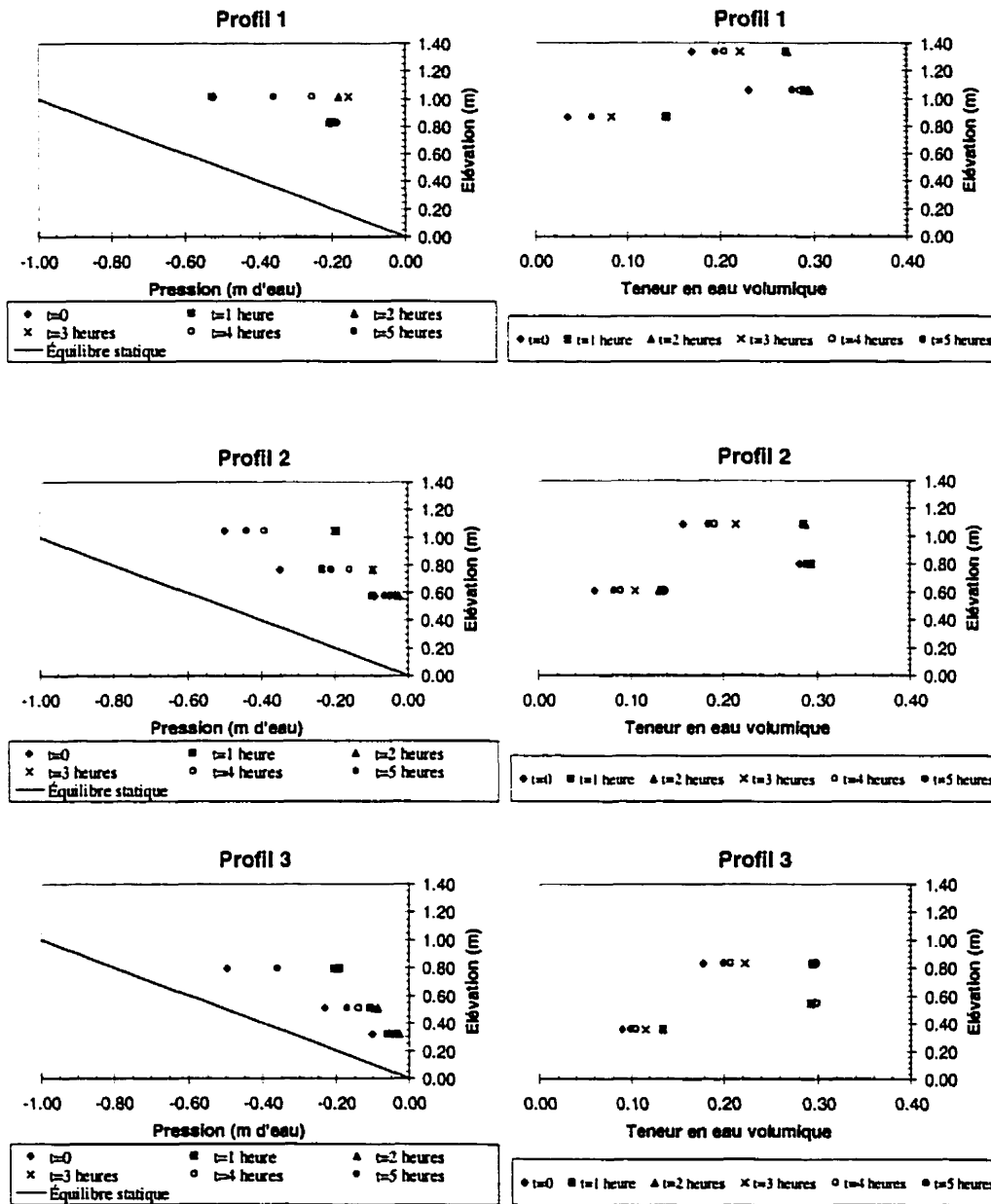


Figure 5.14 : Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S3 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)

En général, on remarque que les succions mesurées dans les différentes coupes sont supérieures à celles observées avec le système incliné à 6 : 1 (voir figures 5.11 et 5.13). Par exemple, la succion a atteint -0,2 m d'eau dans la couche de gravier au haut de la pente et près de -0,1 m d'eau dans le bas de la pente. Les valeurs mesurées pour la pente de 6 : 1 (9,5°) étaient plutôt de l'ordre de -0,15 m d'eau dans le haut de la pente et de -0,06 m d'eau dans le bas de la pente. Les profils de teneur en eau volumique quant à eux sont similaires à ceux des essais S2 et S3, c'est à dire que l'on observe une désaturation du bas de la couche de sable seulement au haut de la pente. En ce qui concerne les eaux recueillies au bas de la boîte, on retrouve le pourcentage du débit total récupéré à chaque trou à la figure 5.16. Peu d'eau (moins de 10 % du débit total) a été récupérée avant la valve #11 située à 2,15 m du haut de la pente. Cependant, une faible quantité (moins de 1 %) a été récoltée à la valve #5 située à 0,95 m.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Mouillage	Drainage	Conditions initiales
S4	18,4°	$2,1 \times 10^{-5}$ m/s	3 heures	2 heures	Boîte inclinée à 18,4° pendant quatre heures après l'essai S3 (9,5°)

Figure 5.15 : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S4

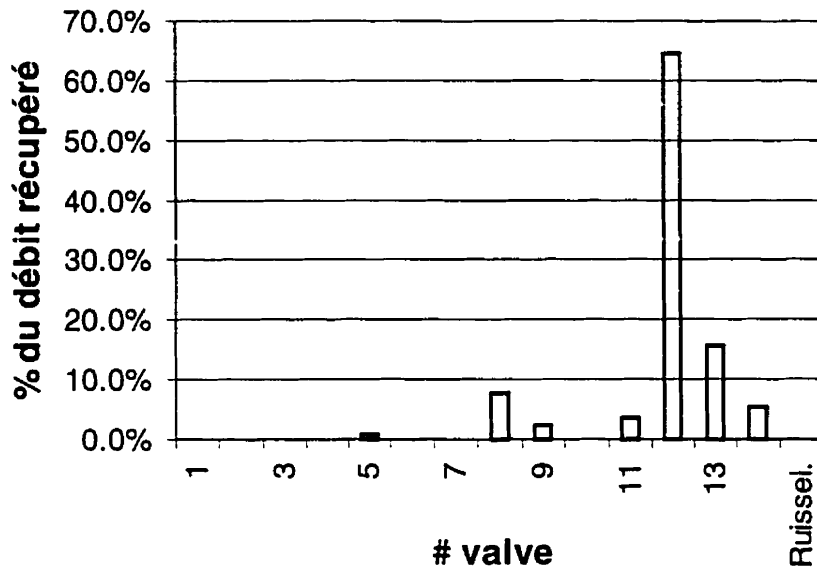
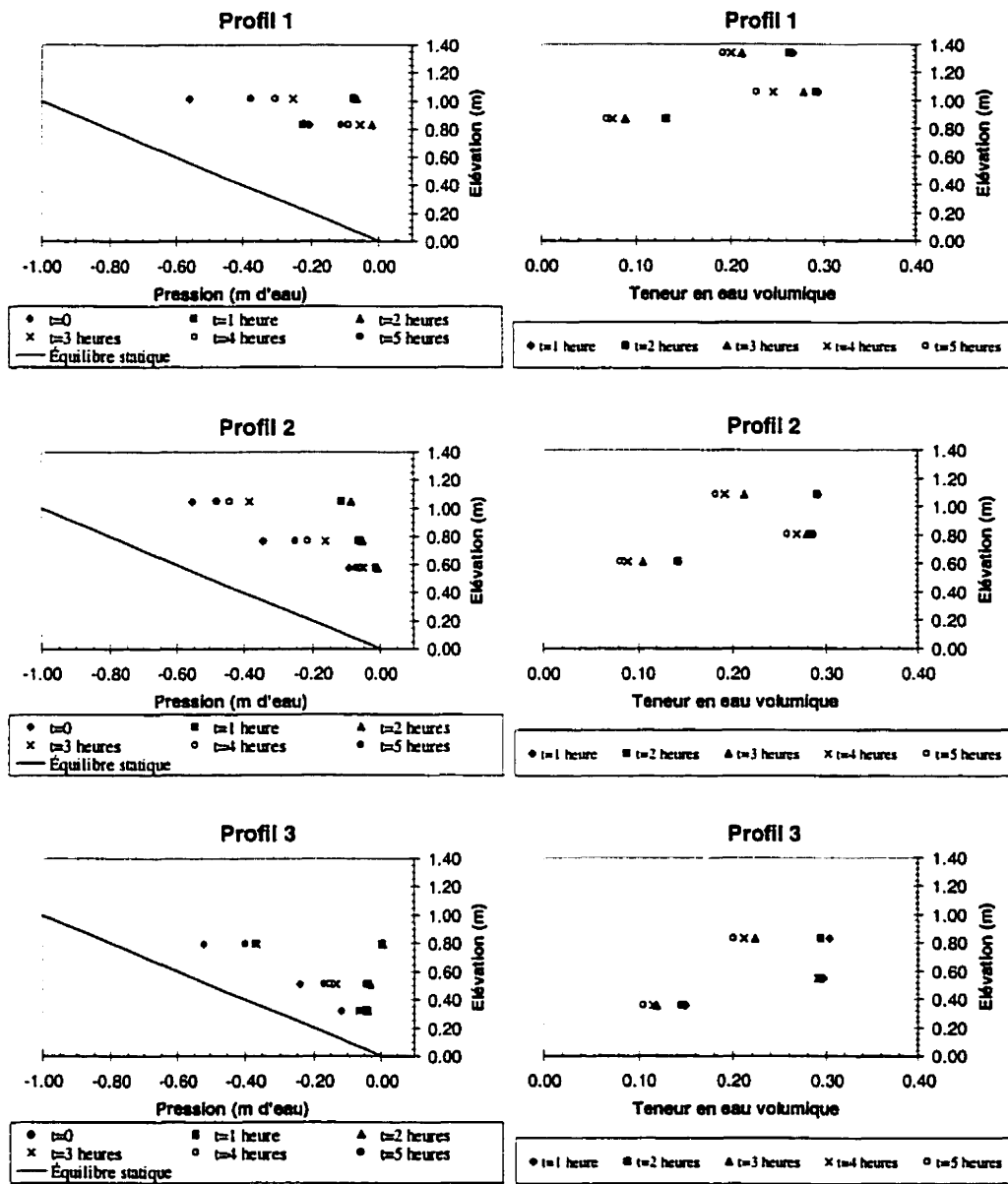


Figure 5.16 : Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S4 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)

Essai S5

L'essai S5 est un essai sur système bi-couche incliné de $18,4^\circ$ soumis à un taux de précipitation de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s pendant deux heures. Les conditions initiales correspondent à un drainage libre du système incliné à $18,4^\circ$ pendant environ 24 heures. Les principaux résultats en terme de succions et de teneurs en eau volumiques dans les couches sont présentés à la figure 5.17. Les profils de succion et de teneur en eau volumique dans les trois coupes sont à peu près identiques à ceux de l'essai S4. La seule différence pour la succion est que, parce que le taux de précipitation est supérieur, la succion dans la couche de sable, après deux heures de précipitation, atteint à peu près zéro. En ce qui concerne les teneurs en eau volumique, les profils montrent une désaturation dans le bas de la couche de sable pour le Profil 1 et le Profil 2. Pour ce qui touche les débits récupérés dans les trous au fond de la boîte, les principaux résultats sont présentés à la figure 5.18. Les résultats obtenus sont très similaires à ceux de l'essai S4 à l'exception qu'une certaine quantité d'eau a été récupérée en ruissellement (environ 10 %).



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Mouillage	Drainage	Conditions initiales
S5	18,4°	$5,9 \times 10^{-5}$ m/s	2 heures	3 heures	24 heures de drainage après le mouillage de l'essai S4

Figure 5.17 : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S5

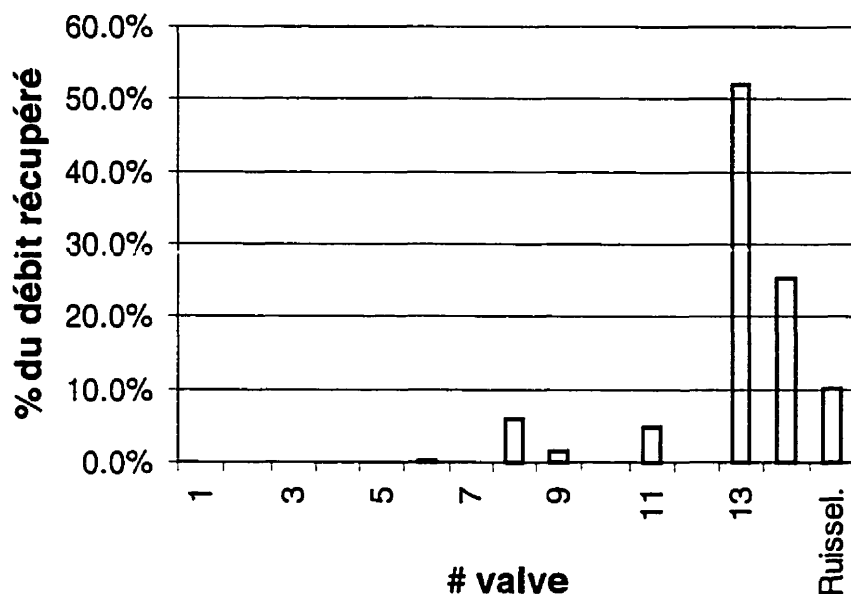


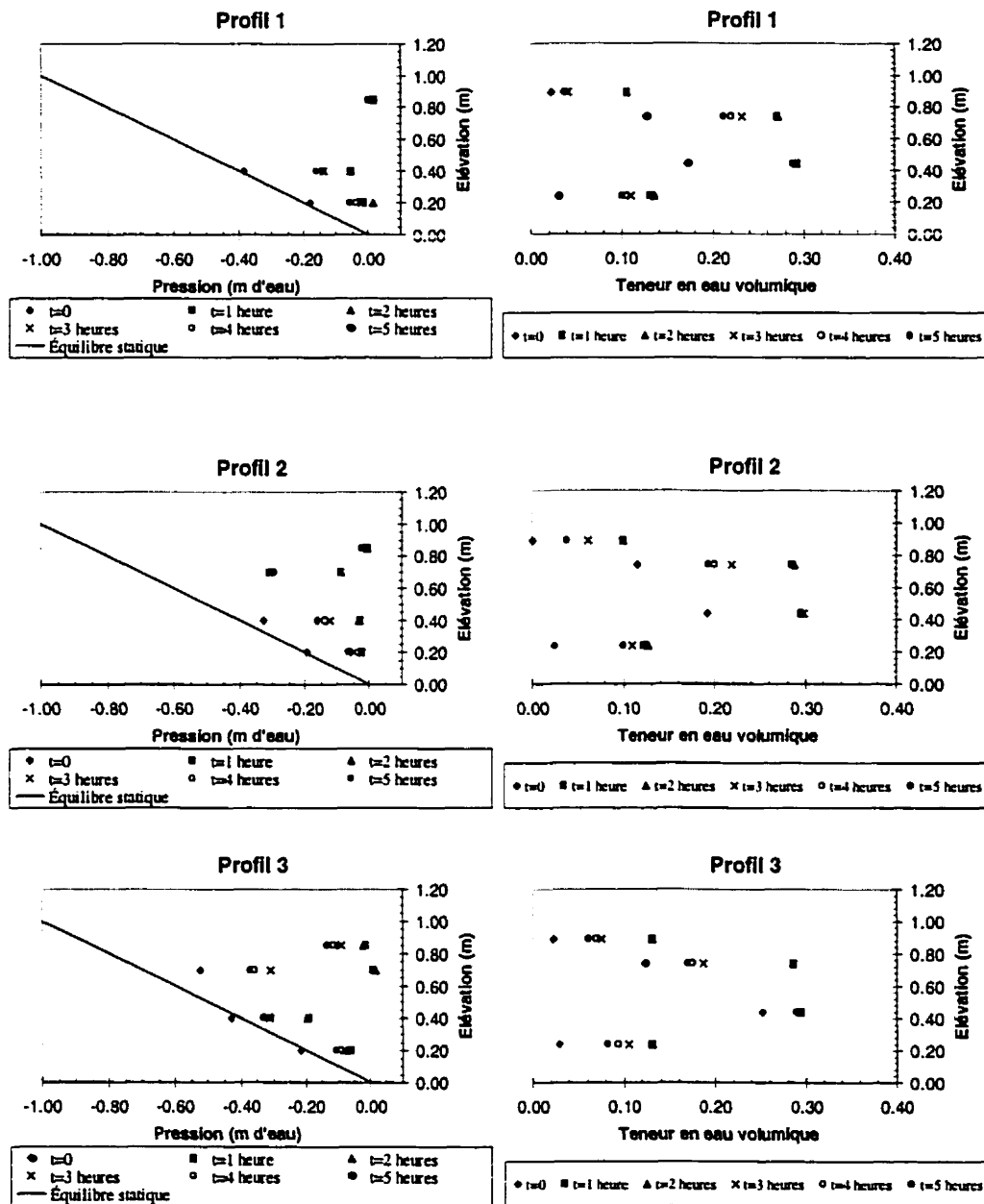
Figure 5.18 : Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S5 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)

Essai S6

L'essai S6 est un essai réalisé sur un système tri-couche horizontal soumis à un taux de précipitation de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s pendant deux heures. La troisième couche a été placée par-dessus les deux autres couches après la réalisation de l'essai S5, ce qui signifie que pour l'essai S6, seule la couche du dessus est sèche. On remarque à la figure 5.19 que les profils de succion sont près de l'équilibre statique (ou hydrostatique). Ceci est dû au fait que la boîte est demeurée inclinée à une pente de 3 : 1 pendant près de cinq jours avant le début de l'essai. Les conditions initiales de cet essai correspondent donc à l'état de la boîte inclinée de $18,4^\circ$ avec cinq jours de drainage subséquent. Rappelons cependant que cet état initial n'affecterait le comportement hydrique du système que durant les premières minutes de la période de mouillage en raison des valeurs élevées des taux de précipitation imposées. Après la période de mouillage, on retrouve un profil de succion, pour la couche de gravier du bas et la couche de sable, similaire à celui observé pour le

système bi-couche (voir figure 5.10). Pour ce qui est de la succion dans la couche de matériau grossier du haut, les résultats entre les profils 1, 2 et 3 ne concordent pas. Il semble que seul le tensiomètre du Profil 3 ait fonctionné.

Comme les profils de succion des systèmes bi-couche et tri-couche sont similaires dans les deux premières couches, les profils de teneurs en eau sont également très semblables. Pour ce qui est des couches de gravier du haut et du bas, elles atteignent environ 0,10 à 0,12 (S_r de 23 à 29 %) de teneur en eau volumique durant la période de mouillage pour redescendre rapidement à environ 0,08 à 0,10 (S_r de 19 à 23 %) pour la couche du bas et environ 0,4 (S_r d'environ 10 %) dans la couche du haut après trois heures de drainage. Les teneurs en eau dans le sable sont à peu près similaires pour les trois coupes étudiées. Après deux heures de mouillage, la couche de sable atteint à peu près sa valeur à saturation ($\approx 30\%$). Après trois heures de drainage, le sable se désature dans le haut, jusqu'à atteindre une teneur en eau volumique d'environ 0,20 (S_r d'environ 67 %), alors qu'il demeure à sa valeur saturée ($\approx 0,30$) dans le bas de la couche. Les valeurs de pression et de teneur en eau volumique retrouvées dans cet essai correspondent assez bien avec celles prédites par la modélisation numérique unidimensionnelle (voir Chapitre 3, figure 3.18).



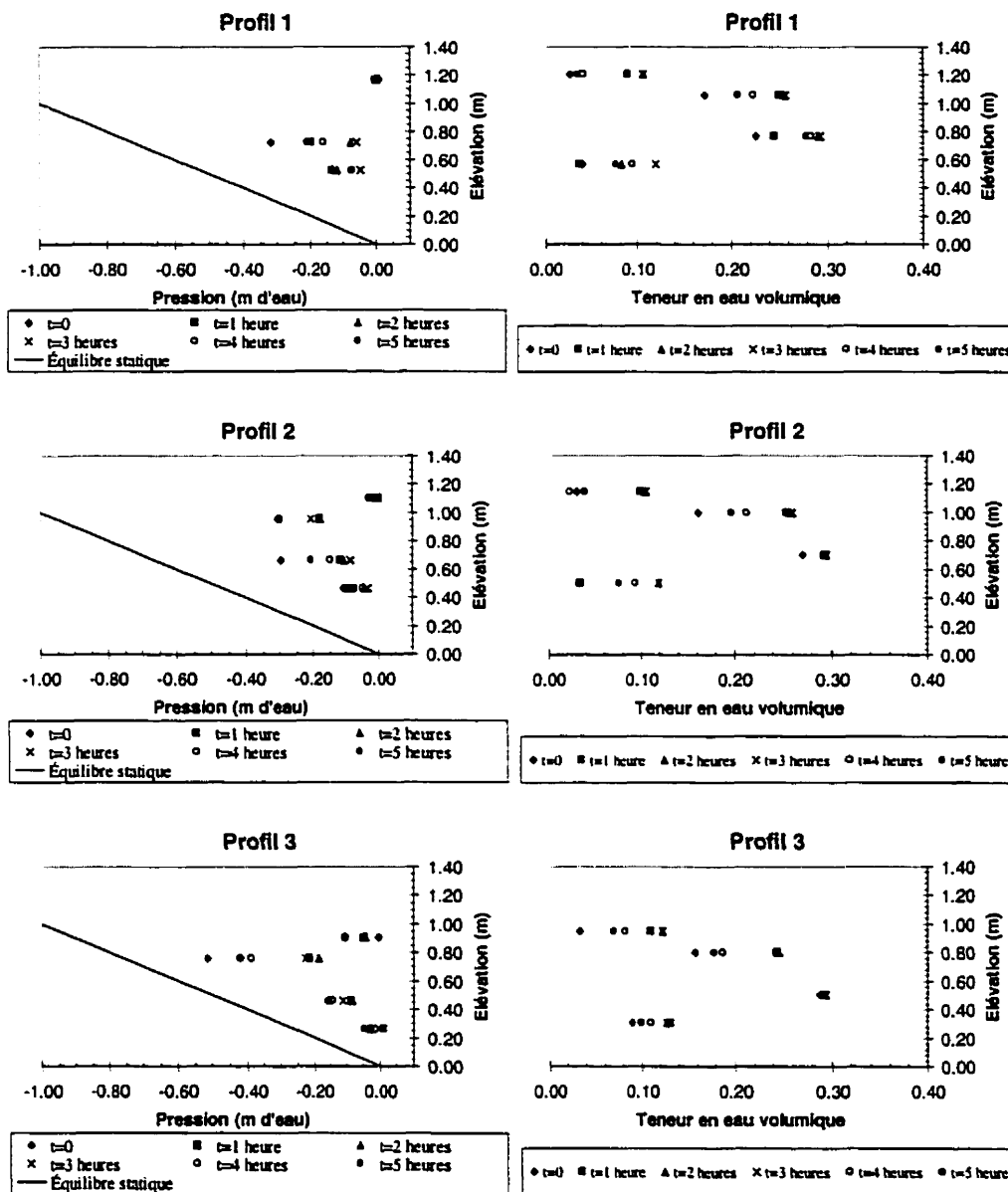
Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Mouillage	Drainage	Conditions initiales
S6	0°	$5,9 \times 10^{-5}$ m/s	2 heures	3 heures	2 couches du bas soumises à 5 jours de drainage à 18,5°; couche du haut sèche

Figure 5.19 : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S6

Essai S7

L'essai S7 consiste en un système tri-couche incliné de $9,5^\circ$ soumis à un taux de précipitation de $2,1 \times 10^{-5}$ m/s pendant trois heures. Préalablement à l'application du taux de précipitation (environ 5 heures), le système a été placé de la position horizontale à la position inclinée de $9,5^\circ$, ce qui fait que les valeurs initiales ($t=0$) correspondent à des valeurs presque à l'équilibre. Les profils de succion et de teneur en eau volumique montrent des tendances à peu près identiques, dans les deux couches du bas, à celles observées pour le système bi-couche (voir figure 5.20). Quant à la couche de gravier du haut, on retrouve des valeurs de teneur en eau volumique quelque peu inférieures à la couche de gravier du bas et ce, dans les trois sections. On remarque également que la teneur en eau est affectée par la position le long de la pente; la teneur en eau volumique est supérieure dans le bas de la pente. Cependant, les succions mesurées dans cette couche sont inférieures, pour les Profils 1 et 2, à celles qui correspondent aux teneurs en eau volumique mesurées. Ceci pourrait être dû en partie à la difficulté de mesurer la succion à l'aide d'un tensiomètre dans les matériaux grossiers. D'ailleurs, la norme ASTM (ASTM D3404-91; Stannard, 1990) recommande d'enlever les particules plus grandes que 6 mm afin d'améliorer la prise de mesure. Dans le cas du gravier étudié, environ 10% des particules ont un diamètre supérieur à 6 mm. Cependant, l'allure des profils observés, autant en terme de teneur en eau volumique qu'en terme de succion, sont similaires à ceux observés dans les modélisations 1D (voir Chapitre 3).

En ce qui concerne l'eau récupérée au bas de la boîte, on remarque à la figure 5.21 qu'encore une fois, un peu d'eau a été récupérée aux valves #7 et #8 (environ 10 %) mais la majeure partie de celle-ci se retrouve dans la valve #13 située à l'extrémité de la boîte. Cela signifie que la majeure partie de l'eau est déviée sur une distance plus grande que ce que permet de mesurer la boîte inclinée.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Mouillage	Drainage	Conditions initiales
S7	9,5°	$2,1 \times 10^{-5}$ m/s	3 heures	2 heures	18 heures de drainage après le mouillage de l'essai S6 suivi de 2 heures à 9,5°

Figure 5.20 : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S7

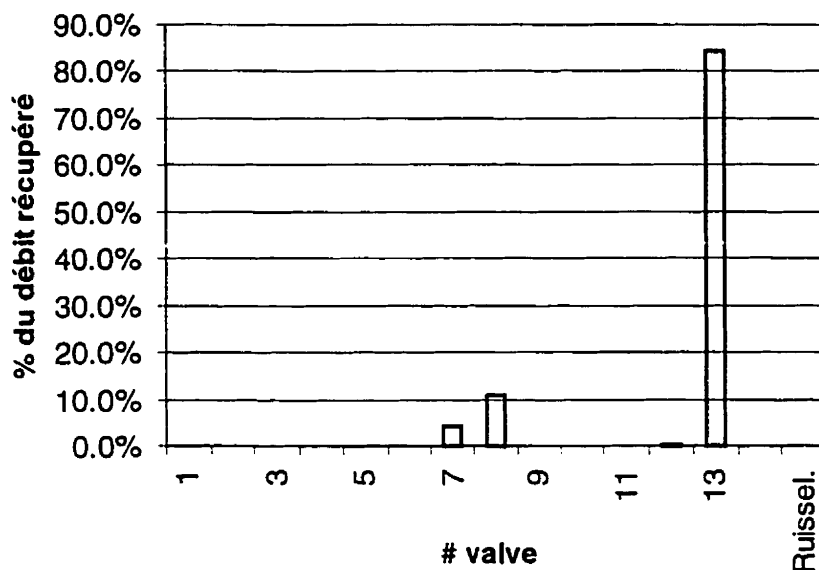


Figure 5.21 : Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S7 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)

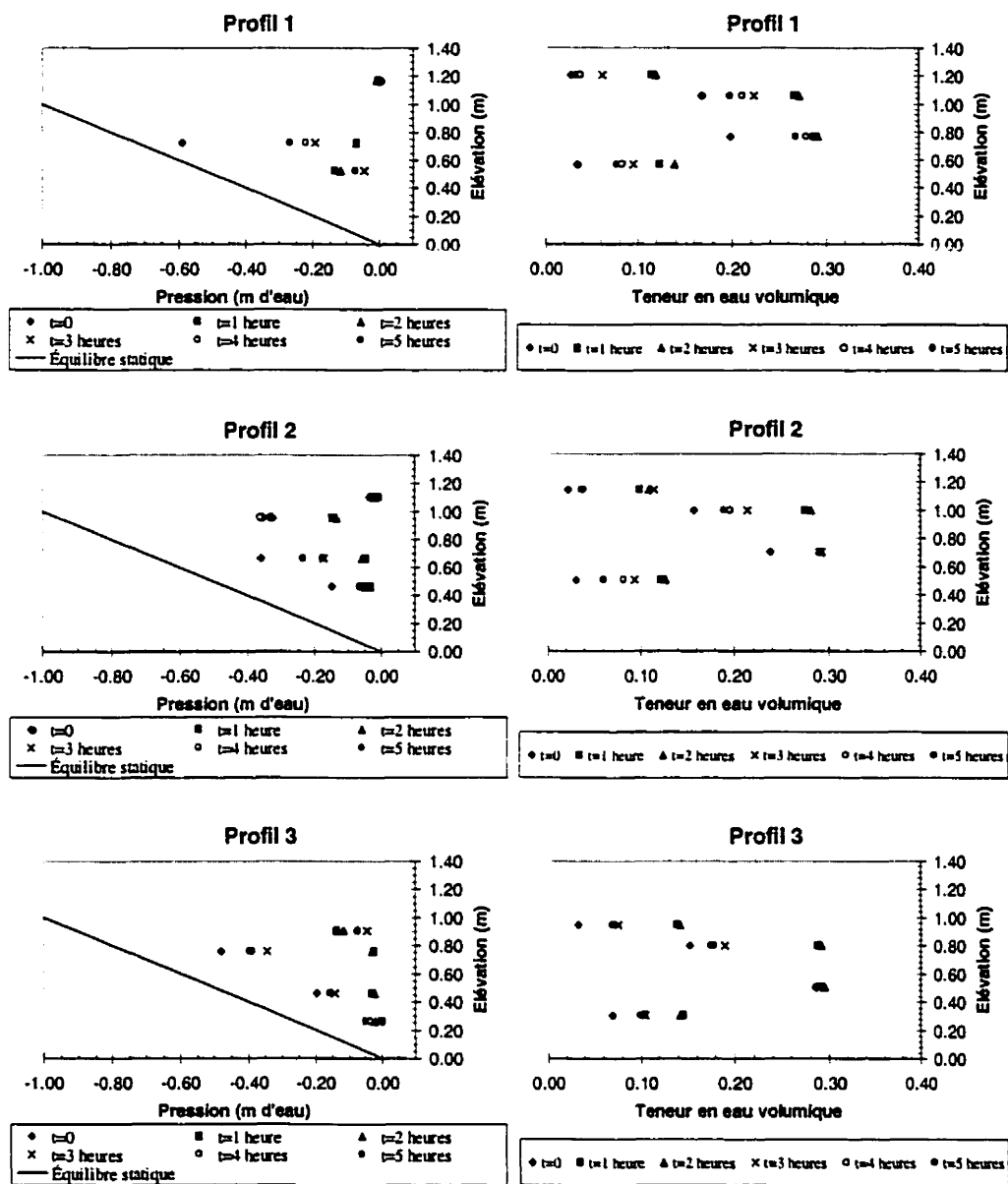
Essai S8

L'essai S8 est similaire à l'essai S7 (tri-couche, inclinaison de $9,5^\circ$) à l'exception que le système est soumis à un taux de précipitation de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s pendant deux heures. Les principaux résultats de l'essai S8 sont résumés à la figure 5.22. La principale différence entre les résultats de cet essai et l'essai S7, en ce qui concerne la succion, est que celle-ci se rapproche de zéro lors de la période de mouillage étant donné l'apport en eau supérieur de cet essai. Pour le reste, les profils de pression sont similaires et typiques de ce que l'on retrouve lorsqu'il y a des effets de barrière capillaire. Cependant, la position dans la pente influence les valeurs mesurées; les pressions sont plus élevées dans le haut de la pente que dans le bas de la pente. Pour ce qui concerne les teneurs en eau volumiques, celles-ci atteignent des valeurs supérieures dans la couche de sable, par rapport à l'essai S7, durant la période de mouillage en raison du taux de précipitation supérieur. Les valeurs de teneurs en eau sont typiques de celles retrouvées dans les barrières capillaires, c'est-à-dire de faibles teneurs en eau volumiques dans les couches

de matériaux grossiers du haut et du bas et des teneurs en eau volumiques supérieures dans la couche de matériau fin du centre (couche de sable). L'essai S8 montre cependant qu'il y a une perte d'eau dans la couche de sable en période de drainage prolongée et ce, particulièrement dans le haut de la pente. Les résultats concernant l'eau récupérée dans les trous du fond de la boîte sont quant à eux présentés à la figure 5.23.

Essai S9

L'essai S9 est un essai sur un système tri-couche incliné à $18,4^\circ$ soumis à une précipitation de $2,1 \times 10^{-5}$ m/s pendant trois heures. Les principaux résultats obtenus sont présentés aux figures 5.24 et 5.25. En terme de pressions, on remarque à la figure 5.24 qu'il se développe des pressions supérieures à la pression à l'entrée d'air dans la couche de sable ($\psi_a \approx 0,35$ m d'eau pour le sable) sauf au bas de la couche de la coupe située au bas de la pente (Profil 3). Les valeurs de pression sont encore une fois typiques de ce que l'on retrouve dans des systèmes avec effets de barrière capillaire. Pour les teneurs en eau volumiques, la principale constatation est qu'elles sont influencées par la position le long de la pente. Les teneurs en eau sont inférieures au haut de la pente par rapport au bas de la pente. En terme de capacité de diversion du système, on remarque à la figure 5.25 que toute l'eau est déviée jusqu'à l'extrémité de la boîte (valves #13 et #14). L'essai bi-couche (voir figure 5.16) montre que la capacité de diversion est augmentée avec l'ajout d'une troisième couche. En effet, environ 80 % de l'eau se retrouvait entre les valves #1 à #12 pour l'essai bi-couche alors que l'on retrouve de l'eau seulement aux valves #13 et #14 pour le système tri-couche. Quant aux quantités d'eau au bas de la boîte, on remarque que l'eau est surtout récupérée au bout de la boîte (au bas de la pente) aux valves #13 et #14. Par rapport à l'essai bi-couche (essai S2), la longueur effective du bris capillaire semble supérieure. En effet, on remarque à l'aide de la figure 5.12 que plus de 55 % de l'eau avait été récupérée avant la valve #12 pour l'essai bi-couche alors que ce pourcentage n'est que d'environ 15 % pour l'essai tri-couche.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Mouillage	Drainage	Conditions initiales
S8	9,5°	$5,9 \times 10^{-5}$ m/s	2 heures	3 heures	18 heures de drainage après le mouillage de l'essai S7

Figure 5.22 : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S8

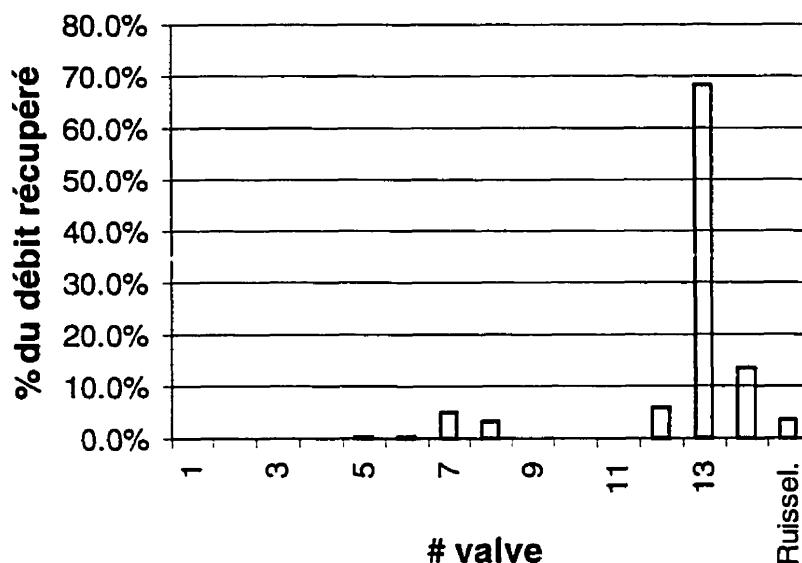
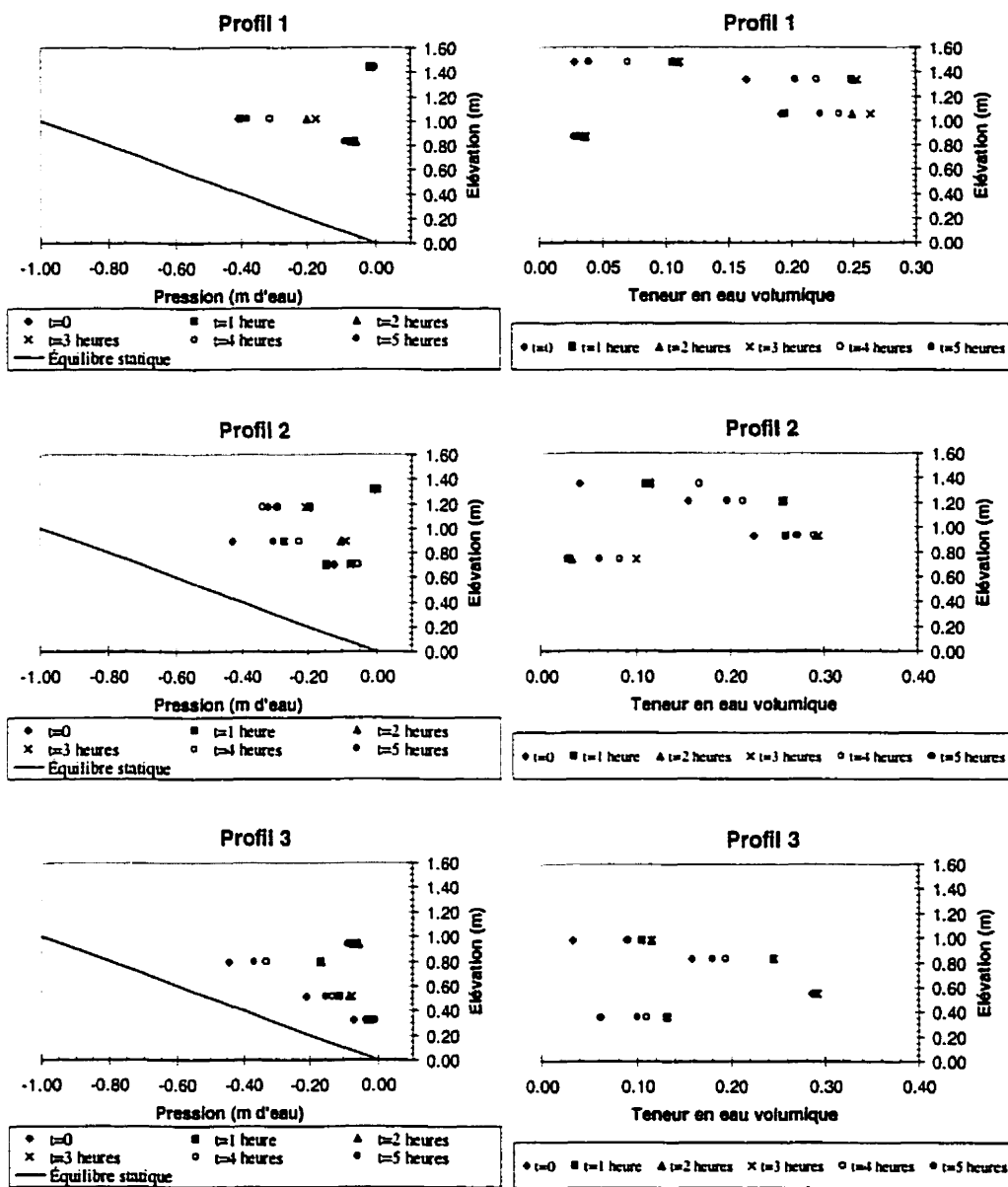


Figure 5.23 : Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S8 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)

Essai S10

On présente, à la figure 5.26, les résultats de l'essai réalisé sur un système tri-couche incliné de $18,4^\circ$ soumis à un taux de précipitation de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s pendant deux heures. Encore une fois, les succions observées dans la couche de sable, à l'exception du bas de la couche du Profil 3, dépassent la pression à l'entrée d'air ψ_a du matériau. Cela signifie que la teneur en eau volumique dans cette couche est inférieure à la valeur à saturation en drainage, sauf pour le bas de la couche du Profil 3, comme on peut le constater dans les profils de la teneur en eau volumique. En ce qui concerne la répartition des débits au bas de la boîte, on présente les résultats à la figure 5.27. En comparant les résultats de l'essai bi-couche réalisé dans les mêmes conditions (essai S5) on remarque que la capacité de diversion du système tri-couche est légèrement supérieure à celle du système bi-couche. Environ 8 % du débit a été récupéré aux valves #1 à #12 dans le cas du système tri-couche alors que plus de 12 % du débit a été récupéré dans le cas du système bi-couche.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Mouillage	Drainage	Conditions initiales
S9	18,4°	$2,1 \times 10^{-5}$ m/s	3 heures	2 heures	15 heures de drainage après le mouillage de l'essai S8 suivi de 2 heures de drainage à 18,4°

Figure 5.24 : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S9

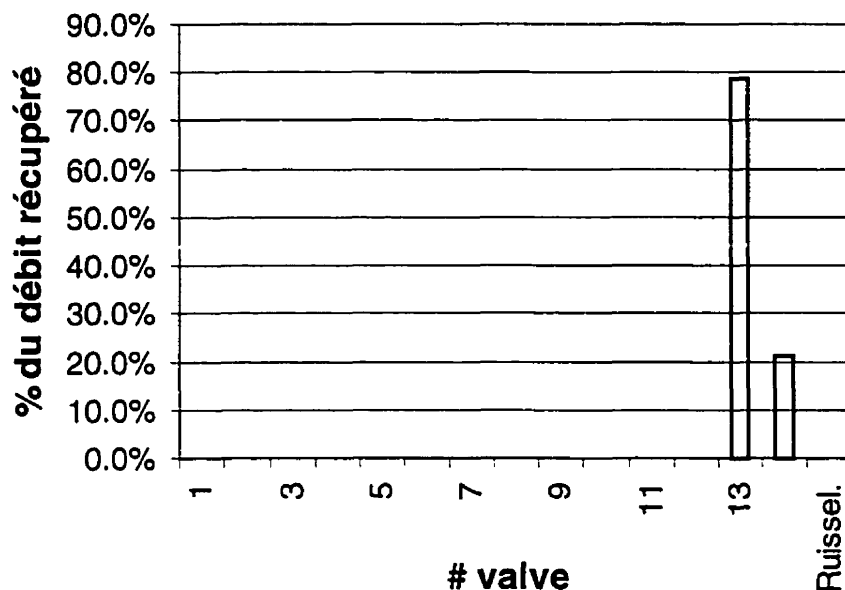
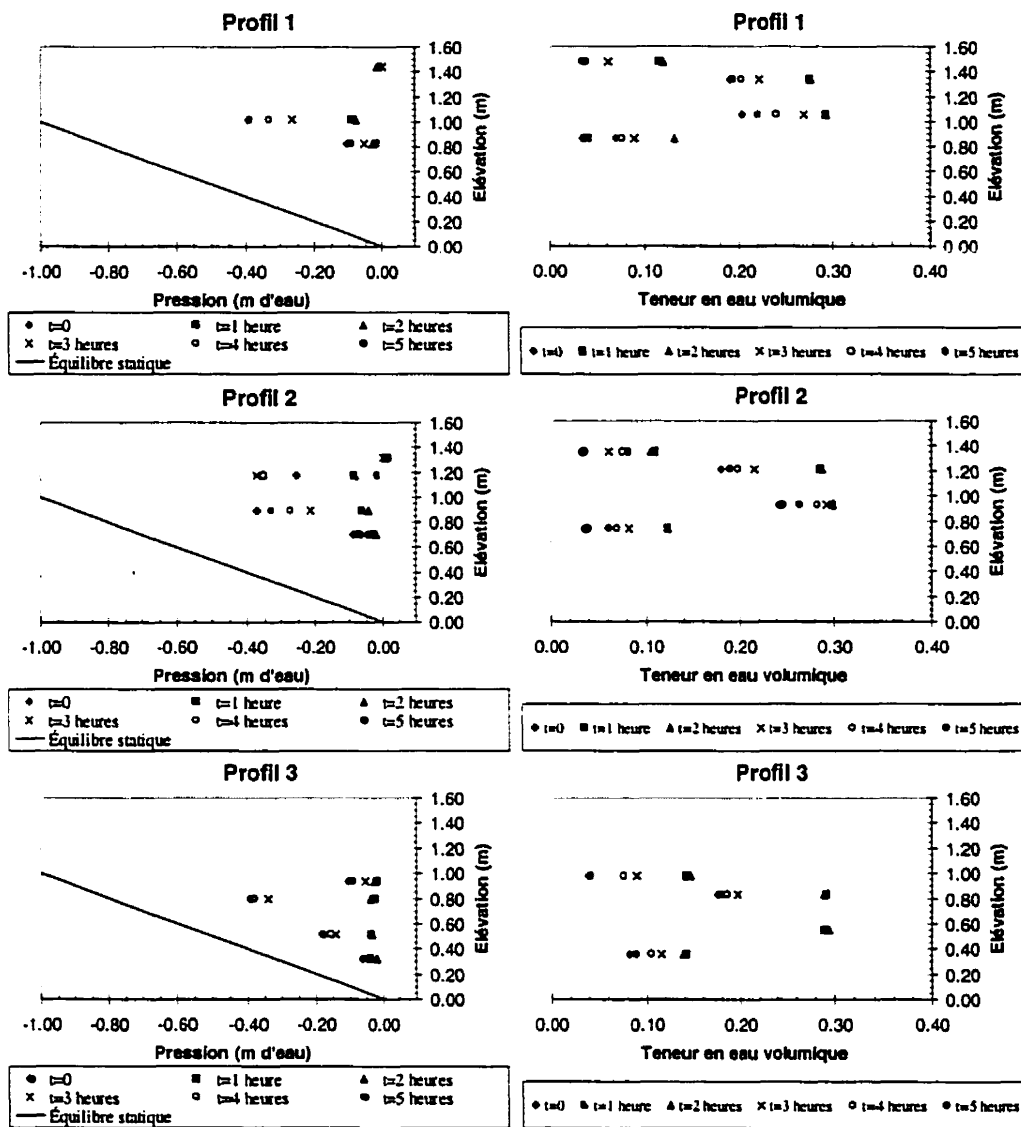


Figure 5.25 : Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S9 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)

5.2 Modélisations numériques

Afin de mieux comprendre les résultats des essais en boîte inclinée, des modélisations numériques ont été réalisées. Le logiciel utilisé pour la réalisation des modélisations numériques est le même que celui présenté au Chapitre 3, soit SEEP/W. Rappelons que ce logiciel, déjà validé pour ce qui concerne l'écoulement non saturé unidimensionnel dans des barrières capillaires, utilise la loi de Darcy pour l'écoulement de l'eau, autant en milieu saturé que non saturé. Ce logiciel, basé sur la méthode des éléments finis, permet de simuler un régime permanent ou transitoire. Il permet également la mise en place de différentes conditions frontières (ex. variation de la charge en fonction du temps, flux nodal versus temps). Plus de détails concernant le logiciel peuvent être trouvés dans GEOSLOPE International (1994).



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Mouillage	Drainage	Conditions initiales
S10	18,4°	$5,9 \times 10^{-5}$ m/s	2 heures	3 heures	5 heures de drainage après le mouillage de l'essai S9

Figure 5.26 : Valeurs de succion et de teneur en eau volumique pour l'essai S10

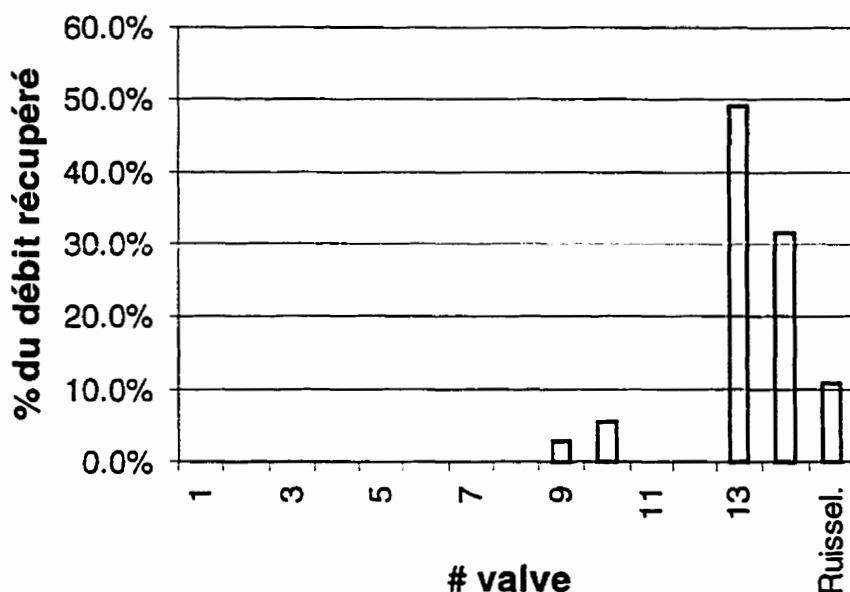


Figure 5.27 : Répartition de l'eau récupérée au bas de la boîte pour l'essai S10 (la valve #1 correspond au haut de la boîte et les valves sont espacées de 20 cm)

Les conditions frontières utilisées pour la réalisation des modélisations sont :

- une charge h équivalant à la pression atmosphérique à l'endroit où l'on retrouve des valves (simulation de drain);
- un flux unitaire sur les nœuds du dessus visant à simuler le taux de précipitation.

Le modèle est constitué d'éléments quadratiques avec nœuds secondaires (ordre d'intégration de 9) de dimension 5 cm de longueur x 2 cm de hauteur pour les éléments situés loin de l'interface et 5 cm de longueur x 1 cm de hauteur pour les éléments près de l'interface (voir figure 5.28). Les courbes de rétention d'eau ainsi que les fonctions de perméabilité incorporées dans les modèles numériques sont celles prédites respectivement par le modèle van Genuchten (1980) et Mualem (1976a; à l'aide de la solution analytique approchée proposée par van Genuchten, 1980) qui ont été présentées aux figures 5.5 et 5.6.

Pour le démarrage de modélisations en régime transitoire, il est essentiel d'avoir un état initial du modèle en terme de charge hydraulique h . Pour obtenir cet état initial, les résultats de l'analyse en régime permanent du même modèle soumis au même taux de précipitation ont été utilisés. Comme le contraste entre les deux matériaux est grand et que les courbes de succion et fonctions de perméabilité des matériaux ont un comportement fortement non-linéaire (voir figure 5.5), les analyses en régime transitoire ont nécessité un découpage serré du temps. C'est-à-dire que le temps entre deux pas a été de l'ordre de 10 secondes pour la période de mouillage et de 100 secondes pour la période de drainage. Pour modéliser 24 heures, il fallait compter plus de 2 jours de calcul en temps réel avec un Pentium Pro de 166 MHz.

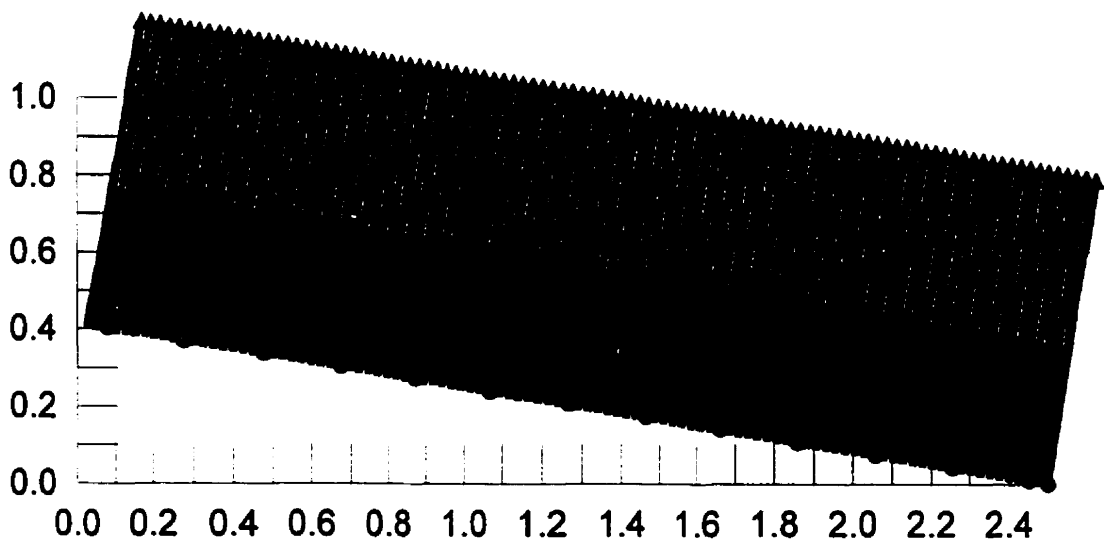


Figure 5.28 : Exemple de maillage utilisé pour la modélisation numérique d'un essai bi-couche en boîte inclinée (les triangles verts représentent une condition de flux unitaire alors que les cercles rouges représentent des conditions de drain)

Pour la représentation des résultats, tout comme pour les valeurs mesurées à l'intérieur de la boîte, trois vues en coupe de la boîte appelées Profil 1, Profil 2 et Profil 3 ont été utilisées. La position des coupes est identique à celle utilisée pour les essais expérimentaux.

5.2.1 L'essai S1

L'essai S1 est un essai sur un système bi-couche horizontal où le taux de précipitation appliqué est de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s pour une période de 1 heure et cinquante minutes. Les résultats, présentés à la figure 5.29, sont des profils de succion et de teneur en eau volumique pour une coupe allant de haut en bas. Sur les profils de succion et de teneur en eau volumique, on retrouve les valeurs prédites par le modèle numérique pour les temps 1 heure, 2 heures, 3 heures, 4 heures, 5 heures et 24 heures ainsi que les valeurs mesurées pour les même temps à l'exception de 24 heures puisque dans ce cas particulier, la durée de drainage maximale a été d'environ 15 heures. On présente également sur les profils de pression l'équilibre hydrostatique (ligne pleine). Cet équilibre correspond aux conditions de succion maximale pour un écoulement gravitaire où la succion équivaut à l'élévation. Les valeurs mesurées sont présentées sur les figures à l'aide des mêmes symboles que les valeurs prédites mais sans lien entre les symboles.

Les principales remarques que l'on peut soulever à partir des résultats présentés à la figure 5.29 sont les suivantes. En ce qui concerne la succion, on remarque que les profils prédits par le modèle numérique sont pratiquement similaires à ceux présentés au Chapitre 3 pour des barrières capillaires. C'est-à-dire que l'on retrouve la cassure caractéristique (succion constante malgré l'augmentation de l'élévation) dans la couche de matériau grossier due aux effets de barrière capillaire. On remarque également que les valeurs mesurées sont proches de celles prédites par le modèle numérique. La principale

différence entre les valeurs mesurées et prédites est que la succion se développe un peu plus rapidement que ce que prédit le modèle numérique.

Pour ce qui est des profils de teneur en eau, la figure 5.29 montre qu'après 1 heure de mouillage la teneur en eau volumique mesurée dans la couche de sable est à peu près égale à celle à saturation (0,31) alors que celle mesurée dans la couche de matériau grossier est d'environ 0,12 (S_r d'environ 29 %). Pour la couche de sable, ces valeurs sont à peu près celles prédites par le modèle numérique alors que pour le gravier, ces valeurs sont beaucoup plus faibles. Cet écart vient sans doute du fait que pour le modèle numérique, une légère différence en terme de pression a une grande influence sur la teneur en eau volumique due à la forte non-linéarité de la relation θ - ψ du gravier (voir figure 5.5). En drainage, autant les modélisations numériques que les valeurs mesurées montrent que la couche de sable reste saturée au bas de la couche et se désature dans le haut parce que les succions dans cette portion de la couche sont supérieures à la pression à l'entrée d'air ψ_a du sol. Un écart peut être observé entre les valeurs mesurées et les valeurs prédites dans le haut de la couche de sable. Cela est possiblement causé par l'écart entre la courbe prédite par le modèle de van Genuchten (1980) et les valeurs mesurées qui ont été utilisées pour le lissage. À la figure 5.5, on remarque qu'à partir de succions d'environ 40 cm d'eau, l'écart est significatif entre les deux.

L'effet d'hystérésis pourrait également expliquer pourquoi on retrouve des points ψ - θ aussi différents pour une même valeur de ψ (trois triangles à environ 0,05 de teneur en eau volumique pour une pression entre 40 et 55 cm d'eau alors que la majorité des triangles se situe à entre 0,2 et 0,25 pour une pression d'environ 40 cm d'eau). Cet aspect des effets d'hystérésis sera discuté plus loin dans ce chapitre. Pour la couche de gravier du bas, on remarque que le modèle numérique prévoit des valeurs supérieures à celles mesurées à l'aide des sondes RDT. Encore une fois, la très forte non-linéarité de la courbe de rétention d'eau du gravier peut servir à expliquer cette différence.

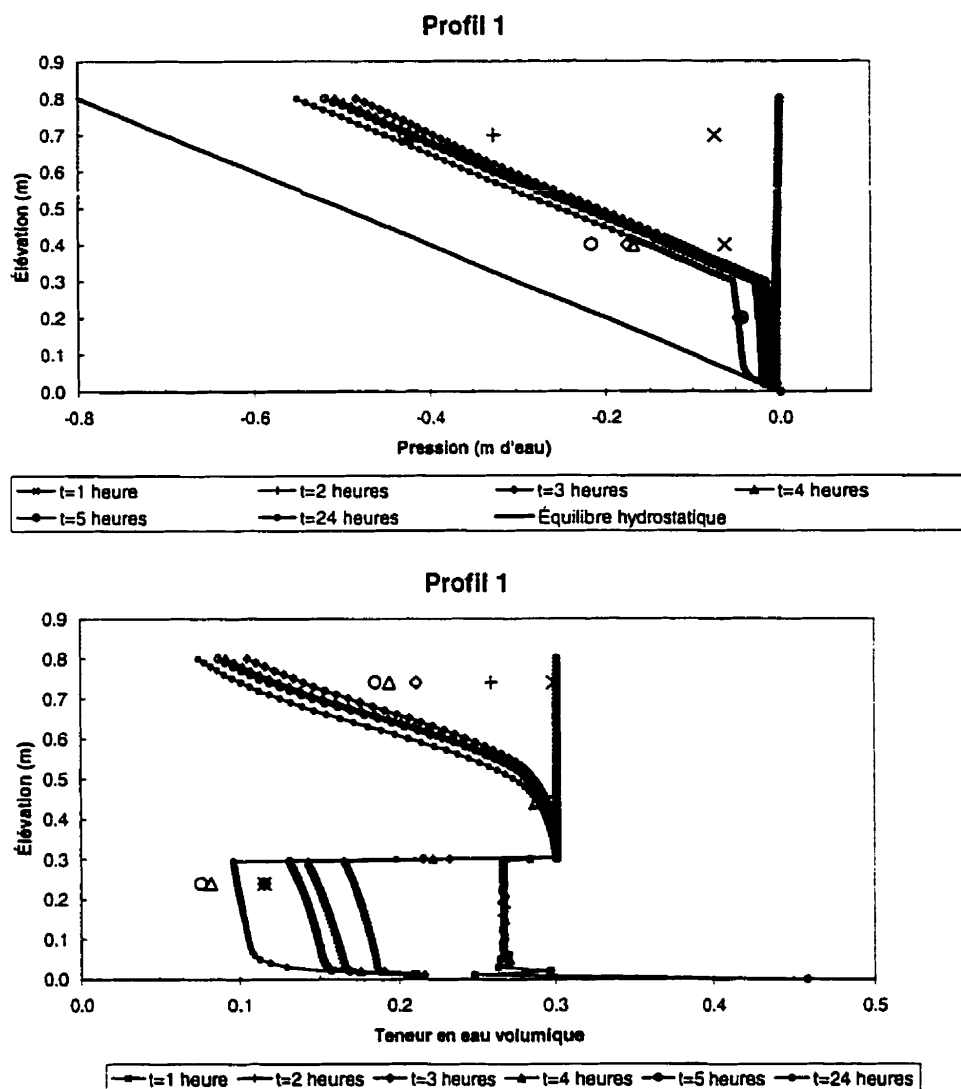


Figure 5.29 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S1.

5.2.2 L'essai S2

L'essai S2 est un essai sur un système bi-couche incliné de $9,5^\circ$ où le taux de précipitation appliqué est de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s pour une période de 2 heures. Les résultats,

sous la forme de profils pris à différents temps (1 heure, 2 heures, 3 heures, 4 heures, 5 heures et 24 heures) et à différents endroits, sont présentés à la figure 5.30, autant pour les analyses numériques que pour les valeurs mesurées. Rappelons que les conditions initiales, pour la modélisation numérique en régime transitoire, sont celles du régime permanent où la boîte est soumise à un taux de précipitation de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s.

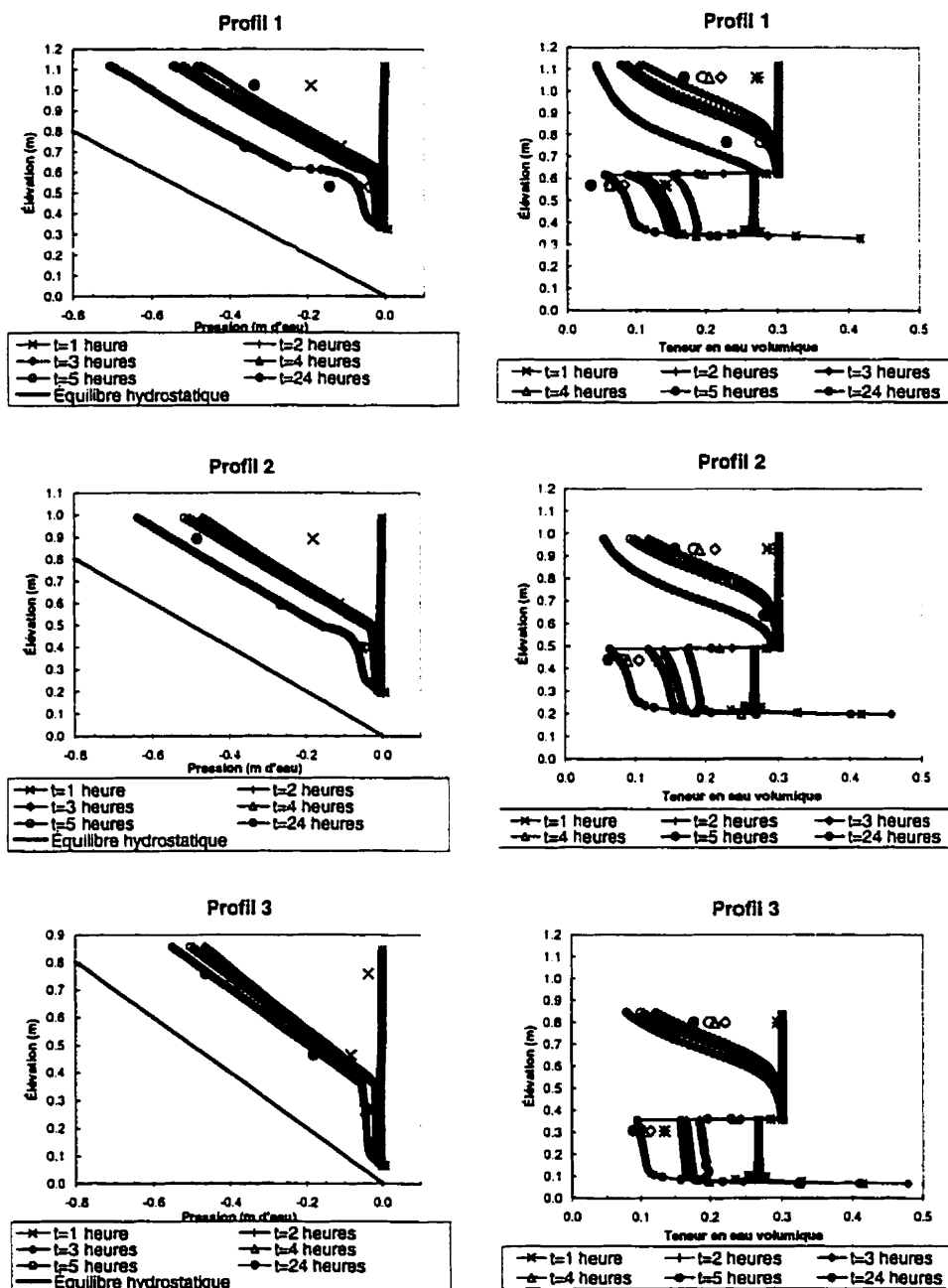
Les principales constatations que l'on peut tirer des analyses numériques sont les suivantes. On remarque tout d'abord que le bris capillaire, représenté par une droite quasi-verticale dans la couche du bas qui signifie que la succion augmente peu avec l'élévation, est présent dans le bas de la pente (Profil 3) après 24 heures (22 heures de drainage) mais devient de moins en moins significatif au fur et à mesure que l'on monte dans la pente (Profil 2 et 1). Cela entraîne des succions supérieures dans le haut de la pente (0,7 m d'eau dans la couche de sable pour le Profil 1 comparativement à 0,55 m d'eau dans le Profil 3) et donc des teneurs en eau inférieures. Dans le Profil 1, la teneur en eau au bas de la couche de sable est inférieure à la teneur en eau à saturation (0,23 versus 0,30) alors qu'elle équivaut à peu près à la teneur en eau à saturation dans les profils 2 et 3, ce qui signifie que la position le long de la pente a un impact sur le profil de teneur en eau.

La comparaison entre les valeurs prédites par le modèle numérique et les valeurs mesurées montre que les mêmes tendances sont observées. Tout comme pour l'essai S1, les principales différences entre les valeurs mesurées et prédites sont principalement observées pour les teneurs en eau volumiques dans le haut de la couche de sable où le modèle numérique semble prédire des valeurs inférieures à celles mesurées. Encore une fois, on peut expliquer en partie la différence par le fait que les fonctions hydriques utilisées dans le modèle numérique pourraient ne pas être parfaitement représentatives de la réalité. Au niveau des succions, la principale différence entre les valeurs mesurées et prédites se situe dans la couche de sable lors du mouillage. Le modèle numérique prédit

des pressions nulles dans le Profil 1 et 2, alors que l'on mesure une succion d'environ - 0,18 m d'eau dans le haut de la couche des deux profils. Une partie de la différence pourrait s'expliquer par le fait que le taux de précipitation est légèrement inférieur à celui inclus dans le modèle ($5,9 \times 10^{-5}$ m/s). Des mesures ponctuelles de vérification ont montré qu'il pouvait y avoir un écart d'environ 10% entre la valeur du taux de précipitation calculée initialement et la valeur réelle.

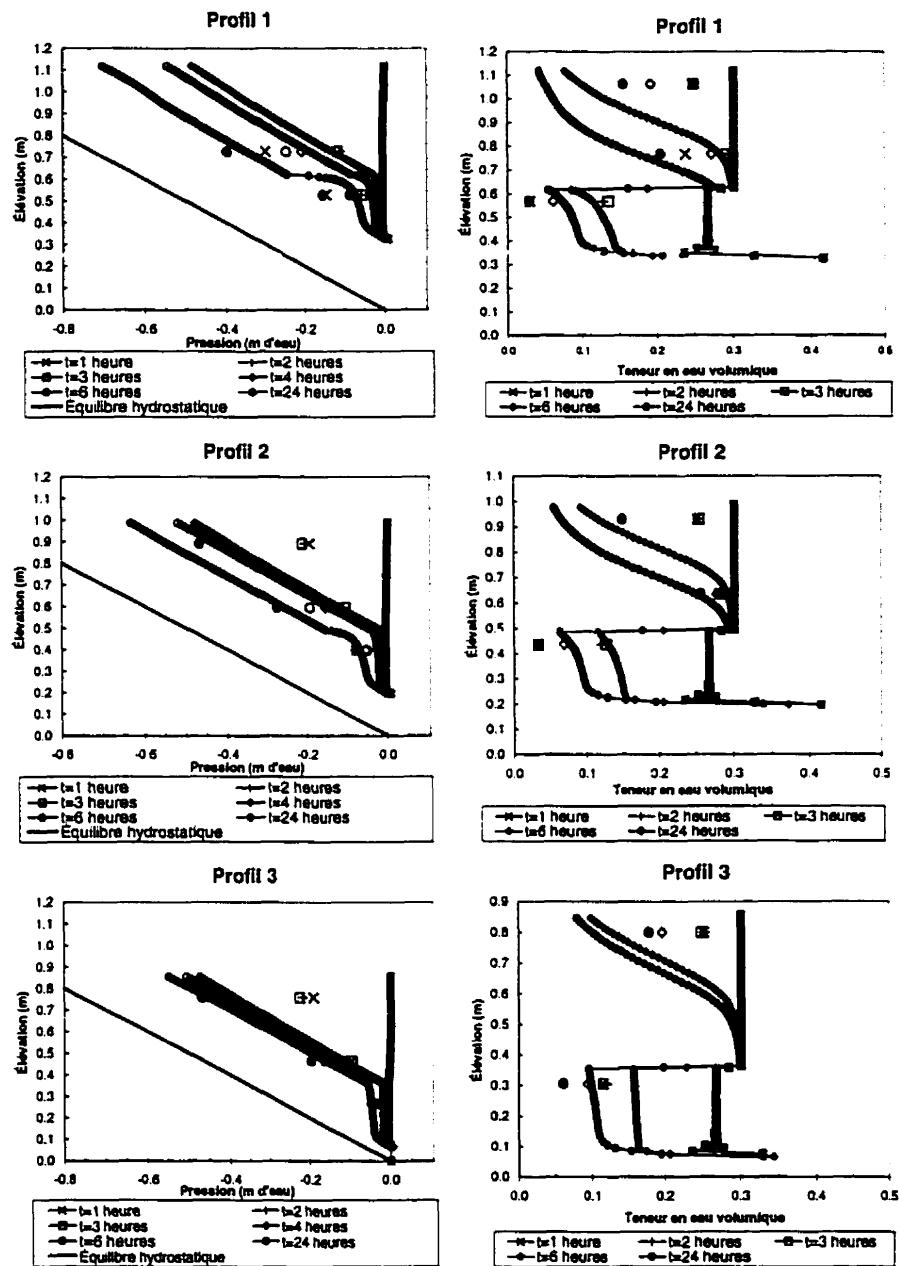
5.2.3 L'essai S3

L'essai S3 est identique à l'essai S2 à l'exception du fait que le taux de précipitation pour la période de mouillage est de $2,1 \times 10^{-5}$ m/s et que ce taux est appliqué pour une période de trois heures. Comme on peut le constater en comparant les figures 5.30 et 5.31, l'effet de la variation du taux de précipitation est pratiquement négligeable. Les profils prédits et mesurés sont à peu près identiques dans les deux cas ce qui fait que les commentaires que l'on retrouve pour l'essai S2 sont valables pour l'essai S3. La seule différence notable entre les deux tests est la teneur en eau volumique mesurée en mouillage dans le haut de la couche de sable qui est, comme on pouvait s'y attendre, inférieure pour le taux de précipitation le plus faible (-0,25 m d'eau comparativement à - 0,3 m d'eau).



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Conditions expérimentales initiales
S2	9,5°	$5,9 \times 10^{-5}$ m/s	Boîte inclinée à 9,5° 6 heures avant le début de S2

Figure 5.30 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S2



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Conditions expérimentales initiales
S3	9,5°	$2,1 \times 10^{-5}$ m/s	24 heures après le mouillage de l'essai S2 (22 heures de drainage libre)

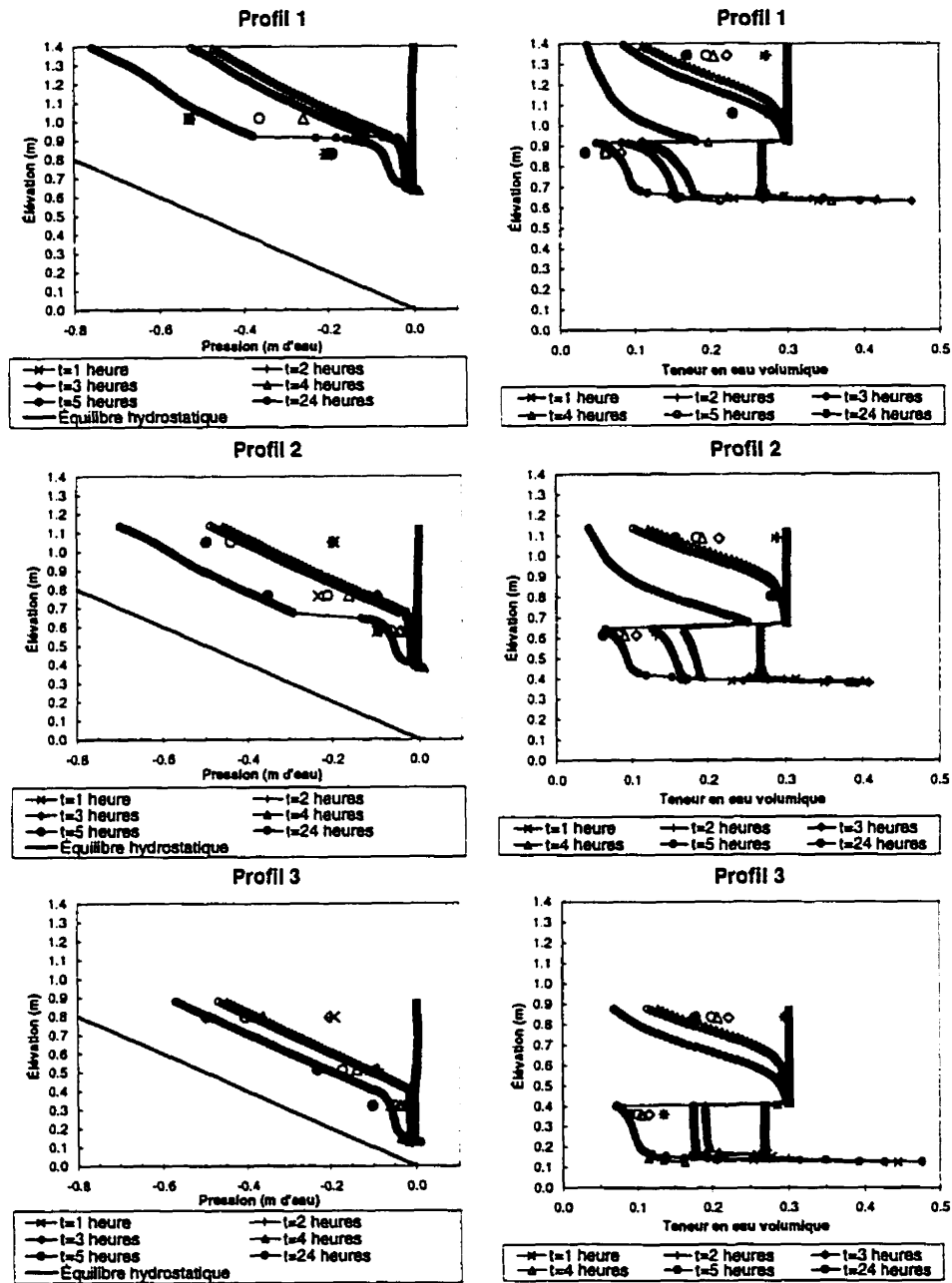
Figure 5.31 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S3.

5.2.4 L'essai S4

L'essai S4 est un essai sur système bi-couche incliné de $18,4^\circ$ soumis à un taux de précipitation de $2,1 \times 10^{-5}$ m/s pendant une période de trois heures. On remarque à la figure 5.32 que la concordance entre les valeurs mesurées et prédites est, de façon générale, bonne. Pour la succion, la principale différence survient en période de mouillage ($t=1$ heure, $t=2$ heures et $t=3$ heures à la figure 5.32). Le modèle numérique prévoit des pressions nulles alors que l'on mesure, dans la couche de sable, des succions entre -0,10 et -0,20 m d'eau.

Pour les teneurs en eau volumiques, les écarts entre les valeurs mesurées et prédites se situent, encore une fois, dans le haut de la couche de sable où les valeurs prédites sont inférieures à celles mesurées, et ce, particulièrement pour le temps 24 heures. Comme les succions prédites par le modèle numérique pour ce temps sont habituellement près des valeurs mesurées, l'écart entre les teneurs en eau volumiques mesurées et prédites proviendrait surtout de la représentativité des fonctions hydriques utilisées ($\theta-\psi$ et $k-\psi$).

En comparant les résultats de l'essai S3 à ceux de l'essai S4, on peut voir l'influence de la pente sur le comportement hydrique de la barrière capillaire. On remarque que les pressions à l'interface entre les deux matériaux sont plus élevées pour les profils 1 et 2 lorsque la pente est de $18,4^\circ$ (essai S4). Par exemple, on observe à la figure 5.31 (pente de $9,5^\circ$) que les valeurs prédites à l'interface pour les profils 1 et 2 sont d'environ -0,25 et -0,15 m d'eau respectivement alors qu'elles sont de -0,4 et -0,3 m d'eau dans le cas où la pente est de $18,4^\circ$ (voir figure 5.32). Les profils de succion étant différents, les profils de teneur en eau volumique le seront aussi forcément. On remarque aux figures 5.31 et 5.32 qu'il y a moins d'eau dans les profils inclinés à $18,4^\circ$ que dans ceux inclinés à $9,5^\circ$. On peut également remarquer que la cassure dans le profil de succion de la couche du bas est moins prononcée lorsque la pente est élevée.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Conditions expérimentales initiales
S4	18,4°	2,1x10 ⁻⁵ m/s	Boîte inclinée à 18,4° pendant quatre heures après l'essai S3 (9,5°)

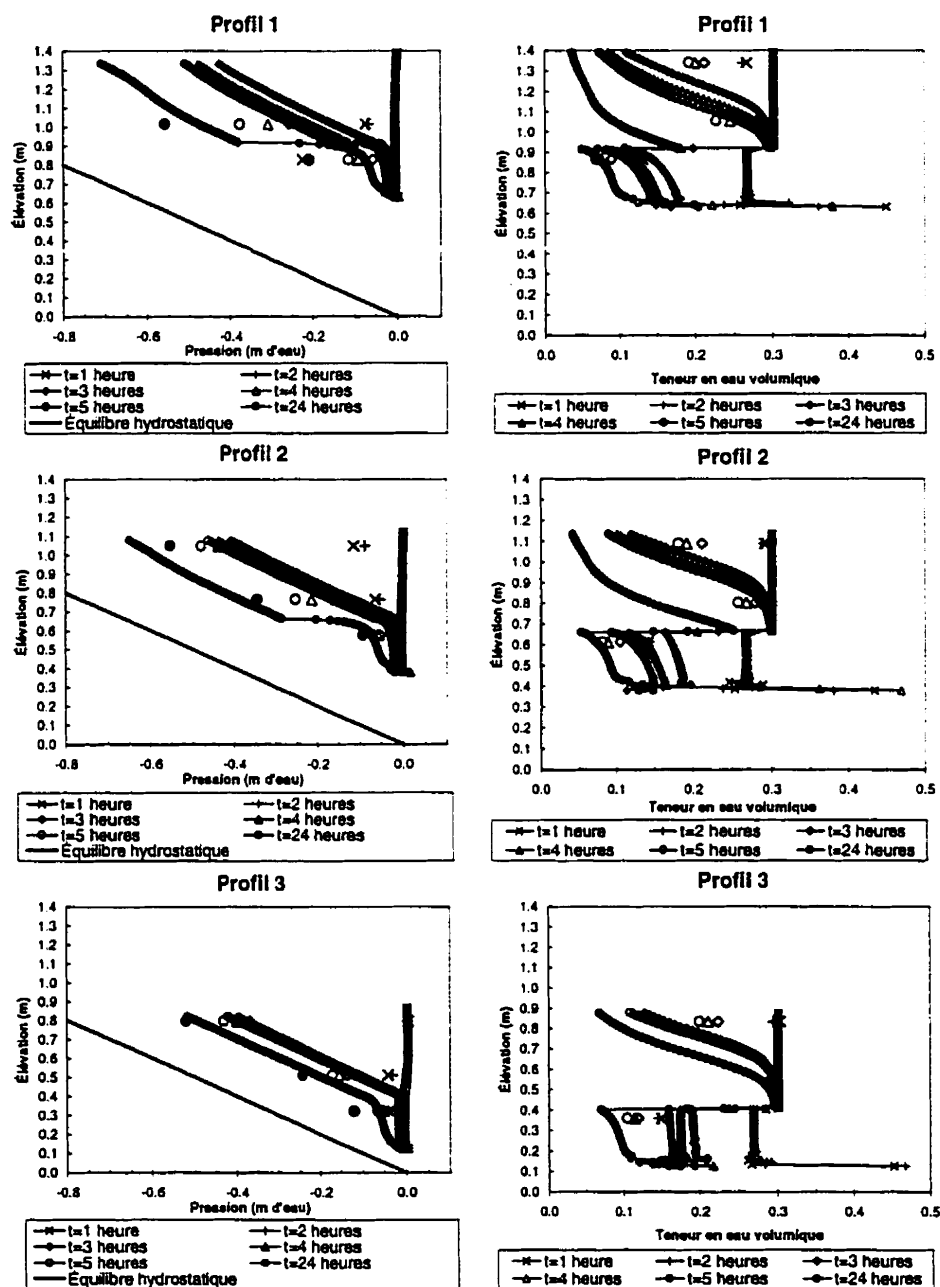
Figure 5.32 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S4

5.2.5 L'essai S5

Les résultats des modélisations numériques de l'essai S5 sont présentés à la figure 5.33. Rappelons que l'essai S5 est identique à l'essai S4 à l'exception du taux de précipitation qui est de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s au lieu de $2,1 \times 10^{-5}$ m/s. Si on compare les résultats des analyses numériques de l'essai S4 et S5, on s'aperçoit qu'il n'y a à peu près pas de différence (voir figures 5.32 et 5.33). Cela signifie que les deux taux de précipitation simulés n'influencent pratiquement pas les profils de pression et de teneur en eau volumique. Encore une fois, il est à noter que la concordance entre les résultats simulés et mesurés est bonne. Les remarques concernant l'essai S4 s'appliquent également à l'essai S5.

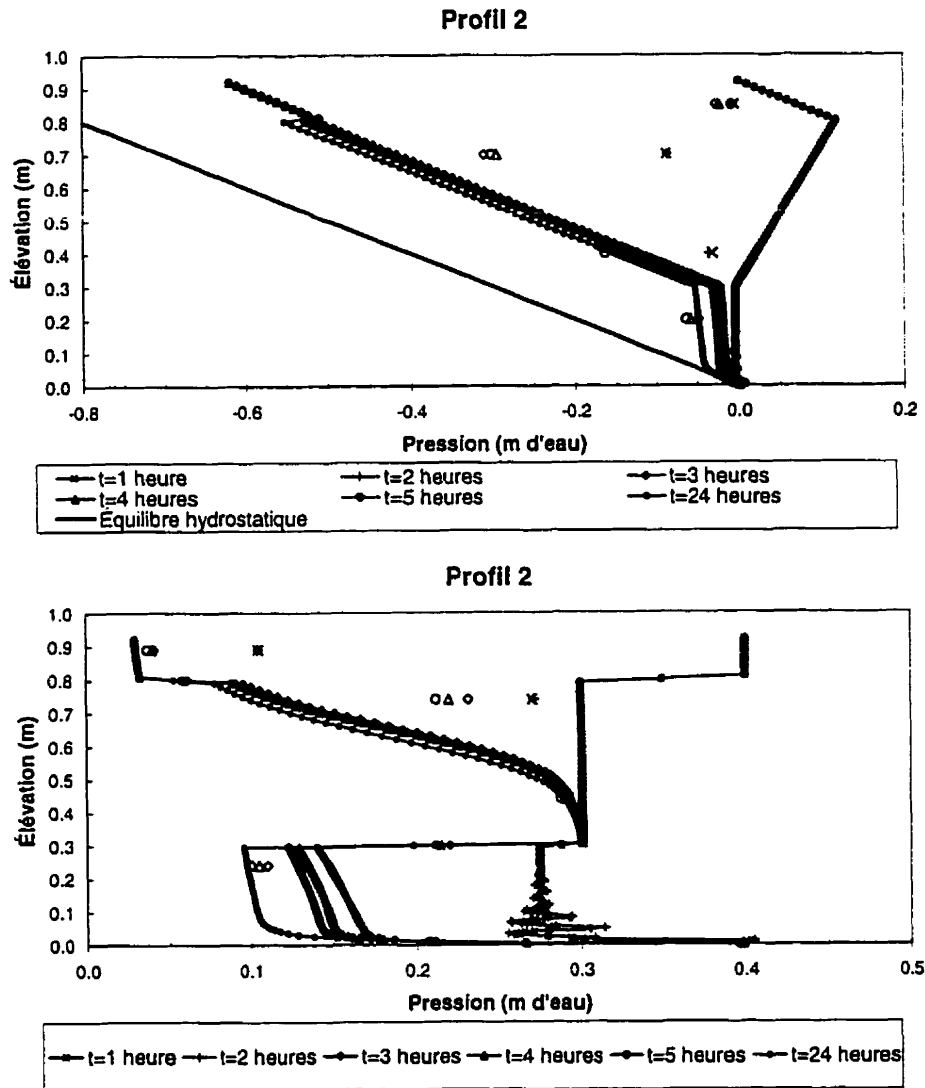
5.2.6 L'essai S6

L'essai S6 diffère de l'essai S1 par le fait que l'on a ajouté une couche de gravier de 12 cm, similaire au gravier du bas, sur le dessus de la couche de sable. On est en présence d'un essai sur système tri-couche horizontal soumis à un taux de précipitation de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s pendant deux heures. La concordance entre les valeurs mesurées et les valeurs prédites est en général bonne (voir figure 5.34). Les principales différences sont observées durant la période de mouillage. Le modèle numérique prévoit des pressions positives dans la couche de sable alors que les mesures donnent plutôt des valeurs faiblement négatives. Une partie de la différence pourrait s'expliquer par le fait que le taux de précipitation réel est peut-être légèrement inférieur à celui modélisé. Les effets d'hystérésis pourraient également être responsables en partie de l'écart entre les valeurs mesurées et prédites.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Conditions expérimentales initiales
S5	18,4°	$5,9 \times 10^{-5}$ m/s	24 heures de drainage après le mouillage de l'essai S4

Figure 5.33 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S5



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Conditions expérimentales initiales
S6	0°	$5,9 \times 10^{-5}$ m/s	2 couches du bas soumises à 5 jours de drainage à 18,5°; couche du haut sèche

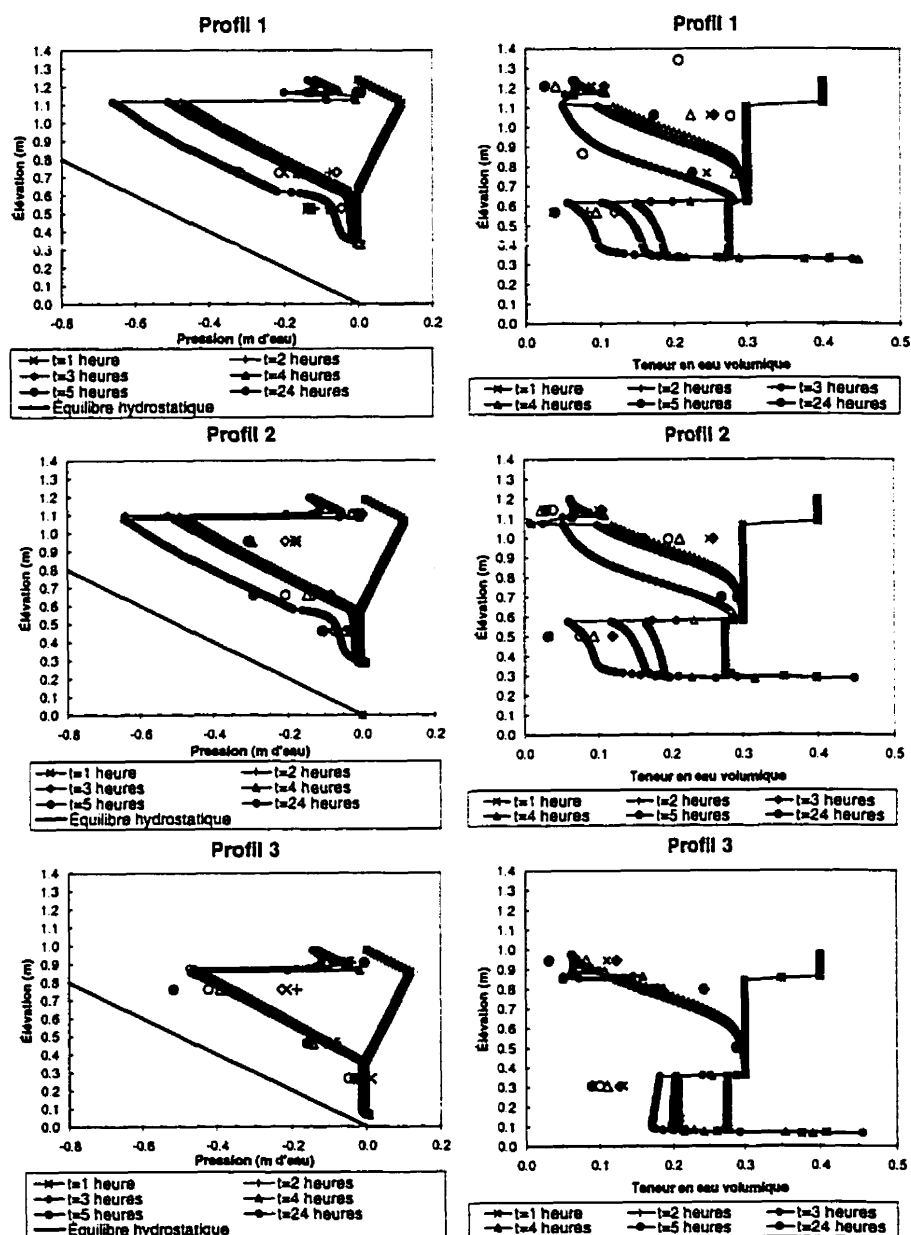
Figure 5.34 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S6

Une différence significative existe également entre les valeurs de succion mesurées en drainage dans la couche de gravier du haut et les valeurs prédites. Pourtant les teneurs en eau volumiques mesurées dans cette couche concordent bien avec les valeurs prédites. Deux raisons peuvent expliquer cette différence. Tout d'abord il faut rappeler la très forte non-linéarité des fonctions hydriques θ - ψ et k - ψ du gravier ce qui fait qu'une légère erreur dans l'évaluation de la pression peut avoir des conséquences majeures sur les valeurs obtenues. De plus, il est possible que les tensiomètres ne puissent pas bien mesurer la pression dans un matériau grossier, tel le gravier utilisé, surtout lorsqu'ils sont placés près de la surface.

Enfin, on remarque en comparant les figures 5.29 et 5.34 que la troisième couche n'a pratiquement aucun impact sur le comportement hydrique des deux couches du bas lorsque la couverture n'est pas inclinée. Cependant, il est important de se rappeler que la troisième couche a pour objectif, dans les cas réels de couvertures avec effets de barrière capillaire qui seraient peu inclinés (inclinaison $\approx 0^\circ$), de limiter les transferts d'eau entre la couche de rétention d'eau et l'atmosphère par évaporation, d'empêcher la montée capillaire de l'eau de la couche de rétention d'eau vers la surface, et de favoriser le drainage de l'eau (e.g. Aubertin et Chapuis, 1991; Aubertin et *al.*, 1993).

5.2.7 L'essai S7

On peut observer à la figure 5.35 qu'encore une fois, les tendances prédites par le modèle numérique correspondent bien à celles mesurées à l'aide des tensiomètres et des sondes RDT. Tout comme pour l'essai bi-couche réalisé dans les mêmes conditions (essai S3), on remarque que le gravier du bas se draine plus rapidement que ce que prévoit le modèle numérique. On remarque également que le modèle numérique prévoit une désaturation du haut de la couche de sable plus rapide que celle observée.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Conditions expérimentales initiales
S7	9,5°	$2,1 \times 10^{-5}$ m/s	18 heures de drainage après le mouillage de l'essai S6 suivi de 2 heures à 9,5°

Figure 5.35 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S7

En comparant les figures 5.31 et 5.35, on observe que la troisième couche a un effet bénéfique sur la barrière capillaire. En effet, la succion (rappelons ici que par définition la succion est la valeur absolue d'une pression négative) à l'interface entre le sable et le gravier du bas est inférieure pour le système tri-couche (ψ_{int} du Profil 1 $\approx 0,2$ m d'eau et ψ_{int} du Profil 3 $\approx 0,02$ m d'eau) par rapport à celle observée pour le système bi-couche (ψ_{int} du Profil 1 $\approx 0,25$ m d'eau et ψ_{int} du Profil 3 $\approx 0,05$ m d'eau). La principale raison est que la troisième couche limite le ruissellement et favorise l'infiltration dans la couche de sable en ralentissant la vitesse de l'eau à l'interface du haut. On rappelle que la valeur de cette succion ψ_{int} est importante puisque plus elle est élevée, plus la succion dans la couche de sable sera grande ce qui aura pour effet de diminuer la quantité d'eau dans la couche.

5.2.8 L'essai S8

L'essai S8 est similaire à l'essai S7 (essai sur système tri-couche incliné à $9,5^\circ$) à l'exception que l'on applique sur le dessus de la boîte un taux de précipitation de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s pendant deux heures. Les résultats obtenus sont résumés à la figure 5.36. On remarque que les tendances en drainage ($t=3, 4, 5$ et 24 heures) correspondent bien avec les mesures prises par les tensiomètres et les sondes RDT, compte tenu de la très forte non-linéarité des fonctions hydriques. Pour ce qui est du mouillage, encore une fois, les pressions mesurées dans le sable diffèrent quelque peu de celles prédites par le modèle numérique. En effet, celui-ci prévoit des pressions positives alors que les tensiomètres mesurent des valeurs entre 0 et $-0,2$ m d'eau. L'autre différence importante entre les valeurs mesurées et prédites en mouillage est observée dans la couche de matériau grossier du haut où les teneurs en eau volumiques θ mesurées sont entre $0,10$ et $0,15$ alors que celles prédites sont de l'ordre de $0,40$ (valeur à saturation). Cette différence importante s'explique par la très forte non-linéarité de la relation $\theta-\psi$ pour le

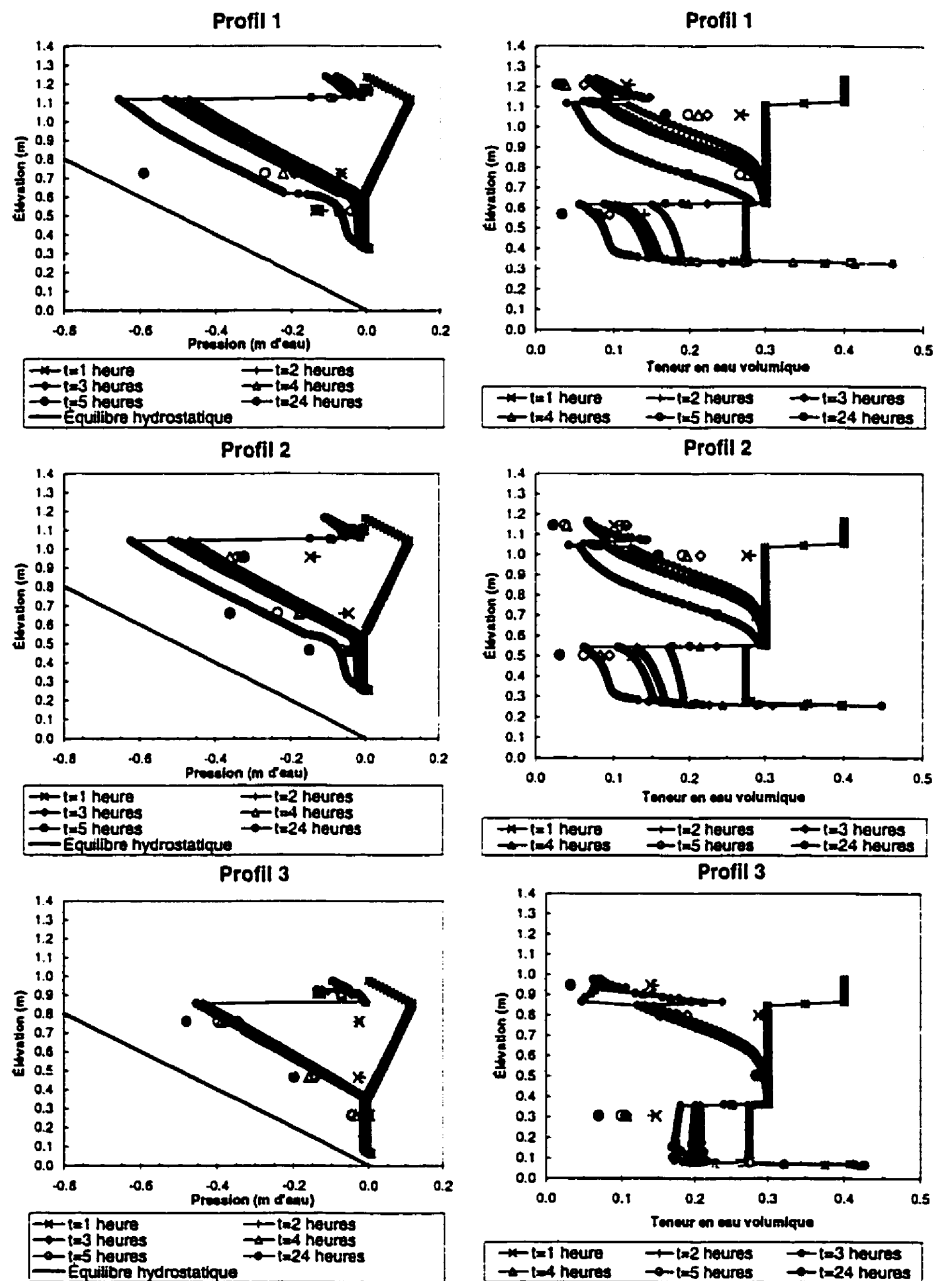
gravier. Une petite différence entre la pression prédite et mesurée entraîne une grande différence entre la valeur mesurée et prédite de θ .

En comparant les figures 5.35 et 5.36, on remarque que doubler le taux de précipitation a peu d'influence sur le comportement hydrique du système tri-couche. Quant à l'effet de la troisième couche, on se rend compte, en comparant les figures 5.30 et 5.36, que cette dernière couche a un effet bénéfique sur les effets de barrière capillaire. La succion à l'interface du bas ψ_{int} est moindre d'environ 0,05 m d'eau ce qui fait que la pression transférée à la couche de sable est inférieure. Encore une fois, on peut expliquer ce phénomène par le fait que l'on favorise l'infiltration en ajoutant la troisième couche. Cela a pour effet de diminuer les pressions dans les couches sous-jacentes.

5.2.9 L'essai S9

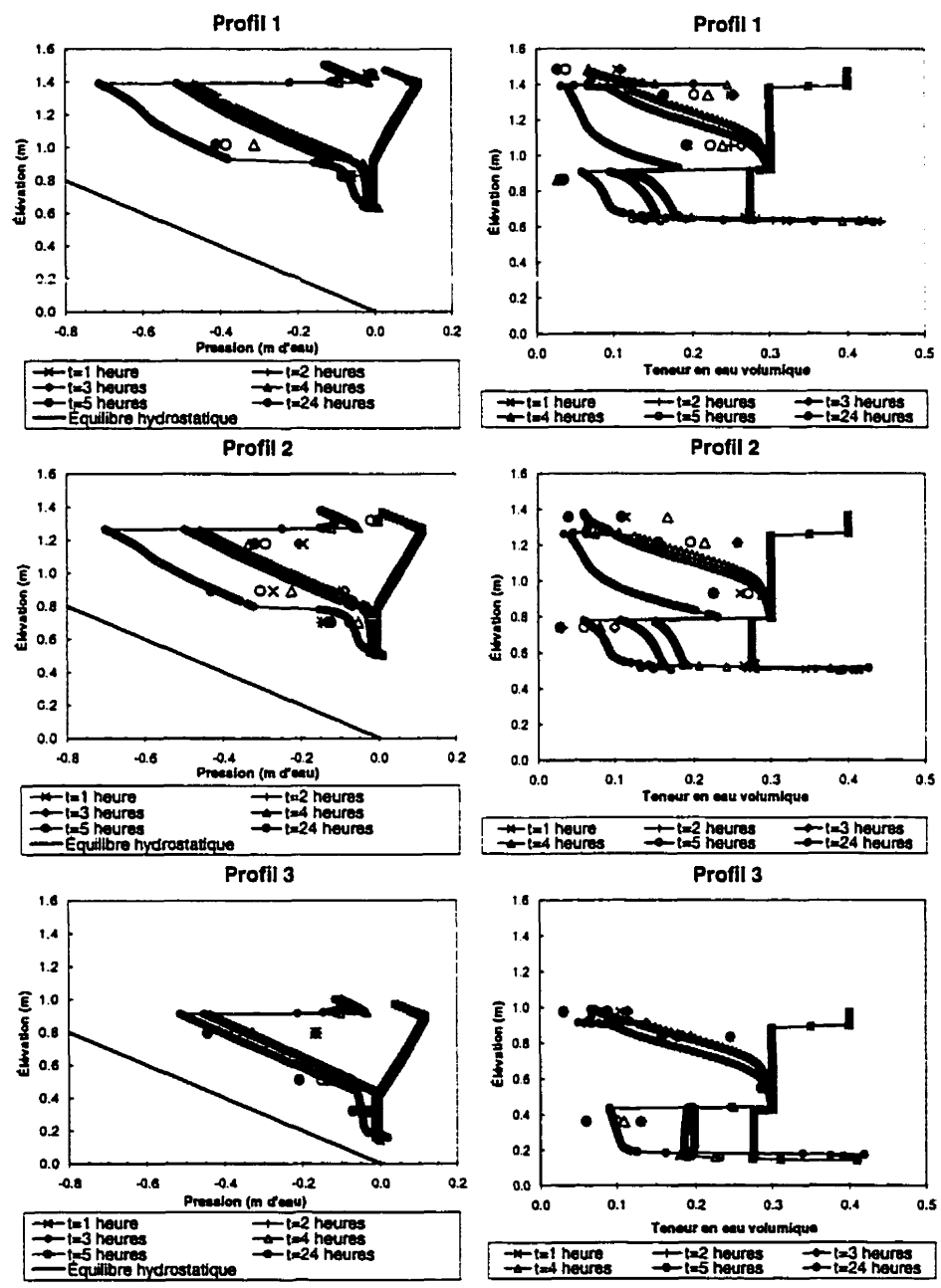
L'essai S9 est un essai sur système tri-couche soumis à un taux de précipitation de $2,1 \times 10^{-5}$ m/s pendant trois heures et où l'inclinaison de la pente est de $18,4^\circ$. Les résultats en terme de profils de pression et de teneur en eau volumique pour les temps 1, 2, 3, 4, 5 et 24 heures sont présentés à la figure 5.37. On remarque sur cette dernière figure que, tout comme pour les autres simulations numériques, la concordance entre les valeurs prédites et mesurées est en général bonne. Les principales différences se situent au niveau des pressions et des teneurs en eau volumiques en mouillage ($t=1, 2$ et 3 heures). De plus on remarque que, pour le haut de la couche de sable, les valeurs prédites et mesurées sont éloignées l'une de l'autre. Un manque de représentativité de la relation $\psi-\theta$ pour des succions semblables expliquerait en partie ces écart.

Enfin, comme pour les essais S7 et S8, on se rend compte que, pour une même localisation dans l'espace, les succions que l'on retrouve dans la couche de sable du système tri-couche sont inférieures à celles retrouvées dans le système bi-couche.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Conditions expérimentales initiales
S8	9,5°	$5,9 \times 10^{-5}$ m/s	18 heures de drainage après le mouillage de l'essai S7

Figure 5.36 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S8



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Conditions expérimentales initiales
S9	18,4°	$2,1 \times 10^{-5}$ m/s	15 heures de drainage après le mouillage de l'essai S8 suivi de 2 heures de drainage à 18,4°

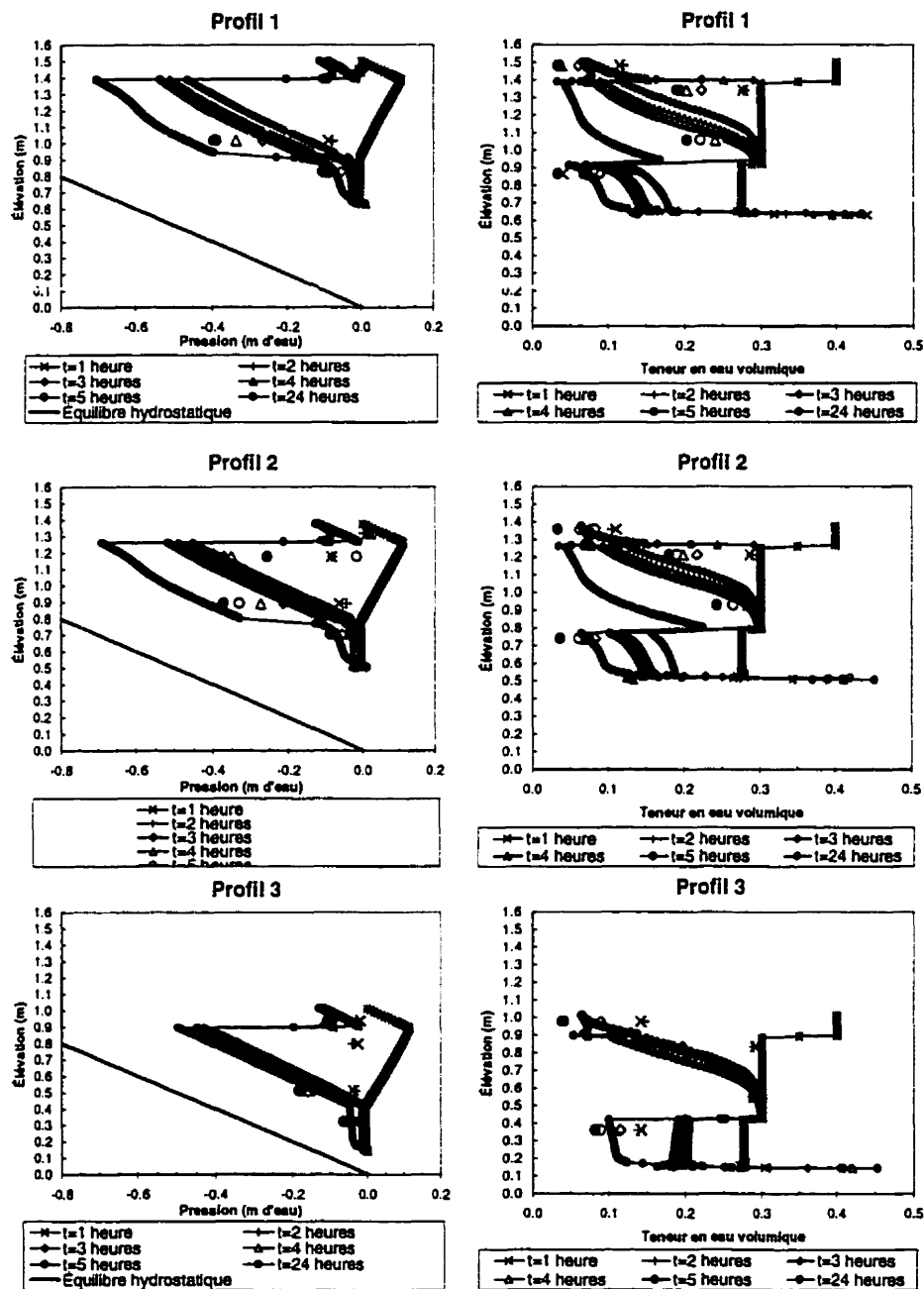
Figure 5.37 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S9

5.2.10 L'essai S10

L'essai S10 est un essai tri-couche similaire à l'essai S9 à l'exception que le taux de précipitation est de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s plutôt que de $2,1 \times 10^{-5}$ m/s. Les résultats, présentés à la figure 5.38 sous forme d'évolution des profils de succion et de teneur en eau, sont à peu près identiques à ceux de l'essai S9, ce qui laisse entendre que la variation des taux de précipitation simulés a peu d'influence sur le comportement hydrique du système étudié. Les commentaires présentés à la section précédente pour l'essai S9 en ce qui concerne la comparaison entre les valeurs mesurées et prédites sont également valables pour cet essai.

5.3 Analyse des résultats

Dans cette section, on présente une analyse plus détaillée des résultats en terme de répartition des pressions dans la barrière capillaire. On présente également une comparaison entre les valeurs de la longueur effective du bris capillaire L prédites à l'aide de différentes techniques. L'impact du choix des fonctions hydriques pour représenter le comportement des matériaux dans les simulations numériques est discuté. Enfin, une simulation numérique 1D qui tient compte des effets d'hystérésis permet de voir l'impact de ce paramètre sur les résultats obtenus.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Conditions expérimentales initiales
S10	18,4°	5,9x10 ⁻⁵ m/s	5 heures de drainage après le mouillage de l'essai S9

Figure 5.38 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S10

5.3.1 Effets de la pente sur la répartition des pressions

Les résultats présentés dans les sections précédentes de ce chapitre, autant mesurés que prédits, montrent que la pente a une influence sur le comportement hydrogéologique de barrières capillaires. Plus l'on se situe dans le haut de la pente, plus la succion est élevée pour une même distance mesurée perpendiculairement à l'interface (coordonnée x). Il a également été démontré que la modélisation numérique peut prédire de façon assez réaliste le mouvement de l'eau à travers des barrières capillaires soumises à des précipitations ou encore en drainage et ce, malgré le caractère fortement non-linéaire des fonctions hydriques représentant les matériaux en place dans la boîte.

Afin de bien montrer l'effet de la pente sur le comportement hydrique des systèmes étudiés, on présente à la figure 5.39 la pression à l'interface simulée numériquement après 24 heures de drainage pour les essais sur systèmes bi-couches soumis à un taux de précipitation de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s (essais S1, S2 et S5).

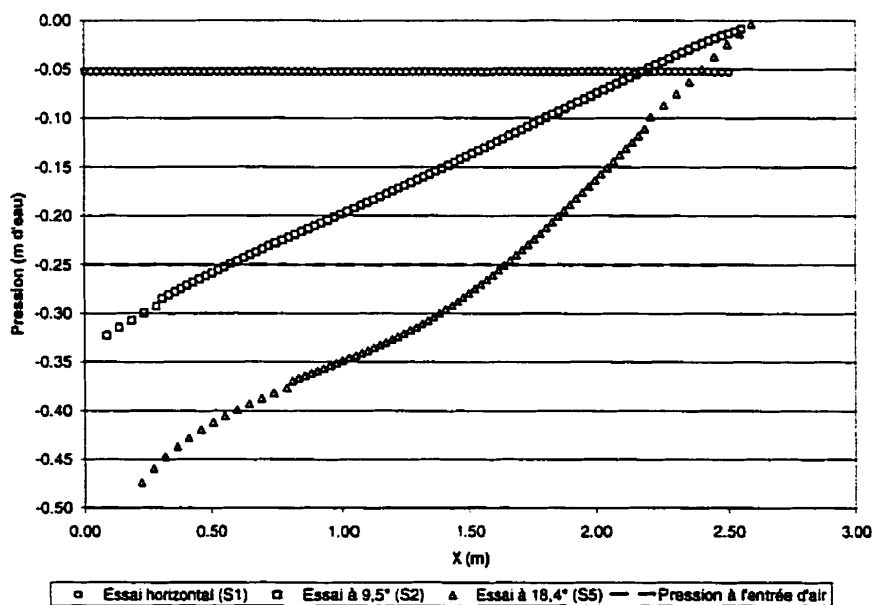


Figure 5.39 : Pressions à l'interface pour les essais bi-couches S1, S2 et S5

On remarque à la figure 5.39 que la succion à l'interface ψ_{int} est constante à $-0,05$ m d'eau pour un système horizontal (cas unidimensionnel, essai S1). Cependant, lorsque le système est incliné de $9,5^\circ$, ψ_{int} augmente de façon quasi-linéaire en direction du haut de la pente (le haut de la pente se situe à la valeur la plus faible de x) pour atteindre une valeur maximale de $-0,33$ m d'eau qui est plus grande que la pression à l'entrée d'air ψ_a ($-0,25$ m d'eau) pour le sable. Cela signifie qu'à l'interface, la teneur en eau volumique sera inférieure à la teneur en eau volumique de saturation (degré de saturation $S_r < 100\%$) pour des valeurs de x inférieures à $0,5$ m. Dans un contexte où l'on veut limiter le flux de gaz, on serait en présence d'une couverture qui est de moins en moins efficace au fur et à mesure que l'on monte la pente. Ce phénomène est amplifié lorsque l'inclinaison de la pente est augmentée à $18,4^\circ$. En effet, ψ_{int} atteint une valeur maximale de $-0,48$ m d'eau et dépasse la valeur de ψ_a à $x=1,6$ m ce qui signifie que plus de la moitié de la longueur totale de l'interface est à un degré de saturation bien en dessous de 100% .

5.3.2 Évaluation de la longueur effective du bris capillaire L

Lorsque l'on s'intéresse à limiter l'infiltration de l'eau à l'aide d'une barrière capillaire, un paramètre intéressant à regarder est la longueur effective du bris capillaire L. Au chapitre 4 (voir tableau 4.1), les principales équations analytiques visant à évaluer la longueur effective du bris capillaire L, en régime permanent, ont été présentées. Ici, en plus de l'équation de Ross (1990) et celle de Morel-Seytoux (1994), l'équation de Ross modifiée par Steenhuis et al. (1991) a été utilisée (cas où $\psi_{a2} \geq \psi_0$). Quant aux équations de Warrick et al. (1997), les valeurs de ψ_1 et de ψ_2 utilisées correspondent à celles observées en général durant la période de mouillage des essais inclinés. À noter que seul Warrick et al. (1997) proposent une solution pour un système trois couches. Les valeurs des paramètres utilisés dans les différentes équations analytiques pour prédire la longueur L des essais en boîte inclinée sont présentées au tableau 5.3. Les valeurs de la pente α et du taux de précipitation P ont été choisies selon le cas étudié.

Tableau 5.3 : Principaux paramètres utilisés dans les solutions analytiques visant à évaluer la longueur effective du bris capillaire

Ross (1990)						
k_{sat2} (m/s)	k_{sat1} (m/s)	a_{s2} (m ⁻¹)	a_{s1} (m ⁻¹)			
$5,1 \times 10^{-5}$	$4,7 \times 10^{-3}$	6,5	70			
Ross (1990) modifiée par Steenhuis et al. (1991)						
k_{sat2} (m/s)	a_{s2} (m ⁻¹)	ψ_{a2} (m d'eau)	ψ_0^* (m d'eau)			
$5,1 \times 10^{-5}$	6,5	0,35	0,2			
Morel-Seytoux (1994)						
k_{sat2} (m/s)	k_{sat1} (m/s)	ψ_{c2} (m d'eau)	q^*	M_1	P_1	ψ_{aM1} (m d'eau)
$5,1 \times 10^{-5}$	$4,7 \times 10^{-3}$	0,54	1	0,85	8	0,35
Warrick et al. (1997)						
k_{sat2} (m/s)	a_{s2} (m ⁻¹)	ψ_1 (m d'eau)	ψ_2^* (m d'eau)			
$5,1 \times 10^{-5}$	6,5	0	0,2			

Il est également possible d'évaluer L à partir des modélisations numériques. Pour ce faire, les graphiques du vecteur vitesse en x et en y à l'interface versus la distance ont été utilisés. On présente à la figure 5.40 un exemple pour l'essai S4. Comme il a été mentionné précédemment, lorsqu'il y a présence d'effets de barrière capillaire, l'eau est déviée à l'interface ce qui fait que le vecteur vitesse a une composante importante en x . Lorsque les effets de barrière capillaire disparaissent, la composante en x du vecteur vitesse devient très faible et la vitesse est presque uniquement en y . C'est ce que l'on peut observer à la figure 5.40. À la figure 5.40a, on remarque que le vitesse en x diminue graduellement jusqu'à atteindre une valeur presque nulle à environ 0,75 m. À noter que cette distance est dans le plan s - n (système de coordonnées parallèle et perpendiculaire à l'interface) et non dans le plan x - y . Pour la vitesse en y on retrouve le phénomène inverse, soit une vitesse faible qui augmente graduellement jusqu'à une valeur constante à distance du haut de la pente de 0,75 m. À partir de ces graphiques, on observe que les effets de barrière capillaire disparaissent graduellement et non instantanément comme le

suppose les solutions analytiques; ce phénomène a également été observé par d'autres auteurs (e.g. Oldenburg et Pruess, 1993; Webb, 1997; Ho et Webb, 1998).

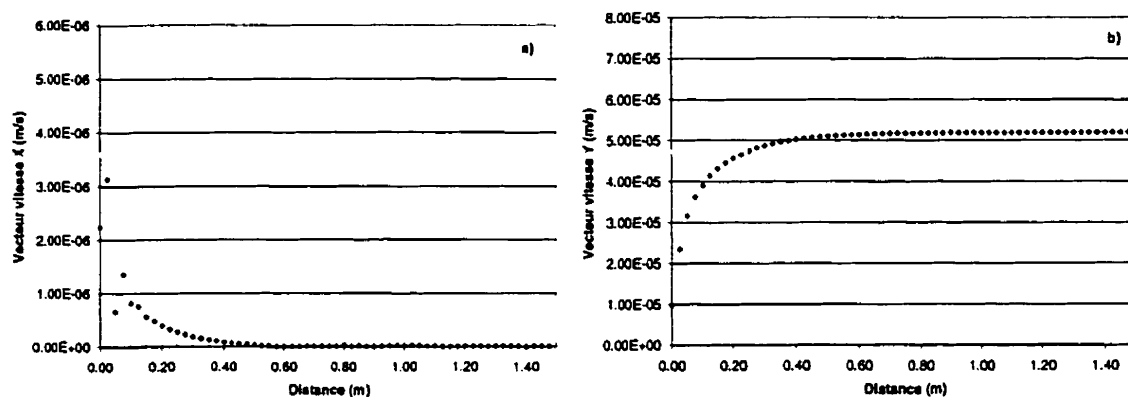


Figure 5.40 : Vitesse de l'eau a) en x et b) en y à l'interface entre le gravier et le sable pour l'essai S4 à la fin de la période de mouillage

Contrairement aux solutions analytiques qui donnent une réponse unique de L pour des conditions données, les résultats des modélisations numériques prédisent une infiltration graduelle à travers la couche de matériau grossier. Il est donc nécessaire d'établir des critères qui vont permettre d'estimer L à partir des résultats numériques. On propose ici deux méthodes. La première considère que la valeur L correspond à la distance pour laquelle la vitesse en y est stable (L plateau). La deuxième technique consiste à prendre la distance qui correspond à 90 % de la vitesse en y au plateau (L_{90}). Comme la longueur effective du bris capillaire L est une distance horizontale, chaque résultat devra être multiplié par le cosinus de l'angle d'inclinaison. Pour l'essai S4, la longueur effective du bris capillaire est estimée, à l'aide des deux méthodes, à 0,23m et 0,75 m respectivement. Les autres essais ont été analysés de la même façon permettant ainsi de déterminer deux valeurs possibles de L pour chaque modélisation numérique.

Les valeurs de L peuvent également être évaluées à partir des quantités d'eau récoltées au bas de la boîte en posant comme hypothèse qu'au point DDL l'eau entre dans le matériau grossier et s'infiltré de façon verticale, tel qu'illustré à la figure 5.41. La

distance entre le trou où l'on récupère est cependant différente de L lorsque l'inclinaison est importante. Pour obtenir L on doit soustraire à la distance du trou où l'eau est récupérée environ 10 cm dans le cas de la pente de $18,4^\circ$ et environ 5 cm dans le cas où le système est incliné de $9,5^\circ$, en raison de l'inclinaison.

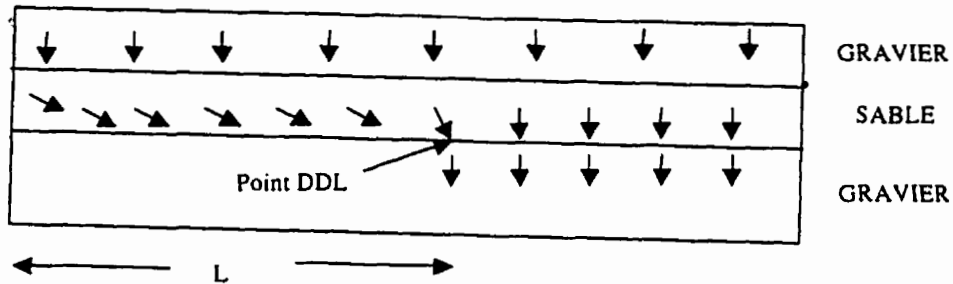


Figure 5.41 : Représentation schématique de l'écoulement de l'eau dans une couverture avec effets de barrière capillaire inclinée

Les valeurs de L évaluées à l'aide des différentes techniques (essais en laboratoire, solutions analytiques et modélisations numériques) pour les huit essais inclinés sont présentées au tableau 5.4. Pour les valeurs de L au laboratoire, on donne une plage de variation. La valeur minimale correspond à la distance du trou où les premières quantités d'eau ont été récupérées moins l'effet de l'inclinaison et moins 20 cm. On soustrait 20 cm puisqu'il est possible que l'eau ait touché le fond juste après le trou qui précède celui où l'on récupère l'eau. La valeur maximale quant à elle correspond au trou où les premières quantités d'eau ont été récupérées. Quant aux valeurs de L déterminées à partir des analyses numériques, on retrouve au tableau 5.4 deux valeurs, une à l'aide de la technique L90 (identifiées 1 dans le tableau) et l'autre à l'aide de la technique L plateau (identifiées 2 dans le tableau).

Tableau 5.4 : Comparaison entre les valeurs de L estimées par les solutions analytiques, les modélisations numériques et celles mesurées expérimentalement pour les essais sur boîtes inclinées

Longueur effective du bris capillaire L (m)								
Essai	Inclinaison	Ross (1990)	Ross modifiée (1991)	Morel- Seytoux (1994)	Warrick et <i>al.</i> (1997)	Laboratoire	Numérique	
							1	2
S2	9,5°	0	0,02	0,07	0,02	0,80<L<1,00	0,15	0,72
S3	9,5°	0,01	0,10	0,21	0,05	1,00<L<1,20	0,14	0,72
S4	18,4°	0,02	0,19	0,41	0,09	0,55<L<0,75	0,23	0,75
S5	18,4°	0	0,04	0,15	0,03	0,75<L<0,95	0,24	0,79
S7	9,5°	---	---	---	0,49	1,00<L<1,20	0,12	0,80
S8	9,5°	---	---	---	0,17	0,60<L<0,80	0,12	0,85
S9	18,4°	---	---	---	0,97	2,30<L<2,50	0,12	1,1
S10	18,4°	---	---	---	0,35	1,35<L<1,55	0,12	1,0

Afin de comparer les différents résultats obtenus, un graphique montrant les différents résultats estimés et mesurés par rapport à ceux prédits par la solution analytique de Morel-Seytoux (1994) est présenté à la figure 5.42. Le modèle de Morel-Seytoux a été choisi pour fins de comparaison parce qu'il semble offrir un bon compromis entre les autres solutions analytiques et les méthodes numériques et en laboratoire.

Les résultats présentés au tableau 5.4 et à la figure 5.42 montrent que les solutions analytiques donnent en général des valeurs bien inférieures aux valeurs mesurées et prédites numériquement. Une des raisons qui pourrait expliquer ce phénomène est le fait que les solutions analytiques supposent un profil de pression unique tout le long de la pente alors que les analyses numériques ont montré clairement que la position le long de la pente, pour des systèmes fortement inclinés, a une influence sur le profil de pression. D'autres raisons qui pourraient expliquer en partie les écarts entre les valeurs prédites par les solutions analytiques et les valeurs mesurées ou prédites numériquement sont : la

représentativité des fonctions hydriques, l'homogénéité des matériaux mis en place et les effets d'échelle. Les valeurs calculées à l'aide des solutions analytiques montrent également des différences importantes entre elles pour les essais bi-couches. La solution de Ross (1990) propose des valeurs faibles de L (inférieures à 2 cm) alors que la solution de Morel-Seytoux (1994) donne des valeurs plus élevées (entre 7 et 40 cm).

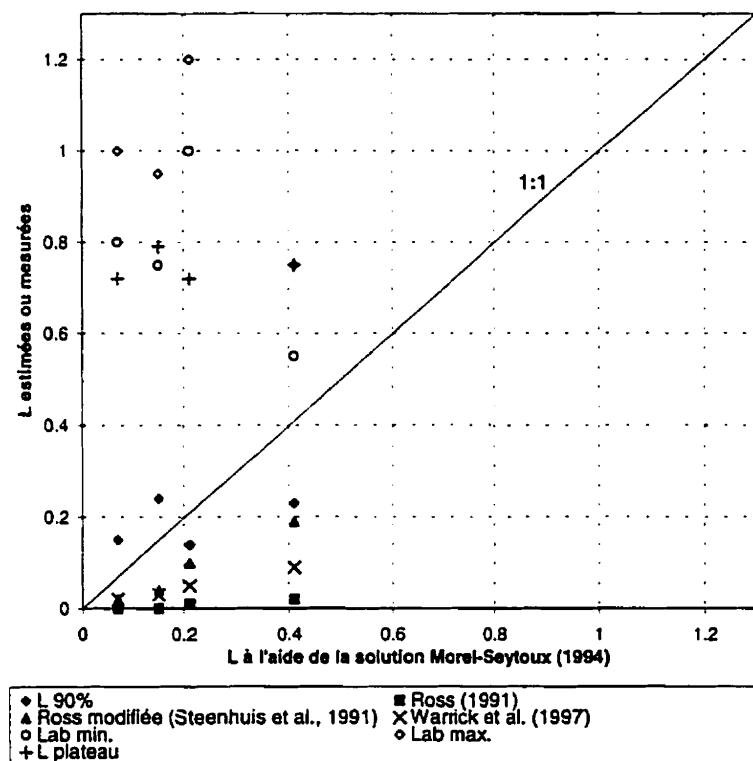


Figure 5.42 : Comparaison entre les valeurs de L estimées et mesurées et celles prédites par la solution analytique de Morel-Seytoux (1994)

Pour les situations étudiées dans cette étude, le modèle de Morel-Seytoux (1994) semble celui qui prédit des valeurs de L qui s'approchent le plus de celles calculées numériquement (particulièrement celles prédites par la méthode L90) et de celles estimées à partir des mesures sur la boîte. On peut expliquer en partie les meilleurs résultats de certaines solutions analytiques par rapport à d'autres par le type de modèle utilisé pour représenter les fonctions hydriques des matériaux. Dans ce travail, il semble

que les équations de Brooks et Corey (1964), utilisés dans l'équation de Morel-Seytoux (1994), décrivent mieux le comportement des matériaux que les modèles de Rijtema (1965) et de Gardner (1958) utilisés dans les autres solutions analytiques. En ce qui concerne les systèmes tri-couches, le modèle de Warrick et *al.* (1997) donne, en général, des valeurs bien inférieures à celles obtenues sur la boîte ainsi que celles prédites par la modélisation numériques. Cependant, les tendances observées sont les mêmes. C'est-à-dire que plus l'angle de la pente est prononcée, plus la valeur de L est grande et plus le taux de précipitation est grand, plus la valeur de L est faible.

Les valeurs de la longueur effective du bris capillaire L évaluées à l'aide des modélisations numériques montrent également l'effet de la pente. Contrairement aux solutions analytiques et aux valeurs mesurées, les modélisations numériques ne prédisent pas, pour les cas étudiés, d'effet significatif du taux de précipitation (soit des taux de précipitation très élevés). Les méthodes numériques ont cependant l'avantage de tenir compte du comportement hydrique différent selon la localisation le long de la pente. De plus, tout comme pour les résultats obtenus à l'aide de la solution de Warrick et *al.* (1997), les modélisations numériques montrent que la troisième couche (couche de matériau grossier du dessus) augmente la valeur de L.

Quant aux valeurs mesurées dans la boîte inclinée, elles sont toujours plus grandes que celles prédites par la modélisation numérique à l'aide de la technique du L90, et par les différentes solutions analytiques. Cependant, les valeurs de L prédites par les modélisations numériques en utilisant la méthode du plateau s'approchent de celles estimées en laboratoire (voir figure 5.42). Pour expliquer ces différences, on peut soulever la possibilité que les trous (d'une dimension limitée) dans le fond ne récupèrent pas toute l'eau à la distance exacte où celle-ci touche le fond de la boîte, ce qui fait que l'on surestime les valeurs de L. Pour améliorer cette situation, il faudrait dans l'avenir que le fond de la boîte soit modifié afin de faire converger l'eau vers le trou le plus près.

D'autres facteurs peuvent également expliquer les différences observées comme par exemple le choix arbitraire du L numérique ainsi que la représentativité des conditions frontières (trous) dans les modèles numériques et les modèles constitutifs.

5.3.4 Effet de la troisième couche

La configuration de couvertures avec effets de barrière capillaire comprend habituellement plus de couches que seulement les deux couches de la barrière capillaire typique (matériau fin sur matériau grossier). On retrouve dans la littérature plusieurs propositions de configuration (e.g. Oakley, 1987; Rasmuson et Eriksson, 1986; Yanful, 1991; Aubertin et Chapuis, 1991) qui comprennent la plupart du temps plusieurs couches par-dessus le système qui forme la barrière capillaire elle-même. Les principaux objectifs de ces couches sus-jacentes sont de protéger la barrière capillaire des intrusions biologiques, d'installer une végétation permanente, d'empêcher la remontée de l'eau par capillarité, d'éviter les transferts d'eau du sol fin vers l'atmosphère (évaporation) et de drainer les surplus d'eau latéralement. Cependant, peu d'informations sont disponibles concernant l'effet de la couche de matériau grossier placée par-dessus la barrière capillaire sur le comportement hydrique de la couverture. On présente ici les principaux impacts de cette troisième couche.

Dans un premier temps, la section précédente a montré que la longueur effective du bris capillaire est plus grande lorsque l'on ajoute une couche de matériau grossier par-dessus la barrière capillaire. Selon les modélisations numériques, la valeur de L passe de 0,3 m à 0,65 m pour une pente de $9,5^\circ$ et de 0,5 m à 0,8 m pour une pente de $18,4^\circ$. Le tableau 5.4 montre que cette tendance est également prédite par la solution analytique de Warrick et *al.* (1997).

En ce qui concerne l'effet de la troisième couche sur le comportement hydrogéologique des deux autres couches, les résultats des essais dans la boîte inclinée, présentés à la section 5.1.4, sont peu concluants en général. Cependant, les modélisations numériques montrent que la succion à l'interface du bas est influencée par la présence de la troisième couche. On peut voir à la figure 5.43 qu'il y a un écart (entre 1 et 6 cm d'eau) pour les succions mesurées à l'interface ψ_{int} avec ou sans troisième couche. Cela signifie donc que la troisième couche aura un impact positif sur la rétention d'eau de la couche de sable puisque ψ_{int} sera inférieure lorsque celle-ci est présente. Rappelons que, dans l'optique d'une couverture visant à limiter l'apport de gaz, cela est un avantage puisqu'une augmentation du degré de saturation du sol réduit le flux de gaz qui s'infiltre. L'explication qui semble actuellement la plus plausible de l'influence de la troisième couche sur la succion à l'interface du bas est que l'infiltration est favorisée par la présence de la troisième couche. Ainsi, comme l'apport en eau est quelque peu supérieur, la succion dans les matériaux sous-jacents est inférieure et la teneur en eau est augmentée.

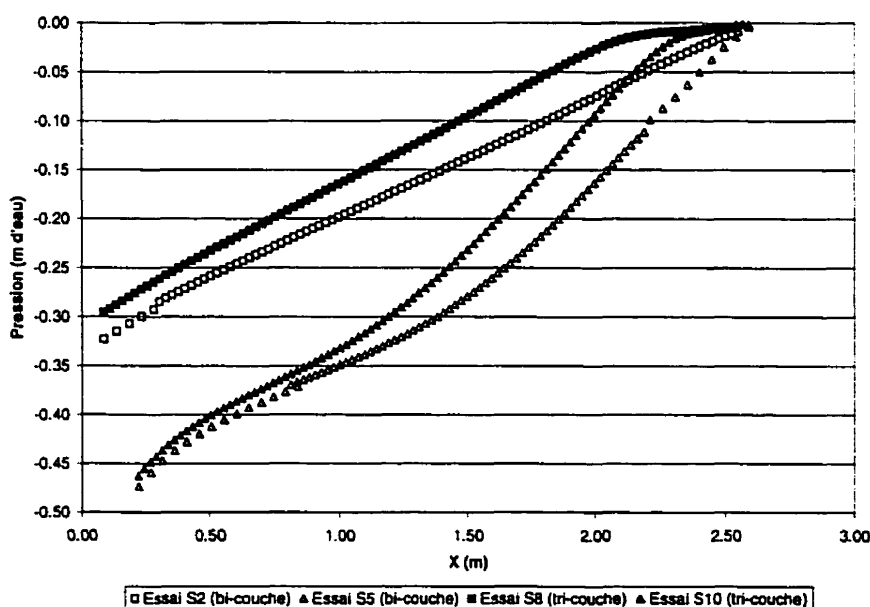


Figure 5.43 : Succions à l'interface du bas entre la couche de sable et de gravier pour les essais bi-couches S2 et S5 ainsi que les essais tri-couches S8 et S10

5.3.5 Influence des fonctions hydriques

Il a été démontré au chapitre 3, à l'aide de simulations numériques 1D, qu'un changement dans les propriétés hydriques des matériaux peut influencer grandement le comportement hydrogéologique d'une barrière capillaire. Dans cette section, on présente comment une légère modification de la courbe de rétention d'eau des matériaux étudiés lors des essais en boîte inclinée influence les résultats obtenus par la modélisation numérique. Les fonctions hydriques utilisées pour observer l'effet d'une légère modification des fonctions hydriques ont été obtenues à l'aide d'un essai en colonne en drainage. Les deux matériaux ont été mis en place dans une colonne de Plexiglas en prenant soin d'obtenir un état en place similaire à celui observé dans les essais en boîte inclinée. Après avoir saturé en eau la colonne, on permet un drainage libre au bas de celle-ci. Des teneurs en eau massiques, prises après équilibre, provenant de tranches d'environ 5 cm permettent ensuite d'établir la relation θ - ψ en posant comme hypothèse que la succion équivaut à l'élévation (gradient unitaire). On présente aux figures 5.44 et 5.45 une comparaison entre les courbes de rétention d'eau et les fonctions de perméabilité établies à partir de mesures prises directement dans la boîte inclinée et celles évaluées à l'aide de l'essai en colonne. On remarque à la figure 5.44 que l'essai en colonne donne une pression à l'entrée d'air ψ_a plus grande pour le gravier et plus faible pour le sable, ce qui signifie que l'on a un contraste moins marqué entre les deux matériaux en terme de rétention d'eau. Les différences observées entre les résultats obtenus à l'aide des deux techniques peuvent s'expliquer par le fait que l'on néglige l'évaporation lorsque l'on pose $\psi = \text{élévation}$ pour l'essai en colonne et que de transformer des teneurs en eau massiques en teneurs en eau volumiques peut mener à des erreurs non négligeables (ex. perte d'eau lors du prélèvement et des mesures de teneurs en eau massiques, mauvaise évaluation de la porosité). En ce qui concerne les fonctions de perméabilité prédites à l'aide du modèle Mualem (1976a) tel que proposé par van Genuchten (1980) (identifié MU à la figure 5.45), on observe à la figure 5.45 que, dans

le cas du gravier, la différence entre les deux courbes de succion a un impact majeur sur la fonction de perméabilité. Pour une succion de 15 cm par exemple, la différence en terme de conductivité hydraulique est de plus de 3 ordres de grandeur.

Pour visualiser l'effet d'une modification des fonctions hydriques sur le comportement hydrique d'une barrière capillaire, on présente aux figures 5.46 et 5.47 les résultats des simulations numériques pour l'essai S2 (profils 1 et 3, soit dans le haut et le bas de la pente) avec ou sans modifications des fonctions hydriques. Les résultats présentés aux figures 5.46 et 5.47 montrent clairement que même une légère modification de la courbe de rétention d'eau peut entraîner une différence significative dans les résultats obtenus. On peut observer à la figure 5.46 que les modélisations numériques utilisant les résultats d'essais en colonne pour caractériser les fonctions hydriques des matériaux prédisent une disparition presque complète du bris capillaire après seulement 5 heures (trois heures de drainage) alors que les modélisations utilisant les fonctions hydriques provenant des mesures dans la boîte prédisent des effets de barrière capillaire et ce, même après 24 heures de drainage. Quant aux profils de teneur en eau volumique, on peut remarquer également des différences significatives entre les résultats des modélisations numériques selon les fonctions hydriques utilisées. On peut également mentionner qu'en général, les valeurs prédites par la modélisation numérique sont plus près des valeurs mesurées lorsque l'on utilise les fonctions hydriques provenant des mesures prises directement dans la boîte. De plus, on sait, à partir des solutions analytiques, que lorsque le contraste entre les matériaux en terme de rétention d'eau est moins marqué, la longueur effective du bris capillaire L est diminuée. Dans le cas particulier de l'essai S2 où l'on prend les caractéristiques de rétention d'eau évaluées à l'aide de l'essai en colonne (contraste de rétention d'eau moins prononcé), le L estimé par la modélisation numérique (méthode du plateau) est de 0,55 m, soit environ 0,17 m de moins que pour le même cas mais où les caractéristiques de rétention incorporées dans le modèle numérique sont celles déduites directement dans la boîte inclinée.

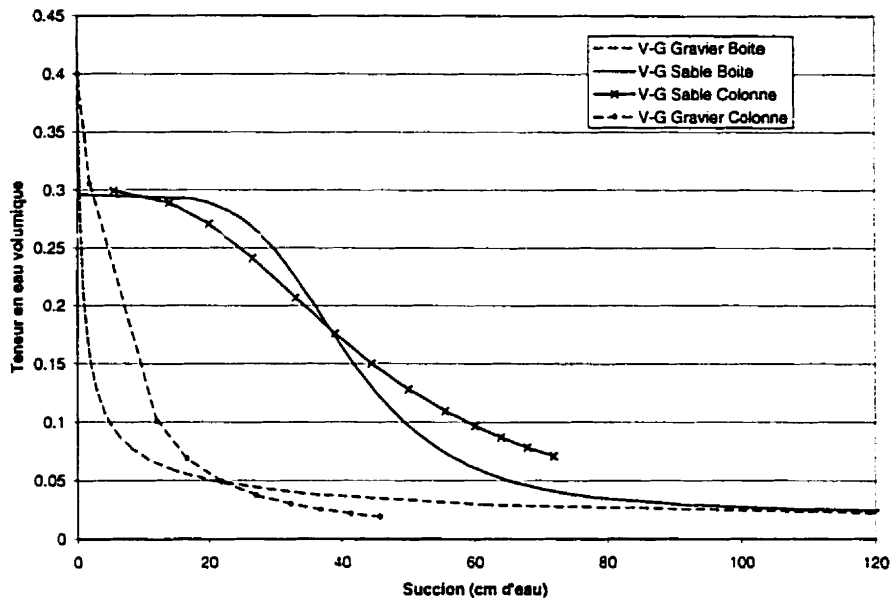


Figure 5.44 : Courbes de rétention d'eau du sable et du gravier évaluées à l'aide d'un essai en colonne et de mesures directes dans la boîte inclinée

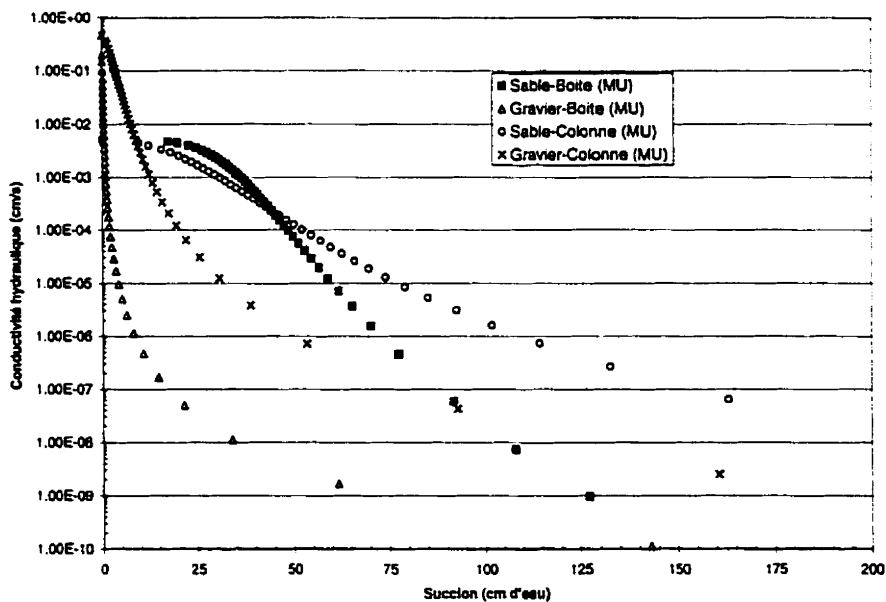


Figure 5.45 : Fonctions de perméabilité du sable et du gravier évaluées à l'aide de l'équation analytique approchée proposée par van Genuchten (1980) du modèle de Mualem (1976a)

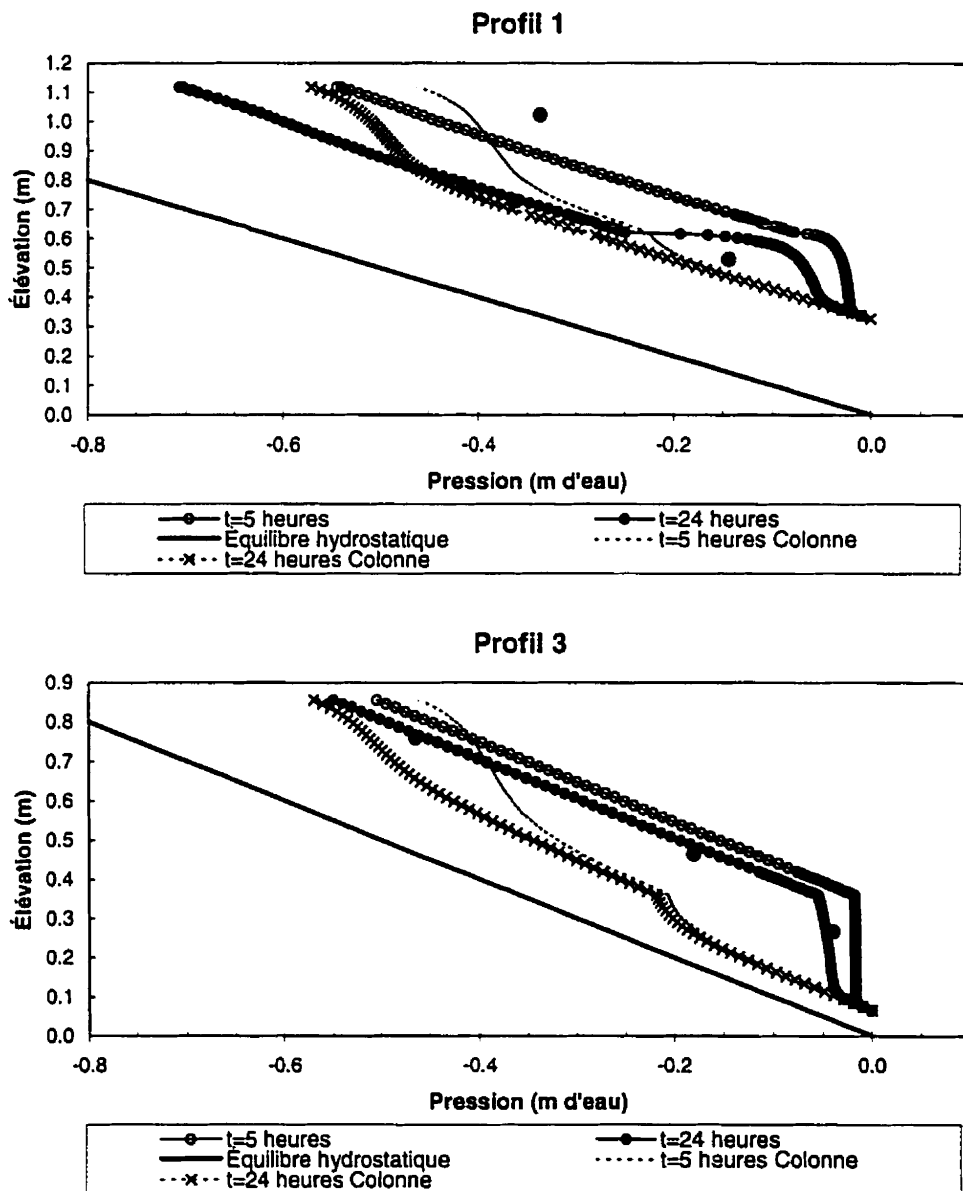


Figure 5.46 : Profils de succion de la simulation numérique de l'essai S2 avec des fonctions hydriques différentes, soit celles provenant de l'essai en colonne (identifié Colonne dans la légende) et celles évaluées à partir des mesures directes prises dans la boîte inclinée

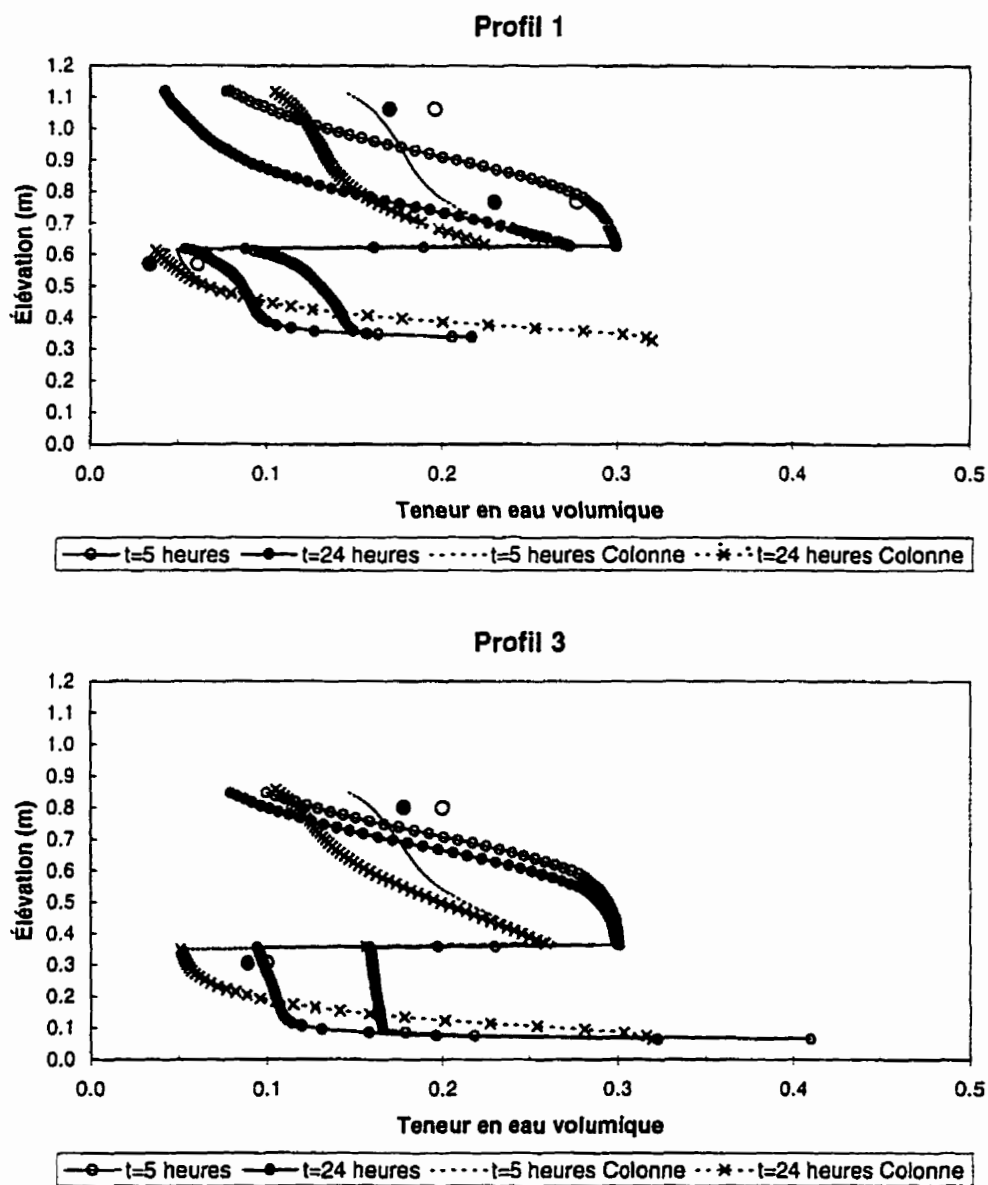


Figure 5.47 : Profils de teneur en eau volumique de la simulation numérique de l'essai S2 avec des fonctions hydriques différentes, soit celles provenant de l'essai en colonne (identifié Colonne dans la légende) et celles évaluées à partir des mesures directes prises dans la boîte inclinée

5.3.6 Effets d'hystérésis

Dans la section précédente, il a été démontré qu'une légère modification de la courbe de succion peut entraîner des variations importantes dans les résultats provenant de modélisations numériques. En plus de l'incertitude reliée aux fonctions hydriques, les phénomènes d'hystérésis dans les sols peuvent entraîner des erreurs de prédictions lorsque l'on considère des fonctions uniques pour $k(\psi)$ et $\theta(\psi)$. Rappelons que les fonctions hydriques utilisées dans les modélisations numériques de ce chapitre (voir figures 5.5 et 5.6) ont été établies à partir de mesures prises autant en mouillage qu'en drainage. Il a été possible, pour le sable, de différencier les mesures prises en drainage de celles prises en mouillage. Les nouvelles courbes $\theta-\psi$ et $k-\psi$ sont présentées aux figures 5.48 et 5.49.

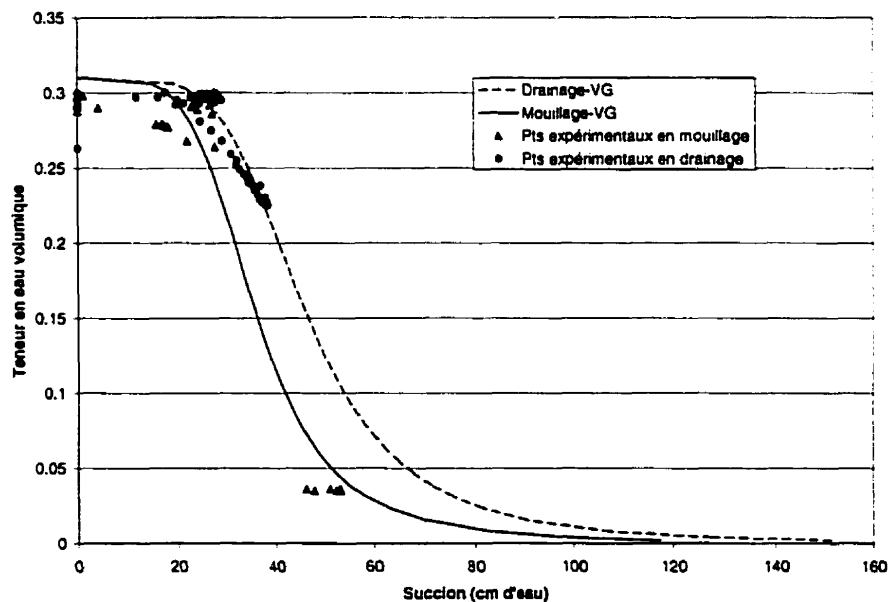


Figure 5.48 : Courbes caractéristiques de succion du sable, en tenant compte des phénomènes d'hystérésis, évaluées à l'aide de l'équation de van Genuchten (1980)

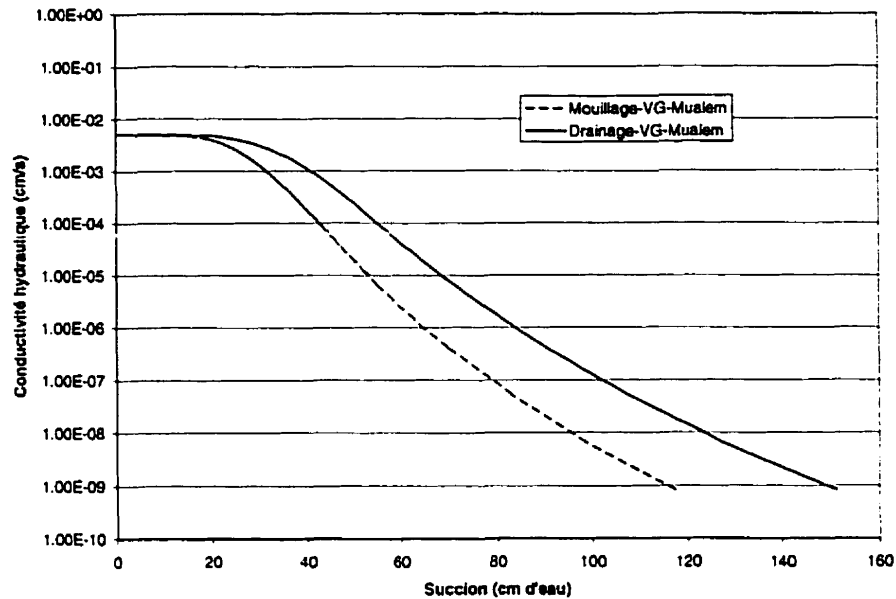


Figure 5.49 : Fonctions de perméabilité du sable, en tenant compte des phénomènes d'hystérésis, évaluées à l'aide de l'équation de van Genuchten-Mualem (1980)

Pour évaluer l'impact des phénomènes d'hystérésis sur les résultats numériques, une simulation numérique 1D, similaire à l'essai S1, a été réalisée à l'aide du logiciel SEEP/W en changeant les fonctions hydriques du sable selon que l'on se trouve en drainage ou en mouillage. Le changement des fonctions doit être fait manuellement dans SEEP/W puisqu'il n'en tient pas compte implicitement contrairement à d'autres logiciels tels Hydrus Version 6.0 (Simunek et al., 1998). En comparant les figures 5.29 et 5.50, on remarque que la principale différence se situe en drainage ($t=3, 4, 5$ heures) au niveau des teneurs en eau volumiques dans le sable. Lorsque l'on tient compte des phénomènes d'hystérésis, les valeurs prédites au haut de la couche de sable se situent à environ 0,04 de celles mesurées alors que cet écart est d'environ de 0,07 lorsque l'on néglige les effets d'hystérésis. Pour ce qui est des profils de pression, ils sont à peu près identiques. En bref, tenir compte des effets d'hystérésis permet de simuler de façon encore plus réaliste le comportement hydrique des matériaux étudiés dans la boîte.

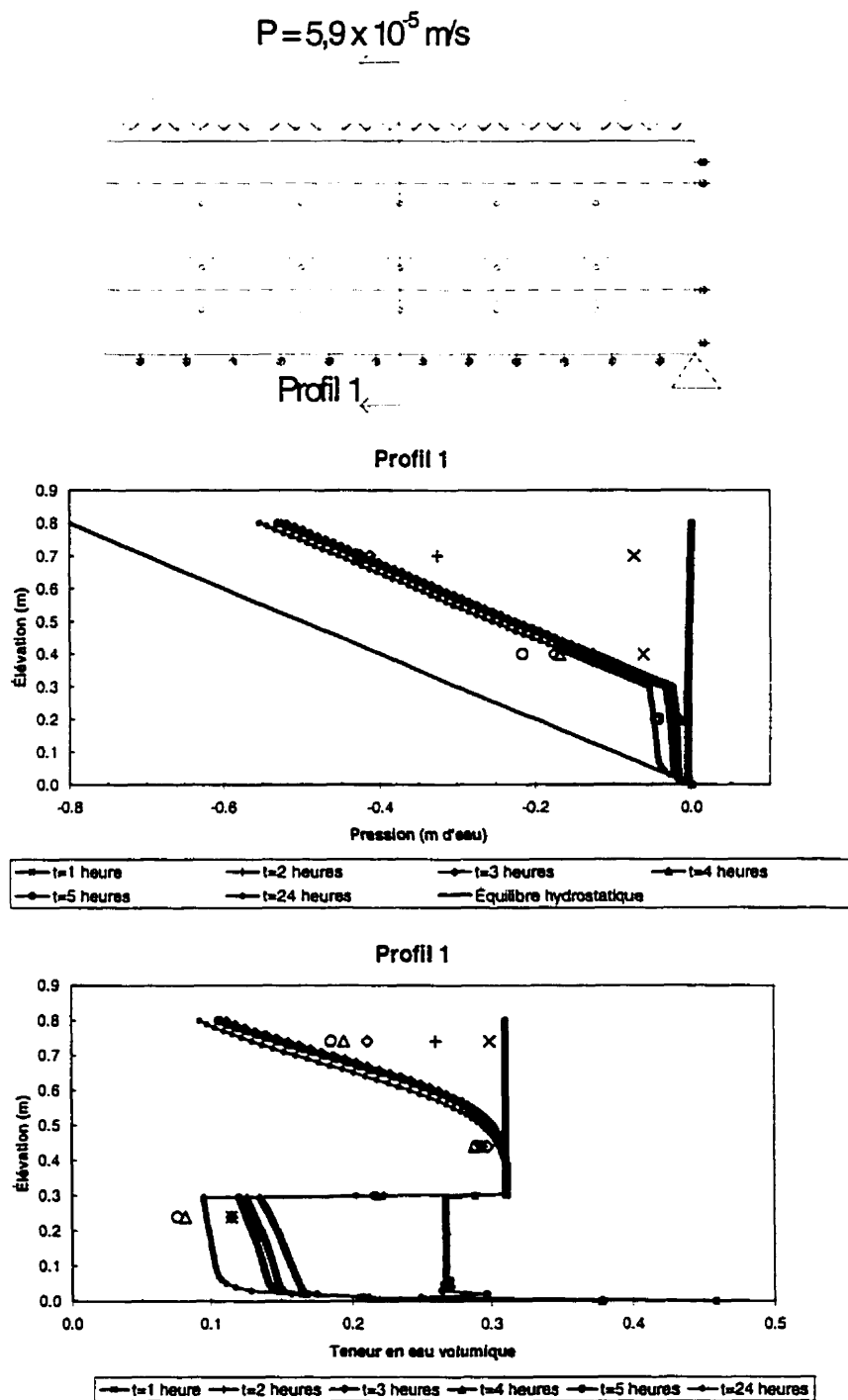


Figure 5.50 : Profils de succion et de teneur en eau volumique prédits (symboles reliés) et mesurés (symboles non reliés) pour l'essai S1 en tenant compte des effets d'hystérésis

5.3.7 Effets des parois

Les simulations des essais de mouillage ont permis de constater qu'il y avait accumulation d'eau dans le bas de la couche de sable en raison du mur. Cela s'observe par exemple, dans le cas de l'essai S5, par des pressions positives pouvant aller jusqu'à 0,5 kPa (voir figure 5.51). On peut se demander si cet effet a un impact important sur les résultats obtenus dans la boîte lors de la période de mouillage. Pour vérifier l'effet de la paroi du bas de la boîte, une analyse numérique a été réalisée en modifiant la géométrie de la boîte. Le modèle alternatif est présenté à la figure 5.52. Cette géométrie est jugée plus représentative d'une pente en situation réelle (voir chapitre 6). La condition frontière du dessus est identique à celle de l'essai S5, soit un taux de précipitation de $5,9 \times 10^{-5}$ m/s. Rappelons que l'essai S5 est un essai bi-couche incliné de $18,4^\circ$.

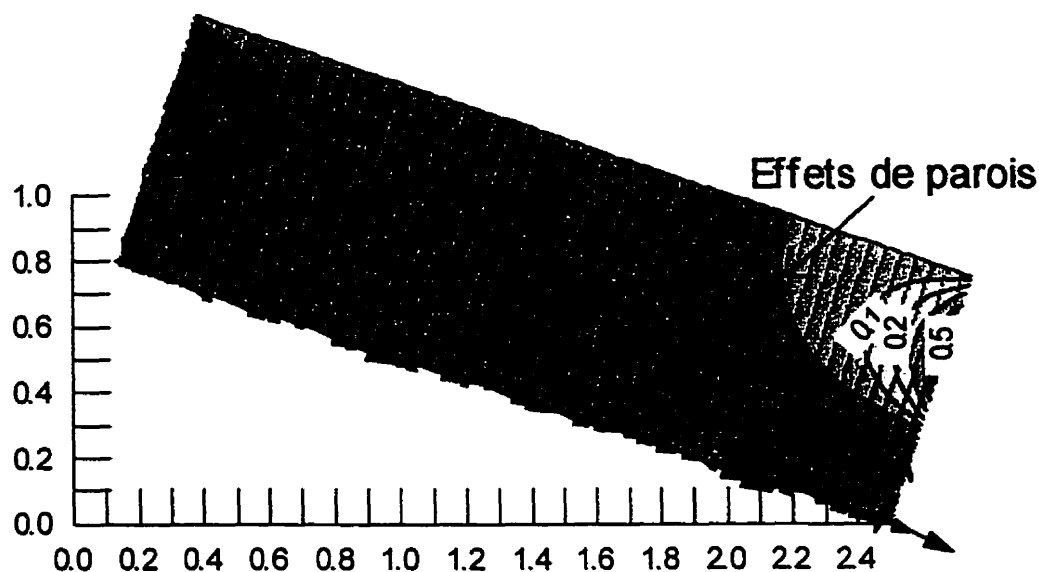


Figure 5.51 : Contours de pression après 2 heures de mouillage pour l'essai S5

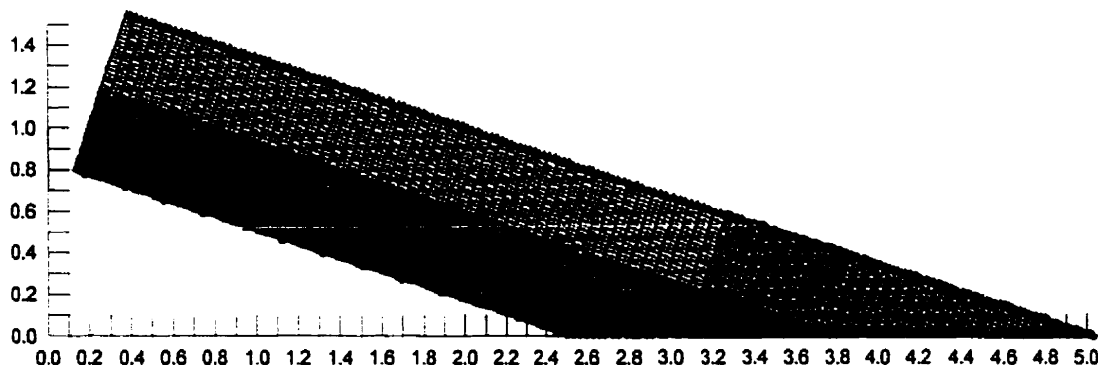
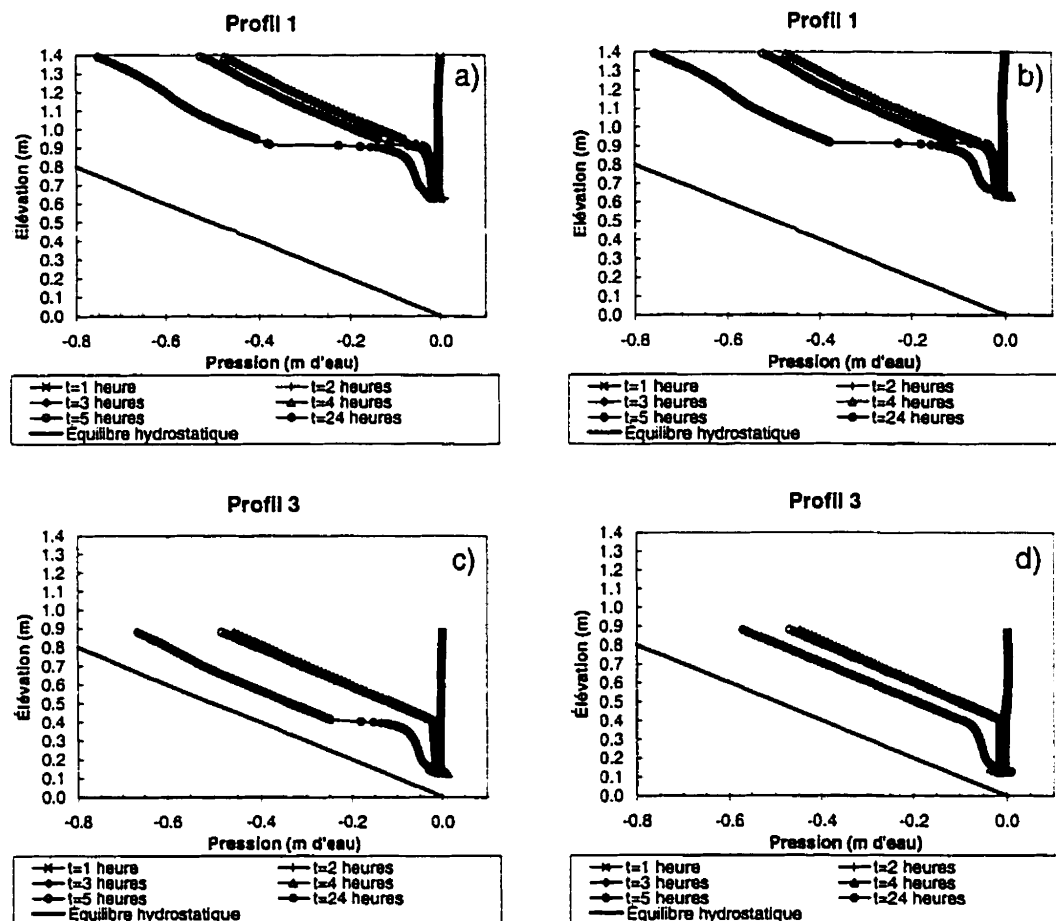


Figure 5.52 : Représentation du modèle alternatif utilisé pour évaluer l'effet du mur du bas de la boîte sur le comportement hydrique du système

Les résultats obtenus sont présentés aux figures 5.53 et 5.54. Pour évaluer l'effet du mur sur le comportement hydrique du système avec effets de barrière capillaire, on présente à la figure 5.53 les profils de pression dans le haut et le bas de la pente dans les cas avec ou sans mur. En comparant les résultats de la figure 5.53 a) et b), on remarque qu'il n'y a pas d'effets notables du mur sur les profils de pression situés au haut de la pente. Pour ce qui concerne le bas de la pente, on constate que le mur a un léger effet après 21 heures de drainage. Pour l'effet du mur du bas sur la longueur effective du bris capillaire, la figure 5.54 montre que cet effet est pratiquement nul. En effet, les vitesses de l'eau à l'interface sable-gravier, qui sont utilisées pour déduire la longueur effective du bris capillaire (voir section 5.3.2), sont identiques dans le haut de la boîte avec ou sans mur.

Les modélisations numériques réalisées ici montrent que le mur du bas de la boîte influence légèrement les résultats obtenus au bas de la pente. Le reste de la boîte ne semble cependant pas affecté significativement par le mur. Comme les longueurs effectives du bris capillaire (c'est-à-dire l'endroit où l'eau pénètre la couche de matériau grossier du bas) prédites sont habituellement dans le haut de la boîte, et étant donné toutes les autres incertitudes et imprécisions de l'essai, on peut considérer les effets du mur sur l'estimation de la valeur L comme négligeables.



Essai	Inclinaison	Taux de précipitation	Conditions des simulations
S4	18,4°	$2,1 \times 10^{-5}$ m/s	3 heures de mouillage suivies de 21 heures de drainage

Figure 5.53 : Comparaison entre les profils de succion avec mur ou avec modèle de la figure 5.52 : a) profil pris au haut de la pente avec modèle de la figure 5.52, b) profil pris au haut de la pente avec mur, c) profil pris au bas de la pente avec modèle de la figure 5.52, d) profil pris au bas de la pente avec mur

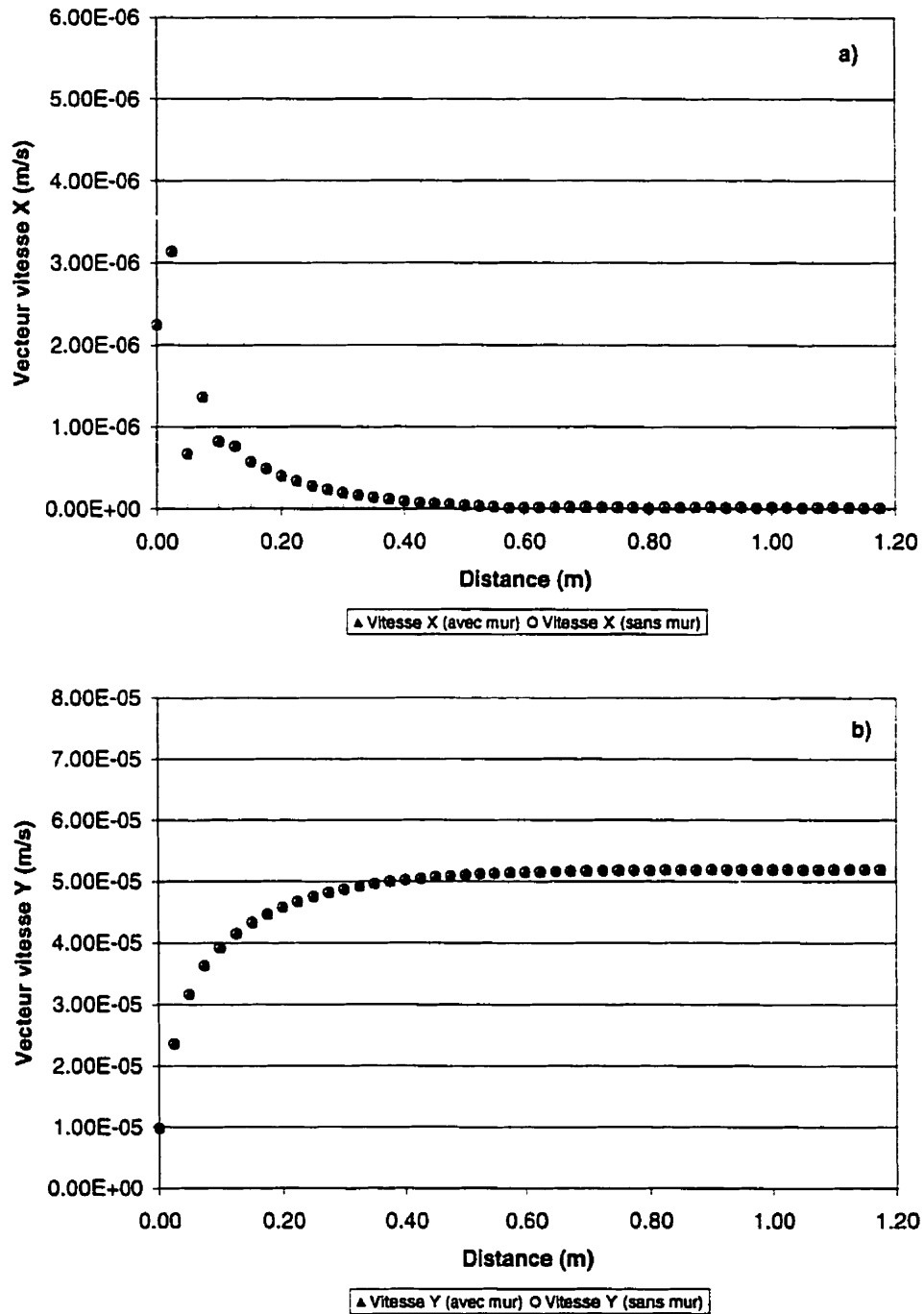


Figure 5.54 : Comparaison, avec mur ou avec modèle de la figure 5.52, entre les vitesse de l'eau a) en x et b) en y à l'interface entre le gravier et le sable pour l'essai S4 après 3 heures de mouillage

5.3.8 Effet du taux de précipitation sur la valeur de L

Les résultats présentés précédemment dans ce chapitre ont montré qu'il est possible de prédire le comportement hydrique non-saturé de barrières capillaires inclinées, composées d'un sable et de gravier, soumises à des taux de précipitation élevés, soit $5,1 \times 10^{-5}$ m/s et $2,1 \times 10^{-5}$ m/s. Avec des taux plus faibles, les longueurs effectives du bris capillaire auraient pu dépasser (selon les solutions analytiques) la longueur de la boîte. Cependant, pour confirmer l'influence du taux de précipitation sur la longueur effective du bris capillaire, d'autres modélisations numériques ont été réalisées.

Le modèle numérique ici est quelque peu différent de celui de la boîte inclinée. En effet, la longueur de la pente a été augmentée à 10,5 m tout en gardant les mêmes épaisseurs de couches, soit 0,3 m pour la couche de gravier du bas et 0,5 m pour la couche de sable. Une condition de drain a été placée sur le mur du bas afin d'éviter les effets de bord. Ce type de condition frontière pour simuler le bas d'une pente a déjà été utilisé par Collin (1997). La pente est de 3:1 ou $18,4^\circ$. Les taux de précipitation appliqués à la surface sont de $5,1 \times 10^{-6}$ m/s, 1×10^{-6} m/s et $5,1 \times 10^{-7}$ m/s. Pour évaluer la longueur L, le graphique de la vitesse en y à l'interface en fonction de la distance a été utilisé. On se rappelle que lorsque les effets de barrière capillaire sont présents, l'eau glisse à l'interface et l'écoulement de l'eau se fait principalement dans le matériau fin (ou le sable). Lorsque l'eau commence à s'infiltrer dans la couche de matériau grossier (où lorsque l'on dépasse le point DDL), la composante en y de la vitesse de Darcy augmente. En plus des deux techniques arbitraires présentées précédemment (méthode du plateau et 90 % du plateau, identifiée L90 dans les figures), la valeur de L correspondant au débit spécifique appliquée à la surface a également été utilisée. Autrement dit, cette technique considère que la barrière capillaire n'est plus efficace lorsque la vitesse de Darcy en y équivaut au débit spécifique appliqué en surface.

On présente à la figure 5.55 le profil de la barrière capillaire avec les vecteurs vitesse (vitesse de Darcy) pour le taux de précipitation de $5,1 \times 10^{-6}$ m/s. On peut observer qu'il y a début d'infiltration significative à travers la couche de matériau grossier du bas à une distance L parallèle à la pente d'environ 0,77 m. Cette valeur est d'ailleurs confirmée à la figure 5.56. On remarque également sur cette figure que la longueur effective du bris capillaire évaluée à l'aide des trois techniques donne: $L = 1,37$ m pour les techniques L90 et du débit spécifique P ; $L = 1,68$ m pour la technique du plateau.

Les résultats pour un taux de précipitation de 1×10^{-6} m/s sont présentés aux figures 5.57 et 5.58. À la figure 5.57, on remarque que l'eau commence à infiltrer la couche de matériau grossier à une distance, selon l'axe s , de 4,95 m. La figure 5.58 montre, quant à elle, que la vitesse en y à l'interface commence à augmenter significativement à partir d'une distance de 3,5 m et qu'elle plafonne à la distance d'environ 5,4 m. La vitesse diminue de nouveau à l'approche du mur en raison des conditions frontières de drain imposées sur celui-ci. Cela confirme que la diversion de l'eau associée aux phénomènes d'effets de barrière capillaire semble donc réduite graduellement à l'interface (vitesse en y qui augmente à l'interface) et non pas instantanément comme le suggèrent les solutions analytiques. Certains autres auteurs ont d'ailleurs mentionné ce phénomène (e.g. Oldenburg et Pruess, 1993; Webb, 1997; Ho et Webb; 1998). Il est également important de noter qu'il y a peu d'eau qui s'infiltré à travers la couche de gravier par rapport à celle déviée par la couverture. En terme de longueur effective du bris capillaire, les valeurs estimées à l'aide des techniques du plateau, du L90 et du débit spécifique P sont respectivement de 4,2, 6,25 et de 6,6 m.

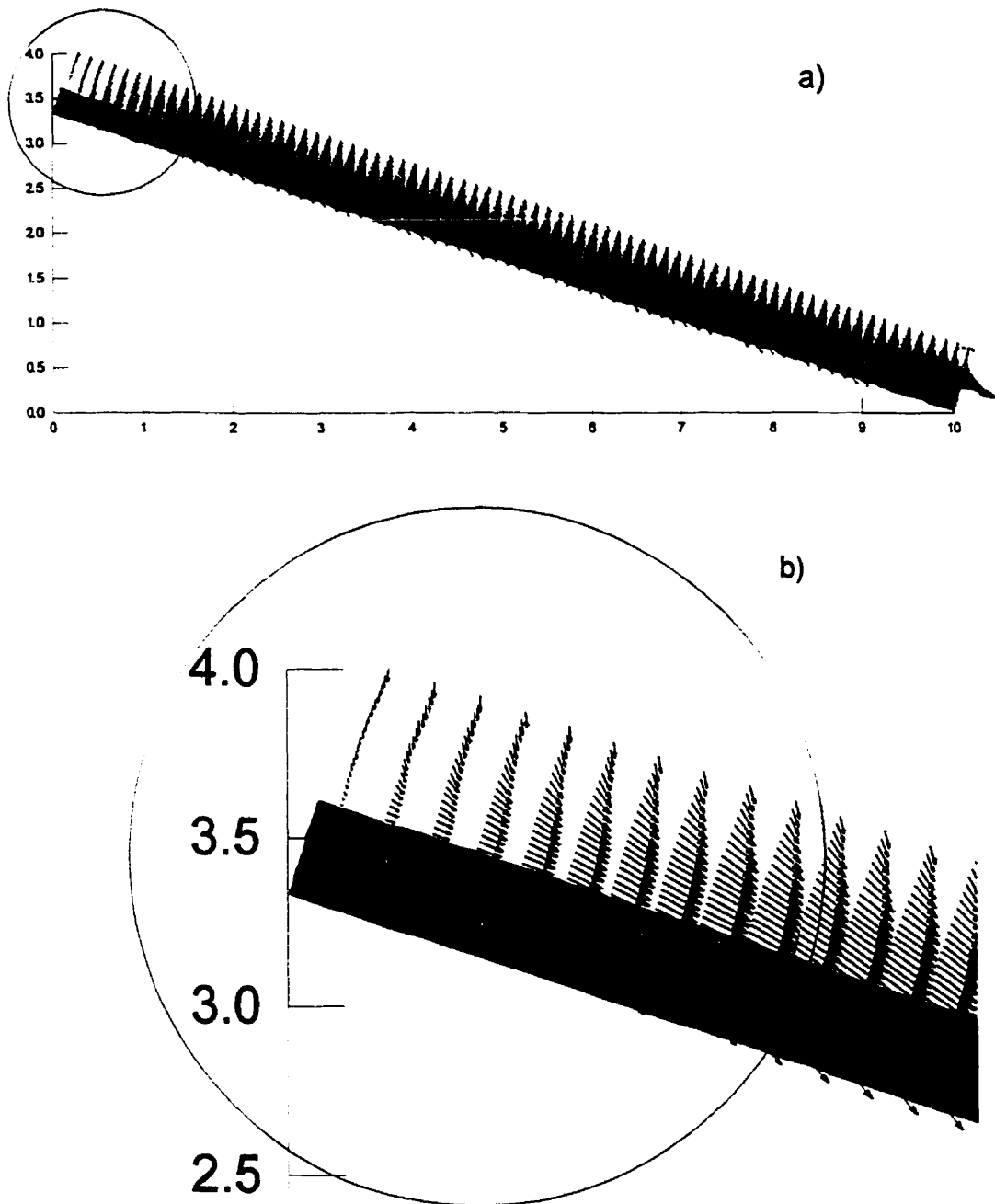


Figure 5.55 : Vecteurs vitesse de l'eau dans la barrière capillaire soumise à un taux de précipitation de $5,1 \times 10^{-6}$ m/s ($1/10 k_{sat}$ du sable) : a) vue d'ensemble, b) grossissement du point DDL

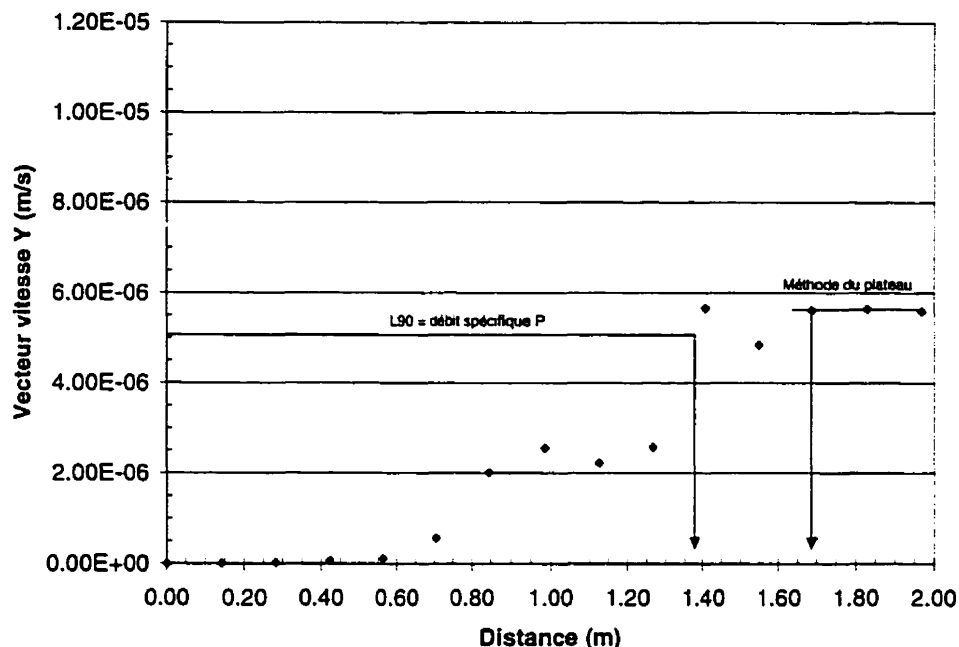


Figure 5.56 : Vitesse de l'eau en y à l'interface entre le gravier et le sable pour les 2 premiers mètres au haut de la pente de l'essai avec un taux de précipitation de $5,1 \times 10^{-6}$ m/s.

En ce qui concerne la modélisation avec un taux de précipitation de $5,1 \times 10^{-7}$, taux de précipitation plus près des conditions réelles, on présente les principaux résultats aux figures 5.59 et 5.60. On remarque que la grande majorité de l'eau est déviée à l'interface. À la lecture de la figure 5.60, on voit que la vitesse en y, bien que faible, augmente graduellement jusqu'à ce que l'effet du mur drainant se fasse sentir (à environ 1,5 m du bas de la pente). On peut observer qu'il y a début d'infiltration significative (intersection des deux droites) à la distance de 6,4 m. On remarque également l'on ne peut pas évaluer la valeur de L à l'aide des techniques du plateau et du L90 puisqu'aucun plateau n'est atteint. La valeur de L estimée à l'aide de la technique du débit spécifique P est de 7,8 m.

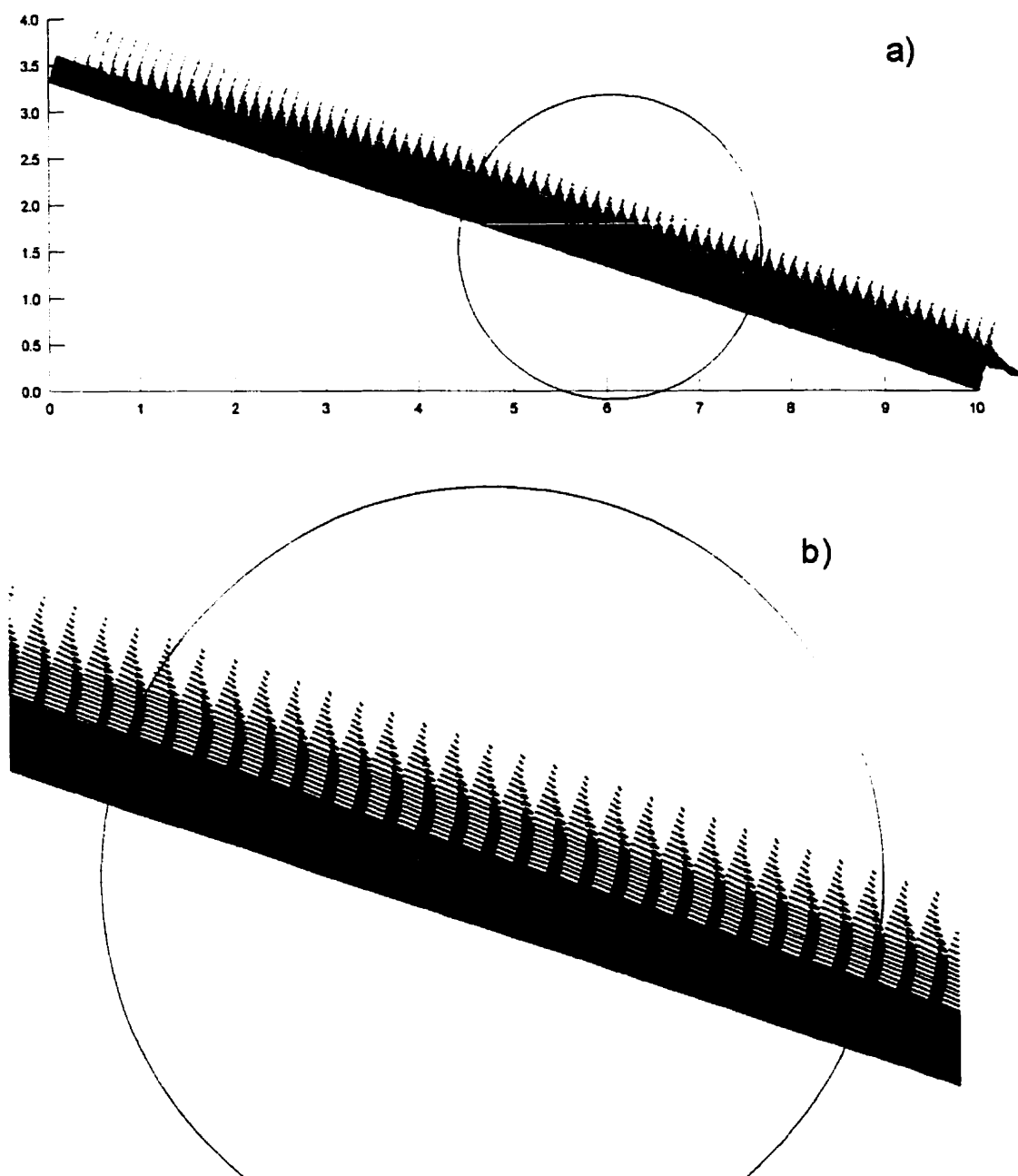


Figure 5.57 : Vecteurs vitesse de l'eau dans la barrière capillaire soumise à un taux de précipitation de 1×10^{-6} m/s : a) vue d'ensemble, b) grossissement du point DDL

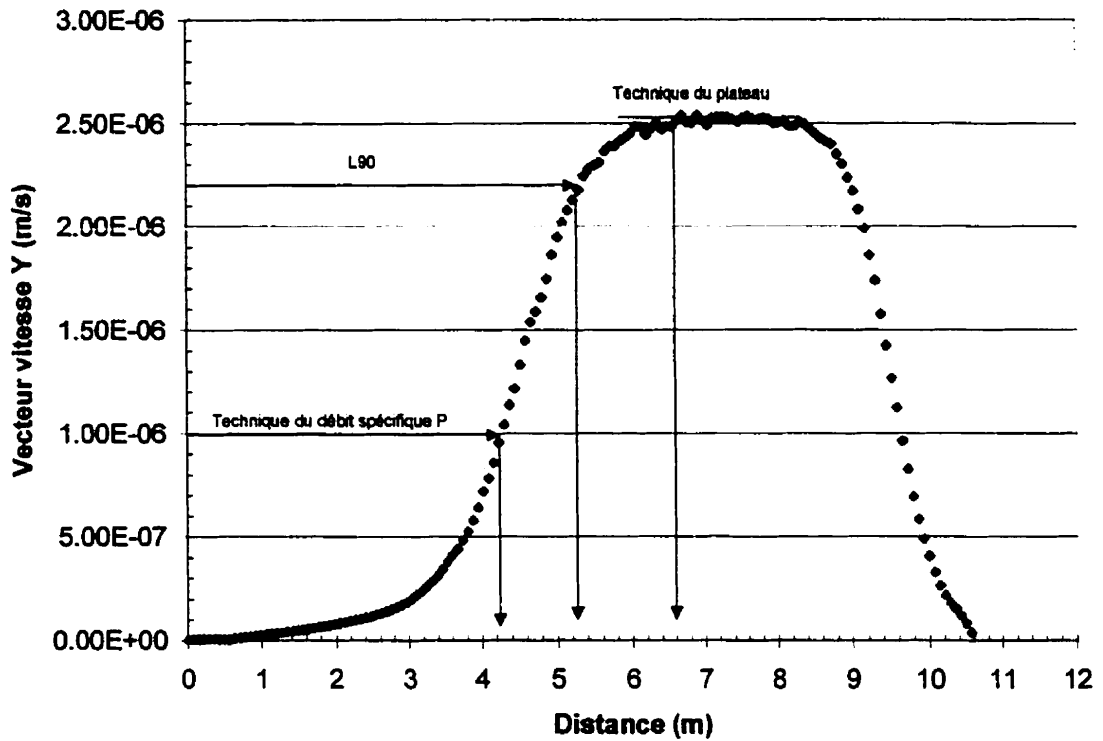


Figure 5.58 : Vitesse de l'eau en y à l'interface entre le gravier et le sable pour l'essai avec un taux de précipitation de 1×10^{-6} m/s

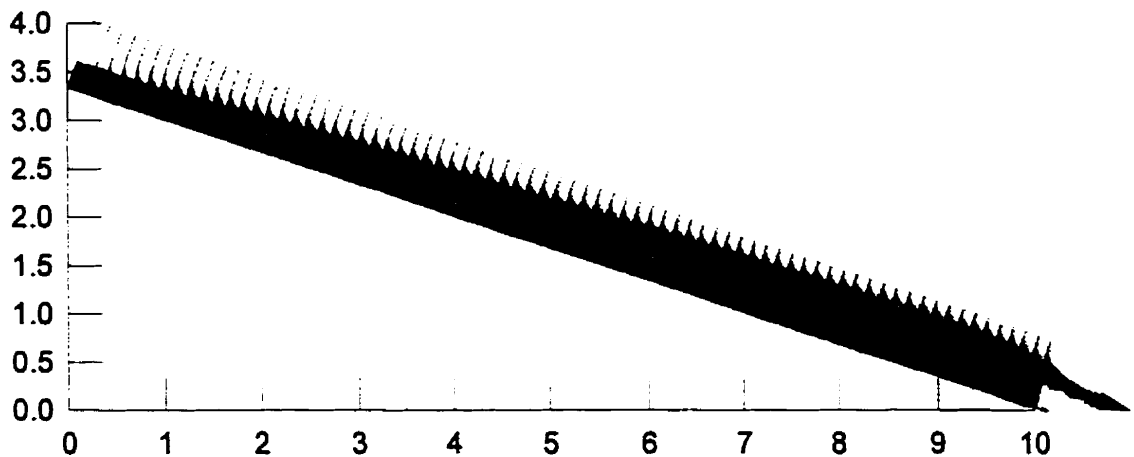


Figure 5.59 : Vecteurs vitesse de l'eau dans la barrière capillaire soumise à un taux de précipitation de $5,1 \times 10^{-7}$ m/s

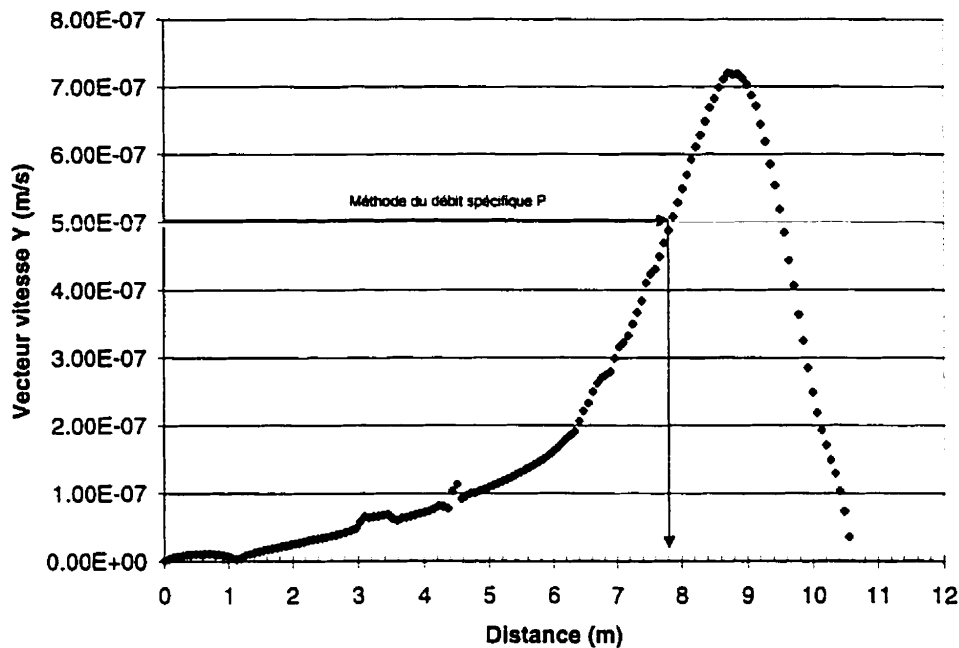


Figure 5.60 : Vitesse de l'eau en y à l'interface entre le gravier et le sable pour l'essai avec un taux de précipitation de 5×10^{-7} m/s

On présente, à la figure 5.61 une comparaison entre les différentes méthodes utilisées pour évaluer la longueur effective du bris capillaire en fonction du taux de précipitation. Les valeurs de L estimées à l'aide des analyses numériques pour les différents taux de précipitation P sont représentées par un cercle noir plein. Il y a dans certains cas plusieurs valeurs pour un même P puisque la valeur de L peut être estimée à l'aide de différentes méthodes arbitraires (plateau, L90 ou débit spécifique P). Les solutions analytiques de Ross (1990), de Ross modifiée par Steenhuis et *al.* (1991) et de Morel-Seytoux (1994) sont également représentées (voir figure 5.61).

Les résultats présentés à la figure 5.61 montrent que le modèle de Ross modifié par Steenhuis et *al.* (1991) donne des valeurs de L similaires à celles évaluées à l'aide des modélisations numériques, particulièrement pour les valeurs élevées de P. Le modèle de Morel-Seytoux (1994) semble surévaluer les valeurs de L. Quant au modèle de Ross

(1990), il ne semble pas offrir des valeurs réalistes de L (il sous-évalue grandement) pour ce type de barrière capillaire. Le problème avec l'équation de Ross (1990) est que l'exposant a_{s2}/a_{s1} de l'équation 4.26 diminue de façon importante la valeur de L pour des matériaux grossiers (sable et gravier). Pour ce type matériau, il semble préférable d'utiliser le concept de pression à l'entrée d'eau tel que proposé par Steenhuis et *al.* (1991).

Il est également intéressant de remarquer à la figure 5.61 que pour avoir une longueur effective du bris capillaire inférieure à la longueur de la boîte expérimentale inclinée (longueur de 2,5 m), il est nécessaire de simuler des taux de précipitation élevés ($> 1 \times 10^{-6}$ m/s), qui ne reflètent pas nécessairement des valeurs réalistes sur le terrain. Les résultats des analyses numériques justifient donc les taux de précipitation élevés simulés dans les essais en boîte inclinée.

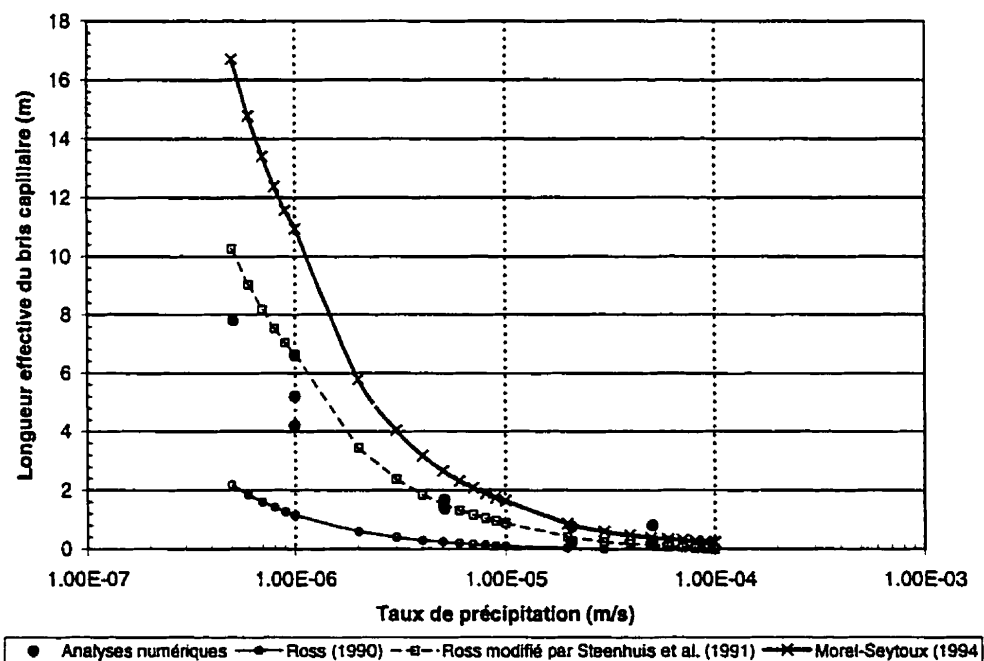


Figure 5.61 : Longueurs effectives du bris capillaire prédites par les modèles analytiques et les modélisations numériques pour différents taux de précipitation appliqués sur la géométrie montrée à la figure 5.55

5.3.9 Effet du type matériau fin

Les matériaux utilisés dans les essais en boîte inclinée (un sable et un gravier) pour créer des effets de barrière capillaire sont des matériaux qui risquent peu d'être utilisés comme composantes d'une couverture avec effets de barrière capillaire (CEBC) pour limiter les flux de gaz. L'objectif de ce type de couverture est de maintenir une des couches (la couche de rétention d'eau) à un degré de saturation élevé afin que le coefficient de diffusion effectif soit le plus faible possible. Comme il a été démontré précédemment dans ce chapitre, pour une CEBC faite d'un sable sur un gravier, il est impossible de maintenir un degré de saturation élevé dans le haut d'une pente de 2,5 m de long après une période de drainage de 24 heures. C'est pour cette raison que dans la réalité, on joindra, au sable et au gravier, une couche de matériau plus fin (un silt ou une argile) ayant des caractéristiques de rétention d'eau supérieures. On présente, dans cette section, deux résultats de modélisations numériques transitoires pour une barrière capillaire de 10,5 m composée d'un silt placé sur un sable. La différence entre les deux modélisations est que la surface libre est au bas de la couverture pour la première modélisation (condition frontière identique à la boîte inclinée) alors que l'on impose une charge h ($h = \psi + \text{élévation}$) de -1 m d'eau au bas de la couverture afin de simuler une surface libre (ou surface de la nappe phréatique) sous la couverture (situation un peu plus réaliste) dans la deuxième modélisation. Les conditions simulées sont une période de drainage de 60 jours. Les fonctions hydriques des deux matériaux sont présentées aux figures 5.62 et 5.63. Les courbes de rétention d'eau lissées ainsi que les fonctions de perméabilité ont été évaluées à l'aide du logiciel RETC (van Genuchten et *al.*, 1991) qui utilise le modèle de van Genuchten-Mualem (van Genuchten, 1980) pour prédire la fonction $k-\psi$. Le sable est le même que celui utilisé dans les essais en boîte inclinée alors que le silt est un résidu minier (identifié Résidus-MRN) qui a été utilisé comme matériau fin dans une CEBC placée sur un parc à résidus miniers à Malartic, Québec. Les détails de ce projet seront d'ailleurs présentés au Chapitre 6.

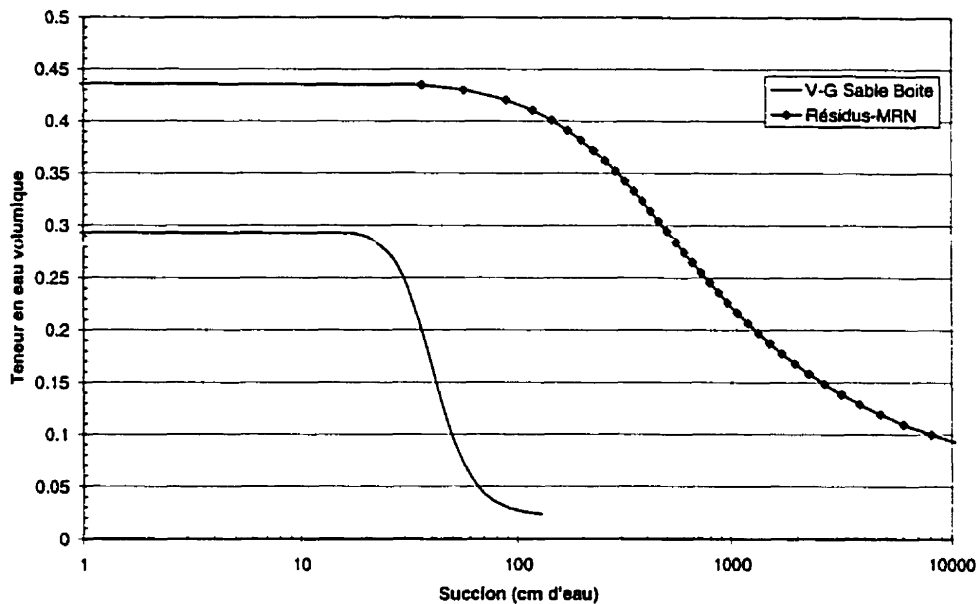


Figure 5.62 : Courbes de rétention d'eau des deux sols utilisés dans la modélisation numérique d'une CEBC ayant une longueur de 10,5 m faite d'un silt sur un sable

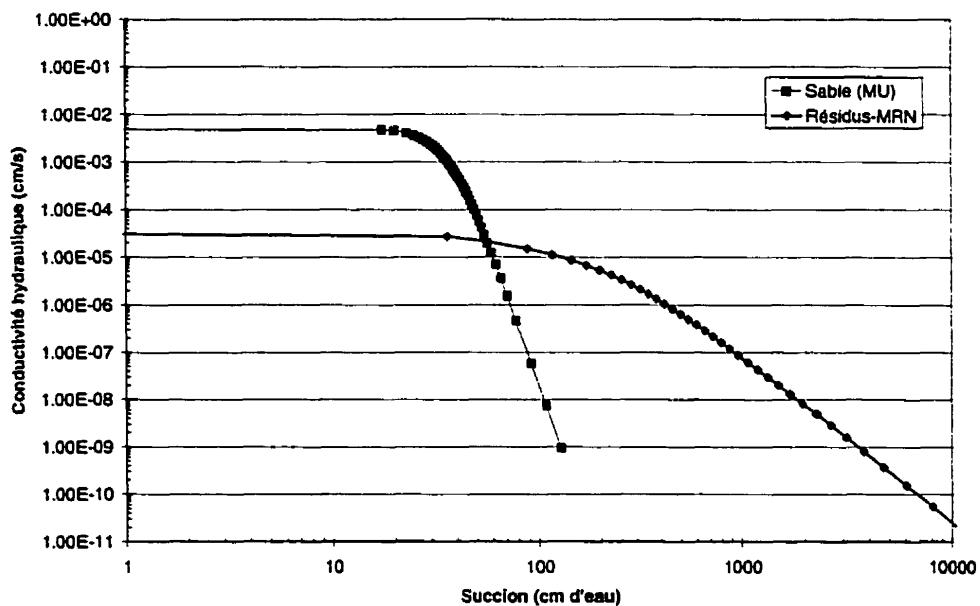


Figure 5.63 : Fonctions de perméabilité des deux sols utilisés dans la modélisation numérique d'une CEBC ayant une longueur de 10,5 m faite d'un silt sur un sable.

La figure 5.64 présente un graphique des contours des teneurs en eau volumique après 60 jours de drainage pour la simulation avec la surface libre à la base de la CEBC. On retrouve également sur cette figure des profils de teneurs pris à deux temps différents (2 heures et 60 jours de drainage) au haut et au bas de la pente. Les résultats montrent qu'avec une CEBC faite d'un silt et d'un sable avec la surface libre placée sous la CEBC, l'effet de la position dans la pente de 10,5 m de long (inclinaison de 18,4°) sur les teneurs en eau volumiques est pratiquement inexistant. Cela justifie le fait de ne pas avoir utilisé, dans les essais de laboratoire en boîte inclinée, ce type de matériau puisqu'il aurait été très difficile d'observer l'influence de la pente sur la teneur en eau volumique et ce, même en période de drainage prolongée.

La deuxième simulation, où la surface libre est posée plus basse que le bas de la couverture (charge négative h de -1 m d'eau comme condition frontière du bas), montre que la position influence le comportement hydrique de la couverture. Le graphique des isocontours (figure 5.65) montre qu'après 60 jours de drainage il y a désaturation dans le haut de la pente; la teneur en eau volumique diminue à environ 0,3 ($S_r=68\%$) alors que la teneur en eau volumique au bas de la pente est d'environ 0,40 ($S_r=91\%$). Pour bien montrer l'effet de la pente sur la teneur en eau volumique θ (ou sur le degré de saturation S_r), on présente à la figure 5.66 l'évolution de θ dans la couche de sable en fonction de la distance par rapport au haut de la pente (coordonnée selon l'axe s). Encore une fois, il est clair, sur cette figure, que la géométrie de la pente affecte la teneur en eau volumique de la couche de matériau fin constituée de sable, et ce, autant à l'interface que dans le haut de la couche. De plus, l'évolution des profils de teneur en eau volumique (voir annexe A) montre qu'un équilibre pseudo-stationnaire est atteint en moins de 7 jours.

En somme, cette simulation démontre que, dans la réalité, lorsqu'une CEBC est placée en pente sous certaines conditions (nappe phréatique basse), il est possible d'observer une désaturation dans le haut de la couverture. La pente affecte donc le comportement hydrique de la couverture et, par le fait même, sa performance pour limiter autant l'infiltration d'eau que l'infiltration de gaz. Pour cette raison, il est essentiel de se préoccuper de l'effet de la pente lorsque l'on réalise le design d'une CEBC.

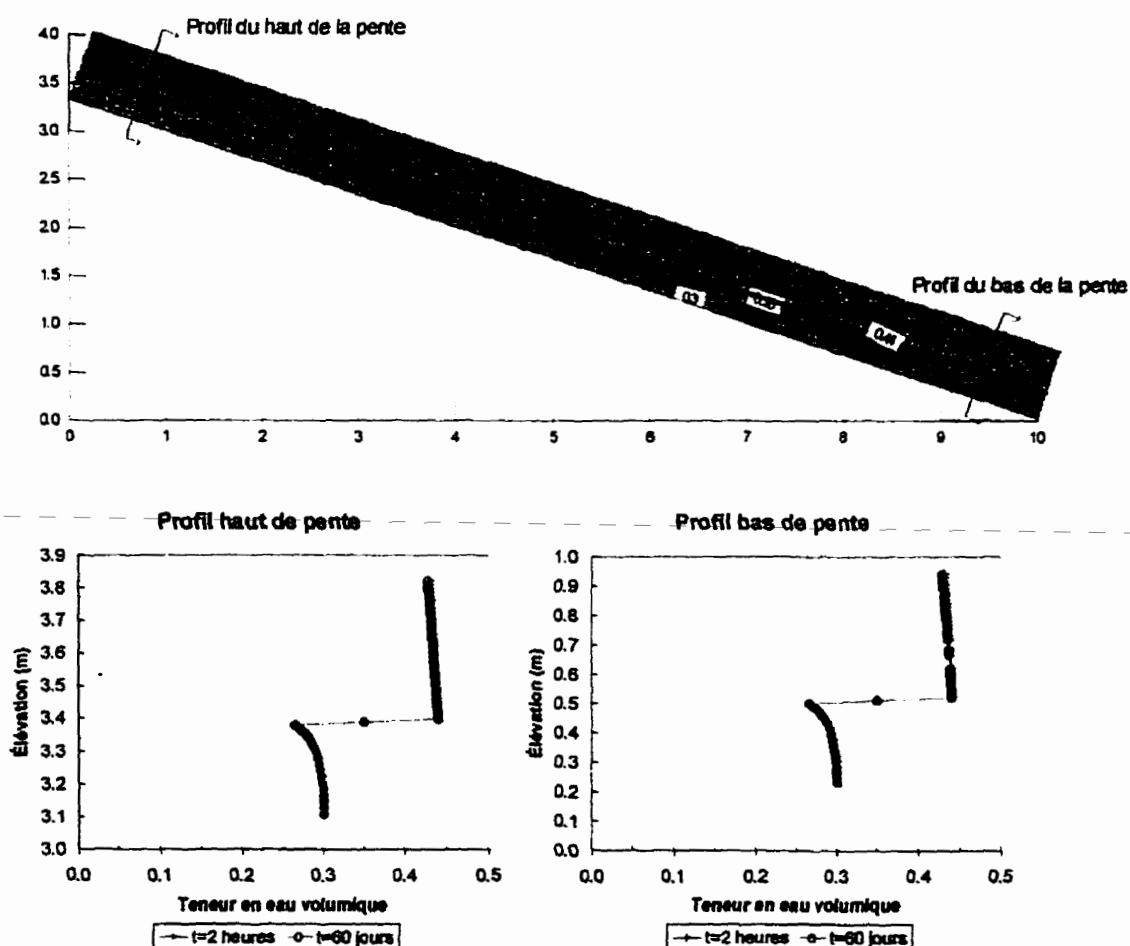


Figure 5.64 : Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 60 jours de drainage et profils de teneur en eau au haut et au bas de la pente après 2 heures et 60 jours de drainage pour le cas d'une nappe phréatique au bas de la CEBC

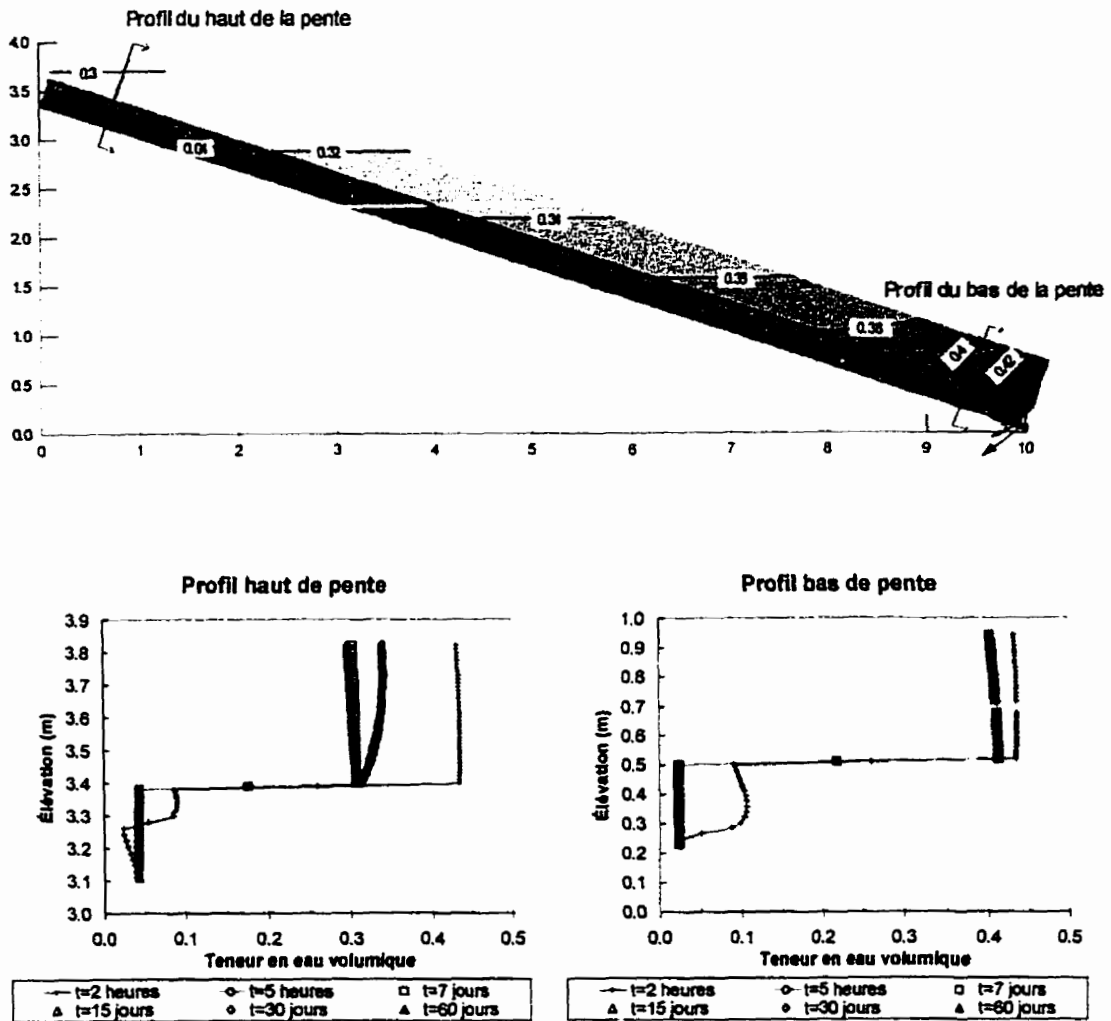


Figure 5.65 : Contours couleurs de la teneur en eau volumique après 60 jours de drainage et évolution des profils de teneur en eau au haut et au bas de la pente pour une nappe phréatique placée à environ 1 m sous la base de la couverture

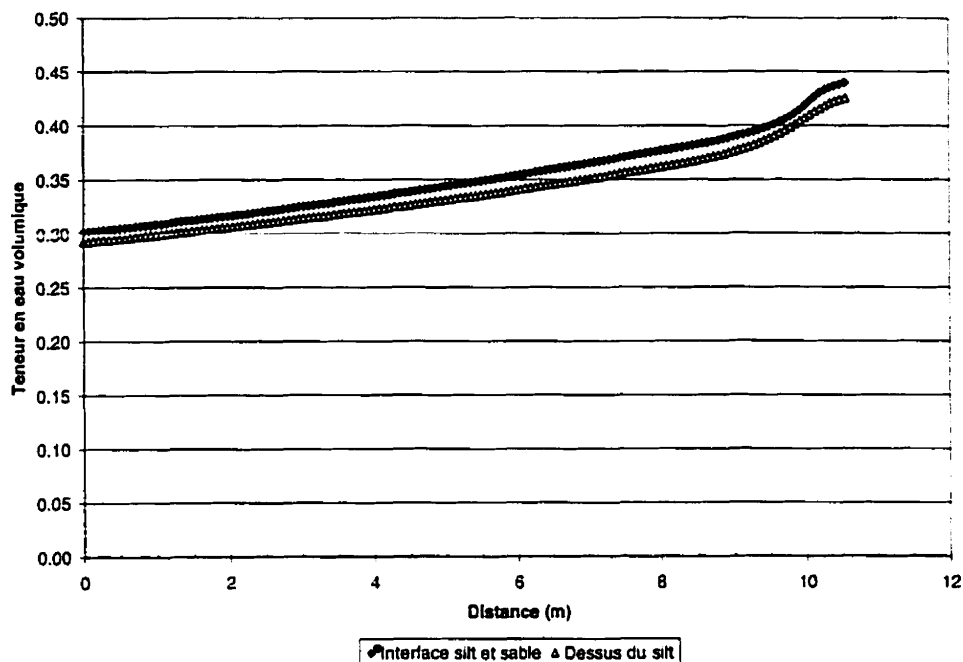


Figure 5.66 : Évolution de la teneur en eau volumique au haut de la couche de silt et à l'interface silt-sable en fonction de la distance par rapport au dessus de la pente ($x = 0$ correspond au haut de la pente)

5.4 Principales remarques sur l'étude en laboratoire

Afin de démontrer les effets de la pente sur le comportement hydrique de barrières capillaires (ou de couvertures avec effets de barrière capillaire), des essais au laboratoire sur un modèle physique, appelé boîte inclinée, ont été réalisés. Pour être en mesure d'observer ces effets en modèle réduit, des matériaux sensibles aux variations de pressions (ou de succions) ont été utilisés. Des modélisations numériques de la boîte inclinée ainsi que de modèles hypothétiques ont été réalisées. Les principales constatations que l'on peut tirer de cette étude en laboratoire sont les suivantes :

1. Les mesures de succion et de teneur en eau volumique prises dans la boîte montrent que la succion est supérieure dans le haut de la pente par rapport au bas, ce qui entraîne une teneur en eau plus faible dans le haut. Lorsque la barrière a pour objectif

de limiter l'apport de gaz (comme les CEBC placées sur des résidus miniers générateurs de DMA), cela signifie que la barrière est plus efficace dans le bas que dans le haut de la pente.

2. Les essais ont montré également que passer d'un taux de précipitation équivalant au k_{sat} à $\frac{1}{2}k_{\text{sat}}$ du sable n'influence à peu près pas le comportement de la barrière capillaire.
3. Il est possible, à l'aide de la modélisation numérique, de prédire de façon adéquate le comportement hydrique des systèmes bi-couches et tri-couches étudiés. Les écarts observés entre les valeurs prédites et mesurées sont principalement en mouillage, où le modèle prédit des pressions positives dans la couche de sable alors que l'on mesure plutôt de faibles succions. En drainage, les principaux écarts sont observés dans le haut de la couche de sable où la modélisation numérique prédit habituellement des succions plus grandes.
4. Les écarts entre les valeurs prédites et mesurées s'expliquent principalement par la représentativité relative des fonctions hydriques. Comme les matériaux utilisés dans cette étude ont des fonctions θ - ψ et k - ψ fortement non-linéaires, le moindre écart entre la réalité et la fonction choisie peut entraîner des différences importantes entre les valeurs de teneur en eau volumique prédites et mesurées.
5. Lorsque les matériaux sont sensibles aux variations de pression, tels que ceux étudiés dans ce travail, tenir compte des effets d'hystérésis permet d'obtenir des résultats plus réalistes.
6. Pour ce qui concerne la longueur effective du bris capillaire L , les valeurs obtenues en laboratoire sont généralement plus grandes que celles prédites par les solutions analytiques. Cela pourrait s'expliquer en partie par le fait que les solutions analytiques ont comme hypothèse de base que le profil de succion est uniforme le long de la pente, ce qui n'est pas le cas pour les conditions étudiées dans ce travail. De plus, la géométrie de la boîte et des trous au bas pourrait influencer les résultats obtenus.

7. Les solutions analytiques prévoient un impact majeur du taux de précipitation sur L alors que les résultats de laboratoire et les modélisations numériques prévoient plutôt un faible impact, pour les valeurs de P étudiées ici, lorsque la pente est supérieure à $9,5^\circ$.
8. Les quatre solutions analytiques visant à évaluer L donnent des résultats très différents. Dans les cas étudiés dans ce travail, le modèle de Morel-Seytoux (1994) montre une meilleure concordance que les autres modèles.
9. Les modélisations numériques ainsi que la solution analytique de Warrick et *al.* (1997) prévoient un effet bénéfique de la troisième couche sur la longueur effective du bris capillaire.
10. Selon les modélisations numériques, il semble également que la troisième couche diminue légèrement la succion à l'interface du bas favorisant ainsi la rétention d'eau dans la couche de sable. Ceci pourrait être dû au fait que la couche de matériau grossier du haut favorise l'infiltration dans la couche de sable diminuant ainsi les pressions dans cette dernière.
11. Des calculs numériques réalisés sur des modèles plus représentatifs (pente de 10,5 m) avec des taux de précipitation plus faibles ont montré que l'impact du taux de précipitation sur la longueur effective du bris capillaire serait bien décrit par le modèle de Ross modifié par Steenhuis et *al.* (1991).
12. Des modélisations numériques ont permis de montrer que l'effet des extrémités sur les résultats obtenus dans la boîte inclinée est limité et ce, autant pour les mesures de la longueur effective du bris capillaire que pour les profils de teneur en eau volumique et de succion.
13. Le comportement hydrique d'une CEBC faite d'un silt sur un sable est affecté par la pente. En effet, des modélisations numériques d'une CEBC de 10,5 m inclinée de $18,4^\circ$ ont montré qu'il y a désaturation de la couche de silt dans le haut de la pente lorsque des conditions frontières réalistes sont appliquées. Autrement dit, les phénomènes observés dans la boîte inclinée avec des matériaux grossiers (sable sur

gravier) sont également présents dans un système avec effets de barrière capillaire mais composé de matériaux plus fins.

Il a été démontré dans ce chapitre, à l'aide de modélisations physiques et numériques, que l'inclinaison de la pente influençait le comportement hydrique de systèmes avec effets de barrière capillaire. Pour réaliser cette démonstration, des matériaux ayant une grande sensibilité aux variations de succion ont été utilisés comme composantes des CEBC dans les essais en laboratoire. Cependant, il est peu probable que ces types de matériau soient utilisés dans des situations réelles. L'objectif du prochain chapitre sera donc de compléter l'information obtenue au chapitre 5 en examinant le comportement hydrique de CEBC constituées de matériaux ayant des caractéristiques hydriques similaires à ceux que l'on retrouve dans des situations réelles.

CHAPITRE VI

COMPORTEMENT HYDRIQUE DE CEBC EN 2D : MODÉLISATION D'UN CAS RÉEL

Il a été démontré, à l'aide des résultats d'essais en laboratoire sur modèle réduit et des modélisations numériques présentés au Chapitre 5, que les barrières capillaires (ou les couvertures avec effets de barrière capillaire) sont influencées par l'angle de la pente. Ainsi, les profils de succion et de teneur en eau volumique sont fonctions, en plus des caractéristiques des matériaux et du taux de précipitation appliqué, de l'inclinaison de l'interface entre les deux matériaux qui constituent la barrière capillaire. Cela signifie que, dans la réalité, l'efficacité du système, autant pour limiter l'infiltration d'eau que pour limiter le flux de gaz, pourrait être différente selon la localisation le long de la pente.

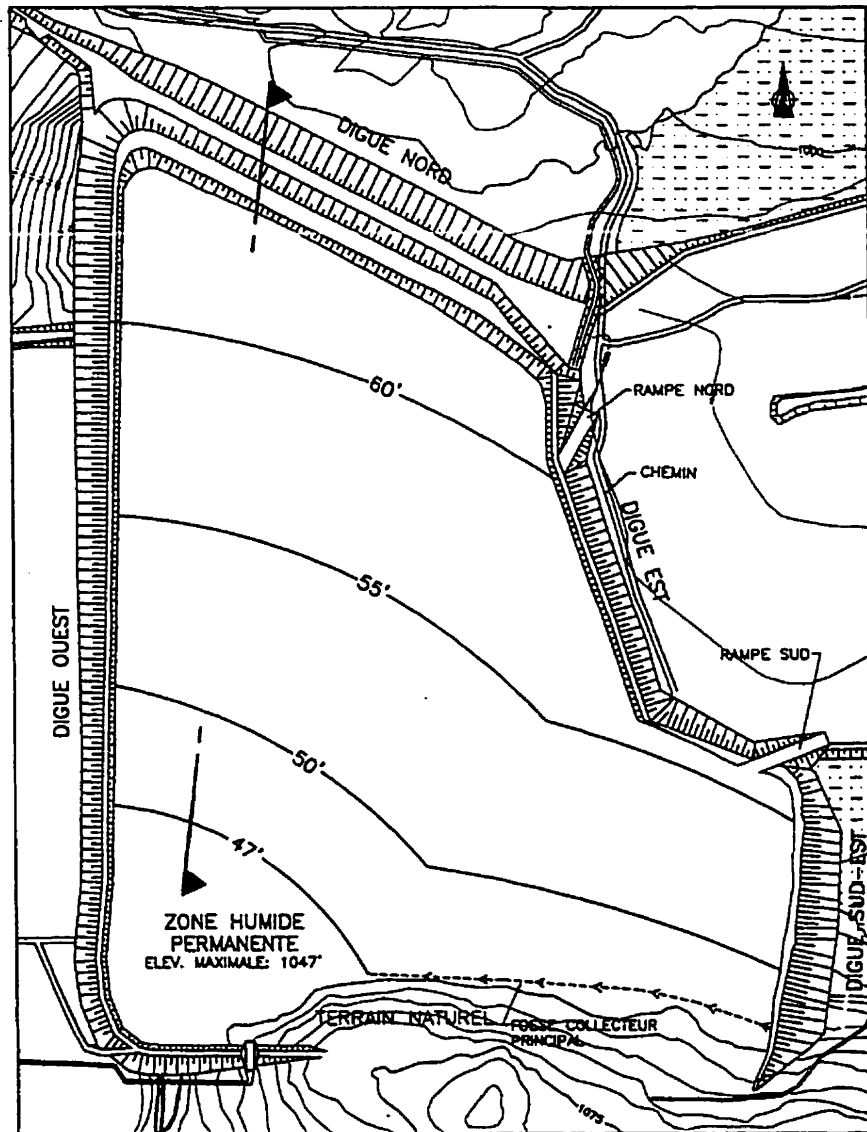
Même si les essais en modèle réduit aident à la compréhension des phénomènes, ils ne permettent pas d'offrir de solutions pratiques (critères de design) pour des cas réels. Afin d'offrir aux ingénieurs des outils de design, une étude paramétrique basée sur un cas réel est présentée dans cette section de la thèse. À partir des résultats de cette étude, des relations reliant les paramètres importants d'une CEBC inclinée (géométrie de la CEBC, caractéristiques hydrique de la couche de rétention d'eau, période sans venue d'eau) et son comportement hydrique sont proposées. On présente également une comparaison entre les résultats obtenus sur le terrain et ceux prédits par la modélisation numérique. Des solutions pour les cas où il y a désaturation de la pente sont discutées. Enfin, d'autres considérations liées aux CEBC telles la performance de celles-ci pour limiter la production de DMA, les aspects économiques liés à la mise en place de ce type de couverture et la possibilité de produire à l'usine de traitement du minerai le matériau constituant la couche de rétention d'eau sont brièvement discutées. Il est important de

noter que ce chapitre traite principalement du cas des CEBC visant à limiter le flux des gaz, plus particulièrement l'oxygène, afin de limiter la production d'acide de résidus miniers sulfureux.

6.1 Présentation du site étudié

Afin d'empêcher le parc à résidus miniers LTA de générer du drainage minier acide, le propriétaire du site, la Société Aurifère Barrick, a décidé de construire, en 1995, une couverture avec effets de barrière capillaire CEBC. La superficie du parc restauré est de 97 hectares. On retrouve à la figure 6.1 (Golder et associés, 1996) une vue en plan du site. Afin d'évaluer l'efficacité du recouvrement, de l'instrumentation a été placée à différents endroits sur le site. Une attention particulière a été portée sur les pentes du parc à résidus.

Le design du recouvrement proposé par le consultant (basé sur les travaux d'Aubertin et *al.*, 1995) est composé de trois couches, soit 0,5 m de sable fin pour la couche grossière du bas, de 0,8 m de matériau silteux (résidus miniers non générateurs de DMA nommés dans ce document Résidus-MRN) pour la couche de matériau fin et de 0,5 m de sable et gravier grossier pour la couche du haut (voir figure 6.2; Golder et Associés, 1996 ; McMullen et *al.*, 1997; Ricard et *al.*, 1997a). La pente sur le dessus du parc est de 0,5 % alors qu'elle varie autour de 3:1 sur les pourtours du parc où l'on retrouve les digues. La pente du dessus du parc est orientée de façon à diriger l'eau vers une zone humide situé au sud ouest de celui-ci (voir figure 6.1). On présente, à la figure 6.2, une photographie prise lors de la construction de la CEBC où l'on peut observer les différentes couches du recouvrement (Ricard et *al.*, 1999).



Légende:

▲ - - - ▲ COUPE NORD-SUD

Figure 6.1 : Vue en plan du parc à résidus miniers LTA (tirée de Golder et associés, 1996)

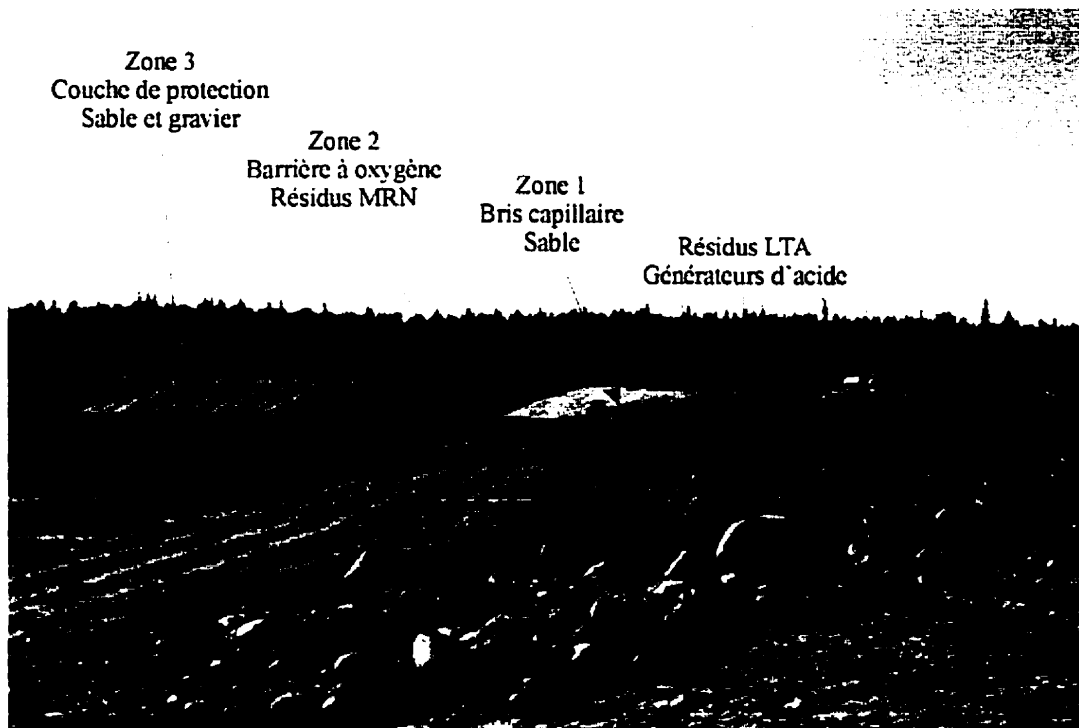


Figure 6.2 : Photographie montrant les différentes couches du recouvrement installé sur le site LTA (tirée de Ricard et *al.*, 1999)

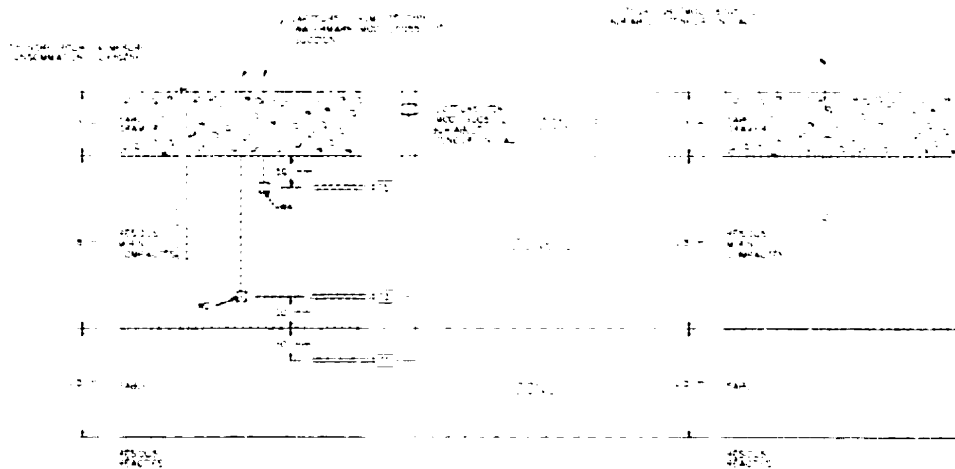


Figure 6.3 : Vue en section de la CEBC avec l'emplacement approximatif des instruments (tirée de Golder et associés, 1999)

Les caractéristiques géotechniques des matériaux utilisés lors de la construction du recouvrement sur le site LTA ont été déterminées au laboratoire d'Hydrogéologie et environnement minier de l'École Polytechnique pour Golder et associés. Les principaux essais réalisés sont : analyses granulométriques, densités relatives, caractéristiques de compactage, limites de consistance, perméabilité, essais de succion (ou de rétention d'eau), essais de diffusion d'oxygène et perméabilité après cycles de gel-dégel.

Des essais de perméabilité ont permis d'établir que k varie de $1,94 \times 10^{-4}$ à $3,06 \times 10^{-5}$ cm/s pour les résidus MRN alors que la valeur de k pour le sable varie de $1,64 \times 10^{-1}$ à $8,57 \times 10^{-2}$ cm/s. Les essais ont été réalisés à l'aide de la cellule triaxiale pour les résidus MRN et avec un perméamètre à paroi rigide pour le sable. Les principaux résultats des analyses granulométriques, des essais de densité relative et de compactage sont présentés au tableau 6.1.

Quant aux essais de rétention d'eau, des résultats typiques sont présentés à la figure 6.4. On remarque sur cette figure que le contraste en terme de rétention d'eau est grand entre le matériau fin et la sable. Le ψ_a ou AEV du matériau fin se situe à une succion de plus d'un mètre d'eau alors que les valeurs mesurées pour le sable sont inférieures à 40 cm d'eau. Cette différence devrait permet d'obtenir des effets de barrière capillaire entre la couche grossière et la couche de rétention d'eau.

Afin d'évaluer l'efficacité du recouvrement à limiter le flux d'oxygène et l'infiltration de l'eau, une vingtaine de stations d'instrumentation ont été installées sur le site. La sélection et l'emplacement de l'instrumentation a été inspirée des travaux réalisés sur le site Manitou (Barbera, 1996; Aubertin et al., 1997b,c, 1999). Chaque station possède 3 sondes RDT dont on peut voir l'emplacement approximatif à la figure 6.3. Ces sondes sont similaires à celles utilisées dans les essais en boîte inclinée présentés précédemment. De plus, des blocs à résistance électrique Watermark ont été placés vis-à-

vis chaque sonde RDT. Les principaux objectifs de cette instrumentation est de déterminer les courbes de rétention d'eau *in situ* des matériaux et d'évaluer la performance du recouvrement. En plus des instruments visant à mesurer les propriétés hydriques de la CEBC, des cylindres d'aluminium servant à la réalisation d'essais de consommation d'oxygène ont également été installés dans chacune des stations.

Pour terminer la description du site LTA, on présente à la figure 6.5 une photographie aérienne du site après restauration. On peut observer sur la figure la proximité des bancs d'emprunts ainsi que des résidus miniers du site MRN.

Tableau 6.1 : Principaux résultats des analyses granulométriques, des essais de densité relative, de compactage et de limites de consistance (tirés de Golder et associés, 1996)

Item	Résidus MRN	Sable
Granulométrie		
D ₆₀ (mm)	0,030	0,0750
D ₁₀ (mm)	0,005	0,500
C _u	6	2,5
C _c	0,96	1,11
Densité relative D _r	2,819	2,751
Essais de compactage		
Masse volumique sèche maximale ρ _d (kg/m ³)	1750	1845
Teneur en eau optimale w _{opt}	15,7 %	14,2 %
Indice des vides e _{opt}	0,611	0,491

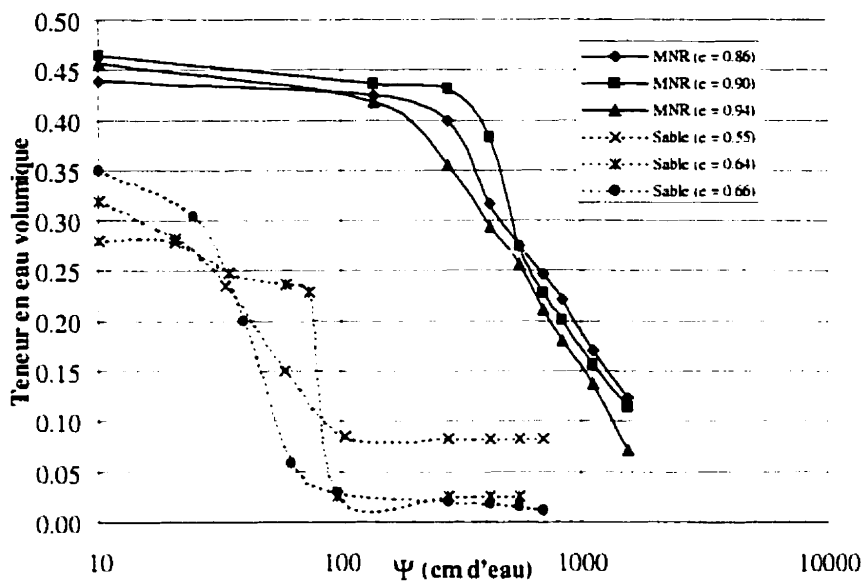


Figure 6.4 : Courbes de rétention d'eau typiques pour les différents matériaux de construction utilisés sur le site LTA (tirée de Ricard et *al.*, 1997a)



Figure 6.5 : Vue d'ensemble du site LTA après restauration (tirée de Golder et associés, 1999)

6.2 Modélisations numériques

Le principal objectif des simulations numériques réalisées dans ce chapitre de la thèse consiste à prédire le comportement hydrique d'une CEBC visant à limiter le flux de gaz et de voir l'influence de certains paramètres comme l'inclinaison de la pente, la longueur de la pente, les caractéristiques de rétention d'eau du matériau constituant la couche de rétention d'eau, sur l'efficacité du système de recouvrement lorsque celui-ci est soumis à une période de drainage prolongée. La période de drainage prolongée sert ici de critère de design puisque la performance de la barrière pour limiter le transfert des gaz diminue avec le drainage. On veut ainsi s'assurer de l'efficacité de la CEBC et ce, même dans les pires conditions (i.e. sans venue d'eau). Le logiciel utilisé pour les modélisations numériques est SEEP/W dont les caractéristiques ont été présentées précédemment dans ce document.

6.2.1 Description du modèle numérique

Le modèle numérique de référence est celui qui simule la digue Est au sud du parc à résidus miniers LTA (cette partie du parc est identifiée Digue Sud-Est à la figure 6.5). La longueur de la pente, selon l'axe s qui est parallèle à la pente, est d'environ 50 m, l'inclinaison de la pente est de 18° (soit environ 3 :1). Le dessus de la couverture est simulé pour environ 25 m; des modélisations réalisées par Golder et associés ont montré qu'à cet endroit le débit horizontal est à peu près nul (zone de séparation des eaux) ce qui permet de poser une condition frontière de débit nul. Un drain de pied est également placé au bas de la pente. On retrouve à la figure 6.6 une schématisation du modèle physique de référence simulé numériquement. Comme on peut le constater, la densité du maillage est beaucoup plus grande dans la couverture que dans les résidus sulfureux. Évidemment, ceci dans le but d'avoir le maximum de précision pour la couverture sans avoir un modèle qui soit trop lourd et qui demande des longs temps de calcul.

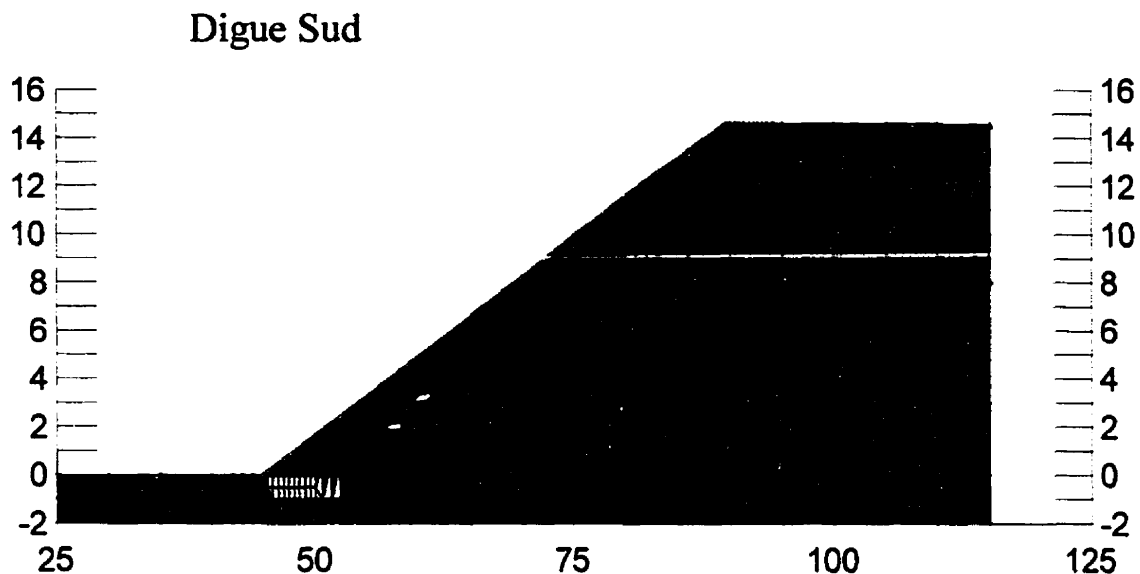


Figure 6.6 : Exemple d'un modèle utilisé pour simuler numériquement la CEBC placée sur la digue Sud-Est du parc à résidus miniers LTA

6.2.2 Fonctions hydriques des matériaux simulés

Les caractéristiques hydriques des matériaux (nécessaires à toutes prédictions numériques) utilisées pour les différentes simulations sont présentées aux figures 6.7 et 6.8. Les courbes de rétention d'eau ont été évaluées au laboratoire et lissées à l'aide du modèle de van Genuchten (1980) alors que les fonctions de perméabilité ont été déterminées à l'aide du modèle van Genuchten-Mualem (1980). Le matériau fin de la CEBC est identifié Résidu-MRN. Rappelons que ce matériau est un résidu minier (ou rejet de concentrateur) provenant du parc à résidus du MRN situé à côté du site LTA. Le sable et gravier constituant les deux couches grossières de la CEBC est, quant à lui, identifié Sable-LTA. Les caractéristiques hydriques des résidus sulfureux générateurs de DMA du site LTA n'ont pas été évaluées en détails. Pour les modélisations numériques, les résultats provenant d'essais réalisés sur des résidus sulfureux étudiés dans le cadre d'un autre projet ont été utilisés (Aubertin et al., 1999). La fondation sur laquelle repose le parc à résidus est composée principalement d'un silt ayant des caractéristiques

similaires à celles identifiées par Silt fondation. Enfin, on présente également aux figures 6.7 et 6.8 les courbes de rétention d'eau et les fonctions de perméabilité d'un silt fin et d'un silt grossier qui seront utilisés dans les modélisations afin d'évaluer l'impact d'un changement des caractéristiques de rétention d'eau sur le comportement de la CEBC. Les principaux paramètres hydriques des différents matériaux, dont les paramètres du modèle de van Genuchten (1980) utilisé pour le lissage des courbes, sont résumés au tableau 6.2.

Tableau 6.2 : Résumé des principales caractéristiques hydriques des matériaux utilisés dans les simulations numériques

Matériaux	ψ_a (cm d'eau)	θ_r	θ_s	k_{sat} (cm/s)	α_v (cm ⁻¹)	n_v
Sable LTA	20	0,06	0,36	1×10^{-1}	0,0496	2,06
Résidus-MRN	284	0,05	0,44	$5,0 \times 10^{-5}$	0,0034	1,63
Résidus-Sulfureux	303	0,05	0,31	$7,0 \times 10^{-4}$	0,0033	3,27
Silt fin	625	0,07	0,44	$9,9 \times 10^{-6}$	0,0016	2,14
Silt fondation	323	0,01	0,38	$2,3 \times 10^{-5}$	0,0031	3,48
Silt grossier	120	0,02	0,44	$1,0 \times 10^{-4}$	0,0083	1,61

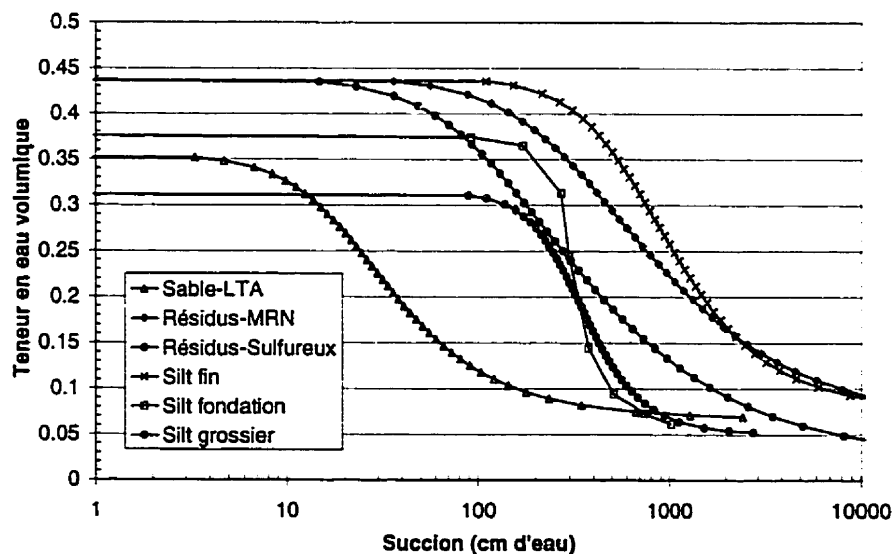


Figure 6.7 : Courbes caractéristiques de succion des matériaux utilisés dans les modélisations numériques du site LTA

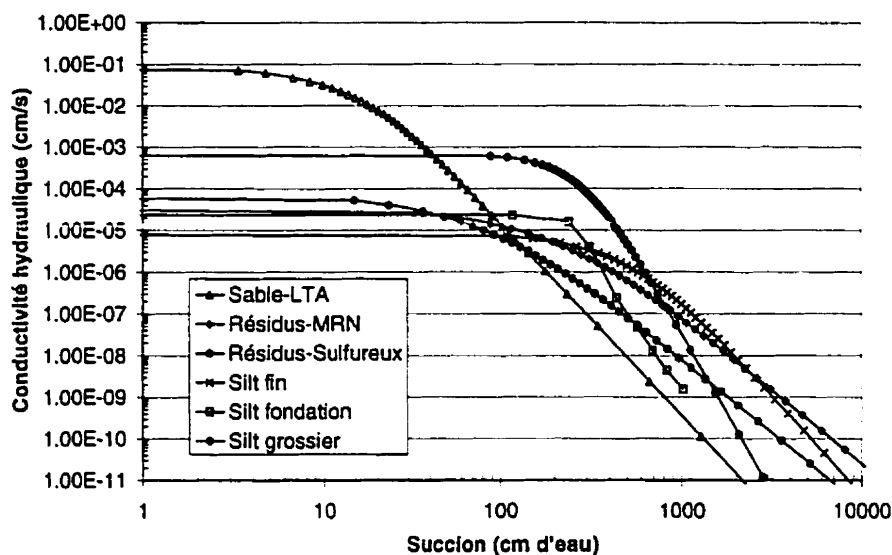


Figure 6.8 : Fonctions de perméabilité des matériaux utilisés dans les modélisations numériques du site LTA

6.2.3 Conditions frontières simulées

Pour réaliser une simulation numérique, il est nécessaire de construire un modèle et d'introduire dans celui-ci des fonctions qui décrivent le comportement hydrique des différents matériaux, et les conditions frontières. Le modèle simulé ainsi que les fonctions hydriques utilisées ont été présentés dans les sections précédentes.

Pour ce qui est des conditions frontières, des conditions de Dirichlet de la charge où h est égale à l'élévation (simulation d'un drain) ont été appliquées au drain de pied de la digue. Aucune fonction de précipitation n'a été simulée dans l'analyse transitoire puisque l'on s'intéresse aux situations de drainage prolongé. Les conditions initiales du modèle en terme de charge h (nécessaire au démarrage en régime transitoire) ont été obtenues à l'aide d'une analyse en régime permanent où l'on a imposé à la surface un taux d'infiltration de 30 mm/mois qui constitue une valeur élevée, mais réaliste, d'infiltration

(voir Chapitre 3). Cette façon d'établir les conditions initiales en terme de charge aux nœuds est fréquemment utilisée pour les l'écoulement de l'eau en régime transitoire (e.g. Fredlund et Rahardjo, 1993; GEOSLOPE International, 1994). C'est-à-dire que l'on prend les résultats de l'analyse en régime permanent, où les conditions frontières appliquées permettent d'obtenir des valeurs de charge h au nœuds réalistes, comme état initial du modèle ($t=0$). Il est important de s'assurer que les résultats de l'analyse en régime permanent soient réalistes puisqu'un écart trop grand peut rendre difficile, voir impossible, la convergence du modèle. Cependant, il est important de mentionner qu'il n'existe aucune méthode préétablie pour l'obtention des meilleures conditions de départ pour une analyse transitoire. Le jugement et l'expérience de l'utilisateur sont essentiels pour la détermination de celles-ci.

6.2.4 Résultats des modélisations numériques

Les résultats du chapitre précédent ont montré qu'il est possible de prédire de façon réaliste le comportement de CEBC à l'aide de la modélisation numérique. Afin de mieux comprendre le comportement de couvertures en vraie grandeur et de voir l'effet de certains paramètres sur leur comportement hydrique, diverses modélisations ont été réalisées. Ces modélisations simulent la digue Sud-Est couverte d'une CEBC présentée précédemment (voir figure 6.2 et 6.5) où l'on fait varier différents paramètres tels: la longueur de la pente, l'inclinaison de la pente, les caractéristiques de rétention d'eau du matériau fin ainsi que la position de la surface libre. Au total, 12 modélisations ont été réalisées. On présente au tableau 6.3 les principales caractéristiques de chaque modélisation. À noter que la position initiale de la surface libre est, pour toutes les simulations avec une longueur de pente de 50 m à l'exception de LTA-3, basée sur des mesures prises par des piézomètres sur le terrain. Lorsque la longueur de la pente est augmentée à 100 m, la surface libre a été placée à la même distance de la CEBC que pour les analyses avec une pente de 50 m. Les résultats, pour les 12 modélisations, sont

présentés sous la forme d'un contour de couleur de la teneur en eau volumique après 60 jours de drainage ainsi que sous la forme de profils de succion et de degré de saturation au haut et au bas de la pente et ce, après 60 jours de drainage également. Les résultats détaillés sont présentés en annexe sous la forme de profils de la teneur en eau volumique et de succion au haut et au bas de la pente pour différents temps de drainage (2, 7, 15, 30 et 60 jours). On retrouve également l'évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la position le long de la pente pour les mêmes temps de drainage.

Tableau 6.3 : Description sommaire des modélisations numériques réalisées sur la pente de la CEBC placée sur le site LTA

Simulation	Pente	Longueur de la pente (m)	ψ_a couche de rétention d'eau (m d'eau)	Conditions appliquées	Surface libre
LTA-1	3:1	50	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-2	3:1	50	6,3	drainage 60 jours	Position observée
LTA-3	3:1	50	2,8	drainage 60 jours	Position élevée
LTA-4	4:1	50	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-5	5:1	50	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-6	3:1	100	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-7	4:1	100	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-8	5:1	100	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-9	3:1	50	2,8	drainage 60 jours + recharge 24 hrs	Position observée
LTA-10	3:1	100	6,3	drainage 60 jours	Position observée
LTA-11	3:1	100	1,2	drainage 60 jours	Position observée
LTA-12	3:1	50	1,2	drainage 60 jours	Position observée

LTA-1

Le cas LTA-1, que l'on peut également nommer cas référence puisqu'il représente le cas réel de terrain, est le cas d'une CEBC, placée sur la digue Sud-Est, soumise à une période prolongée de drainage de 60 jours sans apport d'eau. Cette situation de drainage prolongé est considérée comme la pire situation qui puisse arriver pour la CEBC dans le

contexte québécois (Golder et associés, 1999). Le modèle a une longueur de pente d'environ 50 m et une inclinaison de 18° (soit environ 3 : 1). Un drain de pied est aussi présent au bas de la pente. Rappelons que le niveau de la surface libre initial a été fixé à partir de mesures piézométriques prises près de la pente. Les principaux résultats obtenus sont présentés à la figure 6.9. Comme il a été montré au chapitre précédent que la position le long de la pente influence le comportement hydrique d'une couverture avec effets de barrière capillaire (la couche de rétention d'eau a un degré de saturation inférieur dans le haut de la pente par rapport au bas de la pente) des profils de pression et de degré de saturation ont été pris à 10m du haut et du bas de la pente (identifiés Profil haut de la pente et Profil bas de la pente respectivement).

Les contours couleurs de la teneur en eau volumique ainsi que les profils du degré de saturation de la figure 6.9 montrent qu'il y a une désaturation, après 60 jours de drainage, dans le haut de la pente jusqu'à la teneur en eau volumique de 0,35 ($S_r=0,78$). Comme la CEBC a pour objectif de limiter le flux d'oxygène, cela signifie que le haut de la pente aurait une efficacité moins grande que le bas de la pente puisque le coefficient de diffusion varie inversement par rapport à S_r (voir section 3.5).

Le profil de succion de la figure 6.9 montre également que ψ est plus grand dans le haut de la pente ce qui explique les teneurs en eau volumiques plus faibles. Cependant, il est important de noter que les succions que l'on retrouve dans le haut de la couverture sont plus faibles que l'élévation ce qui signifie que les effets de barrière capillaire limitent la transmission de la succion provenant du résidus miniers sulfureux. Les résultats de l'évolution dans le temps des profils de teneur en eau volumique θ au haut et au bas de la pente présentés en annexe montrent que θ au haut de la pente descend sous la valeur 0,4 après une période de drainage entre 2 et 7 jours. On peut également observer à la figure A.3 qu'à une distance le long de l'axe s de 20 m (distance à partir du pied de la digue), θ est à peu près constant pour une période de drainage donnée.

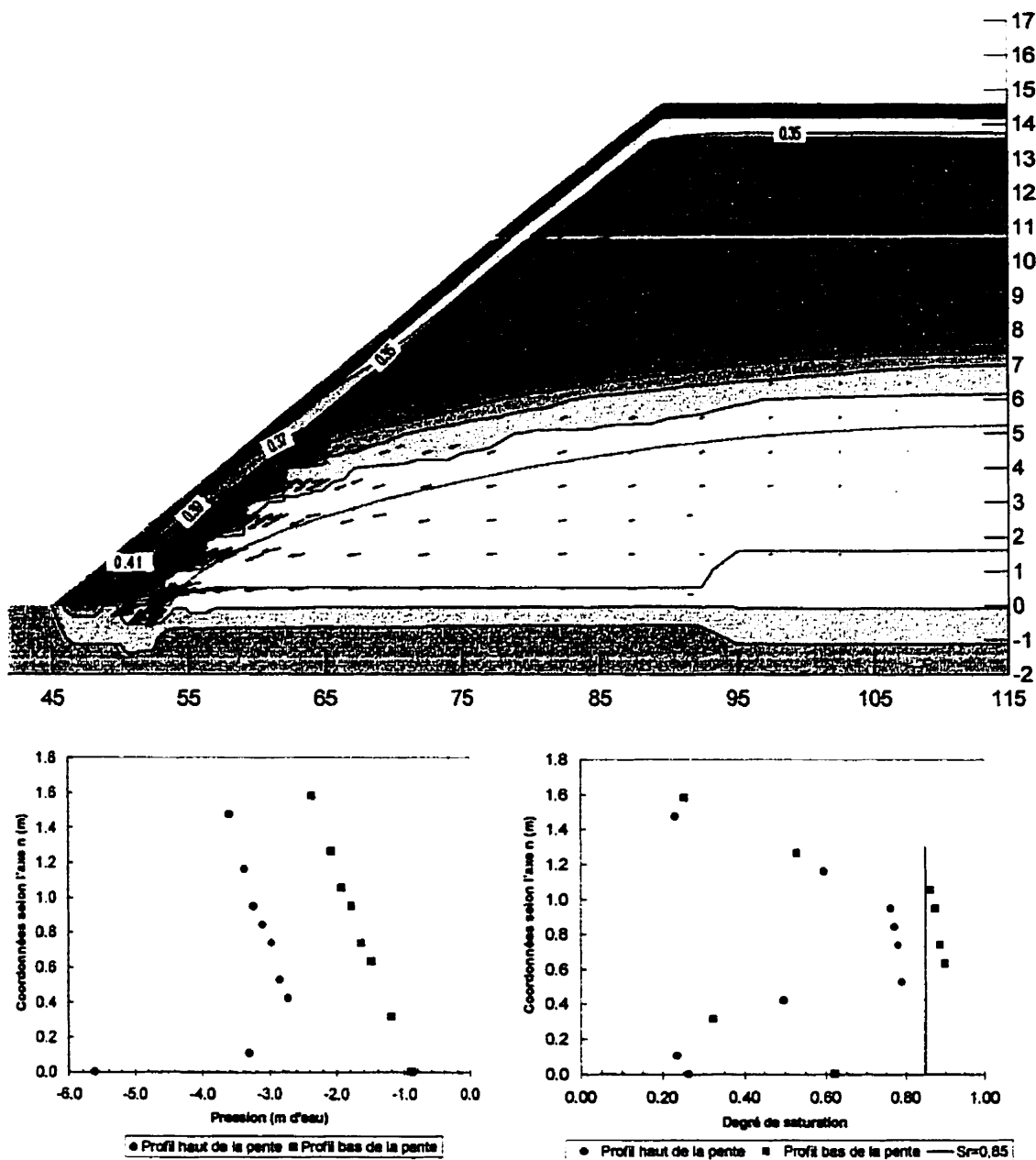


Figure 6.9 : Résultats de la simulation LTA-1 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion

LTA-2

La deuxième simulation a pour objectif de voir l'influence d'avoir un matériau plus fin (Silt fin aux figures 6.7 et 6.8) dans la couche de rétention d'eau (appelée parfois couche de matériau fin). Les mêmes paramètres que la modélisation LTA-1 ont été utilisés (60 jours de drainage, pente 3 :1, 50m de pente, niveau piézométrique initial basé sur des mesures de terrain). Les principaux résultats obtenus pour une période de drainage de 60 jours sont présentés à la figure 6.10 sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique, de profils de pression ainsi que de profils du degré de saturation.

Le fait d'utiliser un matériau plus fin dans la couche de rétention d'eau influence grandement les profils de teneur en eau volumique et de saturation. La figure 6.10 et la figure A.6 (voir annexe) montre que, même après 60 jours de drainage, la teneur en eau volumique demeure à des valeurs supérieures à 0,40 ($S_r > 90\%$), et ce, peu importe la localisation dans la pente. Quant aux pressions, on remarque, en comparant les résultats des simulations LTA-1 et LTA-2, que le fait de changer le matériau fin influence peu les profils de pressions, autant pour le bas que le haut de la pente. Cela signifie qu'il y a plus d'eau dans la couche de rétention d'eau de la CEBC du cas LTA-2 que dans celle du cas LTA-1 parce que la capacité de rétention d'eau du matériau est plus grande et non pas parce que la succion dans la couverture est plus faible.

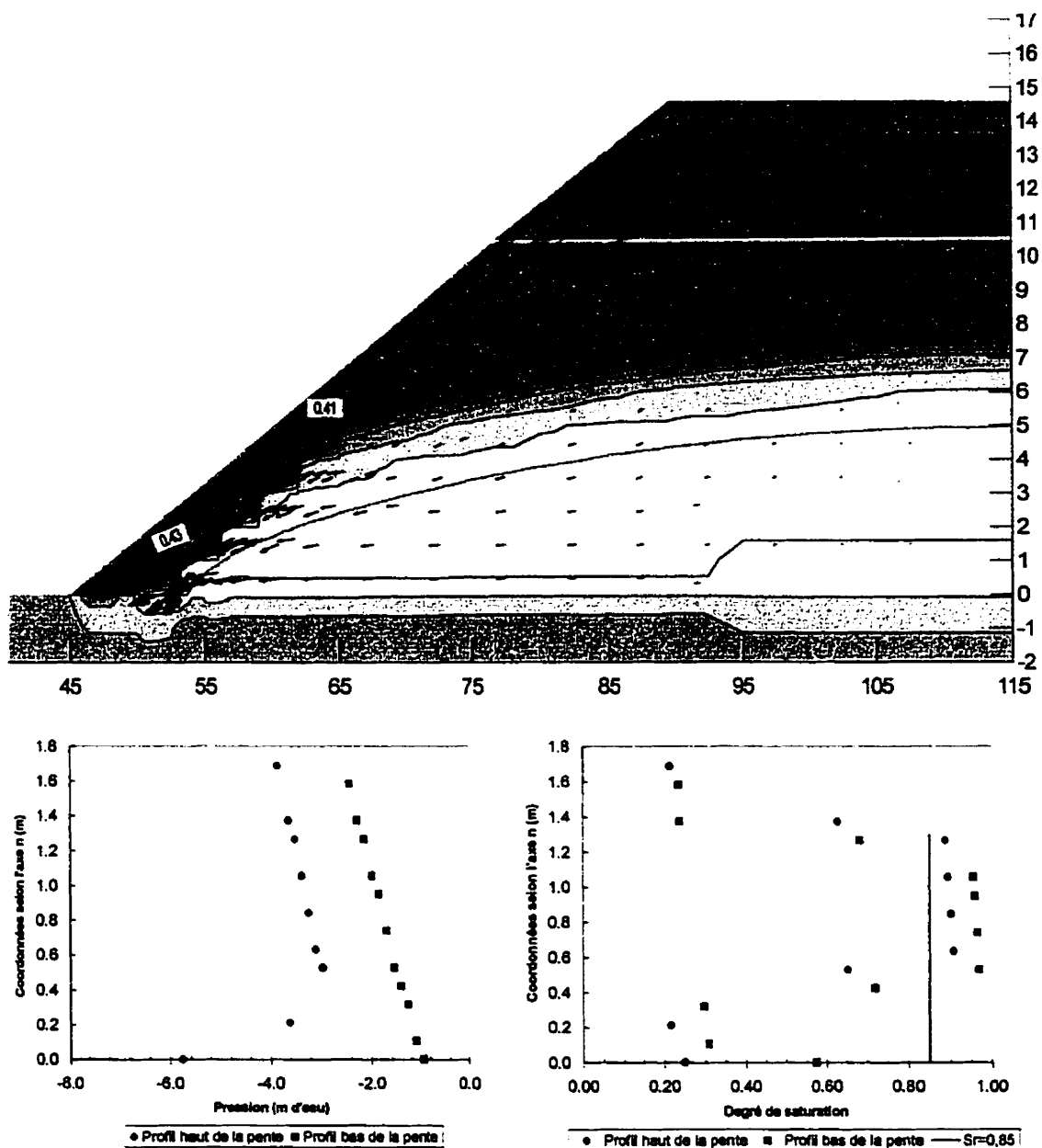


Figure 6.10 : Résultats de la simulation LTA-2 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion

LTA-3

La modélisation LTA-3 a pour objectif d'évaluer l'effet d'un changement de position de la surface libre sur le comportement de la CEBC. À part la position de la surface libre, tous les autres paramètres sont identiques à ceux de la modélisation LTA-1. La position initiale de la surface libre pour cette modélisation a été obtenue à partir des résultats de la modélisation en régime permanent de ce même modèle où un taux de précipitation à peu près équivalent à la conductivité hydraulique saturée du matériau de la couche de rétention d'eau (1×10^{-6} m/s) a été appliqué. Le résultat final est une surface libre près de la couverture (nappe élevée). Les principaux résultats obtenus sont présentés à la figure 6.11. On remarque que, tout comme pour la modélisation LTA-1, la couche de rétention d'eau dans le haut de la pente est à un degré de saturation inférieur à 85% après 60 jours de drainage. En comparant les figures 6.9 et 6.11, on se rend compte que, pour la configuration de la CEBC étudiée et les matériaux étudiés, la position initiale de la surface libre n'a à peu près pas d'impact sur le comportement hydrogéologique de la CEBC en période de drainage prolongée. L'évolution des profils de teneur en eau volumique et de pression présentée en annexe confirme également cette affirmation.

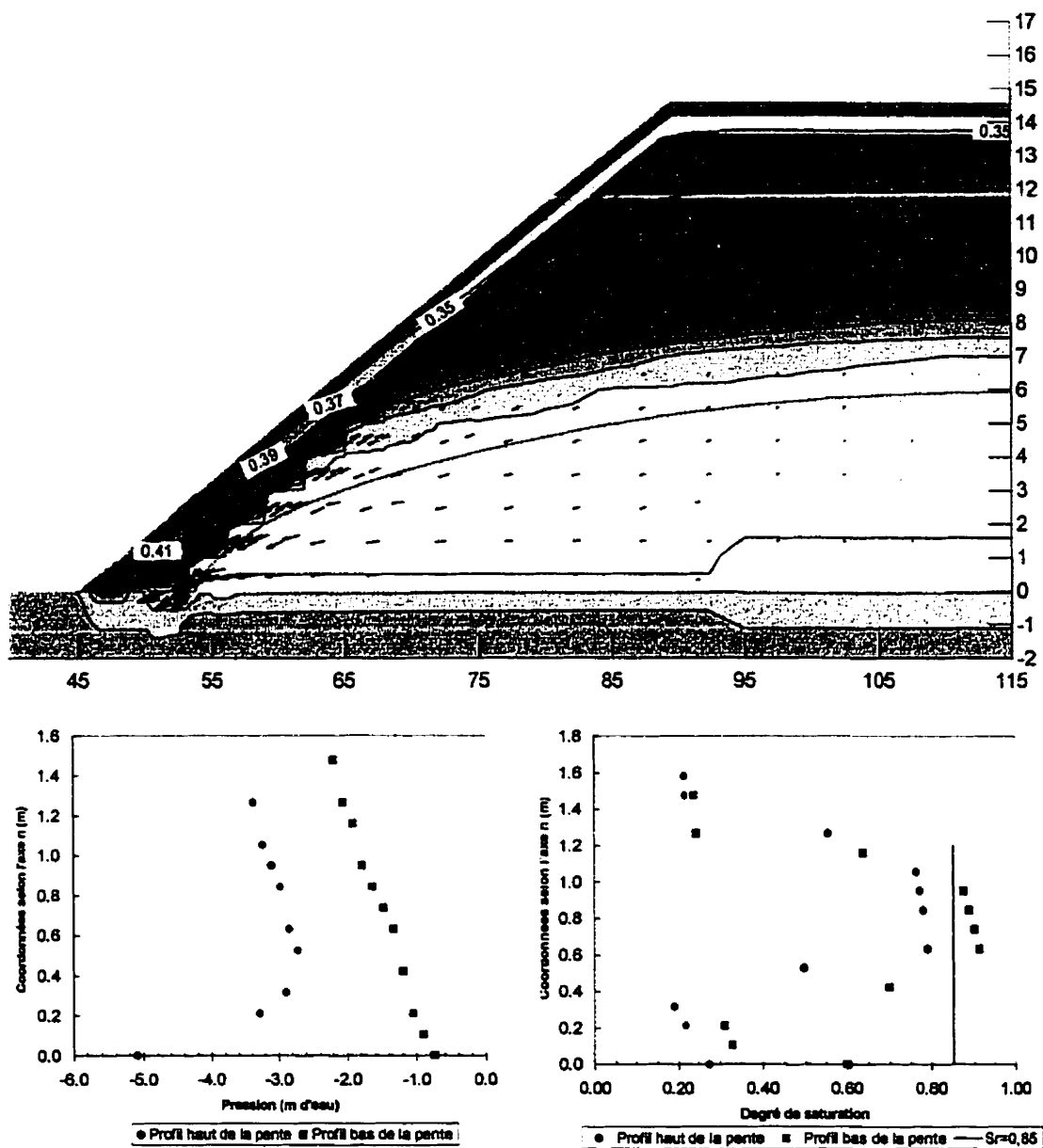


Figure 6.11 : Résultats de la simulation LTA-3 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion

LTA-4

L'effet d'un changement d'inclinaison de la pente de la CEBC de 3:1 à 4:1 a été étudié dans cette modélisation. La longueur de la pente dans cette simulation est identique à la modélisation LTA-1, soit 50 m. Les principaux résultats après 60 jours de drainage sont présentés à la figure 6.12. On remarque sur cette figure que le fait de diminuer l'inclinaison de la pente influence légèrement les profils de succion et de saturation dans le haut de la pente. La succion est légèrement inférieure lorsque la pente est de 4:1 ce qui entraîne un degré de saturation (ou une teneur en eau volumique) légèrement supérieur. La raison qui explique ce phénomène est la différence d'élévation de la CEBC. En effet, l'élévation de la couverture est plus faible dans le cas 4:1 que dans le cas 3:1. Cependant, l'influence de la pente n'est pas assez grand pour atteindre des degrés de saturation comparables à ceux de la modélisation LTA-2.

LTA-5

À la modélisation LTA-5, on étudie l'effet d'une diminution accrue de l'inclinaison de la pente (pente de 5:1); les autres paramètres étant identiques à ceux de la modélisation LTA-1. Les résultats obtenus en période de drainage prolongée sont présentés à la figure 6.13. Tout comme pour les modélisations avec inclinaison de 3:1 et de 4:1, le degré de saturation dans la couche de rétention d'eau au haut de la pente est inférieur à celui dans le bas de la pente. Cependant, on remarque que les succions dans le haut de la pente sont légèrement inférieures à celles observées pour les pentes plus abruptes, ce qui entraîne des degrés de saturation légèrement supérieurs (efficacité de la CEBC supérieure). De plus, les contours couleurs de la teneur en eau volumique montrent que les teneurs en eau, pour une même localisation dans le plan n-s, sont plus grandes lorsque la pente est plus faible (5:1) comparativement aux cas 4:1 et 3:1. Cela peut également être observé en comparant les figures A.3, A.12 et A.15 présentées en annexe.

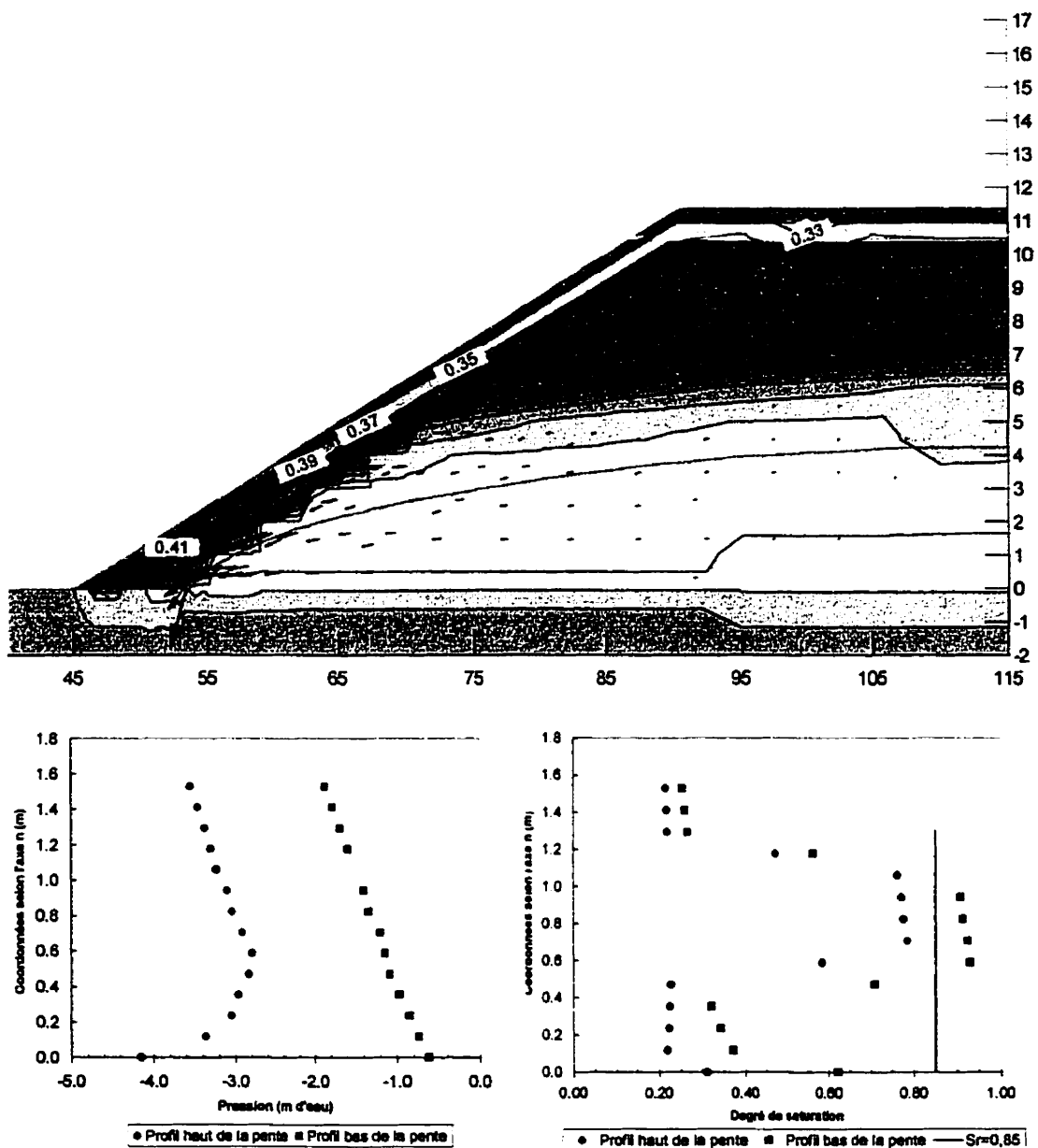


Figure 6.12 : Résultats de la simulation LTA-4 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion

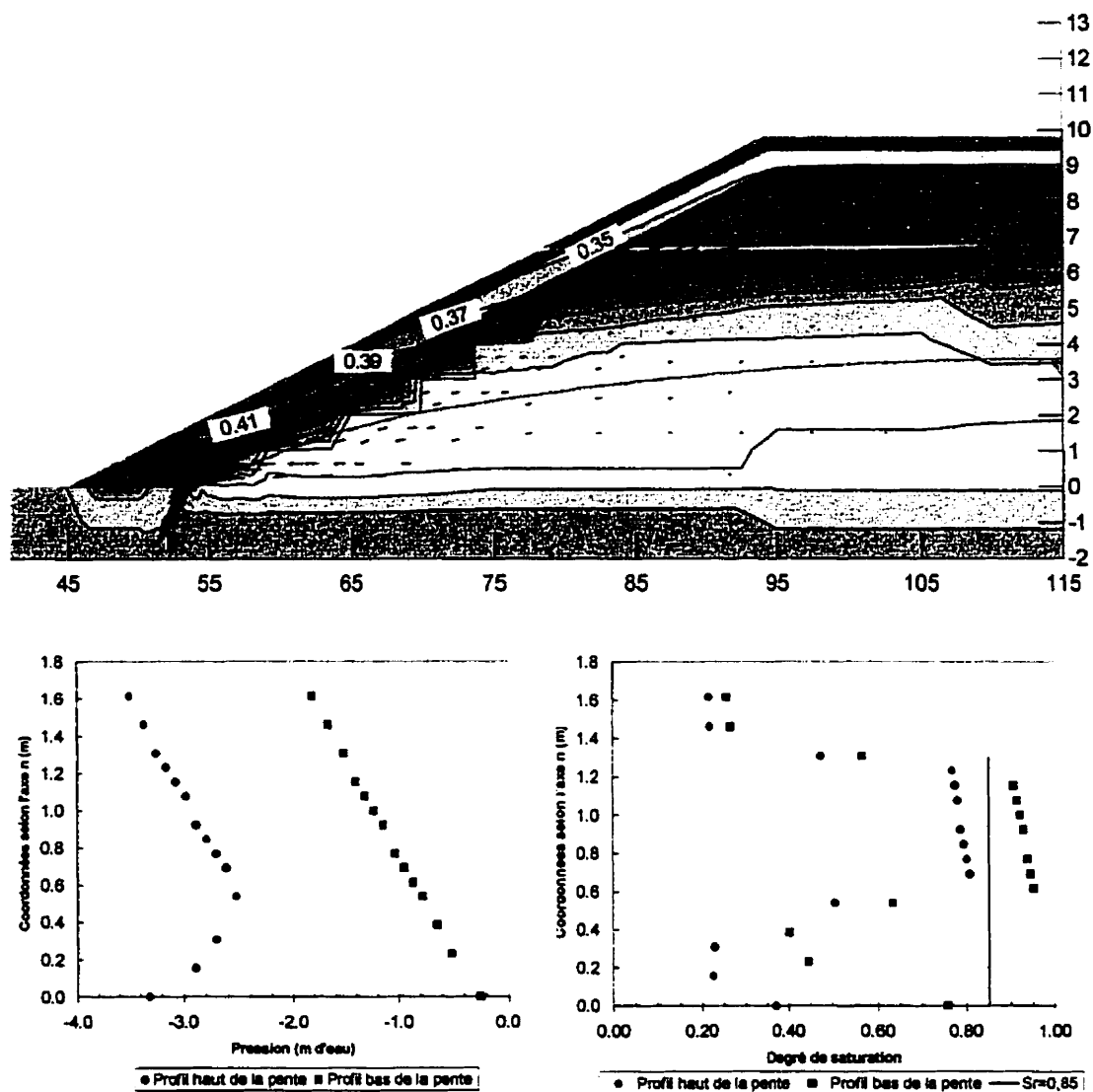


Figure 6.13 : Résultats de la simulation LTA-5 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion

LTA-6

La modélisation LTA-6 a pour but d'évaluer l'impact d'un changement de la longueur de la pente sur le comportement hydrique de la CEBC. Les caractéristiques de la simulation numérique, à l'exception de la longueur de la pente, sont similaires à celle de la modélisation LTA-1. La surface libre a été placée initialement à la même distance de la CEBC que la simulation LTA-1. Les principaux résultats en période de drainage prolongée de 60 jours sont présentés à la figure 6.14. On remarque que la position le long de la pente a un impact sur la teneur en eau volumique de la couche de rétention d'eau de la CEBC; le haut de la pente est à une teneur en eau volumique plus faible que le bas. En comparant les figures 6.9 et 6.14, il est intéressant de constater que les degrés de saturation et les succions dans le haut de la pente de 100 m après 60 jours de drainage sont à peu près identiques à ceux prédits pour la pente de 50 m.

LTA-7

La modélisation LTA-7 simule une CEBC inclinée à 4:1 dont la pente a une longueur de 100m ($L_{CEBC}=100$ m) et soumise à une période prolongée de drainage (60 jours). Les principaux résultats obtenus sont présentés à la figure 6.15. Tout comme pour les autres simulations, on remarque que le degré de saturation dans la couche de rétention d'eau au haut de la pente est inférieur à celui au bas de la pente. En comparant les figures 6.12 et 6.15, on peut également constater que, tout comme pour le cas de la pente 3:1, la longueur de la pente n'influence à peu près pas le profil hydrique au haut de la pente. Il est intéressant de noter que les valeurs de θ sont à peu près identiques pour une valeur normalisée par la longueur totale de la pente de s . Par exemple, en comparant les valeurs tirées des figures A.12 et A.18 pour une position s/L_{CEBC} de 0,5 ($s=25$ pour $L_{CEBC}=50$ et $s=50$ pour $L_{CEBC}=100$), on retrouve à peu près la même valeur de θ , soit 0,35.

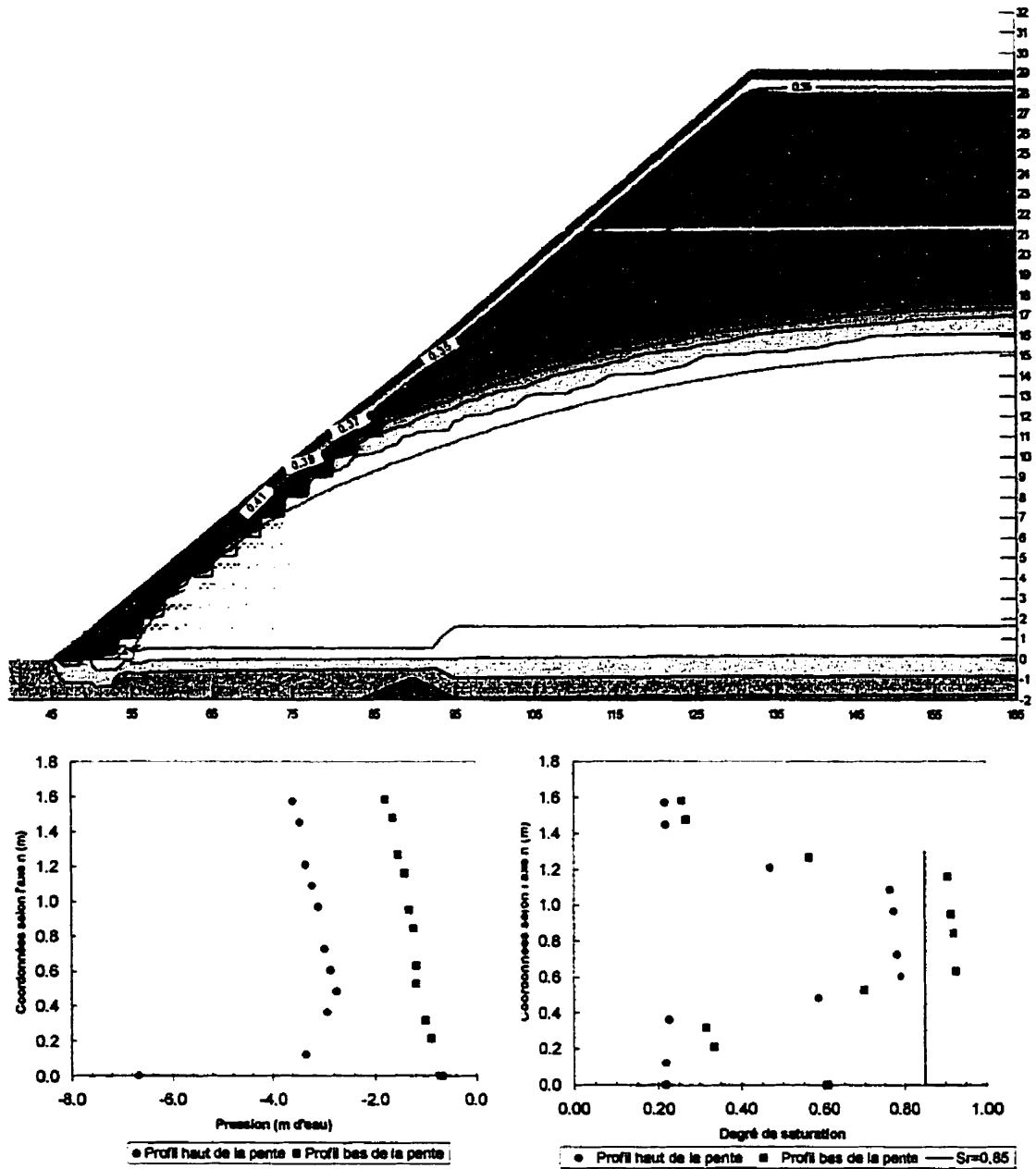


Figure 6.14 : Résultats de la simulation LTA-6 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion

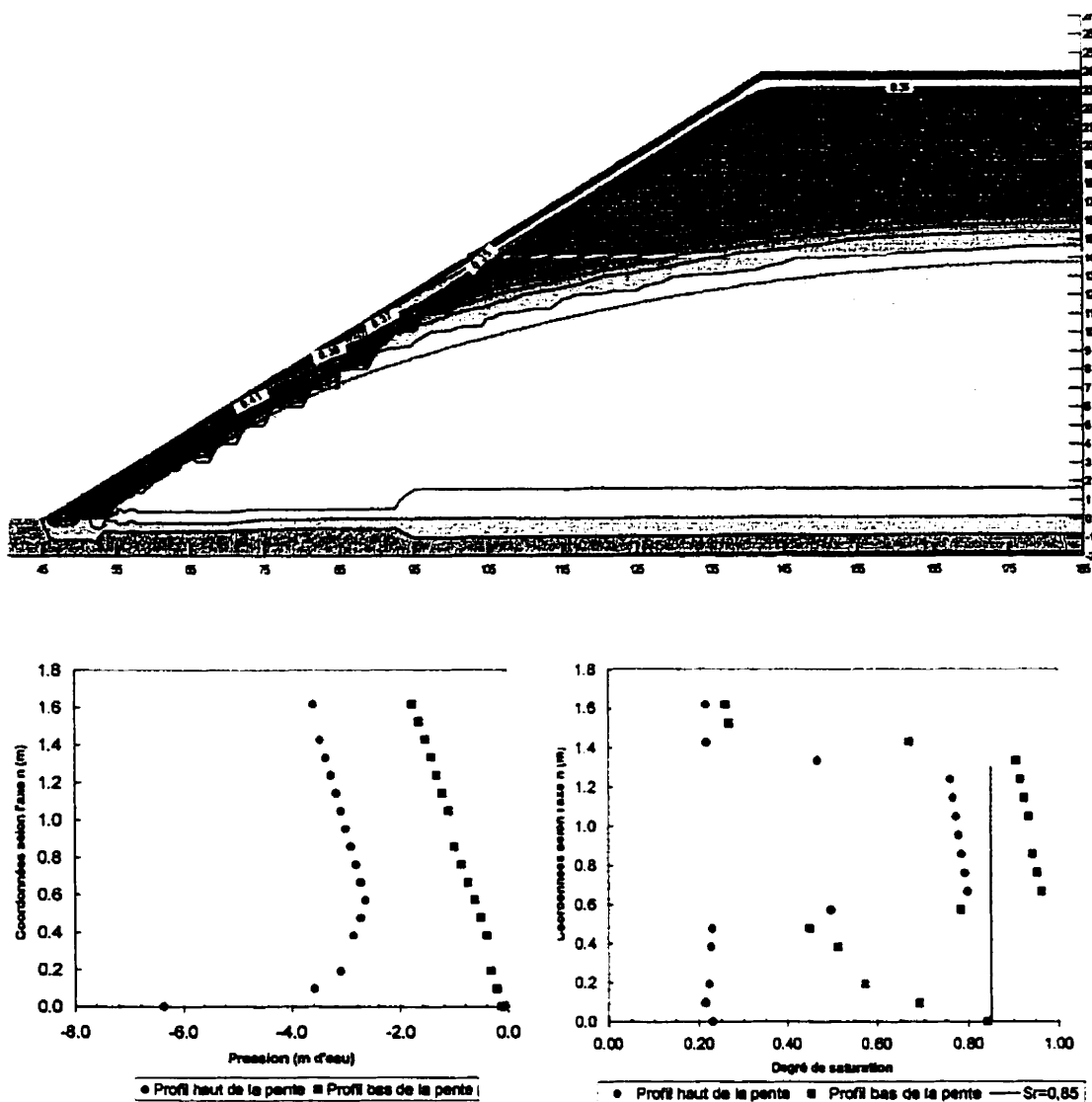


Figure 6.15 : Résultats de la simulation LTA-7 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la suction

LTA-8

La modélisation LTA-8 est similaire à la modélisation LTA-5 (pente de 5:1) à l'exception que la longueur de la pente est de 100 m au lieu de 50 m. Tout comme pour les deux modélisations précédentes, on remarque que le degré de saturation est inférieur à 80% au haut de la pente et que la longueur de la pente n'affecte à peu près pas le comportement hydrique de la barrière au haut de la pente (10 m du sommet de la pente dans l'axe parallèle à la pente); les profils de la succion et du degré de saturation sont à peu près identiques à ceux de la simulation LTA-5 (longueur de pente de 50 m).

LTA-9

L'objectif de la modélisation LTA-9 est d'évaluer la capacité de recharge de la couche de rétention d'eau après 60 jours de drainage. Pour ce faire, une fonction de débit versus le temps équivalent à un taux d'infiltration 30 mm d'eau en une journée a été appliquée sur le dessus de la couverture (situation possible puisqu'observée le 15 juillet 1997 à Val d'Or, Québec). Les résultats sont présentés à la figure 6.17 sous la forme de profils du degré de saturation et de la pression avant et après la précipitation. On observe que le taux d'infiltration simulé a pour effet de diminuer les succions dans les deux couches du haut ce qui entraîne une augmentation du degré de saturation. Cette modélisation montre que la couverture se recharge assez rapidement lorsqu'elle est soumise à une précipitation continue de 24 heures, et ce, même après une longue période sans venue d'eau.

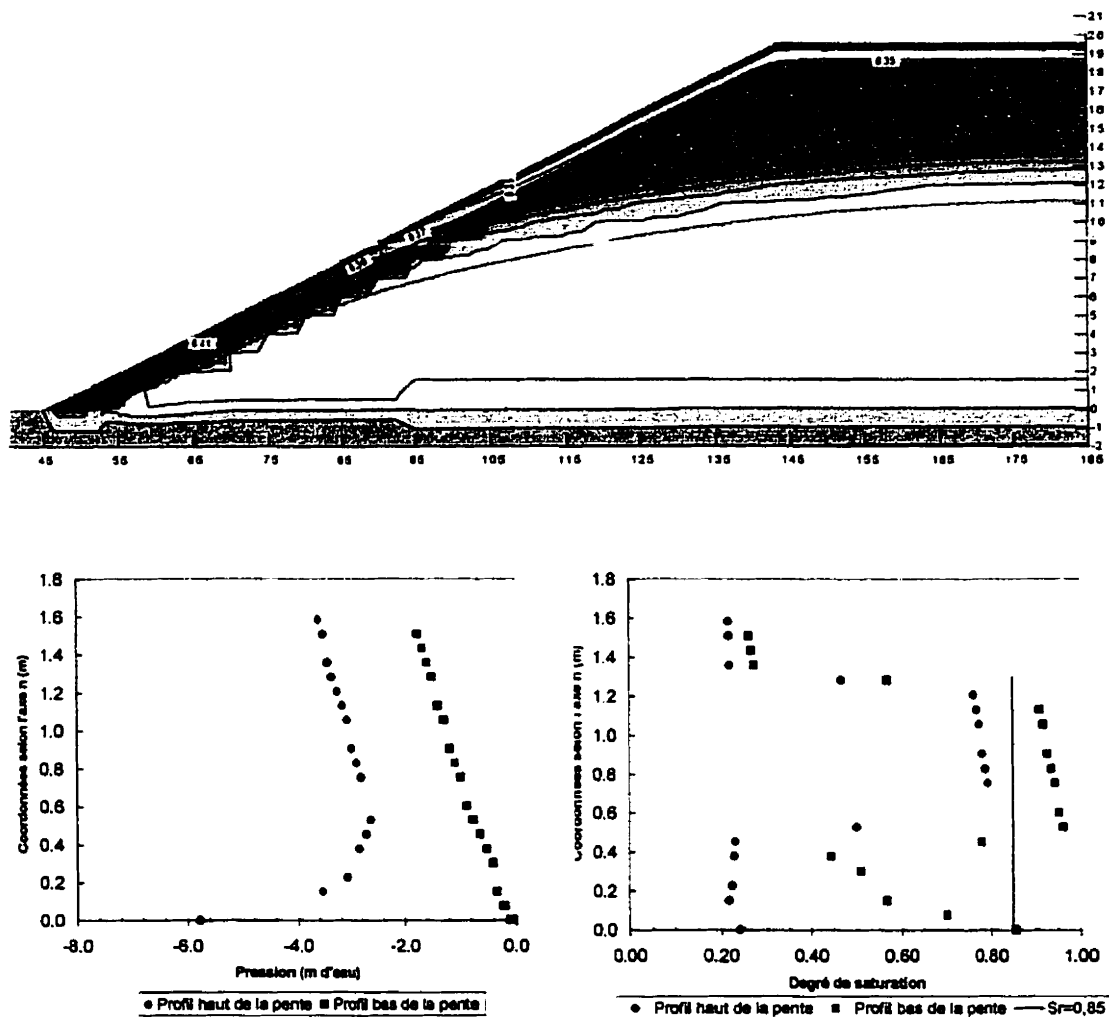


Figure 6.16 : Résultats de la simulation LTA-8 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la suction

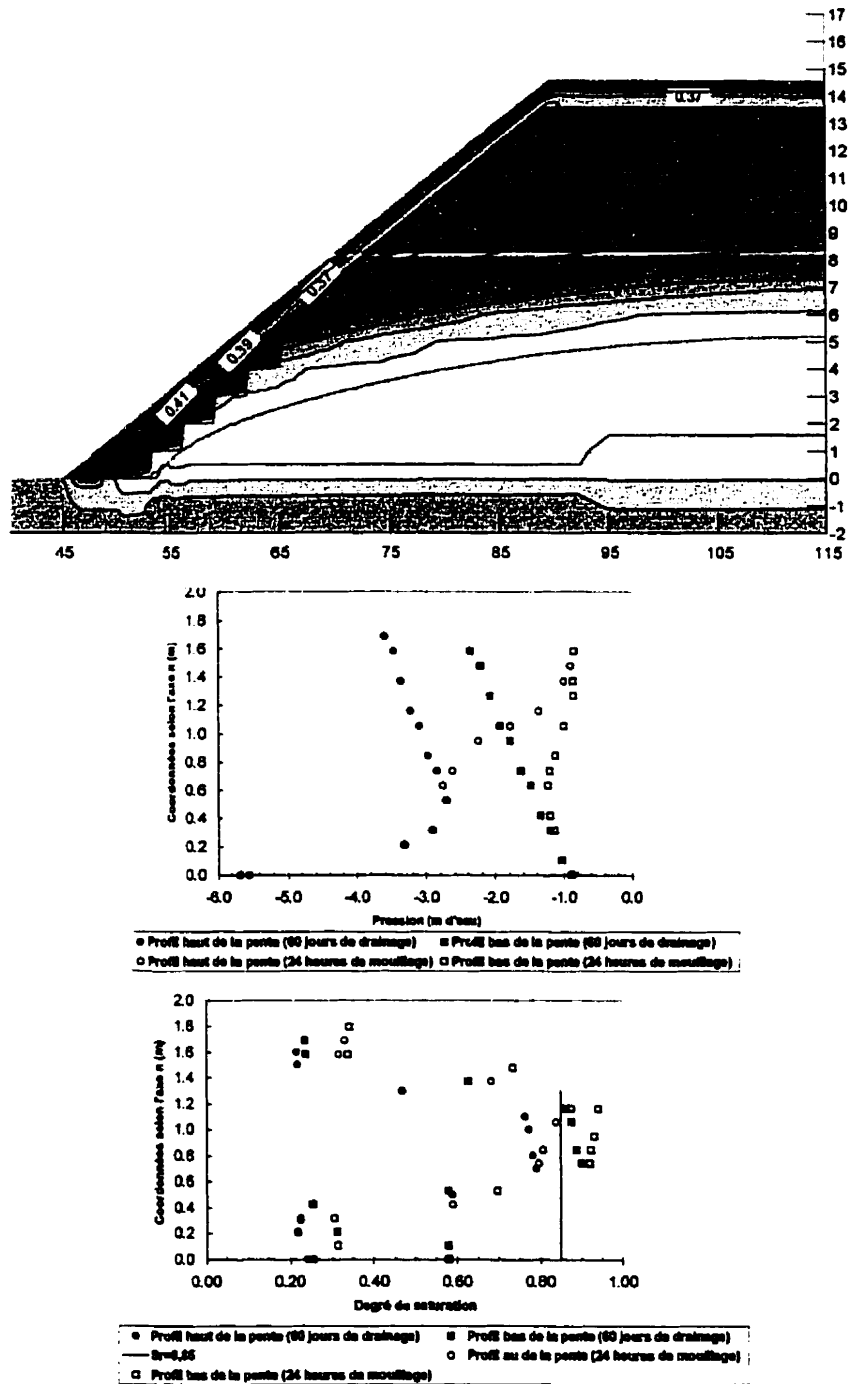


Figure 6.17 : Résultats de la simulation LTA-9 après une recharge de 24 heures présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion

LTA-10

La modélisation LTA-2 a démontré que la couche de rétention d'eau de la CEBC est efficace pour limiter le flux de gaz (en raison du degré de saturation élevé) d'une pente de 50 m de long, et ce même après 60 jours sans venue d'eau, lorsque la valeur de ψ_a est de 6,3 m d'eau. Qu'en est-il lorsque la pente est d'une longueur de 100 m? La modélisation LTA-10 simule ce cas particulier. Les résultats, présentés à la figure 6.18, montrent que doubler la longueur de la pente a peu d'influence sur les profils de saturation et de pression. Il est important de rappeler que ces résultats sont valables lorsque l'on place initialement la surface libre à une distance de la CEBC similaire à celle observée sur le terrain pour une pente de 50 m.

LTA-11

Les résultats des modélisations numériques LTA-2 et LTA-10 montrent que la valeur de ψ_a a un impact important sur les degrés de saturation que l'on retrouve dans la couche de rétention d'eau d'une CEBC inclinée. À la modélisation LTA-11, on pose une valeur de ψ_a plus faible (1,2 m d'eau) pour la couche de rétention d'eau tout en conservant les autres paramètres identiques à la modélisation LTA-10 (pente de 100 m). Les résultats obtenus en terme de profils du degré de saturation et de succion ainsi que sous la forme de contours de couleur, après 60 jours de drainage, sont présentés à la figure 6.19. Les résultats montrent clairement que le degré de saturation de la couche de rétention d'eau est fortement affecté. Après 60 jours de drainage, le degré de saturation atteint des valeurs se situant près de 60%. De plus, on remarque que le degré de saturation diminue rapidement avec l'élévation par rapport aux simulation avec des matériaux fins ayant une capacité de rétention d'eau supérieure. Les résultats présentés en annexe montrent également que la teneur en eau volumique dans la couche de rétention d'eau descend à une valeur inférieure à 0,35 ($S_r < 80\%$) au haut de la pente, et ce, en moins de 2 jours.

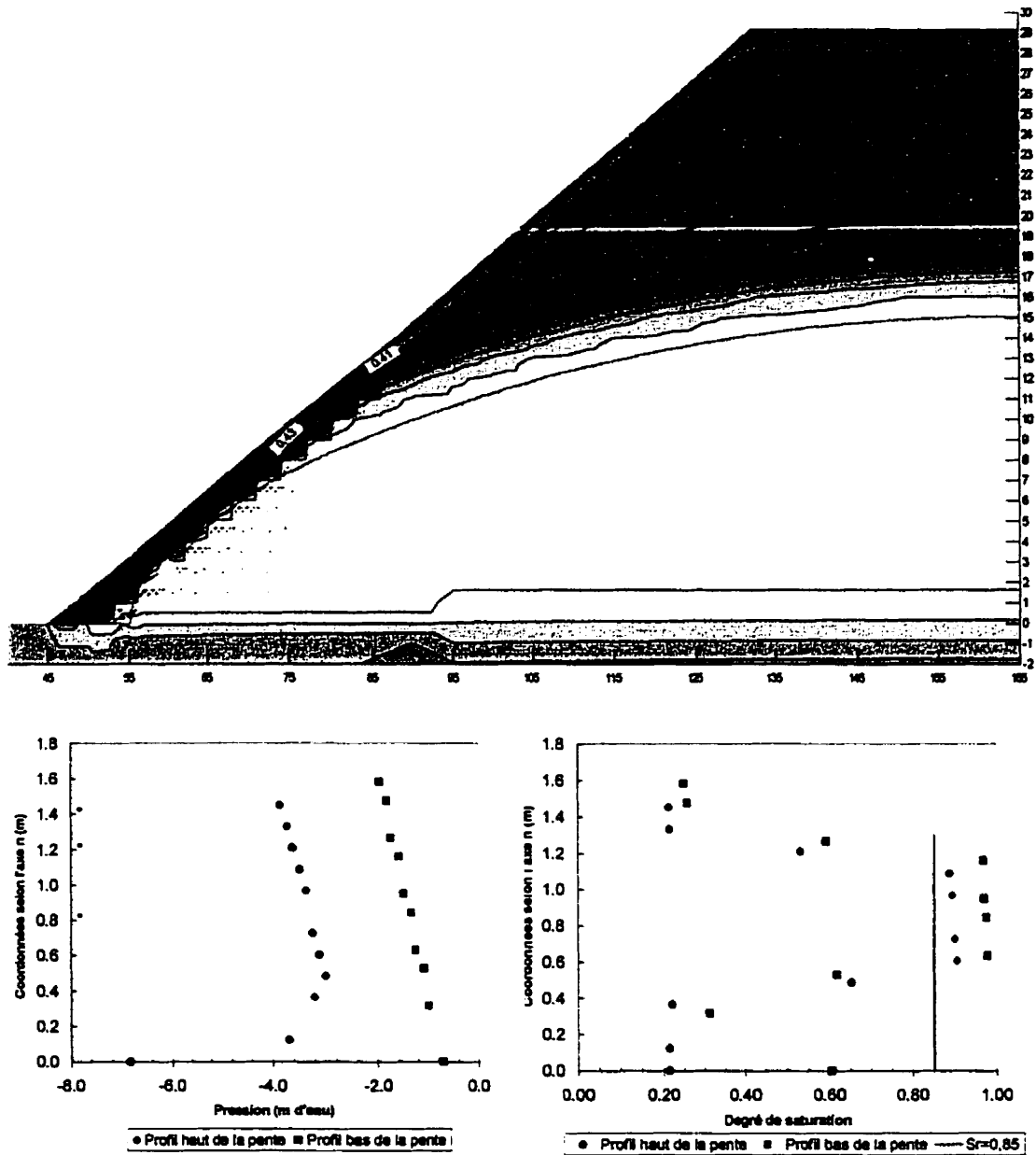


Figure 6.18 : Résultats de la simulation LTA-10 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion

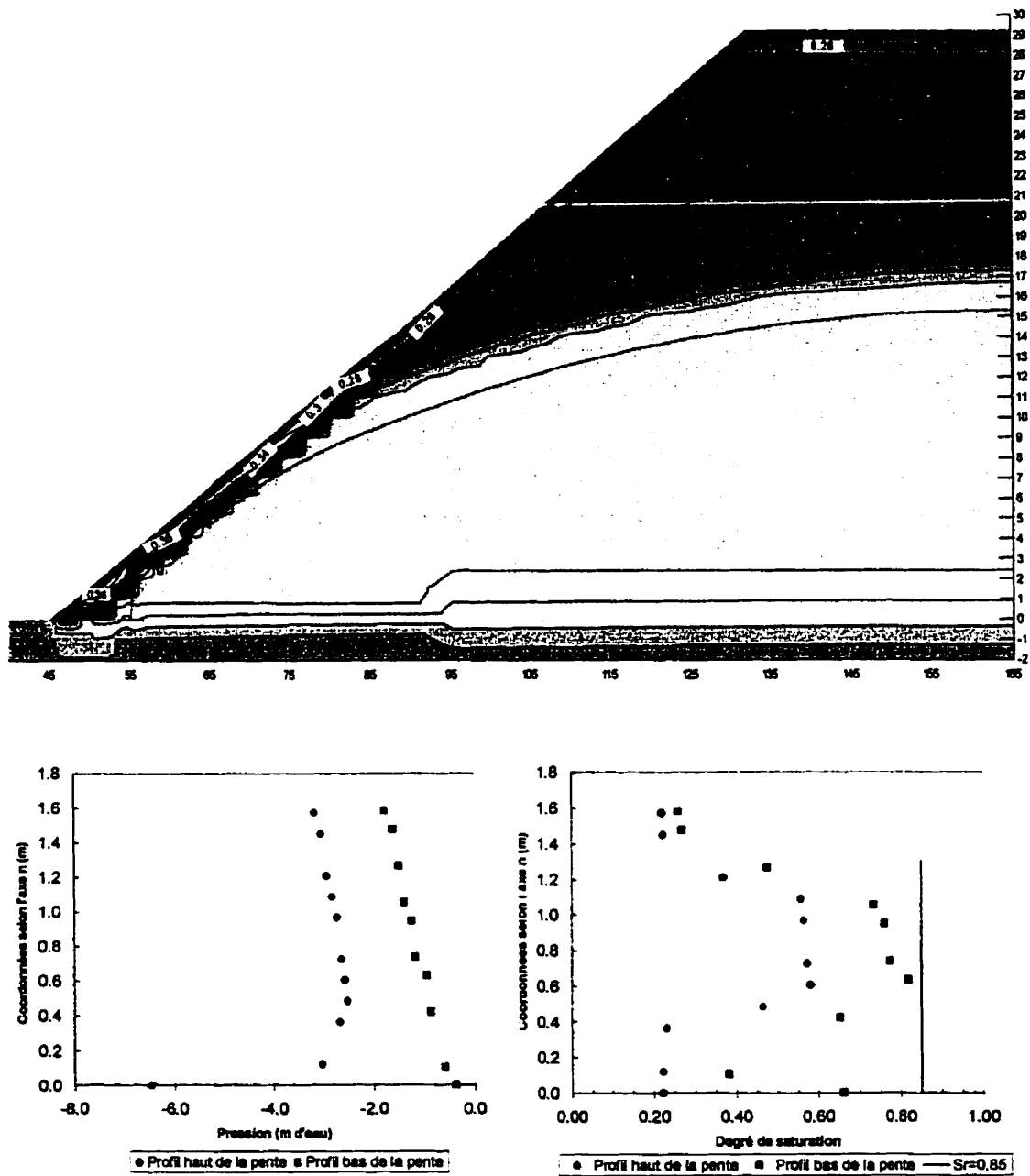


Figure 6.19 : Résultats de la simulation LTA-11 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la suction

LTA-12

La modélisation LTA-12 a pour objectif d'évaluer si le fait de réduire la longueur de pente à 50 m, lorsque la valeur de ψ_a est faible, a un impact majeur sur les profils de saturation au haut et au bas de la pente. Les principaux résultats obtenus, après 60 jours de drainage, sont présentés à la figure 6.20. On remarque que, comme il avait été observé précédemment, le fait de diminuer la longueur de la pente a peu d'impact sur les profils de pression et de saturation pris au haut et au bas de la pente après 60 jours de drainage.

6.3 Analyses des résultats des modélisations numériques

On retrouve, à la section précédente, les principaux résultats issus des modélisations numériques en période de drainage prolongée pour différents types de CEBC inclinées. Rappelons que les résultats détaillés sont présentés en annexe. On présente, dans cette section du chapitre, une analyse de ces résultats.

6.3.1 Efficacité des couvertures

Le principal objectif d'une CEBC placée sur un site de rejets miniers est de limiter le flux d'oxygène. Ce flux est principalement fonction de la quantité d'eau dans les pores du sol, ou de son degré de saturation. En effet, le coefficient de diffusion effectif D_e d'un sol diminue fortement lorsque le degré de saturation d'un sol augmente, et en particulier lorsqu'il dépasse 80% (voir figure 3.19). Par exemple, pour un matériau silteux ayant un état en place similaire à celui placé sur le site LTA, augmenter le degré de saturation de 80% à 95% entraîne une diminution du coefficient de diffusion effectif d'environ deux ordre de grandeur ($\approx 2.5 \times 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ à $\approx 2.8 \times 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$; Aubertin et *al.*, 1995, 1997c).

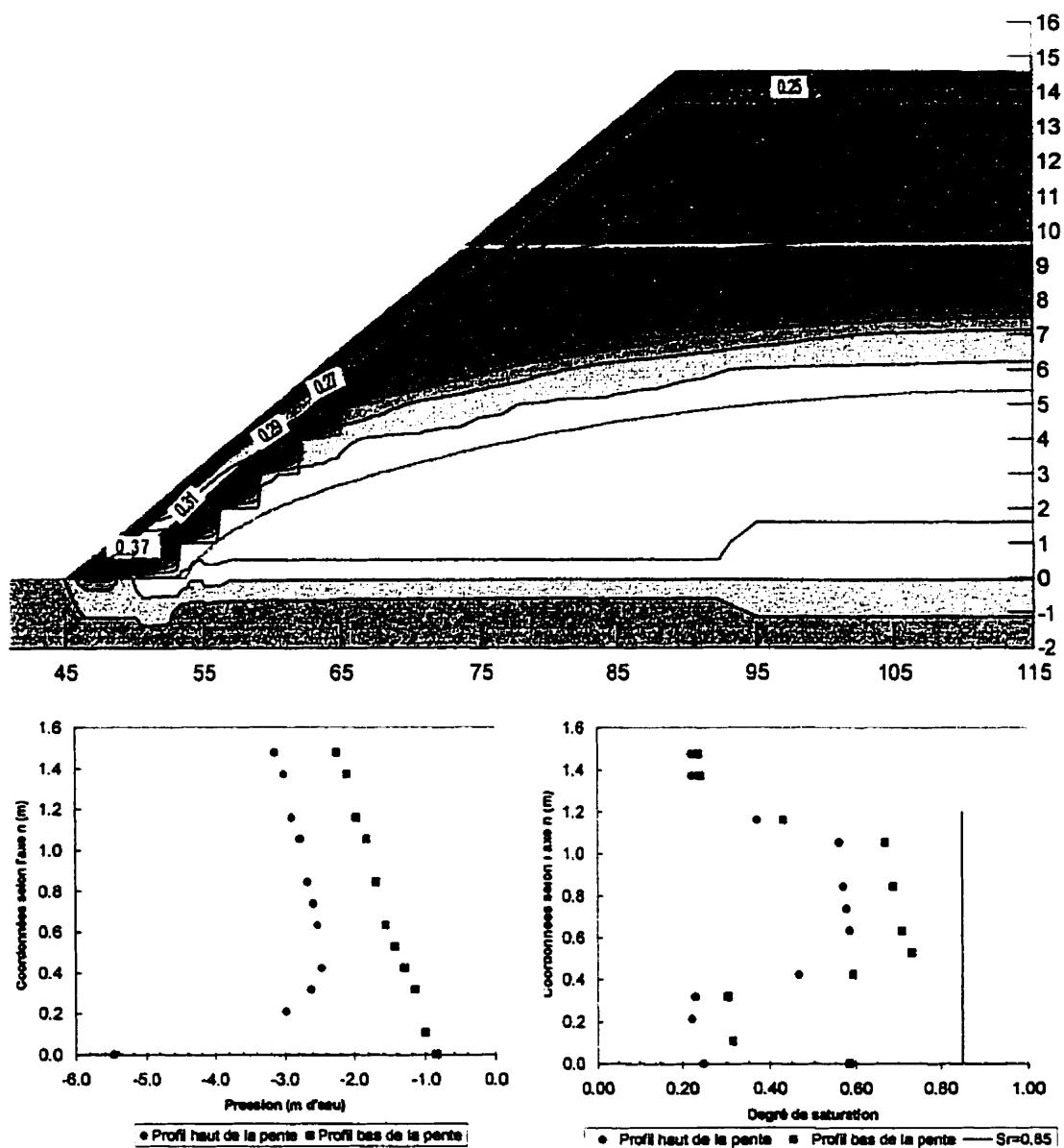


Figure 6.20 : Résultats de la simulation LTA-12 après 60 jours de drainage présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique et de profils, pris au haut et au bas de la pente, du degré de saturation et de la succion

Parce que le flux de gaz à travers un sol est fonction du coefficient de diffusion effectif, l'efficacité d'une CEBC sera souvent jugée à partir de ce paramètre. À titre de référence, on considère ici que la valeur critique de D_e pour que la couverture soit efficace est de $1 \times 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ (correspond pour une couche de rétention d'eau de 0,8 m à un $S_r \approx 85\%$). Cette valeur de D_e critique (identifié D_{eD} dans cette étude) a notamment été utilisée comme critère de design au site LTA, suite à une étude géochimique (Senes Consultant, 1995) qui a montré que les conditions d'oxydation seraient alors acceptables (pour le cas particulier du site LTA). À noter que le coefficient de diffusion D_e à travers les couches de matériau grossier est beaucoup plus grand que celui à travers les couches de matériau fin et il est négligé dans ce qui suit (e.g. Aubertin et al., 1993). Il est également bon de mentionner que O'Kane et al. (1995) ont suggéré un S_r de 85% (qui correspond à peu près à un D_e de $1 \times 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$) comme critère de design pour le cas de la couverture avec effets de barrière capillaire placée sur le site Equity Silver Mines en Colombie-Britannique. On peut également justifier le choix de la valeur de D_{eD} ($1 \times 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$) à l'aide d'études réalisées pour les couvertures d'eau. Ainsi, Li et al. (1997) ont montré que pour un recouvrement d'eau de 1 m soumis à des vents de 2 m/s, le flux d' O_2 équivaut à peu près à 85 g/m²/an ou 2,7 moles d' O_2 /m²/an. Ce flux correspond à un degré de saturation entre 85 et 90% (dans une couche de sol de 0,6 m), soit un coefficient de diffusion effectif proche de $1,0 \times 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$.

Lorsque l'on veut évaluer les conditions critiques pour obtenir une CEBC efficace, on doit nécessairement tenir compte des conditions extrêmes de drainage. On sait, par les essais des modélisations précédentes, que la couverture contient de moins en moins d'eau (est donc de moins en moins efficace pour limiter le transfert de gaz) au fur et à mesure que l'on augmente le temps de drainage (sans recharge en eau). C'est pourquoi il est nécessaire de déterminer une période de drainage de référence. Dans cette étude, trois temps de références ont été étudiés, soit 60 jours, 30 jours et 15 jours; 60 jours de

drainage représentent une condition extrême dans le contexte québécois, alors que des périodes de sécheresse de 15 à 30 jours sont relativement courantes.

Comme le degré de saturation de la couche de rétention d'eau varie en période de drainage (ou de sécheresse) selon la localisation en s (axe parallèle à la pente), on doit intégrer la performance par tranche pour évaluer son efficacité globale. Pour ce travail, des tranches d'une longueur de 5 m ou moins ont été utilisées. La valeur de D_e au centre de la tranche (D_{ei}) est considérée valide pour toute la tranche. La moyenne arithmétique des D_{ei} devient le coefficient de diffusion effectif moyen pour l'ensemble de la couverture et est identifié dans cette étude par D_{e_pente} (voir figure 6.21). C'est une approche simple, qui pourrait être raffinée au besoin (en utilisant une valeur de D_e pondérée par une approche non linéaire), mais qui est jugée satisfaisante pour cette analyse comparative de nature paramétrique.

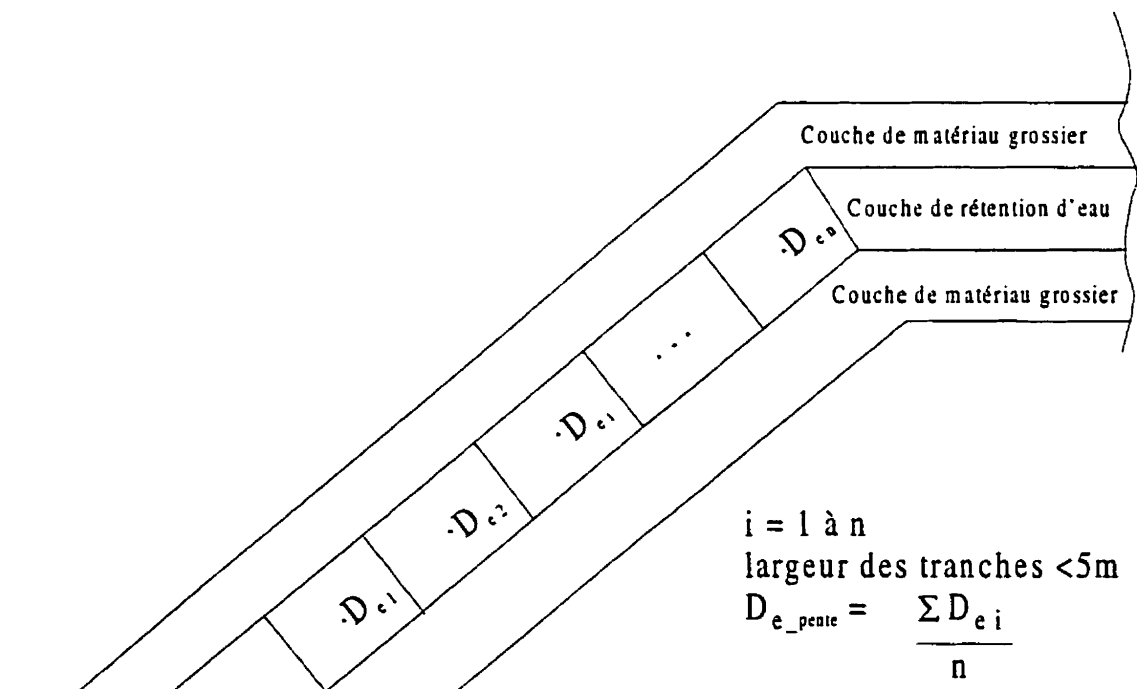


Figure 6.21 : Représentation schématique du découpage de la CEBC inclinée pour estimer le coefficient de diffusion effectif moyen de la pente (D_{e_pente})

On présente au tableau 6.4 les résultats obtenus en terme de coefficient de diffusion effectif D_{e_pente} pour différentes simulations. Pour chaque calcul, on présente le D_{e_pente} pour les différents temps de drainage considérés, soit 15, 30 et 60 jours. Rappelons que ces temps de drainage sont appliqués sur des conditions initiales de saturation complète de la couche de rétention d'eau, représentative de la recharge printanière suite au dégel et à la fonte des neiges.

Tableau 6.4 : Coefficients de diffusion effectifs des pentes étudiées pour différentes périodes de drainage

Code	Simulations		D_{e_pente} (m^2/s)		
	Pente Inclinaison (longueur)	ψ_a couche de rétention d'eau (m d'eau)	60 jours de drainage	30 jours de drainage	15 jours de drainage
LTA-1	3:1 (50 m)	2,8	$2,93 \times 10^{-8}$	$1,34 \times 10^{-8}$	$7,84 \times 10^{-9}$
LTA-2	3:1 (50 m)	6,3	$1,89 \times 10^{-9}$	$4,97 \times 10^{-10}$	$2,03 \times 10^{-10}$
LTA-3	3:1 (50 m)	2,8	$2,05 \times 10^{-8}$	$1,10 \times 10^{-8}$	$6,21 \times 10^{-9}$
LTA-4	4:1 (50 m)	2,8	$1,95 \times 10^{-8}$	$1,01 \times 10^{-8}$	$5,66 \times 10^{-9}$
LTA-5	5:1 (50 m)	2,8	$1,20 \times 10^{-8}$	$6,63 \times 10^{-9}$	$3,39 \times 10^{-9}$
LTA-6	3:1 (100 m)	2,8	$2,08 \times 10^{-8}$	$1,47 \times 10^{-8}$	$5,13 \times 10^{-9}$
LTA-7	4:1 (100 m)	2,8	$1,80 \times 10^{-8}$	$1,25 \times 10^{-8}$	$7,56 \times 10^{-9}$
LTA-8	5:1 (100 m)	2,8	$1,57 \times 10^{-8}$	$1,08 \times 10^{-8}$	$7,00 \times 10^{-9}$
LTA-10	3:1 (100 m)	6,3	$1,69 \times 10^{-9}$	$8,30 \times 10^{-9}$	$1,51 \times 10^{-10}$
LTA-11	3:1 (100 m)	1,2	$1,85 \times 10^{-7}$	$1,35 \times 10^{-7}$	$7,52 \times 10^{-8}$
LTA-12	3:1 (50 m)	1,2	$2,27 \times 10^{-7}$	$1,46 \times 10^{-7}$	$8,28 \times 10^{-8}$

On remarque, en comparant les résultats de simulations LTA-1, LTA-2 et LTA-12 et en examinant la figure 6.22, que la capacité de rétention d'eau du matériau fin a un impact majeur sur la performance du recouvrement. Pour les trois ψ_a étudiés (i.e. 1,2, 2,8 et 6,3 m d'eau), la valeur du coefficient D_{e_pente} du recouvrement croit d'environ un ordre de grandeur à chaque fois que l'on augmente ψ_a et ce, presque indépendamment de la longueur de la pente (L_{CEBC}). Lorsque le ψ_a du matériau fin est de 6,3 m d'eau, la valeur de D_{e_pente} respecte le critère de design qui est de $1 \times 10^{-8} m^2/s$ même lorsque l'on applique une période de drainage de 60 jours. Cependant, lorsque l'on pose un ψ_a

relativement faible (1,2 m d'eau), la valeur de D_{e_pente} ne respecte pas le critère de design après une période de seulement 15 jours.

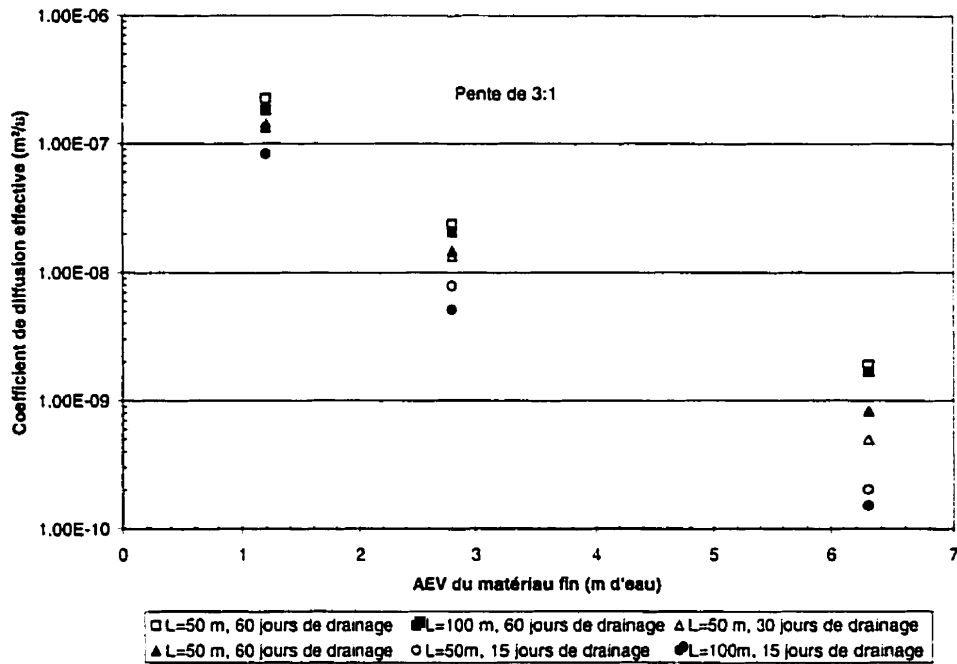


Figure 6.22 : Influence de la pression à l'entrée d'air ψ_a (ou AEV), du temps de drainage et de la longueur de la pente sur le coefficient de diffusion effectif moyen D_{e_pente} de la couverture

L'influence de la longueur de la pente a été évaluée à l'aide des modélisations LTA-6, LTA-7 et LTA-8 (voir tableau 6.4 pour la description des essais). En comparant ces modélisations aux LTA-3, LTA-4 et LTA-5, on se rend compte que la longueur de la pente de la CEBC (L_{CEBC}) a assez peu d'influence (pour des L_{CEBC} entre 50 et 100 m) sur l'efficacité de la couverture en période de drainage prolongée.

L'effet de l'inclinaison de la pente peut être évalué en comparant les résultats des simulations LTA-3, LTA-4 et LTA-5. On peut observer que la performance du recouvrement est augmentée en diminuant l'angle de la pente de $18,43^\circ$ à $14,04^\circ$ et $11,31^\circ$ (de 3:1 à 4:1 et 5:1). Cependant, l'effet de la diminution de l'inclinaison est

moins marqué que celui découlant de l'augmentation de la capacité de rétention d'eau (i.e. ψ_d).

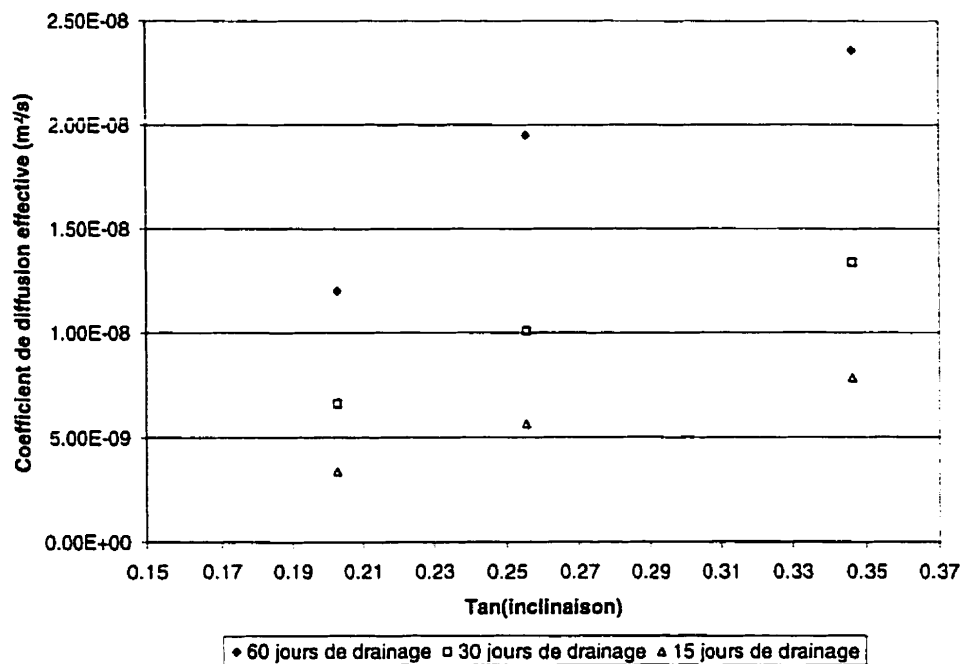


Figure 6.23 : Influence de l'inclinaison sur le coefficient de diffusion effectif moyen D_{e_pente} , pour une longueur de pente de 50 m

La modélisation LTA-9 (ce résultat n'apparaît pas au tableau 6.4 puisque ce n'est pas un essai en drainage prolongé) simule une infiltration de 30mm d'eau en 24 heures après une période de drainage de 60 jours pour une pente de 50 m inclinée à 3:1 (simulation LTA-1). Le D_{e_pente} à la fin de la période de mouillage est de $8,85 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$, soit à peu près l'équivalent de la valeur obtenue pour la simulation LTA-1 après 15 jours de drainage. Cela signifie que la couverture a regagné son efficacité après une période de drainage prolongée suite à une forte précipitation.

6.3.2 Relations empiriques pour estimer l'efficacité d'une CEBC en drainage

Il a été démontré, à la section précédente, que l'inclinaison de la couverture et la capacité de rétention d'eau du matériau fin sont les principaux facteurs qui influencent la performance d'une CEBC à limiter l'apport de gaz. Dans cette section, on tente d'établir certaines relations simples entre ces paramètres afin de fournir des outils qui permettent de prédire approximativement la performance d'une CEBC en période de drainage prolongée à partir de ces caractéristiques de base (i.e. inclinaison de la pente α et capacité de rétention d'eau du matériau fin ψ_a).

Afin de représenter les données dans un même domaine, celles-ci ont été normalisées par rapport à l'inclinaison de la pente ($\tan \alpha$). On retrouve, à la figure 6.24, le coefficient de diffusion effectif de la pente D_{e_pente} (normalisé par $\tan(\alpha)$) en fonction de la capacité de rétention d'eau du matériau fin représentée par le ψ_a (ou AEV) et ce, pour les trois temps de drainage 15 jours, 30 jours et 60 jours. Comme la longueur de pente n'a pas d'effets significatifs, tous les points (L_{CEBC} de 50 m et 100 m) ont été placés dans la figure et traités.

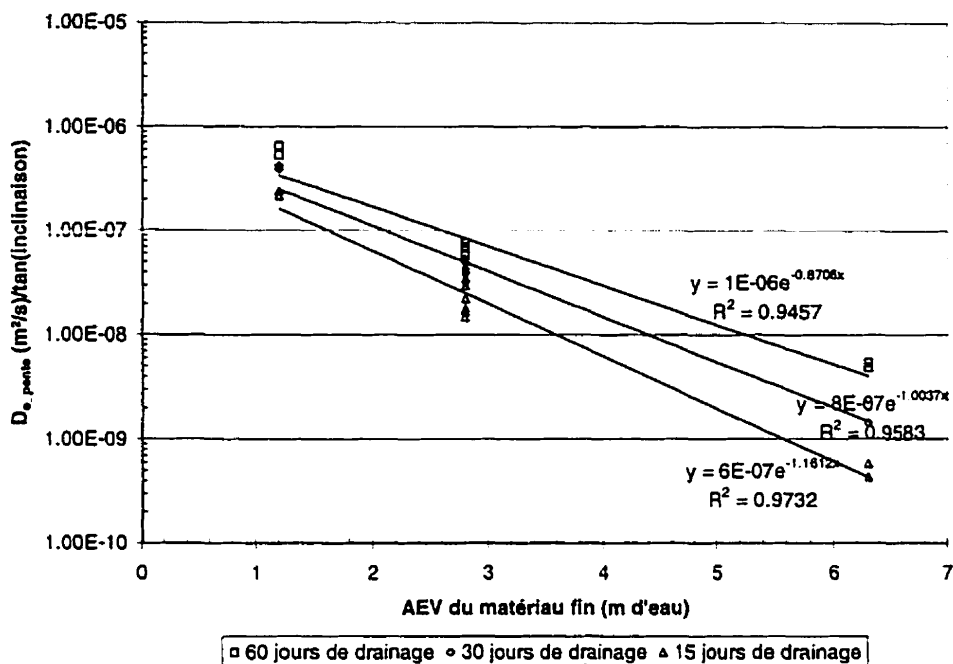


Figure 6.24 : Relation entre la performance normalisée par la couverture ($D_{e_pente}/\tan(\alpha)$) et la capacité de rétention d'eau (ψ_a) du matériau fin pour divers temps de drainage

Les résultats montrent que pour les conditions traitées et les trois temps étudiés ($t=15, 30$ et 60 jours), la relation entre $D_{e_pente}/\tan(\alpha)$ et le ψ_a du matériau fin suit approximativement une loi exponentielle. Les relations qui représentent les régressions pour chaque temps de drainage sont données par les équations suivantes :

$$D_{e_pente} = 1 \times 10^{-6} \exp(-0,8706AEV) \tan(\alpha) \text{ pour } 60 \text{ jours de drainage} \quad (6.1)$$

$$D_{e_pente} = 8 \times 10^{-7} \exp(-1,0037AEV) \tan(\alpha) \text{ pour } 30 \text{ jours de drainage} \quad (6.2)$$

$$D_{e_pente} = 6 \times 10^{-7} \exp(-1,1612AEV) \tan(\alpha) \text{ pour } 15 \text{ jours de drainage} \quad (6.3)$$

On remarque toutefois que lorsque l'on incorpore aux équations 6.1, 6.2 et 6.3 les conditions limites, c'est-à-dire un coefficient de diffusion effectif D_e élevé pour un faible ψ_a et un D_e faible pour un ψ_a grand, on se rend compte que les équations

proposées ne sont pas valides pour toutes les conditions. Par exemple, lorsque ψ_a tend vers des valeurs élevées, on devrait trouver un D_{e_pente} qui s'approche des valeurs pour un sol saturé ($\approx 1,7 \times 10^{-11} / \tan \alpha \text{ m}^2/\text{s}$ selon le modèle de Eberling et *al.*, 1994; équation 3.16). Lorsque la valeur du ψ_a est faible (posons que le ψ_a minimal que l'on peut retrouver dans une couche de rétention d'eau d'une CEBC est de 0,5 m d'eau), on devrait retrouver un D_{e_pente} à long terme qui s'approche de la valeur de D_e à saturation résiduelle (pour un degré de saturation résiduel entre 20 et 50 %, on obtient entre $2,5 \times 10^{-6} / \tan \alpha \text{ m}^2/\text{s}$ et $5 \times 10^{-7} / \tan \alpha \text{ m}^2/\text{s}$). Si l'on incorpore ces conditions limites, on peut formuler une nouvelle équation exponentielle valide pour l'ensemble du domaine de la forme générale suivante:

$$y = y_1 + C \exp(-x - x_0) \quad (6.4)$$

où x_0 est la valeur de x où l'asymptote débute (où D_e s'approche de D_w^0), y_1 est la valeur en y lorsque x (ou ψ_a) est faible et C est une constante d'ajustement de la courbe. Comme on peut l'observer à la figure 6.25, on obtient trois fonctions de la forme de l'équation 6.4 qui permettent d'estimer l'efficacité de la CEBC selon le temps de drainage. À noter que les valeurs y_1 , C et x_0 sont des constantes qui ont été choisies arbitrairement. Ces fonctions peuvent être décrites par les équations suivantes (les unités sont des m^2/s pour les termes y , y_1 et C):

$$D_{e_pente} = 5,17 \times 10^{-11} + \exp(-AEV - 15) \quad \text{pour 15 jours de drainage} \quad (6.5)$$

$$D_{e_pente} = 5,17 \times 10^{-11} + 2,5 \exp(-AEV - 15) \quad \text{pour 30 jours de drainage} \quad (6.6)$$

$$D_{e_pente} = 5,17 \times 10^{-11} + 5 \exp(-AEV - 15) \quad \text{pour 60 jours de drainage} \quad (6.7)$$

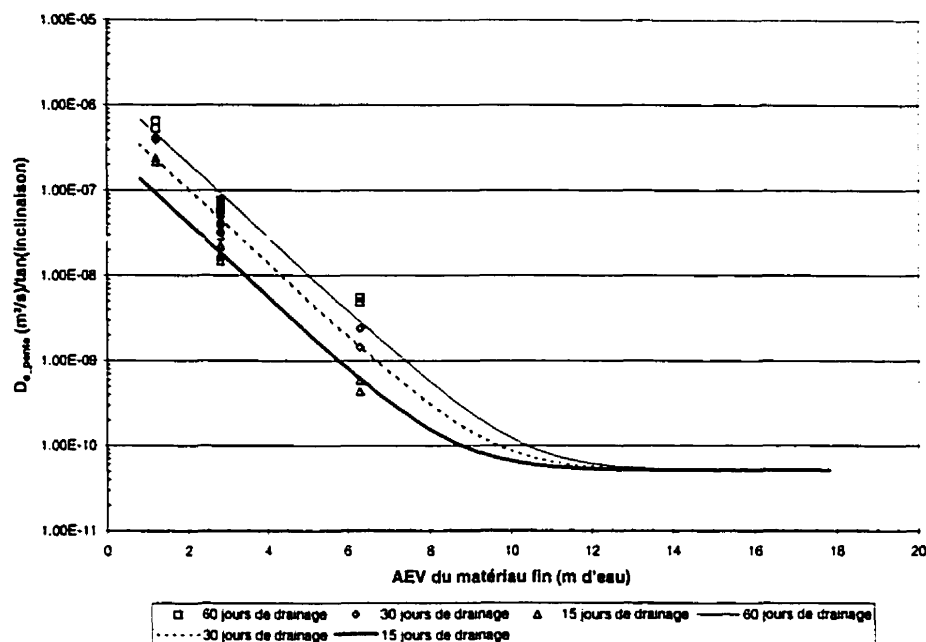


Figure 6.25 : Relation modifiée entre la performance normalisée ($D_{e_pente}/\tan(\alpha)$) et la capacité de rétention d'eau (AEV) du matériau fin avec l'ajout de conditions limites appropriées

À partir des équations 6.5 à 6.7, il est possible d'estimer a priori le coefficient de diffusion effectif moyen de la pente D_{e_pente} en période de drainage prolongée (15, 30 ou 60 jours) à partir de l'inclinaison de la pente α et du ψ_a (ou du AEV) du matériau fin. Évidemment, ces équations ne sont valides que si le contraste entre le matériau fin et le matériau grossier est suffisant pour que des effets de barrière capillaire soient présents. On considère également ici que la couverture est suffisamment longue pour qu'il y ait des effets de pente (i.e. il faut une différence d'élévation plus grande que le ψ_a du matériau fin) et que les conditions géométriques et hydriques en place s'apparentent à celles adoptées dans ces modélisations qui sont typiques de ce que l'on retrouve au Québec dans un parc à résidus miniers. Enfin, on néglige, à la figure 6.25, les effets des conditions climatiques sur les caractéristiques de rétention d'eau d'un matériau fin (effets de fissuration causés par les cycles de gel-dégel ou de mouillage-séchage).

À titre d'exemple, prenons un matériau fin ayant un ψ_a de 2,5 m d'eau placé dans une CEBC de 50 m de longueur, inclinée à 4:1. Le D_{e_pente} , selon les équations 6.5 à 6.7, sera de $6,29 \times 10^{-9}$ m²/s après 15 jours, de $1,57 \times 10^{-8}$ m²/s après 30 jours et de $3,14 \times 10^{-8}$ m²/s après 60 jours. Si l'on pose comme critère de design 1×10^{-8} m²/s, on s'aperçoit que la couverture serait suffisamment efficace durant les 15 premiers jours de sécheresse et qu'après, la valeur de D_{e_pente} descendrait légèrement sous le critère de design.

6.4 Comportement réel de la CEBC placée sur le site LTA

L'étude paramétrique présentée dans la section précédente a permis d'évaluer l'efficacité d'une CEBC en période de drainage en fonction de ses principales caractéristiques, soit l'inclinaison de la pente et le ψ_a du matériau fin. Mais qu'en est-il de la performance de la CEBC dans les conditions réelles? Pour répondre à cette question, une comparaison entre les valeurs mesurées et simulées dans la pente de la digue Est au sud du parc à résidus miniers LTA est réalisée. La période simulée est du 01/08/97 au 04/08/97.

6.4.1 Modèle et fonctions simulés

Pour réaliser une simulation numérique, il est nécessaire de construire un modèle et d'introduire dans celui-ci les fonctions qui décrivent le comportement hydrique des différents matériaux et les conditions frontières. Le cas simulé est similaire à celui présenté à la figure 6.6. Quant aux fonctions hydriques simulées, celles utilisées sont Résidus-MRN pour la couche de rétention d'eau de la CEBC, Sable-LTA pour les deux couches grossières de la CEBC, Silt-fondation pour la fondation du parc à résidus miniers et Résidus-Sulfureux pour les résidus miniers générateurs de DMA (voir figures 6.7 et 6.8). Pour ce qui est des conditions frontières, des conditions de Dirichlet de la charge où h est égale à l'élévation (simulation d'un drain) ont été appliquées au drain de

pieu de la digue alors qu'une fonction de Neuman (débit vs temps) représentant l'infiltration à travers la couverture a été simulée à la surface de la CEBC.

La fonction visant à simuler les conditions frontières du dessus de la CEBC (infiltration à travers la première couche) a été évaluée à partir de données météorologiques (températures et précipitations mesurées à la station météorologique de Val d'Or et radiations nettes mesurées à celle de Normandin). L'infiltration est considérée comme étant égale aux précipitations moins l'évaporation et le ruissellement. Pour évaluer cette fonction, le logiciel HELP Version 3 (Schroeder et al., 1994) a été utilisé. HELP est un logiciel hydraulique quasi-bi-dimensionnel, déterministe, qui permet d'établir des bilans hydriques de sites avec couverture. Il a été conçu initialement pour les sites d'enfouissement (e.g. Montgomery et al., 1987; Fleenor et King, 1995) et a également été utilisé pour des couvertures construites sur des parcs à résidus miniers (e.g. Woyshner et Yanful, 1995; Ricard et al., 1997a). Les entrées comprennent les données climatiques, les caractéristiques du sol et la configuration géométrique de la couverture. Le logiciel calcule, à partir de relations diverses, les effets sur les composantes du bilan hydrique de la fonte des neiges, de l'emmagasinement d'eau dans les sols, du ruissellement, de l'infiltration, de l'évapo-transpiration, de la présence de plantes, du drainage latéral entre les couches, de la recirculation du lixiviat, de l'écoulement non-saturé vertical (1D) et des fuites à travers les sols et matériaux synthétiques.

Les résultats obtenus à l'aide du logiciel HELP pour le site LTA montrent qu'il n'y a pratiquement aucun ruissellement (pour la période étudiée qui est du 1 juillet 1997 au 4 août 97) et que l'évaporation est estimée en juillet 1997 à environ 35% alors qu'elle est estimée à environ 41 % pour le mois d'août. On présente à la figure 6.26 les précipitations mesurées ainsi que l'évaporation estimée pour la période étudiée. On présente également l'infiltration (précipitation – évaporation) prédite à travers la

première couche de la couverture. Ce sont ces valeurs d'infiltration qui sont entrées dans le modèle numérique comme condition frontière du dessus de la CEBC.

Enfin, pour la simulation numérique, la position de la surface libre a été fixée au départ à ce qui a été observée sur le terrain à l'aide de piézomètre. La condition imposée au modèle en terme de charge h (nécessaire au démarrage de la simulation en régime transitoire) a été déterminée à partir d'une analyse en régime permanent du même modèle où la condition de recharge a été fixée à 40 mm/mois.

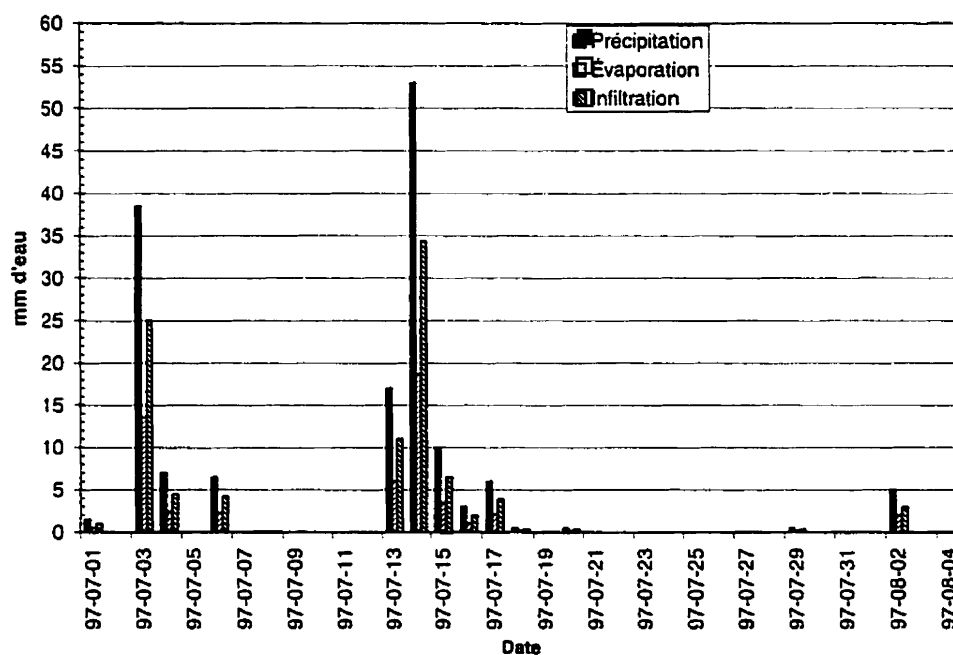


Figure 6.26 : Précipitations, évaporation et infiltration sur le dessus de la CEBC du site LTA obtenues avec le logiciel HELP (Schroeder et *al.*, 1994)

6.4.2 Comparaison entre les résultats prédits et mesurés

Les principaux résultats obtenus sont présentés aux figures 6.27, 6.28 et 6.29, sous forme de profils de pression et de teneur en eau volumique pour trois coupes prises à travers la CEBC au haut (Profil 1), à l'élévation $y=7\text{m}$ (Profil 2) et à l'élévation $y=3\text{m}$ (Profil 3). On présente également aux figures 6.30, 6.31 et 6.32 les contours couleurs de la teneur en eau volumique à trois temps différents : le 5 juillet, le 15 juillet et le 4 août 1997.

En ce qui concerne les profils de succion et de teneur en eau volumique, on remarque qu'en général, les tendances prédites par la modélisation correspondent bien aux observations sur le terrain (mesurés à l'aide de sondes RDT pour θ et à l'aide de sondes Watermark pour la ψ). Cependant, les saturations mesurées dans la couche de rétention d'eau sont inférieures à celles prédites alors que les succions mesurées sont habituellement moins élevées (voir figures 6.27 et 6.28). Cela signifie que, si les valeurs mesurées sont représentatives de la réalité, la courbe caractéristique de succion du Résidu-MRN introduite dans le modèle numérique surestime la rétention d'eau du matériau. On peut dire néanmoins que la modélisation numérique permet de prédire convenablement le comportement hydrique d'une CEBC en vraie grandeur compte tenu des erreurs inhérentes à de telles prédictions à grande échelle comme la variabilité des caractéristiques des matériaux, les erreurs de mesure reliées à la mise en place de l'instrumentation, la précision des appareils de mesure, la précision des méthodes de prédiction de l'évaporation et du ruissellement, la distance entre les mesures météorologiques et l'emplacement du site (Normandin, où les mesures de radiations nettes ont été prises, est à plus de 650 km de Malartic).

Des contours de couleurs de la teneur en eau volumique, pour les trois jours étudiés (5 et 15 juillet, 4 août 1997), sont présentés aux figures 6.30 à 6.32. Afin de mettre l'accent sur les teneurs en eau de la couche de rétention d'eau, seules les couleurs pour les teneurs

en eau volumiques entre 0,38 et 0,44 sont présentées. Les résultats montrent que les teneurs en eau prédites dans la couche de rétention d'eau pour le 5 et le 15 juillet sont près de celles à saturation. Ceci s'explique par le fait que les dates du 5 et 15 juillet sont situées quelque temps après une forte infiltration (voir figure 6.26). Quant aux valeurs prédites pour le 4 août 1997 (figure 6.32) elles sont inférieures puisqu'il n'y a eu que peu d'infiltration d'eau entre le 15 juillet et le 4 août (voir figure 6.26). À noter que les simulations prédisent des teneurs en eau plutôt élevées dans la couche de sable du haut, ce qui n'est pas observé sur le terrain. Cela s'explique par le fait que l'évaporation n'est pas simulée comme telle par le logiciel. Même si l'on déduit aux précipitations une certaine fraction afin d'en tenir compte, cette technique ne permet pas d'obtenir des valeurs réalistes pour la couche exposée aux conditions climatiques. Plus de détails concernant la relation sol-atmosphère peuvent être trouvés dans la littérature (e.g. Wilson et *al.*, 1993, 1994, 1997; Yanful et Choo, 1997).

6.5 Amélioration de la performance d'une CEBC

La CEBC placée sur le site LTA a permis, jusqu'à présent, de limiter efficacement le flux d'oxygène. L'instrumentation placée à différents endroits sur le site montre que le degré de saturation dans la couche de rétention d'eau est très élevé sur le dessus du parc et qu'il est légèrement inférieur dans le haut des digues ce qui a pour effet de diminuer l'efficacité locale du système. Par exemple, les teneurs en eau volumiques mesurées à l'aide de sondes RDT dans la couverture de la digue Sud-Est (celle étudiée jusqu'ici dans ce travail) ont été plus faibles que celles mesurées dans les autres secteurs du parc à résidus (Ricard et *al.*, 1997a, b; Golder et associés, 1999). Même si l'efficacité globale du système, dans le cas de l'ensemble du site LTA, est considérée comme étant très satisfaisante, il est intéressant (pour ce site comme pour les autres à venir) d'évaluer certains moyens pour limiter la désaturation dans les pentes afin d'améliorer la performance d'une CEBC. Certaines avenues sont explorées dans ce qui suit.

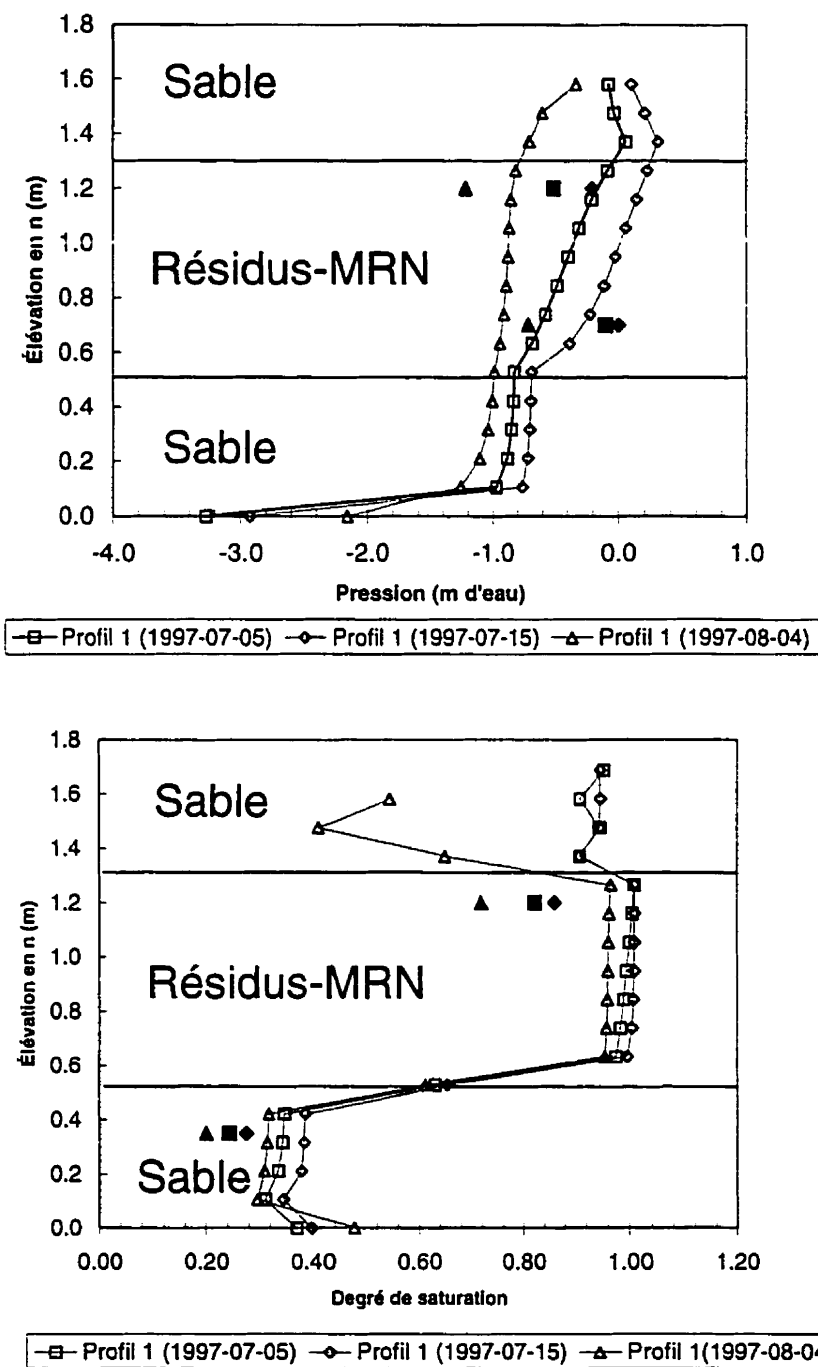


Figure 6.27 : Profils de succion et de degré de saturation pris au haut (Profil 1) de la pente à l'été 1997, provenant de simulations numériques (symboles vides) et de mesures de terrain (symboles pleins)

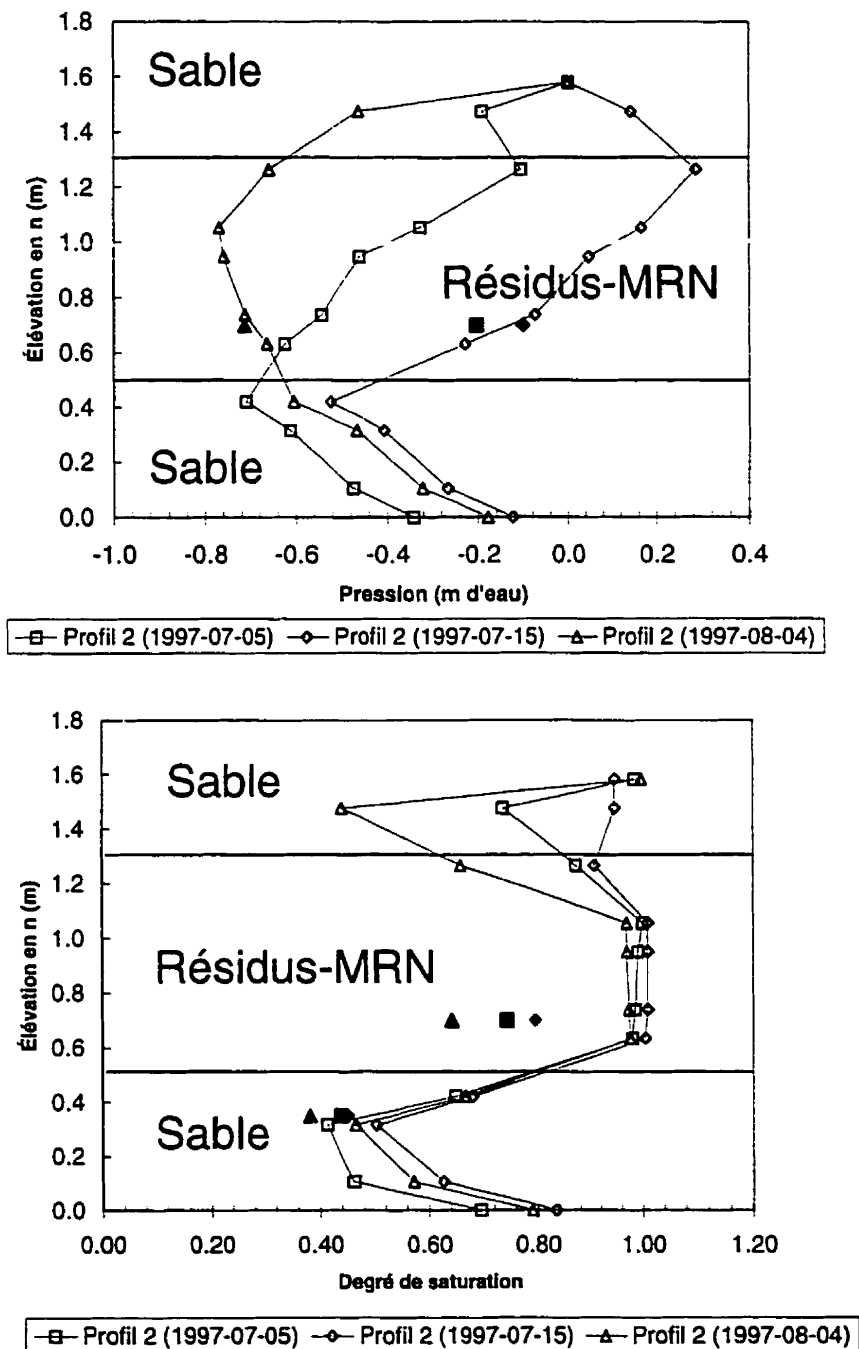


Figure 6.28 : Profils de succion et de degré de saturation pris à $y=7\text{m}$ (Profil 2) de la pente à l'été 1997, provenant de simulations numériques (symboles vides) et de mesures de terrain (symboles pleins)

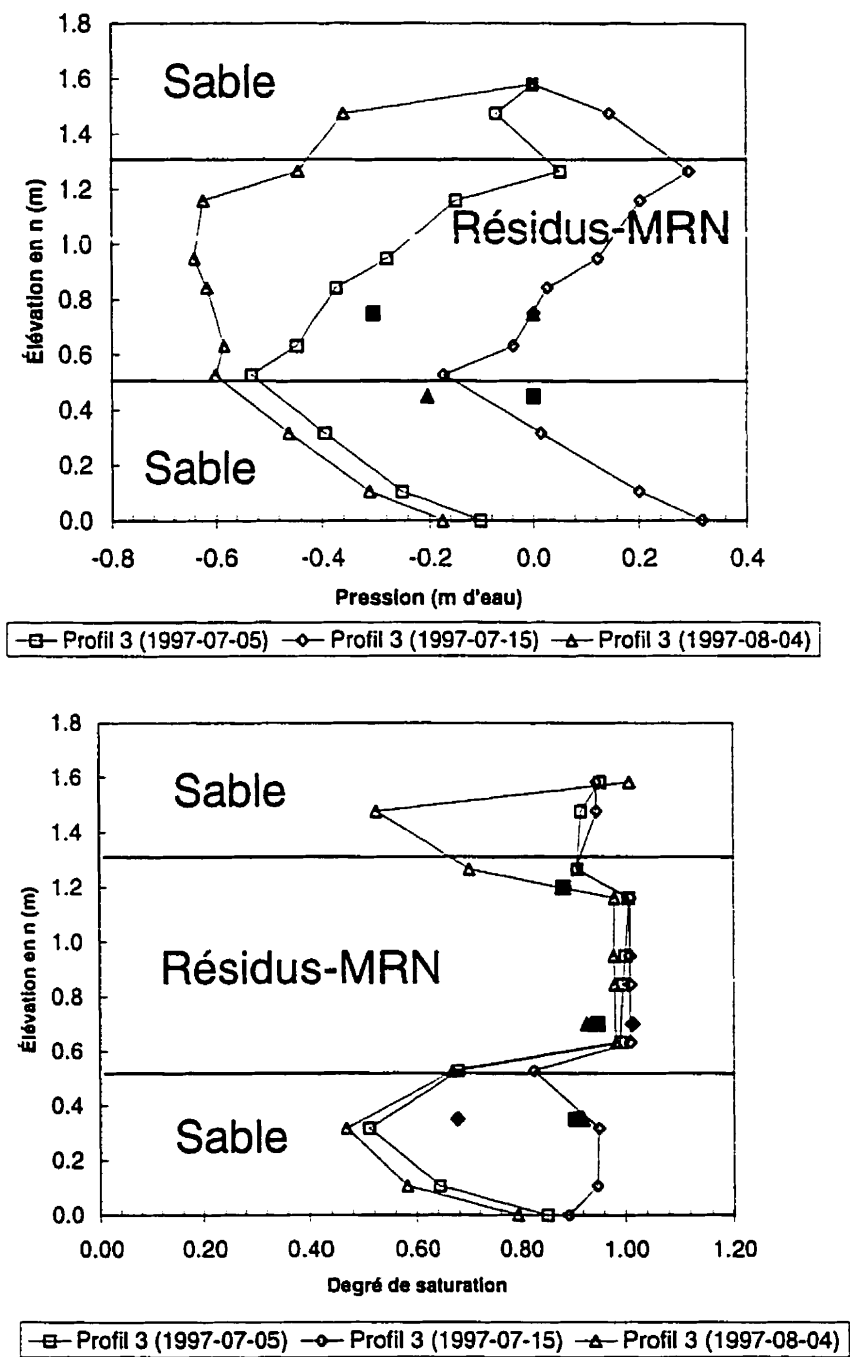


Figure 6.29 : Profils de succion et de degré de saturation pris à $y=3\text{m}$ (Profil 3) de la pente à l'été 1997, provenant de simulations numérique (symboles vides) et de mesures de terrain (symboles pleins)

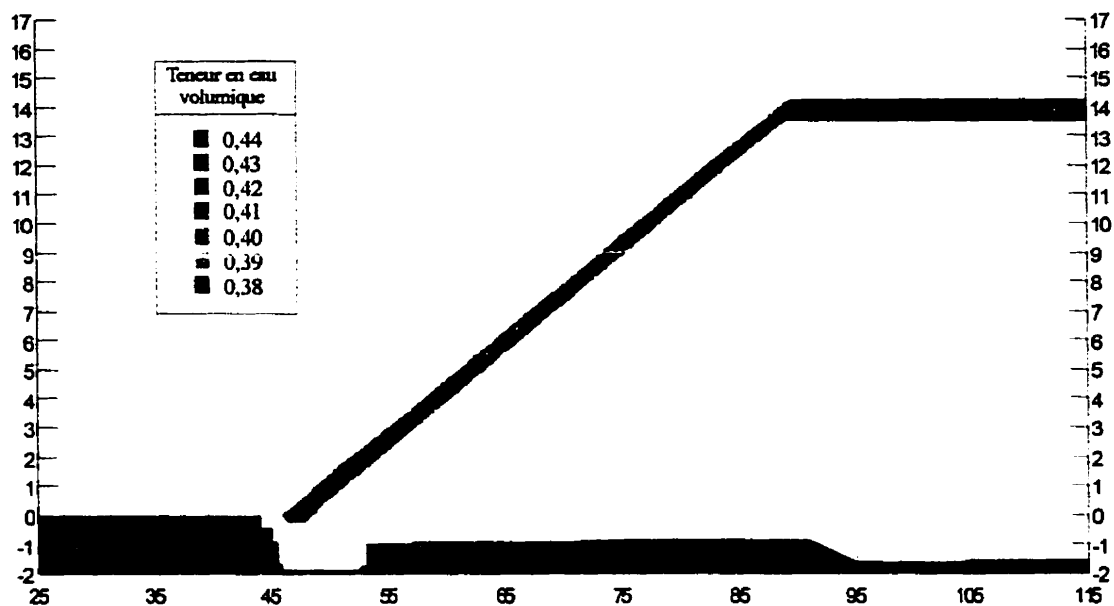


Figure 6.30 : Résultats de la simulation de la CEBC du site LTA pour le 5 juillet 1997 présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique

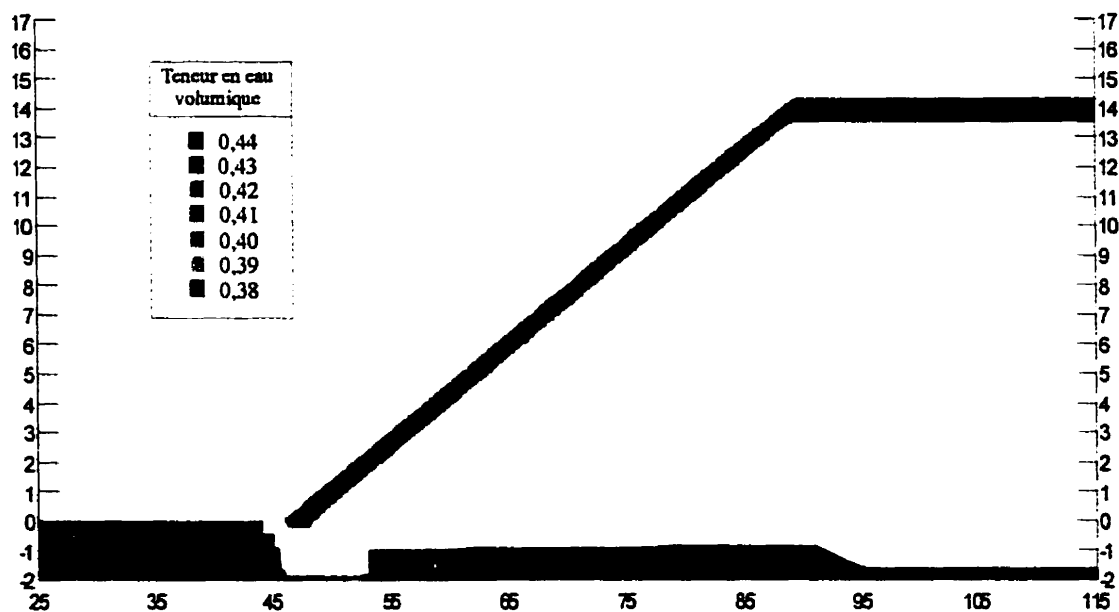


Figure 6.31 : Résultats de la simulation de la CEBC du site LTA pour le 15 juillet 1997 présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique

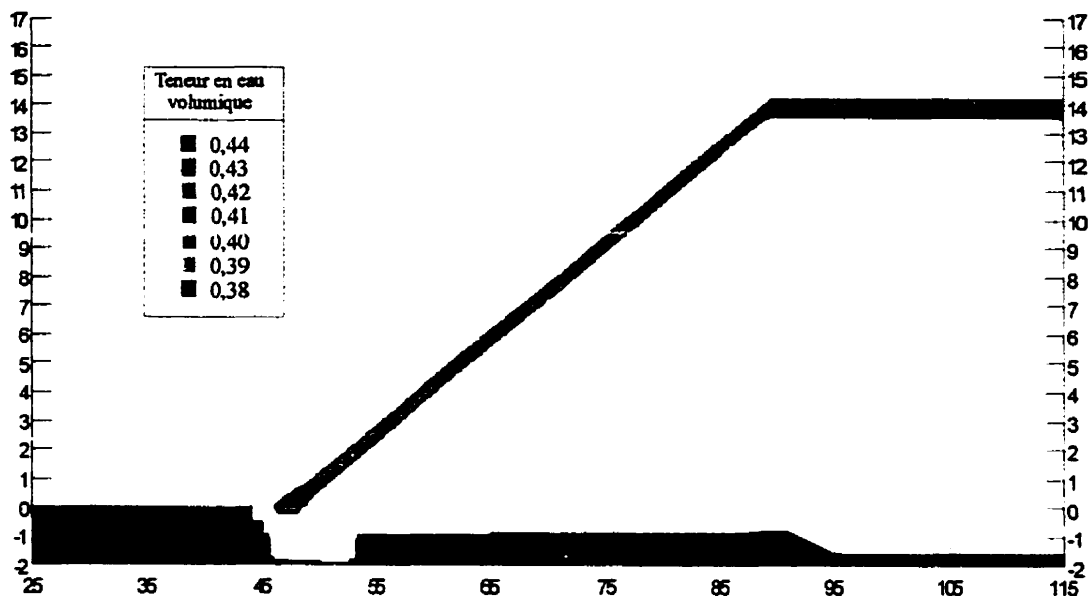


Figure 6.32 : Résultats de la simulation de la CEBC du site LTA pour le 4 août 1997 présentés sous la forme de contours couleurs de la teneur en eau volumique

6.5.1 Drain de pied

Des simulations numériques réalisées par Golder et associés (1999) avec SEEP/W ont démontré que, sous certaines conditions climatiques, le drain de pied peut ne pas évacuer l'eau suffisamment rapidement. La couche grossière devient alors saturée, ce qui élimine les effets de barrière capillaire. Dans ces conditions, la saturation de la couche de rétention d'eau diminue rendant ainsi la CEBC moins efficace. Dans ce qui suit, on évalue l'effet d'une modification du drain de pied sur l'efficacité de la CEBC.

Le modèle utilisé est similaire à celui de la modélisation LTA-1, à l'exception du drain de pied. On présente à la figure 6.33 une vue rapprochée du bas de la pente où le drain de pied se situe. Les conditions frontières de débit appliquées sur le dessus de la CEBC sont présentées à la figure 6.34. Les conditions de débits spécifiques (ou d'infiltration) ont été évaluées à l'aide du logiciel HELP (Schroeder et *al.*, 1994) à partir de données climatiques mensuelles provenant de stations météorologiques du Québec (Val d'Or pour la température et les précipitations, Normandin pour les radiations nettes). Les infiltrations (Infiltration = Précipitation - Évaporation - Ruissellement) moyennes pour les mois de mai, juin, juillet et août 1997 ont été introduite dans le logiciel SEEP/W; celui-ci interpole les valeurs de débits spécifiques à partir des fonctions lissées.

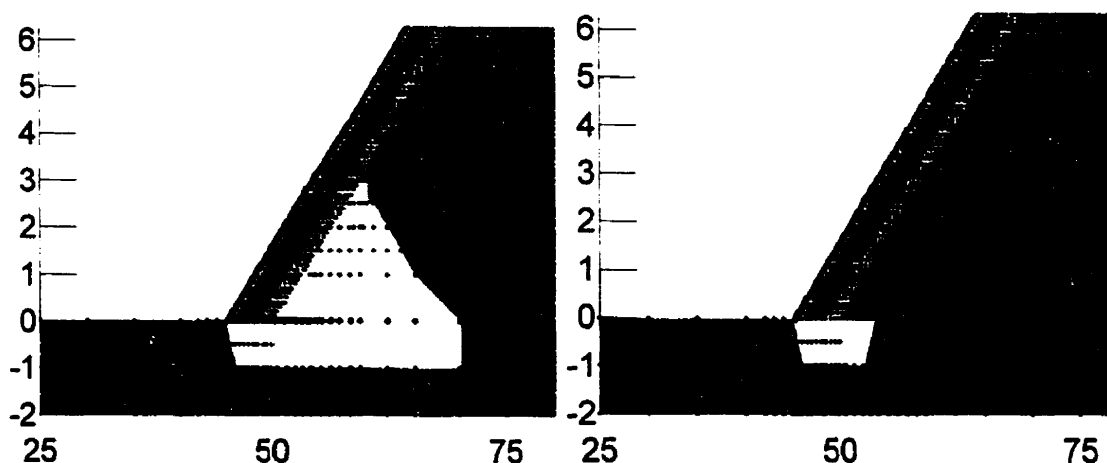


Figure 6.33 : Vue agrandie du bas de la pente des deux modèles étudiés : avec drain de pied élargi ou drain de pied réel

Suite à une période d'infiltration plus intense (de $t=0$ à $t=3,9 \times 10^6$ s, qui correspond à la fin juin 1997), les modélisations montrent qu'il y a un écoulement important dans la couche grossière du bas (mise en charge de la couche) située près du drain de pied. Cela entraîne une désaturation de la couche de rétention d'eau à $y = 5$ m environ. Toutefois, lorsque l'on insère un drain de pied plus gros, le phénomène disparaît et le degré de saturation (ou la teneur en eau volumique) demeure élevé dans la couche de rétention

d'eau, améliorant ainsi l'efficacité de la CEBC. On présente à la figure 6.35 le degré de saturation dans la couche de rétention d'eau en fonction de la position le long de la pente (selon l'axe s) pour le cas avec drain de pied original et le cas avec drain de pied modifié. Il est clair d'après cette figure qu'une modification de la géométrie du drain de pied permet d'augmenter le degré de saturation dans une large portion de la couche de rétention d'eau. Ceci vient du fait que le phénomène de mise en charge de la couche grossière, observé avec le drain de pied original, disparaît lorsque l'on modifie ce dernier afin qu'il évacue plus rapidement les eaux d'écoulement. En terme d'efficacité de la CEBC, l'ajout du drain de pied élargi permet de diminuer le D_{e_pente} de $2,62 \times 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ à $5,14 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$. Si l'on considère un critère de design D_{eD} de $1 \times 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$, cela signifie que la modification au drain de pied permettrait à la CEBC de respecter les objectifs visés. Cela montre aussi que la structure sur laquelle repose la CEBC constitue un facteur qui peut influencer de façon significative son efficacité. Dans le cas du site LTA, cette modification n'était pas vraiment requise puisque les conditions de design pour l'ensemble du site sont largement excédées (la performance réelle est supérieure à celle prévue initialement; Golder et associés, 1999). Cet aspect peut cependant se révéler très utile pour d'autres cas à venir.

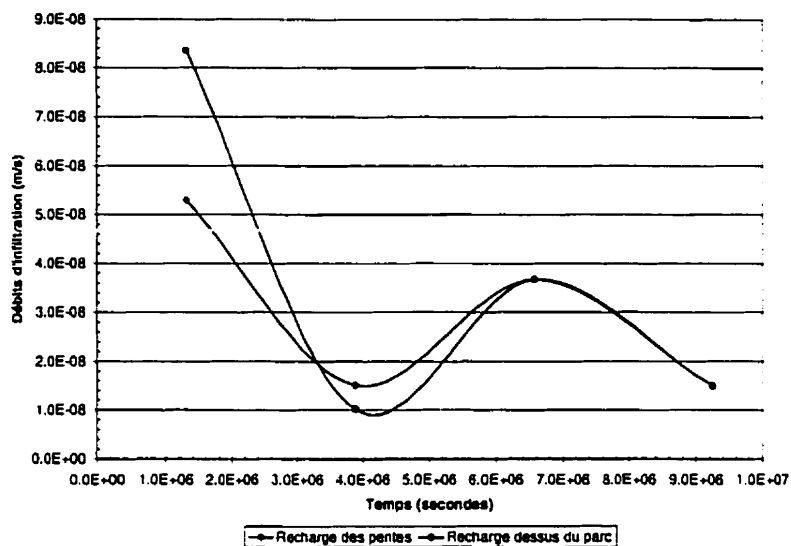


Figure 6.34 : Fonctions lissées des débits spécifiques appliqués sur le dessus de la couverture établies à partir des données météorologiques moyennes des mois de mai ($t=1,3 \times 10^6$ s), juin ($t=3,9 \times 10^6$ s), juillet ($t=6,6 \times 10^6$ s) et août ($t=9,2 \times 10^6$ s) de l'année 1997

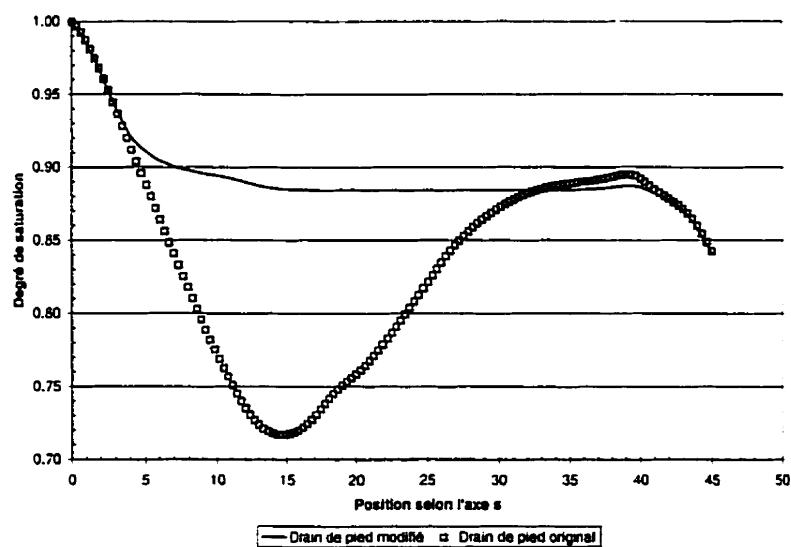


Figure 6.35 : Degré de saturation calculé dans la couche de rétention d'eau de la CEBC en fonction de la position selon l'axe s, avec ou sans modification du drain de pied

6.5.2 Bris hydrauliques

L'étude paramétrique réalisée à l'aide de modélisations numériques (voir section 6.2.4) a montré qu'en période de drainage prolongée il peut y avoir une désaturation près du haut de la pente de la CEBC, ce qui rendrait cette portion de la couverture moins performante. Dans l'éventualité où cette désaturation du haut de la pente entraînerait une perte d'efficacité considérée comme inacceptable (critère minimal de saturation ou de coefficient de diffusion effectif non respecté), certaines actions devraient être envisagées pour corriger la situation. On présente dans ce qui suit une de ces alternatives, qui consiste à créer une zone où il y a accumulation d'eau et où la pression (ou succion) dans la couche de rétention d'eau de la CEBC est proche de zéro. Cette zone d'accumulation locale est créée par la mise en place de ce que l'on appelle un bris de succion ou bris hydraulique (Aubertin et *al.*, 1997c).

Le bris hydraulique, pour être efficace, doit être construit avec un matériau pratiquement imperméable ou avec un sol qui possède une pression à l'entrée d'air ψ_a nettement plus grande que celle de la couche de rétention d'eau. Un tel bris peut être réalisé à partir d'un matériau meuble ou encore d'un matériau géo-synthétique (de type «GCL» ou géomembrane).

On peut voir aux figures 6.36 et 6.37, un exemple de bris capillaire, tiré d'un cas réel (site LTA). À cet endroit (dans la digue Sud-Est; voir figure 6.5), on a installé, à titre expérimental, un bris hydraulique (ou de succion) dans une CEBC dont la couche de rétention d'eau avait tendance à se désaturer localement (Ricard et *al.*, 1999; Golder et associés, 1999).

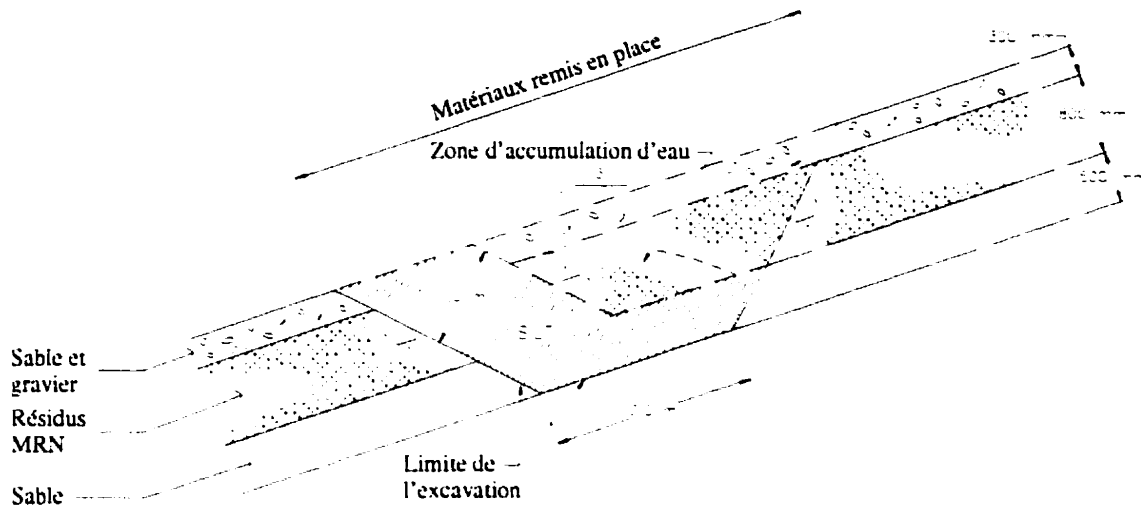


Figure 6.36 : Configuration du bris hydraulique expérimental placé sur le site LTA (Golder et associés, 1999)

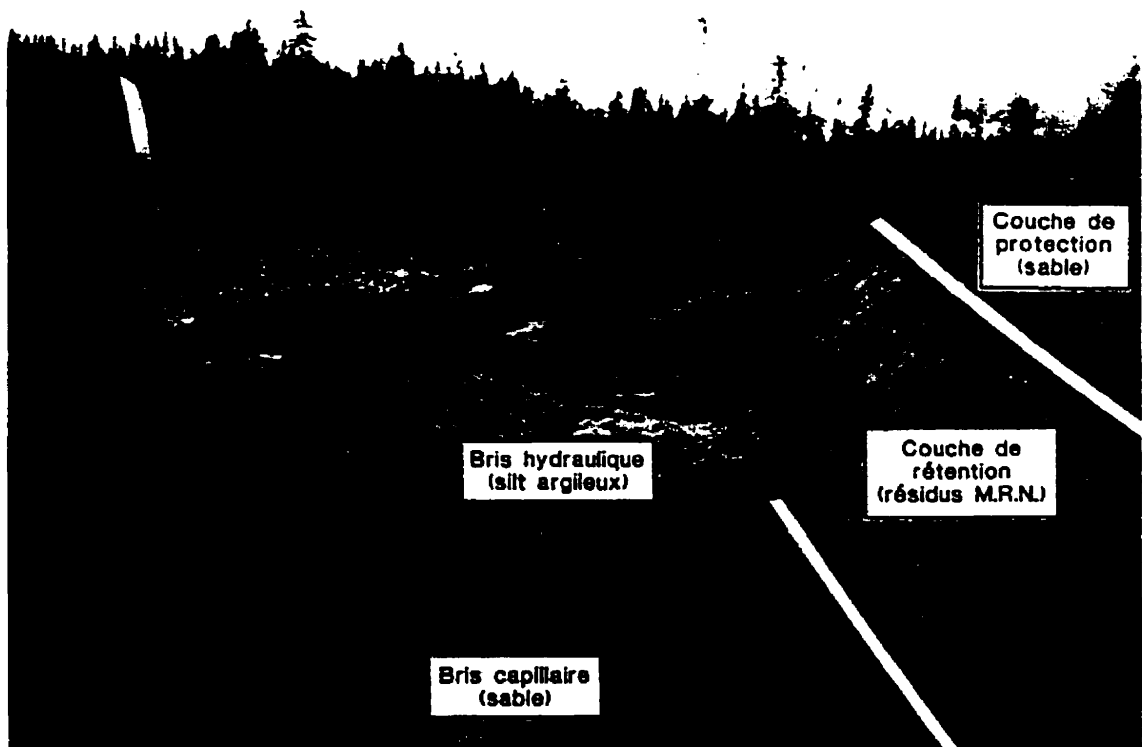


Figure 6.37 : Photographie prise lors de la mise en place du bris hydraulique expérimental placé sur le site LTA (Golder et associés, 1999)

Pour évaluer l'impact de la mise en place du bris hydraulique dans une CEBC inclinée, des modélisations numériques ont aussi été réalisées. Les caractéristiques de ces modélisations sont résumées au tableau 6.5. On remarque que la géométrie du modèle utilisé est la même dans toutes les simulations: pente de 50 m de long, inclinaison de 3:1, pour une CEBC constituée des matériaux Sable LTA et Résidus-MRN (voir figures 6.7 et 6.8 pour les fonctions hydriques). Le modèle correspond à celui de la modélisation LTA-1, avec l'ajout du bris pour les modélisation BH-2, BH-4, BH-5, BH-6 et BH-7.

Les conditions initiales des analyses en régime transitoire pour toutes les modélisations ont été obtenues à partir des résultats de modélisations en régime permanent, où une condition frontière de débit unitaire de 8×10^{-7} m/s a été appliquée sur le dessus de la CEBC. Cette condition frontière a permis d'obtenir des charges au nœuds et des teneurs en eau volumiques correspondant à peu près à la saturation réelle de la CEBC *in situ*. Les conditions frontières appliquées sur le dessus de la CEBC en régime transitoire varient d'une modélisation à l'autre. Certains calculs numériques traitent du comportement de la CEBC en drainage seulement (période de drainage prolongée de 60 jours pour les modélisations BH-1 et BH-2) alors que d'autres simulent des conditions d'infiltration moyennes sur une période de 60 jours (BH-3, BH-4, BH-5, BH-6 et BH-7). La fonction d'infiltration simulée est la même que celle déjà présentée à la figure 6.34. L'effet de la localisation du bris dans la pente est étudié à l'aide des modélisations BH-4, BH-5 et BH-6. Enfin, l'effet d'inclure deux bris hydrauliques au lieu d'un est traité avec les modélisations BH-7 et BH-8; la différence entre ces deux modélisations est la condition frontière appliquée sur le dessus (BH-7 avec fonction d'infiltration et BH-8 en drainage seulement). On présente à la figure 6.38 un exemple de modèle numérique (BH-2) utilisé pour simuler l'effet d'un bris hydraulique. Afin d'éviter une remontée de l'eau par capillarité de la couche de rétention d'eau vers la couche grossière du haut (phénomène de siphonnage capillaire), le bris capillaire simulé a une forme de U.

Tableau 6.5. Modélisations numériques réalisées pour évaluer l'impact des bris hydrauliques

Simulation	Pente	Longueur de la pente (m)	ψ_a couche de rétention d'eau (m d'eau)	Conditions appliquées
BH-1	3:1	50	2,8	Sans bris, drainage 60 jours
BH-2	3:1	50	2,8	1 bris au bas (s=10 m), drainage 60 jours
BH-3	3:1	50	2,8	Sans bris, fonction de précipitation
BH-4	3:1	50	2,8	1 bris au bas (s=10 m), fonction de précipitation
BH-5	3:1	50	2,8	1 bris au centre (s=22 m), fonction de précipitation
BH-6	3:1	50 <td 2,8	1 bris au haut (s= 30 m), fonction de précipitation	
BH-7	3:1	50	2,8	2 bris (s= 10 et 30 m), fonction de précipitation
BH-8	3:1	50	2,8	2 bris (s= 10 et 30 m), drainage 60 jours

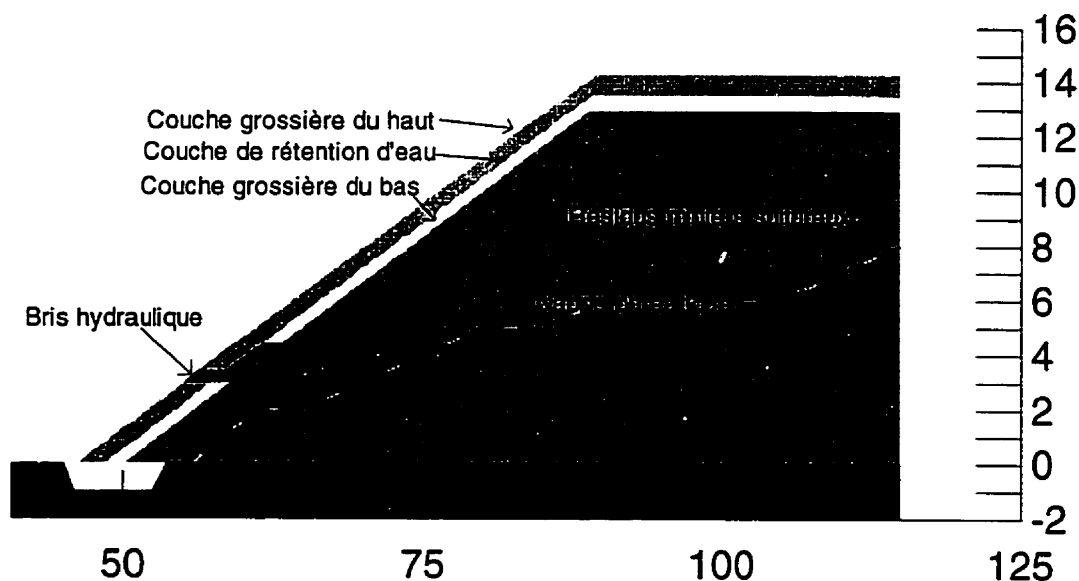


Figure 6.38 : Exemple de modèle utilisé pour simuler l'effet d'un bris hydraulique dans une CEBC inclinée

Effet du bris en période de drainage prolongée

Les modélisations BH-1 et BH-2 ont pour objectif d'évaluer la performance de la CEBC suite à l'ajout d'un bris hydraulique au bas ($s=10$ m) de la pente en période de drainage prolongée. Les principaux résultats obtenus, en terme de degré de saturation au milieu de la couche de rétention d'eau ($n = 0,4$ m) en fonction de la localisation le long de la pente (selon l'axe s qui est parallèle à la pente), sont présentés aux figures 6.39 et 6.40. On remarque sur ces figures que le bris a un effet important près de l'endroit où il est situé ($s \approx 10$ m). La figure 6.39 montre clairement que les degrés de saturation sont partout plus grands ou égaux dans la situation avec bris par rapport à celle sans bris. Il y a donc amélioration de l'efficacité de la couverture puisque le degré de saturation influence directement les flux d'oxygène diffusant à travers la CEBC (plus S_r est grand, plus la CEBC est efficace). Cependant, en analysant les résultats montrés à la figure 6.41, qui compare les degrés de saturation avec ou sans bris hydraulique après 30 jours de drainage, on observe que l'effet du bris est très localisé et qu'il a pratiquement disparu au haut de la pente. Les degrés de saturation observés avec ou sans bris au haut de la pente sont à peu près identiques (ex. après 30 jours de drainage, $S_r \approx 0,80$ avec ou sans bris).

En terme de coefficient de diffusion effectif, les valeurs moyennes calculées pour toute la pente D_{e_pente} à différents temps sont présentées au tableau 6.6. Pour les modélisations BH-1 et BH-2, la mise en place d'un bris hydraulique permettrait de réduire le coefficient de diffusion effectif par un facteur variant entre 1,2 et 2,8 selon le temps de drainage (l'amélioration la plus marquée est valable pour le temps de drainage le plus court alors que le facteur le plus faible correspond au temps de drainage le plus long). L'effet bénéfique du bris diminuerait donc avec le temps de drainage.

Tableau 6.6. Coefficients de diffusion effectif moyen dans la couche de rétention d'eau pour les différentes simulations numériques

Identification	D_{e_pente} (7 jours) m^2/s	D_{e_pente} (15 jours) m^2/s	D_{e_pente} (30 jours) m^2/s	D_{e_pente} (60 jours) m^2/s
BH-1	$1,17 \times 10^{-8}$	$1,45 \times 10^{-8}$	$2,11 \times 10^{-8}$	$2,93 \times 10^{-8}$
BH-2	$4,27 \times 10^{-9}$	$9,09 \times 10^{-9}$	$1,45 \times 10^{-8}$	$2,48 \times 10^{-8}$
BH-3	$7,80 \times 10^{-9}$	$7,48 \times 10^{-9}$	$7,58 \times 10^{-9}$	$1,51 \times 10^{-8}$
BH-4	$3,86 \times 10^{-9}$	$5,62 \times 10^{-9}$	$6,32 \times 10^{-9}$	$1,27 \times 10^{-8}$
BH-5	$3,48 \times 10^{-9}$	$5,03 \times 10^{-9}$	$6,13 \times 10^{-9}$	$1,12 \times 10^{-8}$
BH-6	$4,04 \times 10^{-9}$	$5,69 \times 10^{-9}$	$6,18 \times 10^{-9}$	$1,23 \times 10^{-8}$
BH-7	$3,08 \times 10^{-9}$	$4,07 \times 10^{-9}$	$4,95 \times 10^{-9}$	$9,00 \times 10^{-9}$
BH-8	$3,84 \times 10^{-9}$	$7,78 \times 10^{-9}$	$1,28 \times 10^{-8}$	$2,10 \times 10^{-8}$

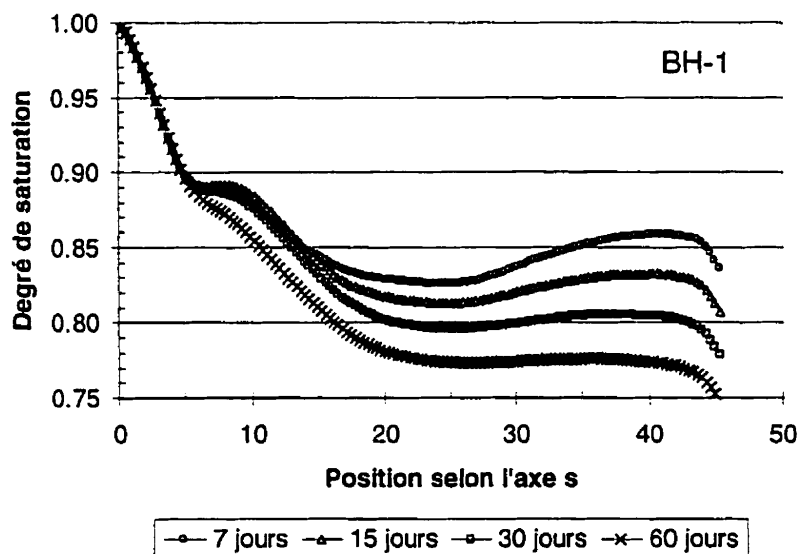


Figure 6.39 : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC sans bris hydraulique soumise à une période de drainage prolongée de (de 7 à 60 jours)

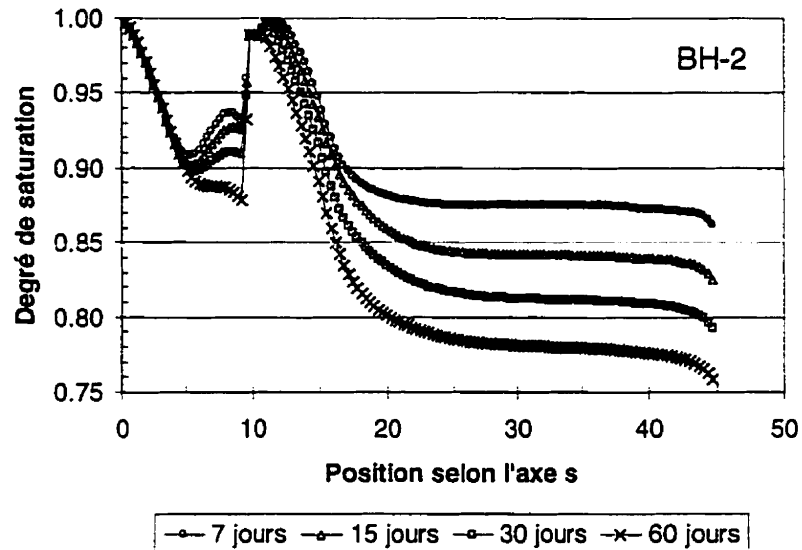


Figure 6.40 : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec un bris hydraulique au bas soumise à une période de drainage prolongée (de 7 à 60 jours)

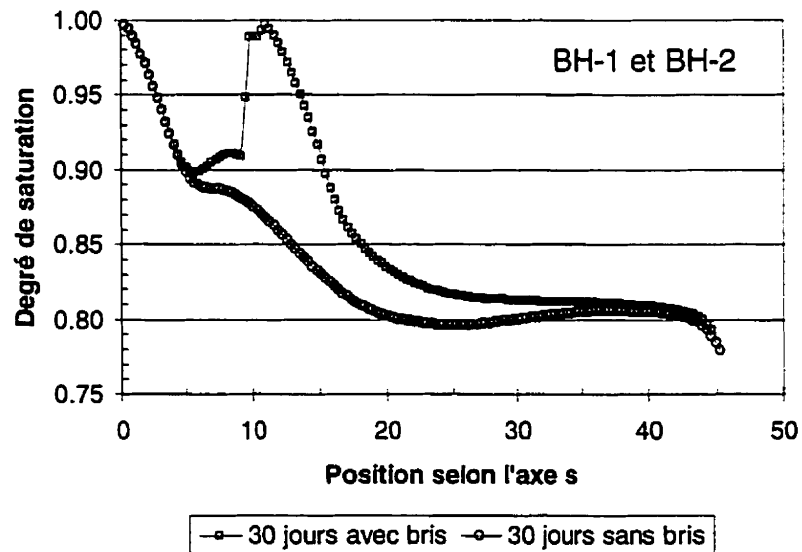


Figure 6.41 : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec ou sans bris hydraulique au bas soumise à une période de drainage prolongée de 30 jours

Effets d'une fonction d'infiltration

L'effet d'un bris hydraulique (ou bris de suction) en période prolongée sans venue d'eau a été étudié au point précédent. Cependant, dans la réalité, on peut se retrouver avec des périodes de mouillage relativement importantes. Afin de voir l'impact de ces périodes sur le comportement hydrique de CEBC avec ou sans bris hydraulique, des modélisations numériques ont été réalisées. La fonction appliquée pour simuler une période de faible mouillage continue (entre 13 et 51 mm/mois) est présentée à la figure 6.42; ces valeurs correspondent à des valeurs d'infiltration réalistes pour le Québec (Golder et associés, 1999). Les résultats présentés aux figures 6.43 et 6.44 montrent l'évolution du degré de saturation au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la position dans la pente.

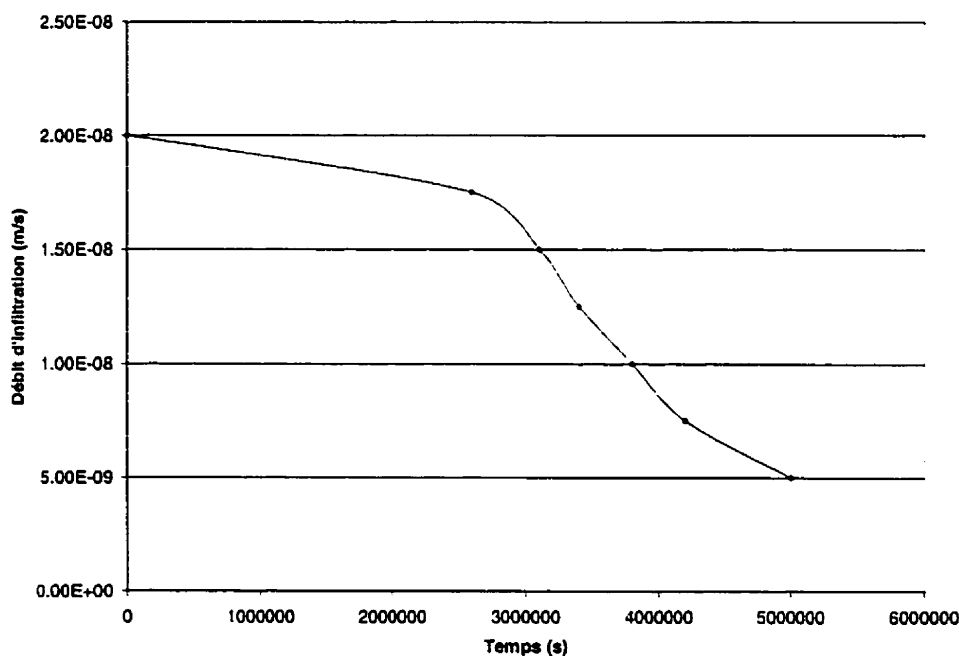


Figure 6.42 : Fonction d'infiltration intégrée dans les modélisations numériques BH-3, BH-4, BH-5, BH-6 et BH-7

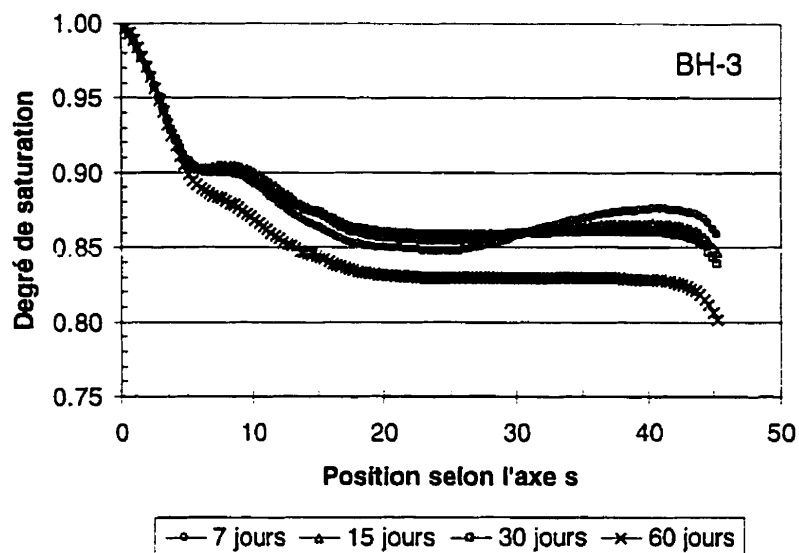


Figure 6.43 : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC sans bris hydraulique soumise au taux d'infiltration de la figure 6.39

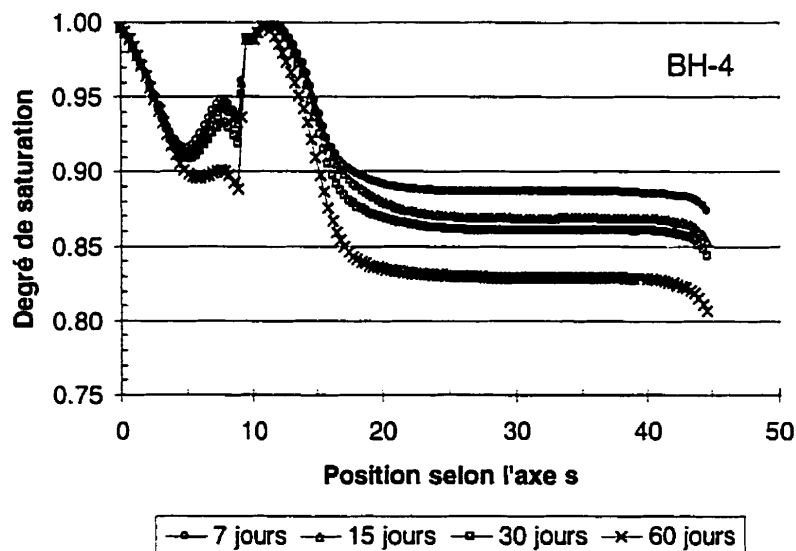


Figure 6.44 : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec bris hydraulique au bas soumise au taux d'infiltration de la figure 6.42

Les résultats montrent à la figure 6.44 un effet marqué du bris hydraulique sur le degré de saturation de la couche de rétention d'eau, surtout près du bris. On remarque toutefois, autant à la figure 6.43 que 6.44, qu'il y a à nouveau désaturation graduelle dans le temps. Cette désaturation est cependant plus lente que celle observée pour les modélisations BH-1 et BH-2 (sans venue d'eau) en raison du taux d'infiltration appliqué à la surface de la CEBC. Les coefficients de diffusion effectif moyens de la couverture sont alors réduits par la présence du bris hydraulique, d'un facteur variant entre 1,2 et 2. Encore une fois, le facteur de réduction est plus marqué pour une période plus courte.

Effet de la localisation du bris

Dans les modélisations précédentes, le bris hydraulique a été placé au bas de la pente ($s \approx 10$ m), soit au même endroit que le bris hydraulique expérimental installé sur le site LTA (Golder et associés, 1999; Ricard et *al.*, 1999). Les prochaines modélisations numériques visent à évaluer l'effet de la localisation du bris hydraulique dans la pente. La modélisation BH-4 représente la situation réelle, soit un bris hydraulique au bas, la modélisation BH-5 simule un bris hydraulique au centre de la pente ($s \approx 22$ m) alors que la modélisation BH-6 simule un bris hydraulique placé près du haut de la pente ($s \approx 30$ m). Dans les trois simulations, on applique la même fonction d'infiltration sur le dessus de la CEBC, soit celle présentée à la figure 6.42. Les principaux résultats sont présentés en terme d'évolution du degré de saturation selon la localisation dans la pente (i.e. selon l'axe s): la figure 6.44 présente les résultats de la modélisation BH-4, la figure 6.45 représente les résultats de la modélisation BH-5, alors que l'on retrouve à la figure 6.46 les résultats de la modélisation BH-6.

En comparant les résultats des trois modélisations, on se rend compte que l'effet du bris hydraulique sur les valeurs du degré de saturation du milieu de la couche de rétention d'eau est pratiquement similaire. Il ne semble donc pas y avoir, dans ce cas particulier, de

différence notable de l'efficacité de la CEBC selon l'emplacement du bris. En terme de coefficient de diffusion effectif moyen de la pente D_{e_pente} , on peut voir au tableau 6.6 que les valeurs obtenues sont toutes à peu près identiques pour des périodes équivalentes.

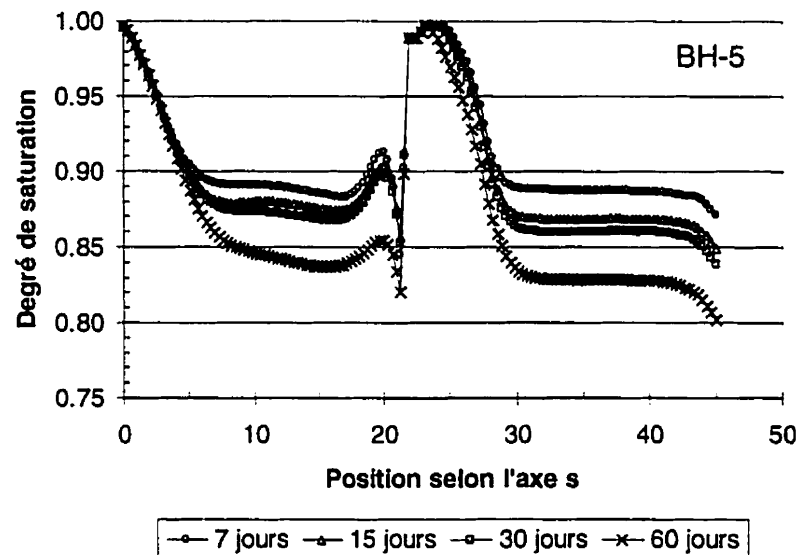


Figure 6.45 : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec bris hydraulique placé au centre soumise au taux d'infiltration de la figure 6.42

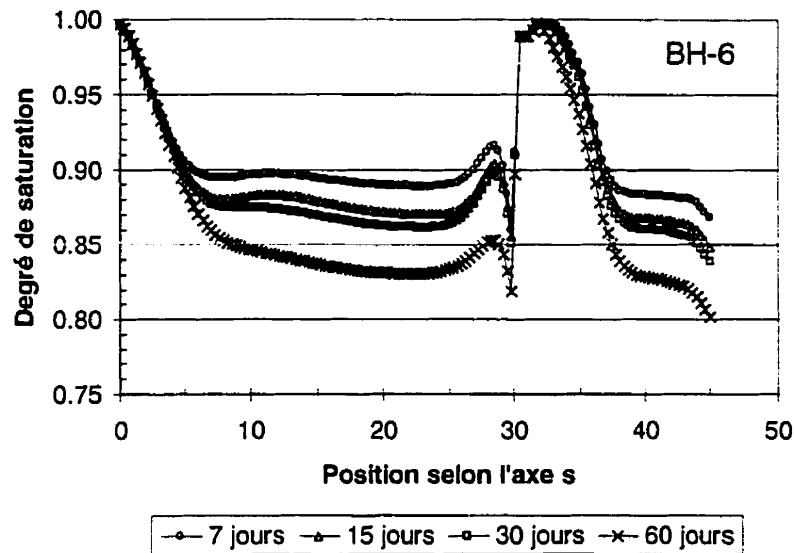


Figure 6.46 : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec bris hydraulique placé près du haut de la pente soumise au taux d'infiltration de la figure 6.42

Effet de la mise en place de 2 bris hydrauliques

Les modélisations BH-7 et BH-8 visent à évaluer l'effet de l'ajout d'un deuxième bris hydraulique dans la CEBC en pente. À nouveau, les résultats obtenus sont présentés sous la forme de l'évolution du degré de saturation au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la position (voir figures 6.47 et 6.48). La différence entre la modélisation BH-7 et BH-8 est que la première inclut une fonction d'infiltration (voir figure 6.42) sur le dessus de la CEBC, alors que la modélisation BH-8 représente un drainage de 60 jours sans venue d'eau.

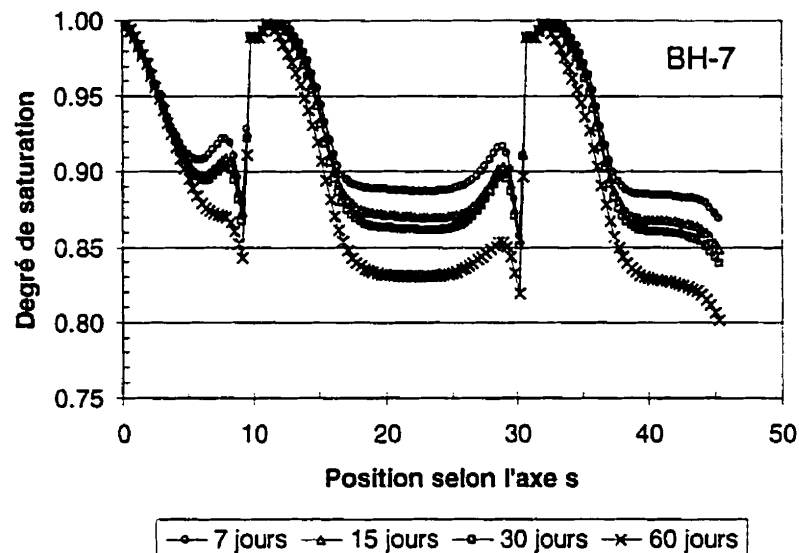


Figure 6.47 : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec 2 bris hydrauliques ($s=10\text{m}$ et $s=30\text{ m}$) soumise au taux d'infiltration de la figure 6.42

Les résultats (BH-7) présentés à la figure 6.47 montrent que l'effet des deux bris sont bien présents. Les degrés de saturation demeurent alors élevés même lorsque le taux de précipitation est relativement faible. La réduction du coefficient D_{e_pente} varie d'un facteur entre 1,5 et 2,5 (voir tableau 6.6) par rapport à la situation sans bris de succion.

Quant à la simulation pour des conditions de drainage seulement (BH-8), les résultats obtenus ont la même forme que ceux de la modélisation avec taux d'infiltration (BH-7) sur le dessus (voir figure 6.47 et 6.48). Cependant, comme il n'y a pas de recharge de la CEBC par l'infiltration, le degré de saturation descend à des valeurs plus faibles, par exemple, pour $t=60$ jours, la valeur minimale de S_r est d'environ 0,76 sans infiltration et d'environ 0,82 avec infiltration. La présence des deux bris hydrauliques permet de réduire le coefficient D_{e_pente} par un facteur entre 3,1 et 1,4 (toujours par rapport à la CEBC sans bris de succion), selon le temps de drainage.

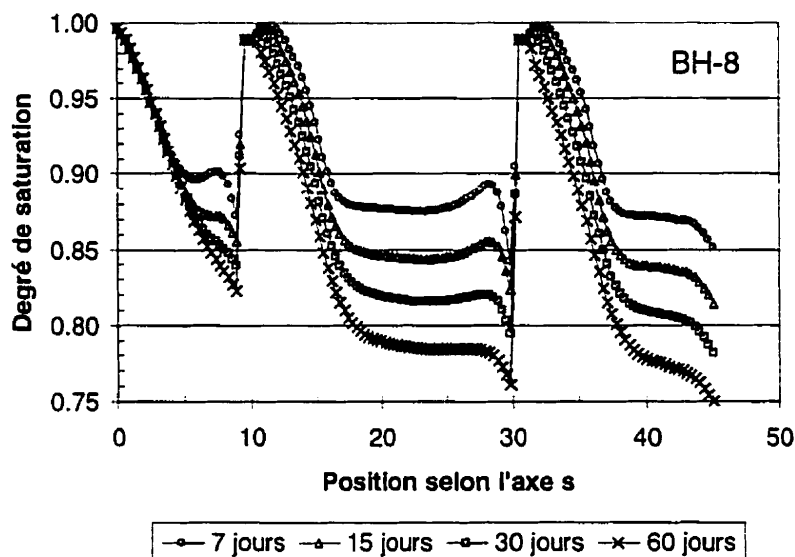


Figure 6.48 : Évolution du S_r calculé au milieu de la couche de rétention d'eau en fonction de la localisation dans la pente ($s=0$ correspond au bas de la pente) pour une CEBC avec 2 bris hydrauliques ($s=10\text{m}$ et $s=30\text{ m}$) soumise à une période drainage de 60 jours

Sommaire des résultats obtenus pour les bris hydrauliques

Les nombreuses modélisations numériques réalisées ici montrent qu'il serait possible d'améliorer la performance d'une CEBC inclinée par la mise en place de bris hydrauliques. L'ampleur de la réduction du paramètre D_{e_pente} varie entre 1,2 et 3 pour les scénarios étudiés, selon le temps de drainage et les conditions frontières appliquées sur le dessus de la CEBC. On a également observé qu'en drainage, l'efficacité du bris (i.e. la réduction du D_{e_pente}) diminue avec le temps. Les résultats des modélisations ont aussi montré que la localisation du bris hydraulique dans la pente influence peu la valeur de D_{e_pente} . Ceci est principalement dû au fait que l'effet du bris est toujours localisé à proximité de son emplacement, soit dans les 10 premiers mètres en amont de celui-ci.

Les résultats de terrain obtenus récemment sur le site LTA (Golder et associés, 1999) ont confirmé qu'il y avait une certaine amélioration de la performance de la CEBC avec la présence d'un bris hydraulique (voir figure 6.36 pour la configuration du bris sur le site). Les principaux résultats obtenus par le biais de l'instrumentation sont présentés à la figure 6.49, sous la forme de l'évolution du degré de saturation (S_r) pour les couvertures avec ou sans bris hydraulique. Comme on peut le constater, il y a effectivement une augmentation de S_r dans la pente grâce au bris hydraulique. En général, l'augmentation de S_r varie entre 7 et 20 %. Par exemple, alors que le degré de saturation dans le haut de la pente sans bris varie usuellement entre 60 et 80 %, la présence du bris hydraulique permet d'augmenter celui-ci à des valeurs entre 80 et 100 %.

Les principales limitations pour l'application de cette solution sont liés à l'aspect économique. En effet, en 1997, on estimait à environ 10 000\$/ha les coûts additionnels de construction de bris hydrauliques (McMullen et *al.*, 1997). La mise en place ou non de bris hydrauliques dépendra donc essentiellement des résultats d'une analyse coûts-bénéfices.

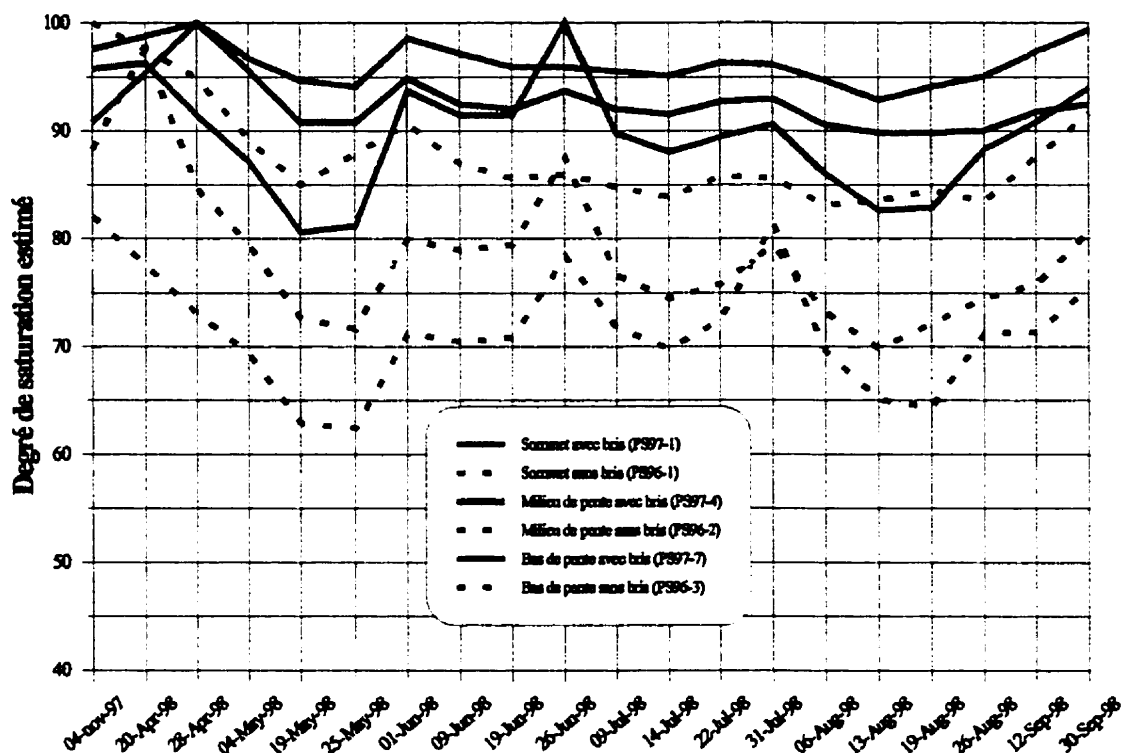


Figure 6.49 : Le degré de saturation dans la couverture du site LTA avec ou sans bris hydraulique (tiré Golder et associés, 1999)

6.5.3 Autres modifications possibles

Parmi les autres solutions potentielles envisagées pour limiter les effets de la pente sur l'efficacité d'une CEBC, il y a la mise en place de paliers. Un des objectifs de ces paliers est de diminuer la succion dans la couche de rétention d'eau en favorisant une certaine accumulation d'eau sur un plateau presque horizontal situé dans la pente. Un exemple de pente avec palier est présenté à la figure 6.50. Des résultats préliminaires sur la digue Nord du site LTA semblent montrer l'effet bénéfique du palier. En effet, on peut remarquer à la figure 6.51 que le degré de saturation à l'intersection des digues Est et Nord, où il n'y a pas de palier, est inférieur (couleur jaune) à celui au centre de la digue Nord où il y a un palier. On peut supposer qu'une partie de l'amélioration (en terme degré

de saturation) provient de la présence du palier. Cependant, cette affirmation n'a pas encore été confirmée par des modélisations numériques ou physiques. Des travaux supplémentaires sont requis pour évaluer plus spécifiquement l'effet de ce facteur.

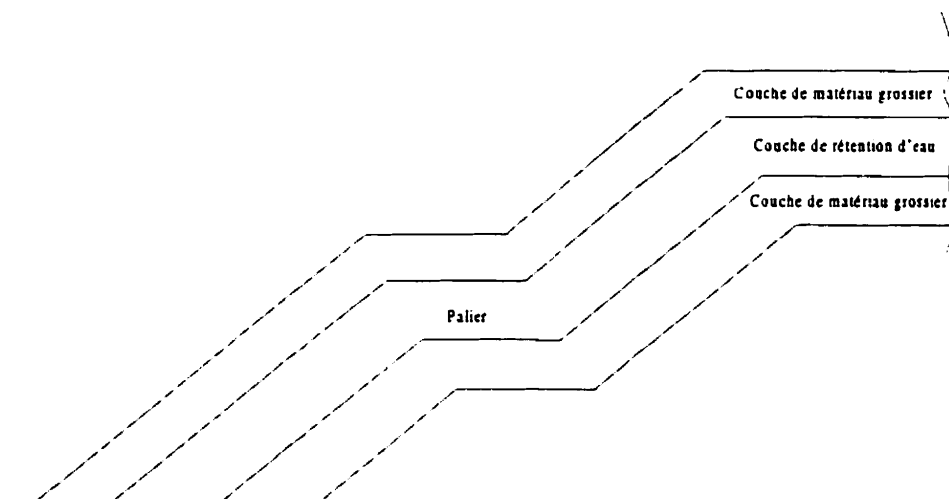


Figure 6.50: Représentation schématique d'une couverture avec effets de barrière capillaire placée sur une digue avec palier.

Enfin, l'étude paramétrique présentée à la section 6.2 a montré clairement que le paramètre qui influence le plus la performance d'une CEBC placée dans une pente est la capacité de rétention d'eau de la couche constituée de matériau fin. Toute action permettant d'améliorer ces caractéristiques peut théoriquement améliorer la performance d'une CEBC inclinée. Par exemple, on peut penser que l'ajout de bentonite pourrait avoir un effet bénéfique sur la capacité de rétention d'eau du matériau constituant la couche de matériau fin (Ricard, 1994; Aubertin et *al.*, 1997c). L'utilisation de géocomposites, tels les GCL («Geosynthetic Clay Liner»), dans le recouvrement pourrait également améliorer son efficacité. Ces aspects et d'autres devraient faire l'objet d'études spécifiques.

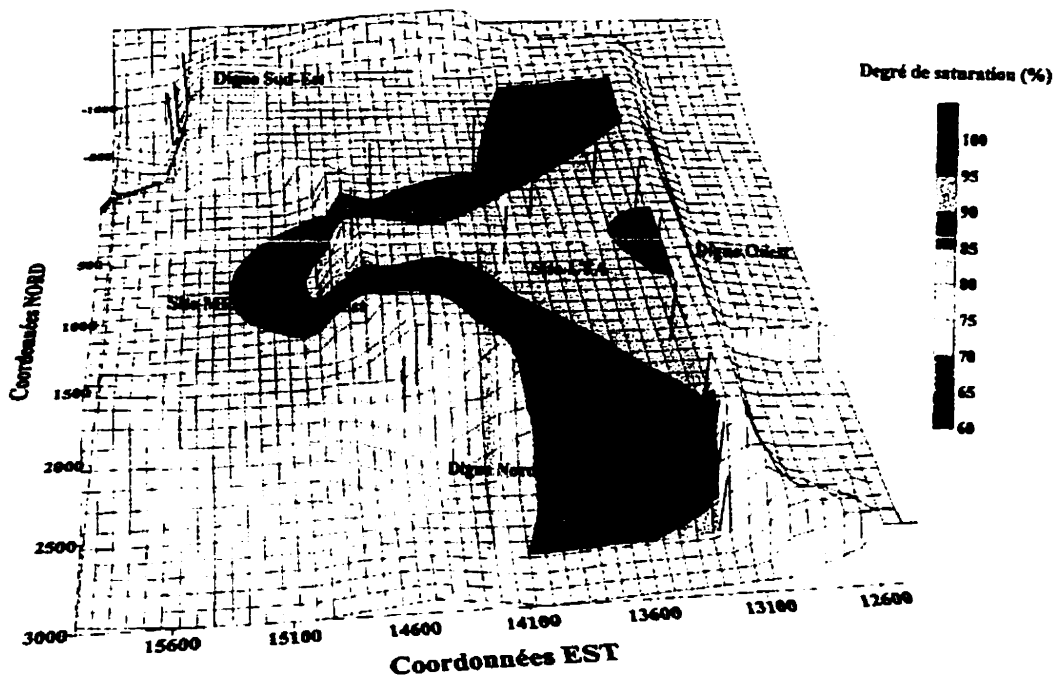


Figure 6.51: Contours couleurs des valeurs du degré de saturation mesurées au mois d'août 1997 dans la couche de rétention d'eau de la CEBC placée sur le parc à résidus miniers LTA (Golder et associés, 1999)

6.6 Autres considérations: efficacité réelle et coûts des CEBC

Le présent travail a porté principalement sur le comportement hydrique des CEBC. Une meilleure compréhension de celui-ci est en effet essentielle afin de mieux évaluer et prédire la performance environnementale de CEBC pour limiter la contamination. Dans le contexte minier, le comportement hydrique des recouvrements avec effets de barrière capillaire est important puisqu'il contrôle les flux de gaz (donc d'oxygène) et, par le fait même, l'efficacité de la couverture. Les liens entre le degré de saturation, le coefficient de diffusion de l'oxygène, le flux d'oxygène et la performance du recouvrement ont été montrés de façon théorique.

Il est intéressant (et même essentiel) de vérifier que la performance théorique se répercute dans la réalité par une diminution de l'oxydation des minéraux sulfureux et par une amélioration de la qualité de l'eau. Les cellules expérimentales construites sur le site Manitou, présentées au chapitre 3, ont permis de faire cette vérification. En effet, des mesures de la qualité géochimique de l'eau de percolation, récupérées dans des réservoirs connectés au drain situé dans le bas des cellules, ont été réalisées. Les principaux résultats sont présentés dans ce qui suit. Les détails de l'ensemble de cette étude peuvent être trouvés dans le rapport d'Aubertin et *al.* (1999) d'où les résultats suivants ont été tirés. À noter que l'auteur de cette thèse a participé très activement à la conception, à la construction et au suivi du comportement de ces cellules expérimentales.

On remarque, à la figure 6.52, que le pH de l'eau de percolation des cellules 1, 2, 3 et 5 (cellules avec recouvrement de type CEBC) est demeuré entre 6 et 7 pour toute la période d'observation (1995-1998). Pour sa part, le pH de l'eau de percolation de la cellule témoin #6 (résidus réactifs sans recouvrement) a chuté au cours de l'année 1996 à des valeurs inférieures à 3, confirmant ainsi que, lorsque le résidu n'est pas couvert, il est fortement générateur de drainage minier acide. D'ailleurs, des essais statiques réalisés à l'École Polytechnique ont montré que le potentiel net de génération d'acide est de -88,56 kg de CaCO_3/t (Bernier, 1997).

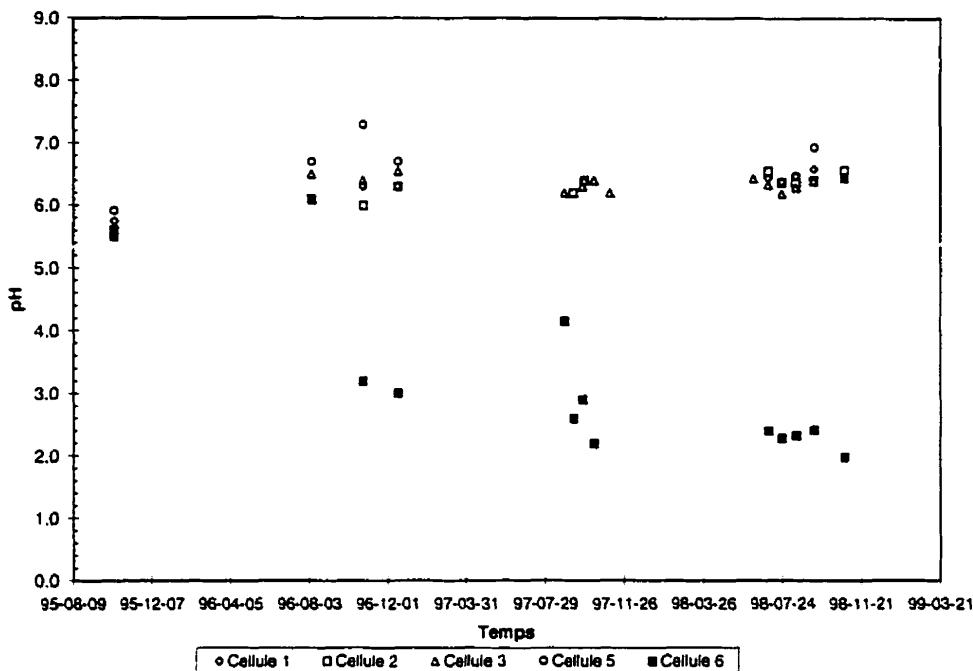


Figure 6.52 : Évolution du pH dans les eaux de percolation des cellules expérimentales installées sur le site Manitou

La figure 6.53 montre la conductivité en fonction du temps. Les valeurs de la conductivité mesurées dans les eaux de percolation des cellules avec recouvrement sont de beaucoup inférieures à celles mesurées dans la cellule témoin (environ 1 ordre de grandeur en 1998). Rappelons que la conductivité augmente avec la quantité d'ions présents dans l'eau. Comme le pH de l'eau de la cellule témoin est faible et que la plupart des substances minérales se dissolvent dans des conditions acides, le lixiviat de cette cellule est chargé en métaux ce qui augmente la conductivité.

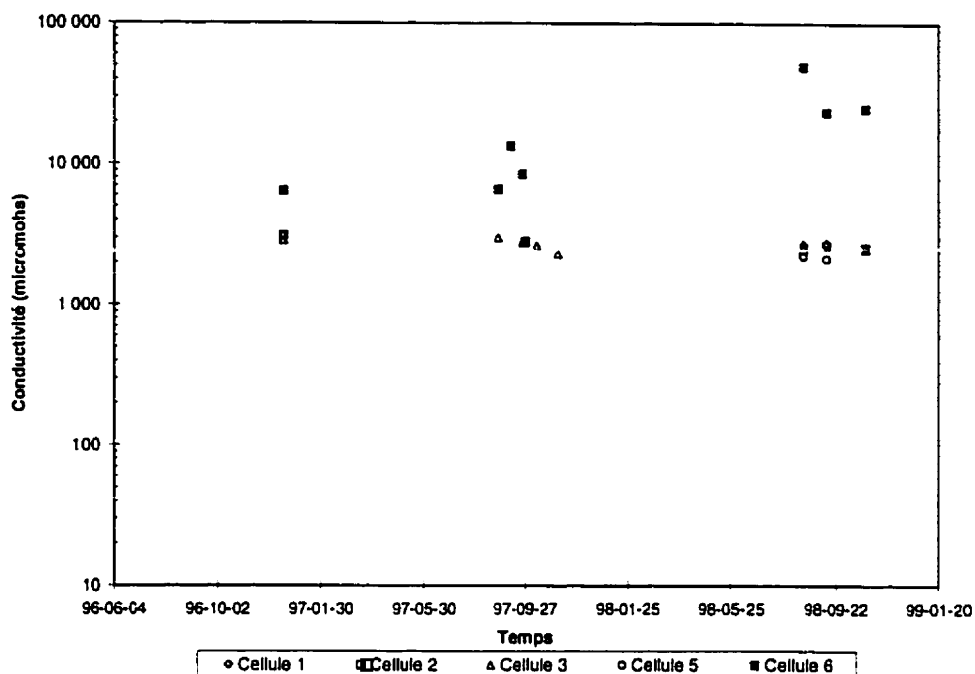


Figure 6.53 : Évolution de la conductivité dans les eaux de percolation des cellules expérimentales installées sur le site Manitou

La quantité de métaux présents dans les eaux de percolation a été analysée au cours des deux dernières années d'expérimentation. Les principaux résultats sont présentés aux figures 6.54 à 6.57. Dans un premier temps, on remarque que l'on retrouve beaucoup de sulfates ($\approx 30\,000$ à $40\,000$ ppm) dans l'eau de percolation de la cellule témoin alors que l'on ne retrouve qu'environ $2\,000$ ppm dans l'eau des cellules avec recouvrement. Il semble également qu'il y ait un lien entre la concentration de zinc, de fer et de cuivre que l'on retrouve et celle des sulfates. En effet, on peut observer aux figures 6.55 à 6.57 que les teneurs en zinc, en fer et en cuivre suivent les mêmes tendances que les teneurs en sulfates (voir figure 6.54), et ce, pour les différentes cellules.

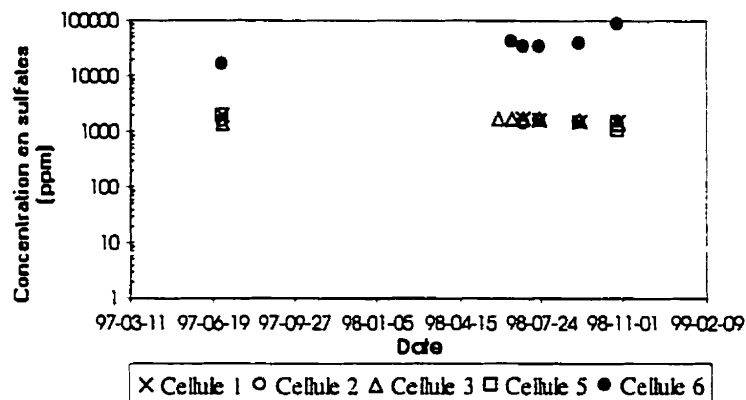


Figure 6.54 : Évolution des concentrations en sulfates dans les eaux de percolation des cellules expérimentales du site Manitou

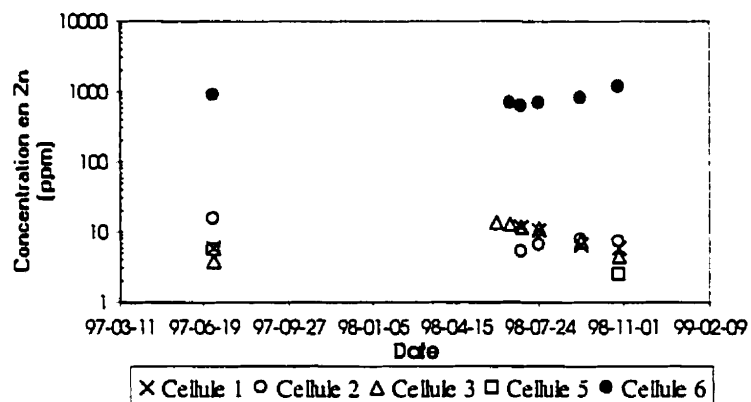


Figure 6.55 : Évolution des concentrations en zinc dans les eaux de percolation des cellules expérimentales du site Manitou

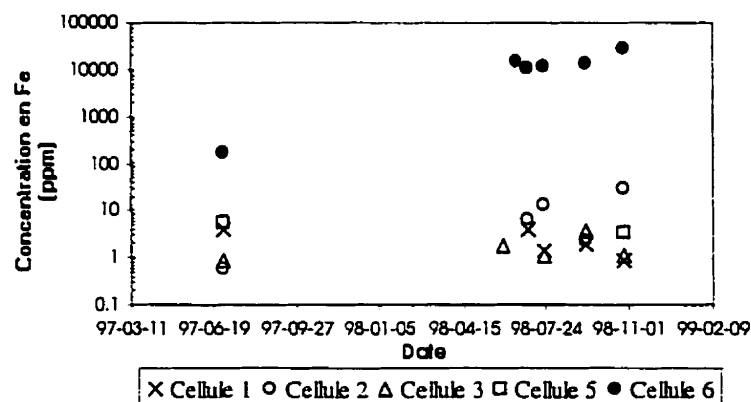


Figure 6.56 : Évolution des concentrations en fer dans les eaux de percolation des cellules expérimentales du site Manitou

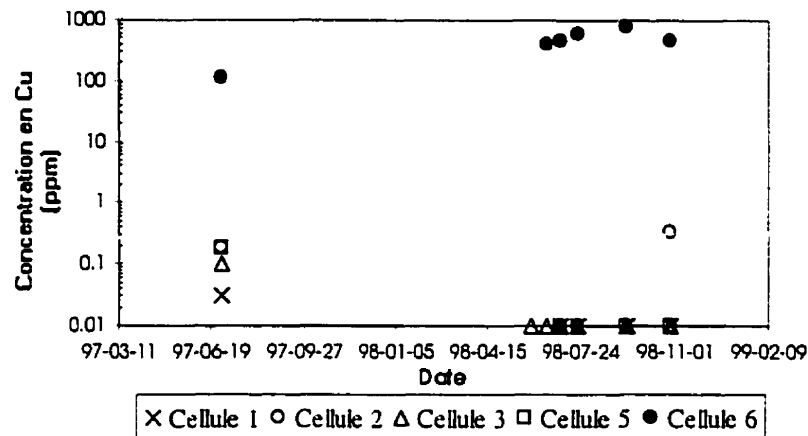


Figure 6.57 : Évolution des concentrations en cuivre dans les eaux de percolation des cellules expérimentales du site Manitou

On peut donc constater grâce aux résultats obtenus sur le site Manitou (tirés d'Aubertin et *al.*, 1999) que la technique des CEBC s'est montrée efficace pour limiter la production de DMA provenant de résidus sulfureux. D'un point de vue économique, cette technique serait particulièrement appropriée lorsque des matériaux ayant des caractéristiques hydro-géotechniques favorables sont situés à proximité. À cet égard, il a été démontré que lorsque les distances de transport (distance entre le site minier et le site des matériaux d'emprunts) sont inférieures à environ 15 km, les coûts de construction d'une CEBC sont inférieurs à 150 000\$/ha. Dans des cas favorables où les matériaux sont situés à moins de 5 km, il serait même possible de construire la CEBC à moins de 100 000 \$/ha (Ricard et *al.*, 1997a, b; 1999). Un chiffrier (modèle ECR) permettant d'estimer les coûts de restauration de sites miniers générateurs de DMA à l'aide des principales techniques de contrôle a d'ailleurs été développé au cours de la dernière année (Bussière et *al.*, 1998a, 1999; Aubertin et *al.*, 1999). Ces travaux ont permis de démontrer que, dans le contexte québécois, l'utilisation de CEBC est souvent la technique la plus économique pour contrôler la production de DMA.

Par ailleurs, lorsqu'il n'y a pas, à proximité, de matériaux meubles ayant des caractéristiques voulues pour être utilisés comme couche de matériau fin dans une CEBC, il peut être possible de produire le matériel durant la vie de la mine à l'aide d'une opération de désulfuration à l'usine de traitement. En effet, des travaux récents (McLaughlin et Stuparyk, 1994; Humber, 1995; Bussière et *al.*, 1997b, c, 1998a; Benzaazoua et *al.*, 1998a; Benzaazoua et Bussière, 1999) ont montré qu'il était possible de séparer, à l'aide de la flottation, les sulfures de la gangue d'un résidu minier. Cette séparation permet de produire deux fractions distinctes: un résidu désulfuré non générateur de DMA et un concentré de sulfures générateur de DMA. Les travaux de l'auteur et de ses collègues ont également permis de montrer qu'une CEBC dont la couche de rétention d'eau est constituée de résidus miniers désulfurés peut être efficace pour limiter la production de DMA (Bussière et *al.*, 1997b,c; Benzaazoua et *al.*, 1998b). Les coûts d'opération de la désulfuration à l'usine de traitement du minerai, pour un résidu minier générateur de DMA dont la teneur en sulfures est inférieure à 50 %, sont de l'ordre de 0,25 à 0,50\$/tm. De plus, il a été démontré à l'aide de l'étude technico-économique (modèle ECR) que, dans certains cas, la désulfuration combinée à la construction d'une CEBC dont la couche de rétention d'eau est constituée de résidus désulfurés constitue la solution de restauration la plus économique (Bussière et *al.*, 1998a, 1999). Les CEBC constituent donc une technique dont l'efficacité a été démontrée et dont le potentiel peut encore être augmenté.

6.7 Résumé des principaux résultats obtenus

Les principaux résultats découlants de ce chapitre peuvent être résumés comme suit :

1. Les analyses numériques basées sur le cas réel de la digue Sud-Est du site LTA, ainsi que les mesures effectuées sur le terrain, ont confirmé les observations du chapitre 5: la géométrie de la pente peut affecter le comportement hydrique d'une CEBC inclinée. En terme plus concret, cela signifie que l'efficacité de la CEBC pourrait être

différente selon la localisation, et que la CEBC est usuellement plus efficace dans le bas que dans le haut de la pente.

2. Une analyse paramétrique a montré que les caractéristiques de rétention d'eau de la couche de matériau fin et l'inclinaison de la CEBC sont les principaux paramètres qui influencent l'efficacité de la CEBC à limiter le flux de gaz en période prolongée de drainage.
3. Les résultats d'analyses numériques ont permis d'établir des relations, pour différentes périodes de drainage, entre la performance du recouvrement en terme de D_{e_pente} , l'inclinaison de la CEBC et la pression à l'entrée d'air ψ_a du matériau de la couche de rétention d'eau. Ces relations sont valables pour des conditions géométriques et hydriques en place s'apparentant à celles adoptées dans ces modélisations qui sont typiques de ce que l'on retrouve au Québec dans un parc à résidus miniers.
4. Il a été démontré qu'il est possible de prédire de façon réaliste le comportement hydrique d'une CEBC soumise à des conditions réelles à l'aide d'une modélisation numérique 2D en condition non saturée.
5. Différentes mesures peuvent être prises dans l'éventualité où la performance de la couverture est affectée par la pente. Entre autres, un bon design du drain de pied peut permettre d'accentuer les effets de barrière capillaire entre la couche de matériau grossier du bas et la couche de rétention d'eau et ainsi éviter la désaturation de cette dernière suite à une mise en charge de la couche du bas.
6. L'ajout d'un bris hydraulique, ayant pour objectif de ramener localement la succion à zéro dans la pente, est une autre alternative qui a été étudiée ici. Pour la CEBC inclinée traitée dans ce travail, les résultats d'analyses numériques montrent qu'il est possible de diminuer le D_{e_pente} par un facteur allant de 1,3 à 3. L'amélioration de la performance (qui se manifeste par des degrés de saturation supérieurs) suite à l'ajout d'un bris hydraulique a également été observée sur le terrain.

7. Des cellules expérimentales construites sur le site Manitou ont permis de mettre en évidence l'efficacité des CEBC pour limiter la production de drainage minier acide. Alors que le pH de l'eau de percolation est descendu en moins d'un an à des valeurs inférieures à 3 pour la cellule témoin non recouverte, le pH des eaux des cellules avec CEBC est demeuré à des valeurs près de la neutralité pour toute la période d'observation (1995-1998).

Les travaux présentés dans les deux derniers chapitres de la thèse confirment qu'on ne peut pas ignorer les effets de la pente sur le comportement hydrique (qui affecte directement l'efficacité à limiter le flux des gaz) de la CEBC lorsque l'on veut faire le design de celle-ci. Grâce à la modélisation numérique, il a été possible d'offrir des relations empiriques basées sur les propriétés de la couverture qui permettent de prédire, pour des conditions similaires à celles du cas étudié, l'efficacité d'une CEBC inclinée. Ces travaux ont permis d'améliorer les connaissances fondamentales concernant les couvertures avec effets de barrière capillaire. Ces connaissances pourront servir lors d'applications futures (mais pas trop lointaines) de la technologie pour des projets réels.

CHAPITRE VII

CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

Les couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC) peuvent être utilisées pour isoler une source de contamination de son milieu environnant. Certaines CEBC visent à limiter l'infiltration d'eau, particulièrement dans les climats arides ou semi-arides, alors que d'autres sont utilisées pour limiter l'apport en gaz. Dans les deux cas, on utilise le phénomène appelé effet de barrière capillaire pour réduire les échanges entre la source de pollution et son environnement.

Les effets de barrière capillaire apparaissent lorsqu'un écoulement non saturé est présent dans un matériau fin situé au-dessus d'un matériau grossier. En raison du contraste de granulométrie des matériaux et, par conséquent, du contraste dans les caractéristiques de rétention d'eau, seulement une partie du débit d'infiltration qui atteint l'interface est transmise au matériau grossier.

Les CEBC ont habituellement une certaine pente pour favoriser le ruissellement et le drainage (minimum entre 1 et 5°). De plus, comme les couvertures doivent être installées également sur les pentes externes des aires d'accumulation de déchets, l'angle de la pente de la CEBC peut atteindre 15 à 20° (et même plus dans le cas des haldes de stériles miniers). Même si cet aspect a été souvent négligé par le passé, des travaux récents ont montré que la pente avait une influence sur le comportement hydrique de CEBC. Les principaux paramètres qui affectent la performance d'une CEBC inclinée sont les propriétés capillaires (incluant une éventuelle anisotropie), la géométrie du système (épaisseur et longueur des couches, angle de la pente), ainsi que le régime hydraulique et les composantes du bilan hydrique (précipitation, évaporation, infiltration et ruissellement). Malgré la pertinence des travaux antérieurs, beaucoup restait à faire pour

bien comprendre et mieux prédire les effets de géométrie sur le comportement hydrique des CEBC, d'où l'intérêt de ce projet de recherche.

La démarche suivie dans la thèse était la suivante. Dans un premier temps, une revue de littérature complète sur le comportement hydrique des CEBC a d'abord été réalisée et présentée dans les quatre premiers chapitres de ce document, ainsi que dans le document probatoire (Bussière et al., 1997a). Par la suite, des essais en laboratoire, des résultats d'analyses numériques ainsi des données tirées de travaux *in situ* sont présentés et analysés afin d'atteindre l'objectif principal de ce projet, soit améliorer notre compréhension du comportement hydrique des CEBC.

Pour évaluer les effets de l'inclinaison de la pente sur le comportement hydrique de CEBC, des essais en boîte inclinée ont été réalisés. Ce dispositif expérimental, créé pour ce projet, permet d'incliner un système avec effets de barrière capillaire et d'étudier l'influence de l'inclinaison sur le comportement hydrique grâce à des instruments placés à l'intérieur de la boîte. De plus, le fond de la boîte était perforé; cela a permis de récupérer l'eau qui s'infiltré à travers la CEBC et déterminer la longueur effective du bris capillaire. Comme la dimension de l'appareil se devait d'être petite par rapport aux conditions réelles, des matériaux ayant une grande sensibilité aux variations de la succion ont été placés dans la boîte, rendant ainsi possible l'observation des effets de pente en modèle réduit. L'ensemble des résultats obtenus des essais en boîte inclinée et des modélisations numériques a permis de confirmer les hypothèses de travail : l'inclinaison de la pente affecte de façon significative le comportement hydrique de la CEBC. Cet effet de pente se manifeste par des succions plus élevées à l'intérieur de la couche de rétention d'eau dans le haut de la pente, ce qui entraîne des teneurs en eau volumiques (ou des degrés de saturation) plus faibles que celles observées au bas de la pente. En terme de longueur effective du bris capillaire, le fait que le profil de succion soit différent selon la position le long de la pente permettrait d'expliquer, du moins en

partie, les écarts entre les valeurs prédites par les solutions analytiques et celles observées dans la boîte inclinée. En effet, la plupart des solutions analytiques adoptent comme hypothèse de base que le profil de succion est constant selon l'axe s (axe parallèle à la pente). Nonobstant ces différences, des modélisations numériques ont quand même permis de constater que les solutions analytiques, particulièrement celle de Ross modifiée par Steenhuis et al. (1991) et celle de Morel-Seytoux (1994), prédisent de façon adéquate la longueur effective du bris capillaire.

Les essais en laboratoire sur modèle réduit ont permis d'observer que les profils de teneur en eau sont affectés par le fait que la CEBC soit inclinée : les degrés de saturation dans la couche de rétention d'eau sont inférieurs dans le haut de la pente par rapport au bas de la pente. Comme la diffusion des gaz est influencée par le degré de saturation du matériau poreux, cela signifie d'un point de vue pratique que l'efficacité de la CEBC pour limiter le flux de gaz sera différente selon la position le long de la pente. Dans un contexte minier, cette observation peut avoir un impact important puisqu'elle signifie que la CEBC installée pour limiter la diffusion d'oxygène et éviter la génération de drainage minier acide (DMA) à partir des résidus miniers sous-jacents pourrait ne pas être aussi efficace dans les secteurs inclinés que dans les secteurs plats. L'influence de la pente a d'ailleurs été confirmée par des mesures de terrain sur le site minier LTA, Malartic, Québec (voir chapitre 5 et 6). À l'aide de résultats de modélisations numériques, validées par des mesures prises sur le site LTA, des critères de design empiriques ont été proposés. Ces critères permettraient, dans une étude de faisabilité préliminaire, de prédire un niveau de performance, pour différents temps de drainage, d'une CEBC inclinée à partir de ses caractéristiques de base, soit l'inclinaison de la pente α et la pression à l'entrée d'air ψ_a du matériau fin.

Des pistes de solutions pour contrôler le risque de désaturation dans les pentes ont été proposées dans ce document, incluant notamment une modification de la géométrie du

drain de pied, la mise en place de bris de succion et la construction de la CEBC avec des paliers. La modification de la géométrie du drain de pied vise à éviter la mise en charge de la couche grossière du bas, qui peut entraîner une désaturation de la couche de rétention d'eau. Les bris de succion quant à eux ont pour objectif de favoriser l'accumulation d'eau à certains endroits critiques de la pente, ce qui permet de réduire localement la succion à une valeur proche de zéro. En ramenant la succion dans la pente à zéro, on peut, en théorie, augmenter le degré de saturation moyen de la pente et ainsi améliorer son efficacité à limiter le flux d'oxygène; les résultats obtenus par modélisations numériques confirment qu'il est possible de réduire par un facteur allant de 1,3 à 3 le coefficient de diffusion effectif moyen de la pente. Quant au principe de la construction avec paliers, cela consiste à diviser la longueur de la CEBC en segments plus ou moins indépendants. Selon ce qui a été observé au site LTA par une instrumentation appropriée, les effets de pente seraient alors réduits et la performance du recouvrement pour limiter la diffusion de l'oxygène serait améliorée.

Ces travaux de recherche ont permis l'avancement des connaissances dans plusieurs domaines. Tout d'abord, ils ont permis de confirmer que la pente pouvait affecter sensiblement le comportement hydrique de CEBC, et que de négliger ce paramètre pouvait mener à une surestimation, dans certains secteurs, de l'efficacité d'une couverture à limiter le flux de gaz. L'effet de l'inclinaison a pu être démontré à l'aide de modélisations physiques en laboratoire, de modélisations numériques et de mesures prises sur le terrain. Le présent projet a également permis d'établir des relations empiriques qui visent à prédire, à partir de paramètres de base de la couverture, s'il y a un risque de désaturation de la couche de rétention d'eau en raison de l'inclinaison de la CEBC. Ces relations sont valides lorsque les conditions géométriques et hydriques en place ressemblent à celles adoptées dans ce travail (qui sont typiques de plusieurs cas usuels en ce qui concerne la position de la nappe, les propriétés des rejets miniers et des matériaux de la couverture, de l'ampleur des infiltrations, etc.). Un autre apport

important de ce travail est la confirmation que les modèles numériques peuvent être utilisés, en situations 1D, 2D ou 3D, pour prédire le comportement hydrique des CEBC, en autant que les fonctions hydriques des matériaux soient représentatives de la réalité. De plus, des travaux *in situ* ont montré que, tel que prédit par la théorie, la mise en place de CEBC permet de limiter la production de DMA provenant de l'oxydation de résidus miniers sulfureux. Ces travaux ont également permis d'étudier l'évolution du comportement de CEBC soumises aux conditions réelles de terrain.

En ce qui concerne les travaux futurs à réaliser pour améliorer notre compréhension des phénomènes impliqués dans les couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC), des efforts particuliers devraient porter sur les aspects suivants. Tout d'abord, l'impact des effets d'hystérésis, autant au niveau des courbes de rétention d'eau que des fonctions de perméabilité, devrait être étudiés davantage. Les essais en boîte inclinée pourraient également être mis à profit pour étudier des CEBC ayant des configurations différentes et constituées d'autres matériaux. Par exemple, l'ajout d'une couche de transport (anisotropie artificielle) tel que proposé par certains auteurs pourrait être simulé en laboratoire; rappelons que cette couche vise à améliorer l'efficacité d'une CEBC à limiter l'infiltration d'eau. L'amélioration des solutions analytiques servant à prédire la longueur effective du bris capillaire devrait également faire partie des priorités.

Pour ce qui est de la problématique particulière du contrôle de la production de drainage minier acide (DMA) à l'aide de CEBC, il serait intéressant de s'attarder au cas des haldes à stériles où la surface libre est usuellement plus basse et où les pentes sont beaucoup plus abruptes et plus longues.

La plupart des travaux concernant les CEBC visant à limiter la production de DMA ont été réalisés dans des pays où le climat est plutôt humide. Il serait néanmoins important

dans le futur d'évaluer comment les CEBC pourraient être implantées dans des climats arides ou semi-arides.

Le suivi des performances de CEBC construites sur des sites existants doit également être fait afin de valider et modifier si nécessaire les modèles (analytiques et numériques) prédictifs utilisés pour le design. Ainsi, il sera possible de construire dans le futur des CEBC ayant une configuration optimale permettant d'atteindre le meilleur rapport efficacité coûts. Parmi les paramètres à étudier sur les sites existants, on retrouve les effets climatiques à long terme (gel-dégel, évaporation), les effets des racines des plantes et la vulnérabilité à l'érosion.

Enfin, tous les aspects liés à la réduction des coûts de mise en place des CEBC (coûts qui constituent le principal obstacle à l'implantation de cette technologie) devraient être regardés de plus près. Parmi ces aspects, mentionnons la mise en place hydraulique de la CEBC durant l'opération de la mine et la désulfuration des résidus miniers.

RÉFÉRENCES

AACHIB, M. (1997). *Étude en laboratoire de la performance des barrières de recouvrement constituées de rejets miniers pour limiter le DMA*. Thèse de doctorat, département de génie Minéral, École Polytechnique de Montréal.

AACHIB, M., AUBERTIN, M. et CHAPUIS, R.P. (1994). Column tests investigation of milling wastes properties used to build cover systems. *Proceedings of the International Land Reclamation and Mine Drainage Conference and 3rd International Conference on the Abatement of Acidic Drainage*, Pittsburgh, 2 : 128-137.

AACHIB, M., AUBERTIN, M. et CHAPUIS, R.P. (1993). Étude en laboratoire de la performance des barrières de recouvrement constituées de rejets miniers pour limiter le drainage minier acide - Un état de la question. Rapport EPM/RT-93/32, École Polytechnique de Montréal.

AKINDUNNI, F.F., GILLHAM, R.W. et NICHOLSON, R.V. (1991). Numerical simulations to investigate moisture-retention characteristics in the design of oxygen-limiting covers for reactive mine tailings. *Canadian Geotechnical Journal*, 28 :446-451.

ALLEN, M.B. et MURPHY, C.L. (1986). A finite element collocation method for variably saturated flow in two space dimensions. *Water Resources Research*, 22 : 1537-1542.

ALWAY, F.J. et McDOLLE, G.R. (1917). Relation of water-retaining capacity of soil to its hygroscopic coefficient. *J. Agr. Res.*, 9:27-71.

AMQ (1998). Bilan Environnemental 1996-1997. Association Minière du Québec.

AMYOT, G. et VÉZINA, S. (1996). L'inondation : solution efficace au DMA du parc Solbec. *Colloque sur le Programme de Neutralisation des Eaux de Drainage dans l'Environnement Minier, Rouyn-Noranda*, 2 : 66-87.

ANDERSON, M.P, et WOESSNER, W.W. (1992). *Applied Groundwater Modeling - Simulation of Flow and Advective Transport*. Academic Press Inc.

ANDRÉ-JEHAN, R., ARNOULD, M., BILLIOTTE, J., DEVEUGHELE, M. et ROUSSET, G. (1988). Une protection naturelle contre l'infiltration des eaux météoriques : la barrière capillaire - principe - modélisation des transferts d'eau. *Bull. Ass. Int. Géologie de l'Ingénieur*, 37 : 39-47.

ANON. (1987). Le traitement des eaux usées provenant de l'exploitation des mines et de la préparation du minerai. Environnement Canada, Conservation et Protection, Direction des Programmes Industriels, Division des Opérations Minières et Métallurgiques, Rapport SPE 2/MM/3.

ARYA, L.M. et PARIS, J.F. (1981). A physicoempirical model to predict the soil moisture characteristic from particle-size distribution and bulk density data. *Soil Sc. Soc. Am. J.*, 45: 1023-1030.

AUBERTIN, M., BUSSIÈRE, B., JOANES, A.-M., MONZON, M. GAGNON, D., BARBERA, J.-M., BÉDARD, C., CHAPUIS, R.P. et BERNIER, L. (1999) Projet sur les barrières sèches construites à partir de résidus miniers, Phase II: essais en place, Rapport final soumis au Ministère des Ressources naturelles, Projet P1899, C.D.T., École Polytechnique, MEND Report 2.22.2c.

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

AUBERTIN, M., BUSSIÈRE, B., JOANES, A-M., MONZON, M., BÉDARD, C. et CHAPUIS, R.P. (1998b). Rapports d'avancement #9 et #10 du Projet sur les barrières sèches construites à partir de résidus miniers - Phase II : essais en place soumis au Ministère des ressources naturelles.

AUBERTIN, M., CHAPUIS, R.P., BOUCHENTOUF, A. et BUSSIÈRE, B. (1997a). Unsaturated flow modeling of inclined layers for the analysis of covers. *Proceedings of the 4th ICARD*, Vancouver, 2: 731-746.

AUBERTIN, M., BUSSIÈRE, B., BARBERA, J.-M., CHAPUIS, R.P., MONZON, M. et AACHIB, M. (1997b). Construction and instrumentation of in situ test plots to evaluate covers built with clean tailings. *Proceedings of the 4th ICARD*, Vancouver, 2: 715-730.

AUBERTIN, M., AACHIB, M., MONZON, M., JOANES, A-M., BUSSIÈRE, B. et CHAPUIS, R. P. (1997c). Étude de laboratoire sur l'efficacité des barrières de recouvrement construites à partir de résidus miniers, *Rapport MEND/NEDEM 2.22.2b*.

AUBERTIN, M., AACHIB, M. , MONZON, M., CHAPUIS, R.P. et BUSSIÈRE, B. (1996a). Le contrôle du drainage minier acide à l'aide de barrière de recouvrement. *Colloque sur le Programme de Neutralisation des Eaux de Drainage dans l'Environnement Minier, Rouyn-Noranda*, 2 : 133-155.

AUBERTIN, M., BUSSIÈRE, B., AACHIB, M. et CHAPUIS, R.P. (1996b). Une modélisation numérique des écoulements non saturés dans des couvertures multicouches en sols. *Hydrogéologie*, 1 : 3-13

AUBERTIN, M., CHAPUIS, R.P., AACHIB, M., BUSSIÈRE, B., RICARD, J.-F. et TREMBLAY, L. (1995). Évaluation en laboratoire de barrières sèches construites à partir de résidus miniers, *Rapport MEND/NEDEM 2.22.2a*.

AUBERTIN, M., CHAPUIS, R.P., BUSSIÈRE, B. et AACHIB, M. (1993). Propriétés des résidus miniers utilisés comme matériau de recouvrement pour limiter le drainage minier acide (DMA). *Geoconfine 93, Arnould, Barrès et Côme (eds)*, Balkema, 299-308.

AUBERTIN, M. (1991). La problématique de la gestion des résidus miniers au Québec. *Les Mines, le Développement Durable, et l'Environnement, Collection Environnement et Géologie*, APGGQ, 12:139-152.

AUBERTIN, M. et CHAPUIS, R.P. (1991). "Considération hydrogéotechniques pour l'entreposage des résidus miniers dans le nord-ouest du Québec". *Compte-rendus du Colloque sur la réduction et le drainage des effluents acides générés par l'activité minière*, Montréal, 3 : 1-22.

AVERJANOV, S.F. (1950). About permeability of subsurface soils in case of incomplete saturation. *English Collection. 7*: 19-21.

BAKER, J.M. et ALLMARAS, R.R. (1990). System for automating and multiplexing soil moisture measurement by time-domain reflectometry. *Soil Science Society of America Journal*, 54 : 1-6.

BARBERA, J.-M. (1996). *Instrumentation pour recouvrements multicouches*. Mémoire de maîtrise, Département de Génie minéral, École Polytechnique de Montréal.

BARBOUR, S.L. et YANFUL, E.K. (1994). A column study of static nonequilibrium fluid pressures in sand during prolonged drainage. *Canadian Geotechnical Journal*, 31 :299-303.

BARRÈS, M. et BONNIN, H. (1993). The capillary barrier for surface capping. *Landfilling of Waste Barriers*, London, E & FN Spon, 139-148.

BATHE, K-J. (1982). *Finite Element Procedures in Engineering Analysis*. Prentice-Hall.

BENSON, C.H. et KHIRE, M.V. (1995). Earthen covers for semi-arid and arid climates. *Proceedings of the Landfill Closures - ...Environmental Protection and Land Recovery*, ASCE, *Geotechnical Special Publication No. 53*, 201-217.

BENZA AZOUA, M. et BUSSIÈRE, B. (1999). Désulfuration de résidus miniers dans un but environnemental: faisabilité, optimisation et modélisation. Séminaire Mines écologiques présentés dans le cadre du congrès APGGQ 1999 Les sciences de la terre: une vision planétaire, Rouyn-Noranda, 1-29

BENZA AZOUA, M., BUSSIÈRE, B. et LELIÈVRE, J. (1998a). Flottation non sélective des minéraux sulfurés appliquée dans la gestion environnementale des rejets miniers. *Proceedings of the 30th Canadian Mineral Processors Symposium*, Ottawa, 682-695.

BENZA AZOUA, M., BUSSIÈRE, B., NICHOLSON, R.V. et BERNIER, L. (1998b). Geochemical behavior of a multi-layered cover composed of desulfurized mine tailings. *Proceedings of Tailings and Mine Waste '98*, Forth Collins, 389-398.

BERNIER, L. (1997). Caractérisation minéralogique et potentiel d'acidité du résidu minier Manitou, Val d'Or. Rapport interne, École Polytechnique de Montréal, Géoberex Recherche.

BERNIER, L. (1998). Rapport d'analyses minéralogiques par diffraction des rayons-X sur des échantillons de till et de résidus miniers de mines Sigma et Manitou, Val d'Or: phase II. Rapport interne, École Polytechnique de Montréal, Géoberex Recherche.

BOWLES, J.E. (1984). *Physical and Geotechnical Properties of Soils*. McGraw Hill.

BROOKS, R.H. et COREY, J.C. (1964). Hydraulic properties of porous medium. *Colorado State University (Fort Collins), Hydrology Paper 3*.

BROWN, D.M. (1996). Reducing modeling uncertainty using ASTM ground-water modeling standards. *Subsurface Fluid-Flow (Ground-Water and Vadose Zone) Modeling, ASTM STP 1288*, J.D. Ritchey et J.O. Rumbaugh (eds), American Society for Testing and Materials, 24-41.

BUMB, A.C., MURPHY, C.L. et EVERETT, L.G. (1992). A comparison of three functional forms for representing soil moisture characteristics. *Ground Water*, 3:177-185.

BURDINE, N.T. (1953). Relative permeability calculations from pore-size distribution data. *Trans. Am. Inst. Of Min. and Metallurgical and Pet. Engrs.*, 198: 71-78.

BUSSIÈRE, B. et AUBERTIN, M. (1999). Clean tailings as cover material for preventing acid mine drainage: an *in situ* experiment. Préparé pour le colloque Sudbury'99 (à paraître).

BUSSIÈRE, B., AUBERTIN, M., BENZAAZOUA, M. et GAGNON, D. (1999). Modèle d'estimation des coûts de restauration de sites miniers générateurs de DMA. Séminaire Mines écologiques présentés dans le cadre du congrès APGGQ 1999: Les sciences de la terre: une vision planétaire, Rouyn-Noranda, 1-27.

BUSSIÈRE, B., BENZAAZOUA, M., AUBERTIN, M., LELIÈVRE, J., BOIS, D. et SERVANT, S. (1998a). Valorisation des résidus miniers : une approche intégrée – Phase II. Rapport final soumis au Ministère des Ressources Naturelles du Québec.

BUSSIÈRE, B., AUBERTIN, M., MOREL-SEYTOUX, H.J. et CHAPUIS, R.P. (1998b). A laboratory investigation of slope influence on the behavior of capillary barriers. *Proceedings of the 51st Canadian Geotechnical Conference*, 2 :831-836.

BUSSIÈRE, B., AUBERTIN, M. et CHAPUIS, R.P. (1997a). Écoulement non saturé à travers les couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC): Modélisation physique et numérique avec application au drainage minier acide. Rapport EPM/RT-97/03, École Polytechnique de Montréal.

BUSSIÈRE, B., NICHOLSON, R.V., AUBERTIN, M. et BENZAAZOUA, M. (1997b). Evaluation of the effectiveness of covers built with desulfurized tailings for preventing Acid Mine Drainage. *Proceedings of the 50th Canadian Geotechnical Conference*, Ottawa, 1 : 17-25.

BUSSIÈRE, B., BOIS, D. et BENZAAZOUA, M. (1997c). Valorisation des résidus miniers générateurs de drainage minier acide par la désulfuration. *Proceedings of the 20th Symposium on Wastewater, 9th Workshop on Drinking Water et 13th Eastern Canadian Conference on Water Quality, Collection Environnement de l'Université de Montréal, Delisle, C.E. et Bouchard, M.A. (eds), No. 10, 275-289.*

BUSSIÈRE, B., AUBERTIN, M., AACHIB, M., CHAPUIS, R.P. et CRESPO, R.J. (1995). Unsaturated flow modelling of covers for reactive tailings. CAMI'95, *Proceedings of the Third Canadian Conference on Computer Applications in the Mineral Industry*, Montréal, 853-862.

BUSSIÈRE, B., LELIÈVRE, J., OUELLET, J. et BOIS, D. (1994). Valorisation des résidus miniers : une approche intégrée. Rapport final soumis au Ministère des Ressources naturelles du Québec dans le cadre du volet Mines écologiques de l'Entente Auxiliaire du Développement Minéral.

CELIA, M.A., BOULOUTAS, E.T. et ZARBA, R.L. (1990). A general mass-conservative numerical solution for the unsaturated flow equation. *Water Resources Research*, 26 : 1483-1496.

CHAPUIS, R.P. (1998). Overdamped slug test in monitoring well: review of interpretation methods with mathematical, physical, and numerical analysis of storativity influence. *Canadian Geotechnical Journal*, 35: 697-719.

CHAPUIS, R.P., CRESPO, J.R., CHENAF, D. et AUBERTIN, M. (1993). Evaluation of a groundwater F.E.M. software for steady and unsteady state conditions. *Proceedings of the 46th Canadian Geotechnical Conference*, Saskatoon, 61-70.

CHENAF, D. (1997). *Détection des frontières pendant la phase de remontée des essais d'aquifères*. Thèse de doctorat, département de génie Minéral, École Polytechnique de Montréal.

CHILDS, E.C. et COLLIS-GEORGE, G.N. (1950). The permeability of porous materials. *Proceedings of the Royal Society of London, Series A*, 201 : 392-405.

CHIU, T-F. et SHACKELFORD, C.D. (1994). Practical aspects of the capillary barrier effect for landfills. *Proceedings of the 17th International Madison Waste Conference*, 357-375.

CLEMENT, T.P., WISE, W.R. et MOLZ, F.J. (1994). A physically based, two-dimensional, finite difference algorithm for modeling variably saturated flow. *Journal of Hydrology*, 161 : 71-90.

CLOTHIER, B.E., SCOTTER, D.R. et KERR, J.P. (1977). Water retention in soil underlain by a coarse-textured layer : theory and a field application. *Soil Science*, 123: 392-399.

COLLIN, M. (1997). The Bersbo pilot project - Numerical simulation of water and oxygen transport in the soil covers at the mine waste deposits. *Report submitted to the Swedish Environmental Protection Agency*.

- COLLIN, M. et RASMUSON, A. (1990). Mathematical modeling of water and oxygen transport in layered soil covers for deposits of pyritic mine tailings. *Acid Mine Drainage : Designing for Closure, GAC-MAC Annual Meeting*, 311-333.
- COLLIN, M. et RASMUSON, A. (1988). A comparison of gas diffusivity models for unsaturated media. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 52 :1559-1565.
- COREY, J.C. et HORTON, J.H. (1969). Influence of Gravel Layers on Soil Moisture Content and Flow. Technical Report, Savannah River Laboratory, E.I. Dupont de Nemours Cie, 0G/1160.
- COREY, A.T. (1954). The interrelation between gas and oil relative permeabilities. *Producer's Monthly*, 19: 7-10.
- CRESPO, J.R. (1994). *Modélisation des écoulements à travers les ouvrages de retenue et de confinement de résidus miniers par un logiciel d'éléments finis*. Mémoire de maîtrise, Département Génie minéral, École Polytechnique de Montréal.
- DANE, J.H. et WIERENGA, P.J. (1975). Effects of hysteresis on the prediction of infiltration, redistribution and drainage of water in layered soil. *Journal of Hydrology*, 25: 229-242.
- DANIEL, D.E. (1987). Design and performance of earth-lined containment systems. *Geotechnical Practice for Waste Disposal*, ASCE, 117-136.
- DANIEL, D.E. et KOERNER, R.M. (1993). Cover systems. *Geotechnical Practice for Waste Disposal*, Chapman & Hall, 455-497.
- DHATT, G. et TOUZOT, G. (1981). *Une Présentation de la Méthode des Éléments Finis*. Les Presses de l'Université Laval.
- DOWN, C.G. et STOCKS, J. (1977). *Environmental Impact of Mining*. John Wiley & Sons, New York - Toronto.

EAGLEMAN, J.R. et JAMISON, V.C. (1961). The influence of soil textural stratification and compaction on moisture flow. *Univ. Missouri Agr. Exp. Sta. Bull.* 784.

EBERLING, B., NICHOLSON, R. V., REARDON, E. J., et TIBBLE, P. (1994). Evaluation of sulphide oxidation rates: a laboratory study comparing oxygen fluxes and rates of oxidation product release: *Canadian Geotechnical Journal*, 31: 375-383.

ECGL (Engineering Computer Graphic Laboratory)(1996). Groundwater Modeling System (GMS v2.0) - Reference Manual. Brigham Young University.

EPA (Environmental Protection Agency) (1991). Design and construction of RCRA/CERCLA final covers. Seminar Publication, EPA/625/4-91/025.

EVERETT, L.G., WILSON, L.G. et HOYLMAN, E.W. (1984). *Vadose Zone Monitoring for Hazardous Waste Sites*. Noyes Data Corp.

EVERETT, D.H. (1955). A general approach to hysteresis. Part 4: An alternative formulation of the domain model. *Transactions of the Faraday Society*, 51: 1551-1557.

FARRELL, D.W. et LARSON, W.E. (1972). Modeling the pore structure of porous media. *Water Resources Research*, 8: 699-706.

FAYER, M.J. et SIMMONS, C.S. (1995). Modified soil water retention functions for all matric suctions. *Water Resources Research*, 31:1233-1238.

FAYER, M.J., ROCKHOLD, M.L. et CAMPBELL, M.D. (1992). Hydrologic modeling of protective barriers : comparison of field data and simulation results. *Soil Sc. Soc. Am. J.*, 56 : 690-700.

FEDORS, R.W. (1996). Improvement in nonlinear solution schemes for saturated-unsaturated flow regimes. *Proceedings of the 16 Annual American Geophysical Union Hydrology Days*, H.J. Morel-Seytoux (ed.), Fort Collins, Colorado, 467-478.

FERRÉ, P.A., REDMAN, J.D., RUDOLPH, D.L. et KACHANOSKI, R.G. (1998). The dependence of the electrical conductivity measured by time domain reflectometry on the water content of a sand. *Water Resources Research*, 34:1207-1213.

FILION, M., FIRLOTTE, F.W., JULIEN, M. et LACOMBE, P.F. (1994). Regulatory controlled design - Louvicourt project - a case study. *Proceedings of the International Land Reclamation and Mine Drainage Conference and 3rd International Conference on the Abatement of Acidic Drainage*, Pittsburgh, 2 : 22-31.

FLEENOR, W.E. et KING, I.P. (1995). Identifying limitations on use of the Help model. *Proceedings of the Landfill Closures - ...Environmental Protection and Land Recovery*, ASCE, *Geotechnical Special Publication No. 53*, 121-135.

FRASER, W.W. et ROBERTSON, J.D. (1994). Subaqueous disposal of reactive mine waste : an overview and update of case studies - MEND/Canada. *Proceedings of the International Land Reclamation and Mine Drainage Conference and 3rd International Conference on the Abatement of Acidic Drainage*, Pittsburgh, 1 : 250-259.

FREDLUND, D.G. et RAHARDJO, H. (1993). *Soil Mechanics for Unsaturated Soils*. John Wiley & Sons, inc., New York.

FREDLUND, D.G. et XING, A. (1994). Equations for the soil-water characteristic curve. *Canadian Geotechnical Journal*, 31: 521-532.

FREDLUND, D.G., XING, A. et HUANG, S. (1994). Predicting the permeability function for unsaturated soils using the soil-water characteristic curve. *Canadian Geotechnical Journal*, 31: 533-546.

FREEZE, R.A. et CHERRY, J.A. (1979). *Groundwater*. Prentice-Hall.

FRIND, E.O., GILLHAM, R.W. et PICKENS, J.F. (1976). Application of unsaturated flow properties in the design of geologic environments for radioactive waste storage facilities. *Proceedings of the 1st International Conference on Finite Elements in Water Resources*, Princeton, N.J.

FRUEH, W.T. et HOPMANS, J.W. (1997). Soil moisture calibration of a TDR multilevel probe in gravely soils. *Soil Science*, 162: 554-565.

GARBER, M. et ZASLAVSKY, D. (1977). Flow in soil layer underlain by an impermeable membrane. *Soil Science*, 123: 1-9.

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.

GEOSLOPE International (1994). SEEP/W User's Guide, Version 3.

GILLHAM, R.W. (1984). The capillary fringe and its effects on the water-table response. *J. Hydrology*, 67: 307-324.

GILLHAM, R.W., KLUTE, A. et HEERMANN, D.F. (1976). Hydraulic properties of a porous medium: measurement and empirical representation. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 40 :203-207.

GOLDER et ASSOCIÉS (1999). Rapport final de suivi du comportement du recouvrement multicouche Les Terrains Aurifères. Rapport MEND/NEDEM 2.22.4b soumis à CANMET.

GOLDER et ASSOCIÉS (1996). Rapport d'étape #1 - conception de la couverture de rétention capillaire Terrains Aurifères. Rapport #951-7117, Mai 96.

GREGORY, P.J., POSS, R., EASTHAM, J. et MICIN, S. (1995). Use of time domain reflectometry (TDR) to measure the water content of sandy soils. *Aust. J. Soil Res.*, 33:265-276

- HANKS, R.J., KLUTE, A. et BRESLER, E. (1969). A numeric method for estimating infiltration, redistribution, drainage, and evaporation of water from soil. *Water Resources Research*, 5: 1064-1069.
- HAVERKAMP, R. et PARLANGE, J.-Y. (1986). Predicting the water-retention curve from particle-size distribution: 1. Sandy soils without organic matter. *Soil Science*, 142: 325-339.
- HAVERKAMP, R., VAUCLIN, M., TOUMA, J., WIERANGA, P.J. et VACHAUD, G. (1977). Comparison of numerical simulation models for one-dimensional infiltration. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 41 :285-294.
- HEALY, R.W. (1990). Simulation of solute transport in variably saturated porous media with supplemental information on modification to the US Geological Survey's computer program VS2D. US Geol. Surv. Water-Resour. Invest. Rep., 90-4025.
- HEIMOVAARA, T.J. et BOUTEN, W. (1990). A computer-controlled 36-channel time domain reflectometry system for monitoring soil water contents. *Water Resources Research*, 26 : 2311-2316.
- HERKELRATH, W.N., HAMBURG, S.P. et MURPHY, F. (1991). Automatic, real-time monitoring of soil moisture in a remote field area with time domain reflectometry. *Water Resources Research*, 31 : 2201-2211.
- HILLEL, D. (1980). *Fundamental of Soil Physics*. Academic Press, New York.
- HILLS, R.G., PORRO, I., HUDSON, D.B. et WIERENGA, P.J. (1989). Modeling one-dimensional infiltration into very dry soils - 1. Model development and evaluation. *Water Resources Research*, 25: 1259-1269.
- HO, C.K. et WEBB, S.W. (1998). Capillary barrier performance in heterogeneous porous media. *Water Resources Research*, 34: 603-609.

HUMBER, A.J. (1995). Separation of sulphide minerals from mill tailings. *Proceedings of Sudbury'95, Conference on Mining and the Environment*, 1: 149-158.

HUYAKORN, P.S., SPRINGER, E.P., GUVANASEN, V. et WADSWORTH, T.D. (1986). A three dimensionnal finite-element model for simulating water flow in variably saturated porous media. *Water Resources Research*, 22 : 1790-1808.

HUYAKORN, P.S., THOMAS, S.D. et THOMPSON, B.M. (1984). Techniques for making finite elements competitive in modeling flow in variably saturated media. *Water Resources Research*, 20 : 1099-1115.

HUYAKORN, P.S. et PINDER, G.F. (1983). *Computational Methods in Subsurface Flow*. Academic Press inc., San Diego, USA.

IRMAY, S. (1954). On the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Trans. Am. Geophysics Union*, 35.

JACKSON, C.R. (1992). Hillslope infiltration and lateral downslope unsaturated flow. *Water Resources Research*, 28 : 2553-2539.

JOANES, A.-M. (1999). *Une analyse hydrogéochimique de l'efficacité de recouvrements multicouches pour le drainage minier acide*. Mémoire de maîtrise, Département CGM, École Polytechnique de Montréal.

KIRKLAND, M.R., HILLS, R.G. et WIERENGA, P.J. (1992). Algorithms for solving Richards' equation for variably saturated soils. *Water Resources Research*, 28 : 2049-2058.

KLEINMANN, R.L.P., CRERAR, D.A. et PACELLIL, R.R. (1981). Biogeochemistry of acid mine drainage and a method to control acid formation. *Mining Engineering*, 300-304.

KLUTE, A. et DIRKSEN, C. (1986). Hydraulic conductivity and diffusivity : laboratory methods. *Methods of Soil Analysis, Part I, 2nd Edition*, A. Klute (ed.), Agron. Monogr. No. 9, ASA and SSSA, Madison, WI, 687-734.

KOERNER, R.M. (1994). *Designing with Geosynthetics*. 3rd edition, Prentice Hall, Englewood Cliffs, N.J.

KOOL, J.B. et PARKER, J.C. (1987). Development and evaluation of closed-form expressions for hysteretic soil hydraulic properties. *Water Resources Research*, 23 : 105-114.

KOVÁCS, G. (1981). *Seepage Hydraulics*, Elsevier Scientific Pub.

KUNZE, R.J., UEHARA, G. et GRAHAM, K. (1968). Factors important in the calculation of hydraulic conductivity. *Soil Science Society of America Proceedings*, 32 : 760-765.

LALIBERTÉ, G.E. (1969). A mathematical function for describing capillary pressure-desaturation data. *Bull. Int. Assoc. Sci. Hydrol.*, 14:131-149.

LEBEAU, M. (1998). *Modélisation de l'état hydrique dans les structures de chaussées en période estivale*. Mémoire de maîtrise, Département de génie Civil, École Polytechnique de Montréal.

LEHMANN, P., STAUFFER, F., HINZ, C., DURY, O. et FLÜHLER, H. (1998). Effect of hysteresis on water flow in sand column with a fluctuating capillary fringe. *Journal of Contaminant Hydrology*, 33: 81-100.

LEHMANN, F. et ACKERER, PH. (1998). Comparison of iterative methods for improved solutions of the fluid flow equation in partially saturated porous media. *Transport in Porous Media*, 31: 275-292.

LEIJ, F.J., RUSSELL, W.B. et LESCH, S.M. (1997). Closed-form expressions for water retention and conductivity data. *Ground Water*, 35: 848-858.

LEONG, E.C. et RAHARDJO, H. (1997a). Review of soil-water characteristic curve equations. *Journal of Geotechnical et Geoenvironmental Engineering*, 123: 1106-1117.

LEONG, E.C. et RAHARDJO, H. (1997b). Permeability functions for unsaturated soils. *Journal of Geotechnical et Geoenvironmental Engineering*, 123: 1118-1126.

LI, M., AUBÉ, B. et ST-ARNAUD, L. (1997). Considerations in the use of shallow water covers for decommissioning reactive tailings. *4th International Conference on Acid Rock Drainage*, Vancouver, 1 : 117-130.

LIN, H-C., J., RICHARDS, D.R., YEH, G-T., CHENG, J-R., CHENG, H-P. et JONES, N.L. (1996). FEMWATER : A Three Dimensional Finite Element Computer Model for Simulating Density Dependent Flow and Transport. Technical Report HL-96, Hydraulic Laboratory of the US Army Engineer Waterways Experiment Station.

MCCORD, T.J. et STEPHENS, D.B. (1987). Lateral moisture flow beneath a sandy hillslope without an apparent impeding layer. *Hydrological Process*, 1 : 225-238.

McLAUGHLIN, J. et STUPARYK, R. (1994). Evaluation of low sulphur rock tailings production at INCO's Clarabelle mill. *Proceedings of the Innovations in Mineral Processing Conference*, Sudbury, 129-146.

McMULLEN, J., FIRLOTTE, R., KNAPP, R. et AUBERTIN, M. (1997). Les Terrains Aurifères property site closure and rehabilitation - conceptual to construction. *Proceedings of the 29th Annual Meeting of the Canadian Mineral Processors*, Ottawa, 274-292.

MILLER, D.E. (1969). Flow and retention of water in layered soils. USDA, ARS Conserv. Res. Rep. No.13.

MILLER, D.E. et BUNGER, WM.C. (1963). Moisture retention by soil with coarse layers in the profile. *Soil Sc. Soc. Amer. Proc.*, 27:586-589.

MILLINGTON, R. J. et SHEARER, R. C. (1971). Diffusion in aggregated porous media. *Soil Science*, 57: 1200-1207.

MILLINGTON, R.J. et QUIRK, J.P. (1961). Permeability of porous solids. *Transactions of the Faraday Society*, 57: 1200-1207.

MILLY, P.C.D. (1985). A mass-conservative procedure for time stepping in models of unsaturated flow. *Adv. Water Ressources*, 8 : 32-36.

MIYAZAKI, T. (1993). *Water Flow in Soils*. Marcel Dekker, New York.

MIYAZAKI, T. (1988). Water flow in unsaturated soil in layered slopes. *Journal of Hydrology*, 102 :201-214.

MONTGOMERY, R.J., PARSONS, L.J., VRABEC, S.H. et PHILLIPI, T.C. (1987). The Omega Hills final cover test plot study: project update and data summary. *Proceedings of the 10th Int. Madison Waste Conference*, University of Wisconsin, Madison, pp. 34-50.

MONZON, M. (1998). *Étude en laboratoire des propriétés hydrogéotechniques des résidus miniers utilisés comme barrière de recouvrement*. Mémoire de maîtrise, Département CGM, École Polytechnique de Montréal.

MOREL-SEYTOUX, H.J., MEYER, P.D., NACHABE, M., TOUMA, J., van GENUGHTEN, M.T. et LENHARD, R.J. (1996). Parameter equivalence for the Brooks-Corey and van Genuchten soil characteristics: preserving the effective capillary drive. *Water Resources Research*, 32: 1251-1258.

MOREL-SEYTOUX, H.J. (1994). Steady-state effectiveness of a capillary barrier on a sloping interface. *14th Hydrology Days, Hubert J. Morel-Seytoux (ed.), Hydrology Days Publications, 57 Selby Lane, Atherton, CA 94027-3926, 335-346.*

MOREL-SEYTOUX, H.J. (1993). Dynamic perspective on the capillary barrier effect at the interface of an upper fine layer with a lower coarse layer. *Engineering Hydrology, Kuo, C.Y. (ed.), ASCE, 467-472.*

MOREL-SEYTOUX, H.J. (1992a). The capillary barrier effect at the interface of two soil layers with some contrast in properties. HYDROWAR Report 92.4, Hydrology Days Publications, 57 Shelby Lane, Atherton, CA 94027-3926.

MOREL-SEYTOUX, H.J. (1992b). L'effet de barrière capillaire à l'interface de deux couches de sol aux propriétés fort contrastées. *Hydrol. continent. 7: 117-128.*

MOREL-SEYTOUX, H.J. et KHANJI, J. (1974). Derivation of an equation of infiltration. *Water Resources Research, 10: 795-800.*

MORRIS, C.E. et STORMONT, J.C. (1997). Capillary barriers and Subtitle D covers: estimating equivalency. *Journal of Environmental Engineering, 123: 3-10.*

MUALEM, Y. (1986). Hydraulic conductivity of unsaturated soils : Prediction and formulas. *Methods of Soil Analysis, Part I, 2nd Edition, A. Klute (ed.), Agron. Monogr. No. 9, ASA and SSSA, Madison, WI, 799-823.*

MUALEM, Y. (1984). A modified dependent-domain theory of hysteresis. *Soil Science, 137: 283-291.*

MUALEM, Y. et MILLER, E.E. (1979). A hysteresis model based on an explicit domain-dependence function. *Soil Sci. Soc. Am. J., 43 :1067-1073.*

MUALEM, Y. et MOREL-SEYTOUX, H.J. (1978). Analysis of a capillary hysteresis model based on a one-variable distribution function. *Water Resources Research*, 14 : 605-610.

MUALEM, Y. (1977). Extension of the similarity hypothesis used for modeling the soil water characteristics. *Water Resources Research*, 13 : 773-780.

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

MUALEM, Y. (1976b). Hysteretical models for prediction of the hydraulic conductivity of unsaturated porous media. *Water Resources Research*, 12 : 1248-1254.

MUALEM, Y. et DAGAN, G. (1975). A dependant domain model of capillary hysteresis. *Water Resources Research*, 11 : 452-460.

MUALEM, Y. (1974). A conceptual model of hysteresis. *Water Resources Research*, 10 : 514-520.

MUALEM, Y. (1973). Modified approach to capillary hysteresis based on similarity hypothesis. *Water Resources Research*, 9 : 1324-1331.

NEUMANN, S.P. (1973). Saturated-unsaturated seepage by finite elements. *J. Hydraulic. Div. ASCE*, 99 (HY12) : 2233-2250.

NICHOLSON, R.V., AKINDUNNI, F.F., SYDOR, R.C. et GILLHAM, R.W. (1991). Saturated tailings covers above the water table: The physics and criteria for design. *Compte-rendus du Colloque sur la réduction et le drainage des effluents acides générés par l'activité minière*, Montréal, 1:443-460.

NICHOLSON, R.V., GILLHAM, R.W., CHERRY, J.A. et REARDON, E.J. (1990). Reduction of acid generation in mine tailings through moisture-retaining cover layers as oxygen barriers : Reply. *Canadian Geotechnical Journal*, 27 : 402-403.

NICHOLSON, R. V., GILLHAM, R. W., CHERRY, J. A., et REARDON, E. J. (1989). Reduction of acid generation in mine tailings through the use of moisture-retaining cover layers as oxygen barriers. *Canadian Geotechnical Journal*, 26: 1-8.

NICHOLSON, R.V., GILLHAM, R.W. et REARDON, E.J. (1988). Pyrite oxidation in carbonate-buffered solution : 1. Experimental kinetics. *Geochemica et Cosmochimica Acta*, 52 : 1077-1085.

NIEBER, J.L. et WALTER, M.F. (1981). Two-dimensional soil moisture flow in a sloping rectangular region : experimental and numerical studies. *Water Resources Research*, 17 : 1722-1730.

OAKLEY, R.E. (1987). Design and performance of earth-lined containment systems. *Geotechnical Practice for Waste Disposal*, ASCE, pp. 117-136.

O'KANE, M., WILSON, G.W., BARBOUR, S.L. et SWANSON, D.A. (1995). Aspects on the performance of the till cover system at Equity Silver Mines Ltd. *Proceedings of Sudbury'95, Conference on Mining and the Environment*, 1: 59-68

OLDENBURG, C.M. et PRUESS, K. (1993). On numerical modeling of capillary barriers. *Water Resources Research*, 29 : 1045-1056.

OMEGA (1995). *Complete Temperature Measurement Handbook and Encyclopedia*. Vol. 29, OMEGA ENGINEERING INC, Z1-Z32.

OWEIS, I.S. et KHERA, R.P. (1990). *Geotechnology of Waste Management*. Butterworths.

- PAN, L., WARRICK, A.W. et WIERENGA, P.J. (1997). Downward water flow through sloping layers in the vadose zone: time-dependence and effect of slope length. *Journal of Hydrology*, 199: 36-52.
- PAN, L., WARRICK, A.W. et WIERENGA, P.J. (1997). Downward water flow through sloping layers in the vadose zone: time-dependence and effect of slope length. *Journal of Hydrology*, 199: 36-52.
- PAN, L. et WIERENGA, P.J. (1995). A transformed pressure head-based approach to solve Richards' equation for variably saturated soils. *Water Resources Research*, 31:925-931.
- PANICONI, C., ALDAMA, A.A. et WOOD, E.F. (1991). Numerical Evaluation of iterative and noniterative methods for the solution of the nonlinear Richards Equation. *Water Resources Research*, 27 : 1147-1163.
- PARLANGE, J.-Y. (1976). Capillary hysteresis and the relationship between drying and wetting curves. *Water Resources Research*, 12 : 224-228.
- PARUVAKAT, N., SOLETSKI, M.M. et KOLLODGE, S. (1992). Composite landfill cap - test plots construction and monitoring. *Proceedings of the 15th Annual Madison Waste Conference*, University of Wisconsin-Madison, 216-228.
- PHILIP, J.R. (1985). Reply to "Comments on steady infiltration from spherical cavities" by Parlange and Hogart. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 49 :788-789.
- POULOVASSILIS, A. (1970). Hysteresis of pore water in granular porous bodies. *Soil Science*, 109: 5-12.
- RANÇON, D. (1972). Structures sèches et barrières capillaires en milieux poreux - Application au stockage dans le sol. Centre d'Études Nucléaires de Cadarache, Rapport CEA-R-4310.

RANÇON, D. (1979). Application de la technique des barrières capillaires en stockage en tranchées. *Proc. IAEA Symp. on Underground Disposal of Radioactive Wastes* (Otanumi, Finland).

RASMUSSEN, A. et ERIKSON, J.C. (1986). Capillary barriers in covers for mine tailings dumps. Report 3307, The National Swedish Environmental Protection Board.

RAWLS, W.J., GISH, T.J. et BRAKENSIEK, D.L. (1991). Estimating soil water retention from soil physical properties and characteristics. *Advances in Soil Science, Volume 16*, Springer-Verlag New York, 213-234.

REDDY, J.N. (1993). *An Introduction to the Finite Element Method*. Second Edition, McGraw-Hill Inc.

RICARD, J.F., POIRIER, P. et GARAND, P. (1999). Étude de cas - Parc à résidus miniers Les Terrains Aurifères. Présentation faite au Congrès APGGQ 1999, Les sciences de la terre: une vision planétaire, Rouyn-Noranda (à paraître).

RICARD, J.F., AUBERTIN, M., FIRLOTTE, F.W., KNAPP, R. et MCMULLEN, J. (1997a). Design and construction of a dry cover made of tailings for the closure of Les Terrains Aurifères site, Malartic, Québec, Canada. *4th International Conference on Acid Rock Drainage*, Vancouver, 4 : 1515-1530.

RICARD, J.F., AUBERTIN, M. et GARAND, P. (1997b). Performance d'un recouvrement multicouche au site Barrick-Bousquet de Les Terrains Aurifères, Québec, Canada. *Proceedings of the 20th Symposium on Wastewater, 9th Workshop on Drinking Water et 13th Eastern Canadian Conference on Water Quality, Collection Environnement de l'Université de Montréal, Delisle, C.E. et Bouchard, M.A. (eds), No. 10, 291-305.*

- RICARD, J.-F. (1994). *Étude en laboratoire de la relation capillaire et de la conductivité hydraulique de résidus miniers*. Mémoire M.Sc.A., Département Génie Minéral, École Polytechnique de Montréal.
- RICHARDS, L.A. (1931). Capillary conduction of liquids through porous medium. *J. Physics*. 1 : 318-333.
- RIJTEMA, P.E. (1965). An analysis of actual evapotranspiration. Rep. 659, *Cent. For Agri. Publ. and Doc.*, Wageningen, Netherlands.
- RIPLEY, E.A., REDMANN, R.E. et CROWDER, A.A. (1996). *Environmental Effects of Mining*. St. Lucie Press.
- RITCEY, G.M. (1989). *Tailings Management, Problems and Solutions in the Mining Industry*, Amsterdam: Elsevier.
- ROBINS, J.S. (1959). Moisture movement and profile characteristics in relation to field capacity. *Int. Comm. Irrig. Drain.*, 8:509-521.
- ROBINSON, D.A., BELL, J.P. et BATCHELOR, C.H. (1994). Influence of iron minerals on the determination of soil water content using dielectric techniques. *Journal of Hydrology*, 161: 169-180.
- ROSS, B. (1990). The diversion capacity of capillary barriers. *Water Resources Research*, 26 : 2625-2629.
- ROSS, P.J. (1992). Cubic approximation of hydraulic properties for simulation of unsaturated flow. *Water Resources Research*, 28, : 2617-2620.
- SCHROEDER, P.R., LLOYD, C.M., ZAPPI, P.A. et AZIZ, N.M. (1994). The Hydrologic Evaluation of Landfill Performance (HELP) Model : Engineering Documentation (Version 3. EPA/600/9-94/xxx).

SCOTT, P.S., FARQUHAR, G.J. et KOUWEN, N. (1983). Hysteresis effects on net infiltration. *Advances in Infiltration, Publ. 11-83*, Am. Soc. Agri. Eng., 163-170.

SEGERLIND, L.J. (1984). *Applied Finite Element Analysis*. John Wiley and Sons.

SELIM, H.M. (1988). Water flow in layered soils with sloping surface. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 114: 442-462.

SENES CONSULTANTS LTD (1995). A review of AMD strategies for Les Terrains Aurifères, Malartic, Québec. Report #31638, July 1995.

SHACKELFORD, C.D., CHANG, C.K. et CHIU, T.F. (1994). The capillary barrier effect in unsaturated flow through soil barriers. *Proceedings of the First International Congress on Environmental Geotechnics*, Edmonton, ISSMFE/CGS, 789-793.

SHEARER, R. C., LETEY, J., FARMER, W. J., et KLUTE, A. (1973). Lindane diffusion in soil. *Soil Sci Soc Am Proc*, 37: 189-193.

SHERLOCK, E.J., LAWRENCE, R.W. et POULIN, R. (1995). On the neutralization of acid rock drainage by carbonate and silicate minerals. *Environmental Geology*, 25 :43-54.

SIMUNEK, J., HUANG, K. et van GENUCHTEN, M.Th. (1998). The HYDRUS code for simulating the one-dimensional movement of water, heat, and multiple solutes in variably-saturated media. Version 6.0, U.S. Salinity Laboratory.

SMITH, G.M. (1996). Internal moisture control in tailings repositories with capillary barriers. *Proceedings of the 16 Annual American Geophysical Union Hydrology Days*, H.J. Morel-Seytoux (ed.), Fort Collins, Colorado, 467-478.

SRK (Steffen, Robertson et Kirsten). (1989). Draft Acid Rock Technical Guide. BC AMD Task Force, Vol. 1.

STAGNITTI, F., PARLANGE, J.-Y., STEENHUIS, T.S., PARLANGE, M.B. et ROSE, C.W. (1992). A mathematical model of hillslope and watershed discharge. *Water Resources Research*, 28 : 2111-2122.

STAGNITTI, F., PARLANGE, M.B., STEENHUIS, T.S. et PARLANGE, J.-Y. (1986). Drainage from uniform soil layer on a hillslope. *Water Resources Research*, 27 : 2155-2156.

STANNARD, D.I. (1990). Tensiometers - theory, construction, and use. *Ground Water and Vadose Zone Monitoring, ASTM STP 1653, D.M. Nielsen and A.I. Johnson, Eds, American Society for Testing Materials, Philadelphia, 34-51.*

ST-ARNAUD, L. (1991). La géochimie des eaux de drainage minier acides. *Les Mines, le Développement Durable, et l'Environnement, Collection Environnement et Géologie, APGGQ, 12:175-183.*

STEENHUIS, T.S., PARLANGE, J-Y., SANFORD, W.E., HEILIG, A., STAGNITTI, F. et WALTER, M.F. (1999). Can we distinguish Richards' and Boussinesq's equations for hillslopes?: The coweeta experiment revisited. *Water Resources Research*, 35 : 589-593.

STEENHUIS, T.S., PARLANGE, J-Y. et KUNG, K-J.S. (1991). Comment on "The diversion capacity of capillary barriers" by Benjamin Ross. *Water Resources Research*, 27 : 2155-2156.

STORMONT, J.C. (1996). The effectiveness of two capillary barrier on a 10% slope. *Geotechnical and Geological Engineering*, 14 : 243-267.

STORMONT, J.C. (1995a). The effect of constant anisotropy on capillary barrier performance. *Water Resources Research*, 31 : 783-785.

STORMONT, J.C. (1995b). The performance of two capillary barriers during constant infiltration. *Landfill Closures... Environmental Protection and Land Recovery, Geotechnical Special Publication No. 53*, ASCE, 77-92.

STORMONT, J.C. (1996). The effectiveness of two capillary barrier on a 10% slope. *Geotechnical and Geological Engineering*, 14 : 243-267.

SUTER, G.W., LUXMOORE, R.J. et SMITH, E.D. (1993). Compacted soil barriers at abandoned landfill sites are likely to fail in the long term. *Journal of Environmental Quality*, 22 : 217-226.

SYDOR, R.C. (1992). *Engineered mine tailings covers : verification of drainage behaviour and investigation of design parameters*. Thèse M.Sc. en Sciences de la Terre, University of Waterloo.

TASSÉ, N., GERMAIN, D., DUFOUR, C. et TREMBLAY, R. (1996). Le recouvrement de résidus organiques au parc East Sullivan : au-delà de la barrière d'oxygène. *Colloque sur le Programme de Neutralisation des Eaux de Drainage dans l'Environnement Minier*, Rouyn-Noranda, 1 : 106-128.

TOPP, G.C., DAVIS, J.L. et ANNAN, A.P. (1980). Electromagnetic determination of soil water content : measurement in coaxial transmission lines. *Water Resources Research*, 16 : 574-582.

TOPP, G.C. (1971). Soil-water hysteresis: the domain theory extended to pore interaction conditions. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 35 :219-225.

TOPP, G.C. (1969). Soil water hysteresis measured in a sandy loam compared with the hysteretic domain model. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 33 :645-651.

TOPP, C.C. et MILLER, E.E. (1966). Hysteretic moisture characteristics and hydraulic conductivities for glass-bead media. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 30 :156-162.

TREMBLAY, R. (1994). Controlling acid mine drainage using an organic cover : the case of the East Sullivan mine, Abitibi, Québec. *Proceedings of the International Land Reclamation and Mine Drainage Conference and 3rd International Conference on the Abatement of Acidic Drainage*, Pittsburgh, 2 : 122-127.

TROEH, F. R., JABRO, J. D., et KIRKHAM, D. (1982). Gaseous diffusion equation for porous materials. *Geoderma*, 27: 239-253.

UNGER, P.W. (1971). Soil profile gravel layers: I. Effect on water storage, distribution, and evaporation. *Soil Sc. Soc. Amer. Proc.*, 35:631-634.

van GENUCHTEN, M.Th., LEIJ, F.J. et YATES, S.R. (1991). The RETC code for quantifying the hydraulic functions of unsaturated soils. Environmental Protection Agency, EPA/600/2-91/065.

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.

VAUCLIN, M., KHANJI, D. et VACHAUD, G. (1979). Experimental and numerical study of a transient, two-dimensional unsaturated-saturated water table recharge problem. *Water Resources Research*, 15 : 1089-1101.

WALLACH, R. et ZASLAVSKY, D. (1991). Lateral flow in a layered profile of an infinite uniform slope. *Water Resources Research*, 27 : 1809-1818.

WARRICK, A.W., WIERENGA, P.J. et PAN, L. (1997). Downward water flow through sloping layers in the vadose zone: analytical solutions for diversions. *Journal of Hydrology*, 192: 321-337.

WEBB, S.W. (1997). Generalization of Ross' tilted capillary barrier diversion formula for different two-phase characteristic curves. *Water Resources Research*, 33: 1855-1859.

- WILLIAMS, J., PREBBLE, R.E., WILLIAMS, W.T. et HIGNETT, C.T. (1983). The influence of texture, structure and clay mineralogy on the soil moisture characteristics. *Australian J. of Soil Res.*, 21: 15-32.
- WILSON, G.W., FREDLUND, D.G. et BARBOUR, S.L. (1997). The effect of soil suction on evaporative fluxes from soil surfaces. *Canadian Geotechnical Journal*, 34 : 145-155.
- WILSON, G.W., FREDLUND, D.G. et BARBOUR, S.L. (1994). Coupled soil-atmosphere modelling for soil evaporation, *Canadian Geotechnical Journal*, 31: 151-161.
- WILSON, G.W., MARCHIBRODA, R.T., BARBOUR, S.L. et WOYSHNER, M.R. (1993). Modelling of soil evaporation from waste disposal sites, *Compte rendu de la Conférence Conjointe SCGC-ASCE sur le Génie Environnemental*, 1 : 281-288.
- WING, R. et GEE, G. (1994). Quest for the perfect cap. *Civil Engineering*, October, 38-41.
- WING, N.R. et GEE, G.W. (1993). The development of permanent isolation surface barrier: Hanford Site, Richland, Washington, U.S.A. *Geoconfine '93*, Arnould et al. (eds.), Balkema, 357-362.
- WOESSNER, W.W. et ANDERSON, M.P. (1996). Good model – bad model, understanding the flow modeling process. *Subsurface Fluid-Flow (Ground-Water and Vadose Zone) Modeling*, ASTM STP 1288, J.D. Ritchey et J.O. Rumbaugh (eds), American Society for Testing and Materials, 14-23.
- WOYSHNER, M.R. et YANFUL, E.K. (1995). Modelling and field measurements of water percolation through an experimental soil cover on mine tailings. *Canadian Geotechnical Journal*, 32 : 601-609.

YANFUL, E.K. et CHOO, L-P. (1997). Measurement of evaporative fluxes from candidate cover soils. *Canadian Geotechnical Journal*, 34 : 447-459.

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

YANFUL, E.K. et AUBÉ, B. (1993). Modelling moisture-retaining soil covers. *Proceedings of the Joint CSCE-ASCE National Conference on Environmental Engineering*, Montréal, 1 : 373-380.

YANFUL, E.K. (1991). Engineered soil covers for reactive tailings management: Theoretical concepts and laboratory development. *Compte-rendus du Colloque sur la réduction et le drainage des effluents acides générés par l'activité minière*, Montréal, 1:461-485.

YANFUL, E.K. et ST-ARNAUD, L.C. (1991). Design, instrumentation and construction of soil cover for reactive management. *Compte-rendus du Colloque sur la réduction et le drainage des effluents acides générés par l'activité minière*, Montréal, 3 : 487-504.

YEH, T.-C. J., GUZMAN, A., SRIVASTAVA, R. et GAGNARD, P.E. (1994). Numerical simulation of the wicking effect in liner systems. *Ground Water*, 32 : 2-11.

YEH, T.-C. J. et SRIVASTAVA, A. (1990). VSAFT2 : Variably saturated flow and transport in 2-dimensions. A finite element simulator. Dept. Of Hydrology and Water Ressources, University of Arizona, Tucson. Technical Report No. HWR 90-010.

YEH, T.-C. J. et WARD, D.S. (1981). FEMWATER : a finite-element model of water flow through saturated-unsaturated porous media. Rep. ORNL-5601, Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN.

- YOUNG, M.H., FLEMING, J.B., WIERENGA, P.J. et WARRICK, A.W. (1997). Rapid laboratory calibration of time domain reflectometry using upward infiltration. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 61: 707-712.
- YUSTER, S.T. (1951). Theoretical, consideration of multiphase flow in idealized capillary systems. *Proceedings of 3rd World Pet. Congr.*, 2:437-445.
- ZASLAVSKY, D. et SINAI, G. (1981a). Surface hydrology : III - Causes of lateral flow. *Journal of the Hydraulics Division, ASCE*, 107 (HY1) : 37-52.
- ZASLAVSKY, D. et SINAI, G. (1981b). Surface hydrology : IV - Flow in sloping, layered soil. *Journal of the Hydraulics Division, ASCE*, 107 (HY1) : 53-64.
- ZEGELIN, S.J., WHITE, I. et RUSSELL, G.F. (1992). A critique of the domain reflectometry technique for determining field soil-water content. *Soil Science Society of America, Advances in Measurement of Soil Physical Properties : Bringing Theory into Practice*, SSSA Special Publication, No 30.
- ZIENKIEWICZ, O.C. et TAYLOR, R.L. (1991). *The Finite Element Method*. Fourth Edition, Vol. 1 & 2, McGraw-Hill.

ANNEXE

RÉSULTATS DÉTAILLÉS DES MODÉLISATIONS NUMÉRIQUES

On retrouve, dans cette annexe, les résultats détaillés des modélisations numériques LTA-1 à LTA-12 présentées au chapitre 6. Afin de ne pas alourdir ce chapitre, seuls les résultats pour la période de drainage la plus longue ont été présentés (60 jours). Cependant, l'évolution dans le temps du comportement hydrique d'une CEBC inclinée est un aspect important qu'il a semblé nécessaire de présenter dans ce document. Rappelons que les modélisations numériques du chapitre 6 avaient pour objectif d'évaluer l'influence des principaux paramètres sur le comportement hydrique d'une CEBC inclinée de dimensions réalistes en période de drainage prolongée. Les principales caractéristiques des douze modélisations sont présentées dans le tableau ci-contre.

Tableau A.1 : Description sommaire des modélisations numériques réalisées sur la pente de la CEBC placée sur le site LTA

Simulation	Pente	Longueur de la pente (m)	ψ_a couche fine (m d'eau)	Conditions appliquées	Nappe phréatique
LTA-1	3:1	50	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-2	3:1	50	6,3	drainage 60 jours	Position observée
LTA-3	3:1	50	2,8	drainage 60 jours	Position élevée
LTA-4	4:1	50	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-5	5:1	50	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-6	3:1	100	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-7	4:1	100	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-8	5:1	100	2,8	drainage 60 jours	Position observée
LTA-9	3:1	50	2,8	drainage 60 jours + recharge 24 hrs	Position observée
LTA-10	3:1	100	6,3	drainage 60 jours	Position observée
LTA-11	3:1	100	1,2	drainage 60 jours	Position observée
LTA-12	3:1	50	1,2	drainage 60 jours	Position observée

Dans les pages qui suivent, les résultats de chaque modélisation sont représentés sous la forme de l'évolution des profils de succion et de teneur en eau volumique au haut et au

bas de la pente (environ 10 m du haut et du bas de la pente dans le sens de l'axe s qui est parallèle à la pente). Les temps de drainage étudiés sont 2 jours, 7 jours, 15 jours, 30 jours et 60 jours. On présente également, pour chaque modélisation, l'évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau pour les mêmes temps de drainage.

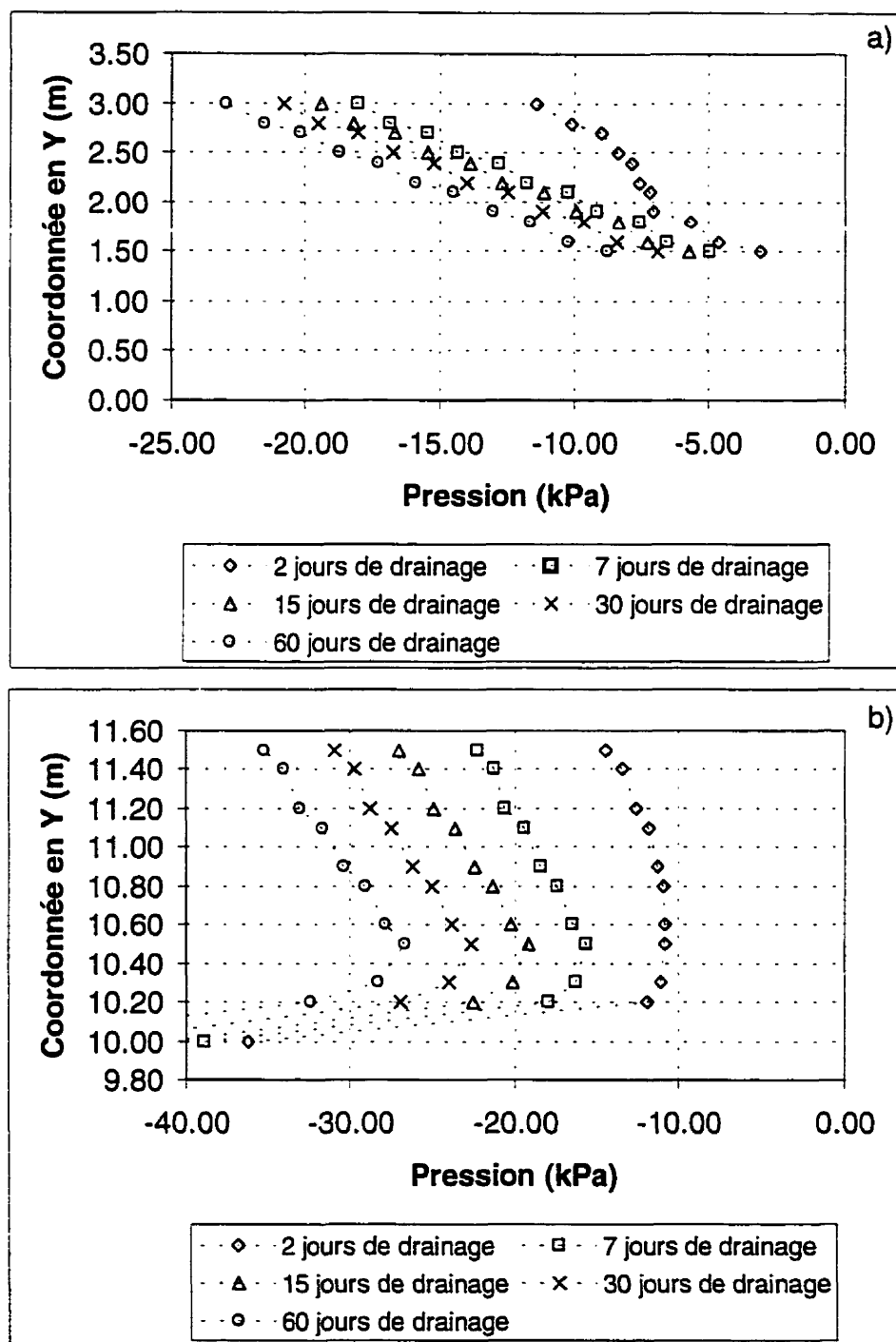


Figure A.1 : Profils de succion de la modélisation LTA-1 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

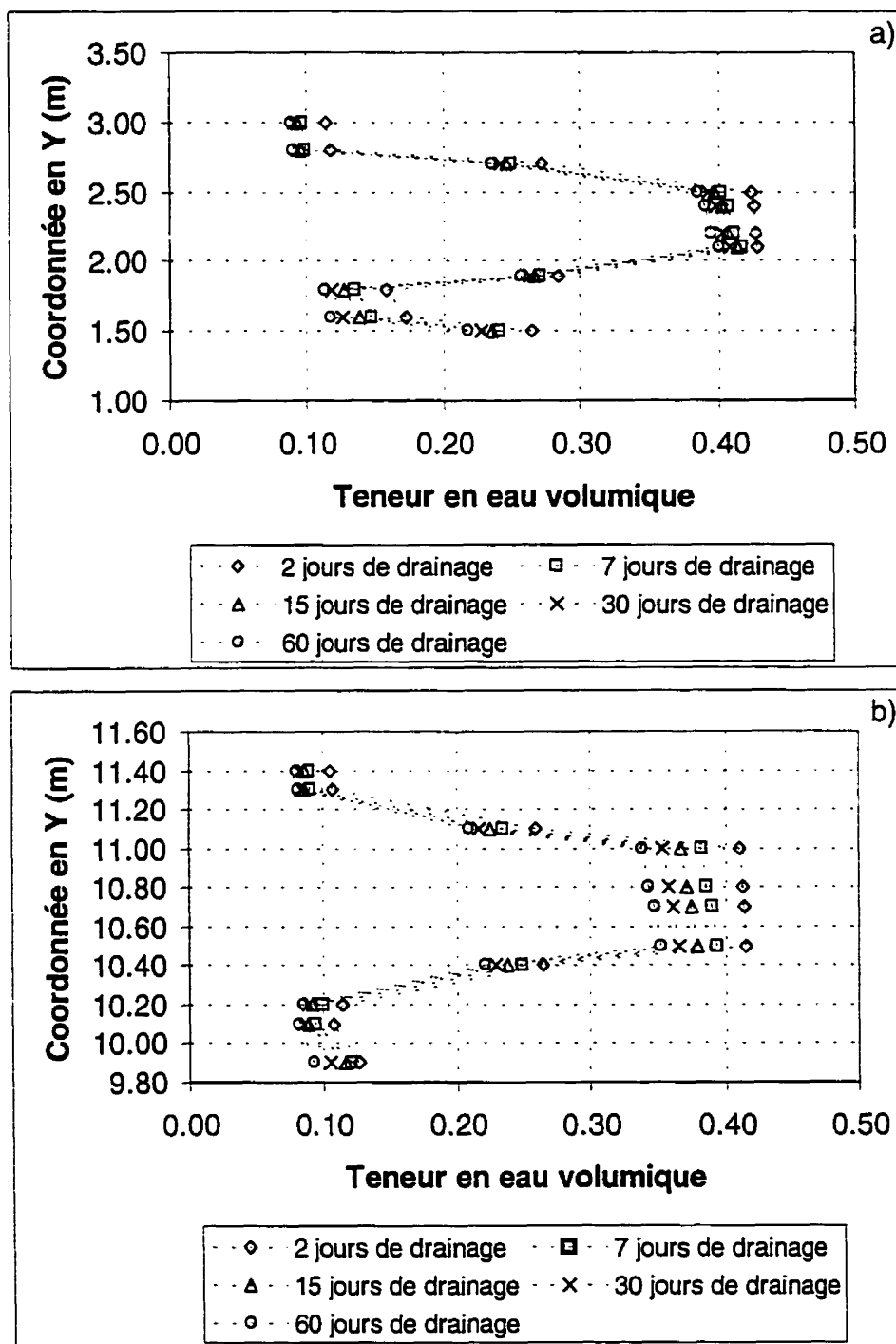


Figure A.2 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-1 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

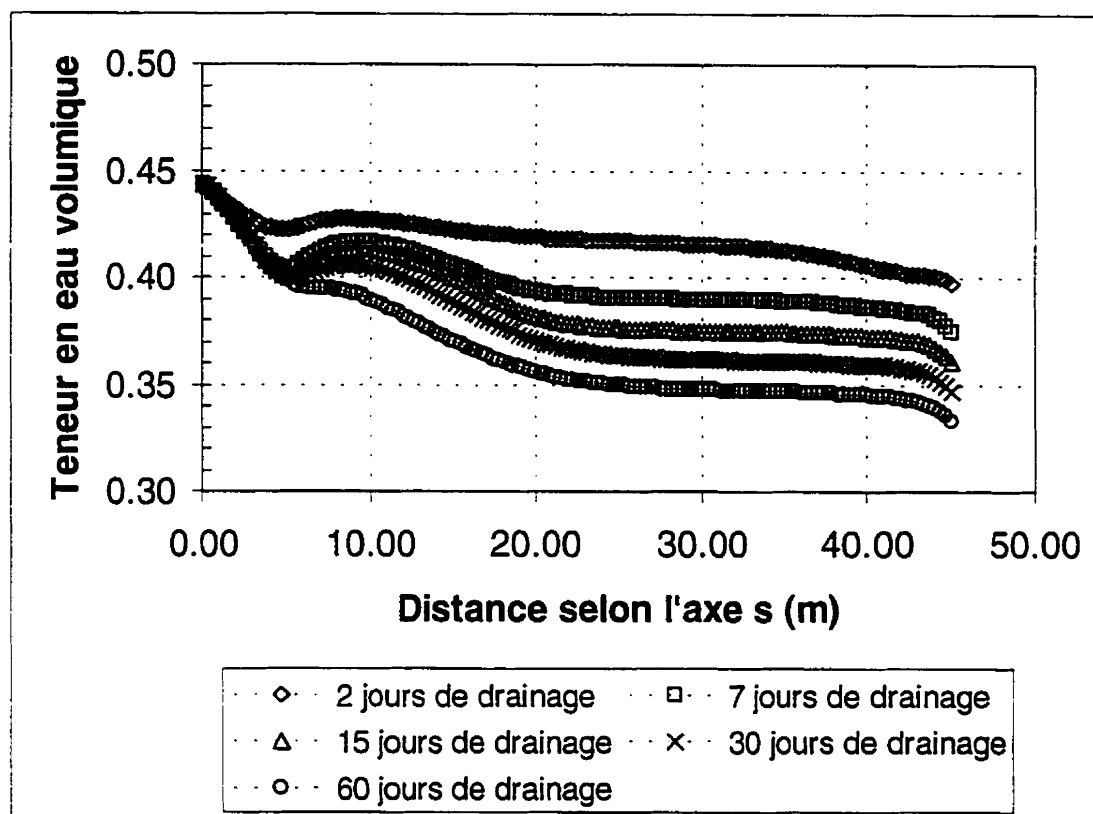


Figure A.3 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-1

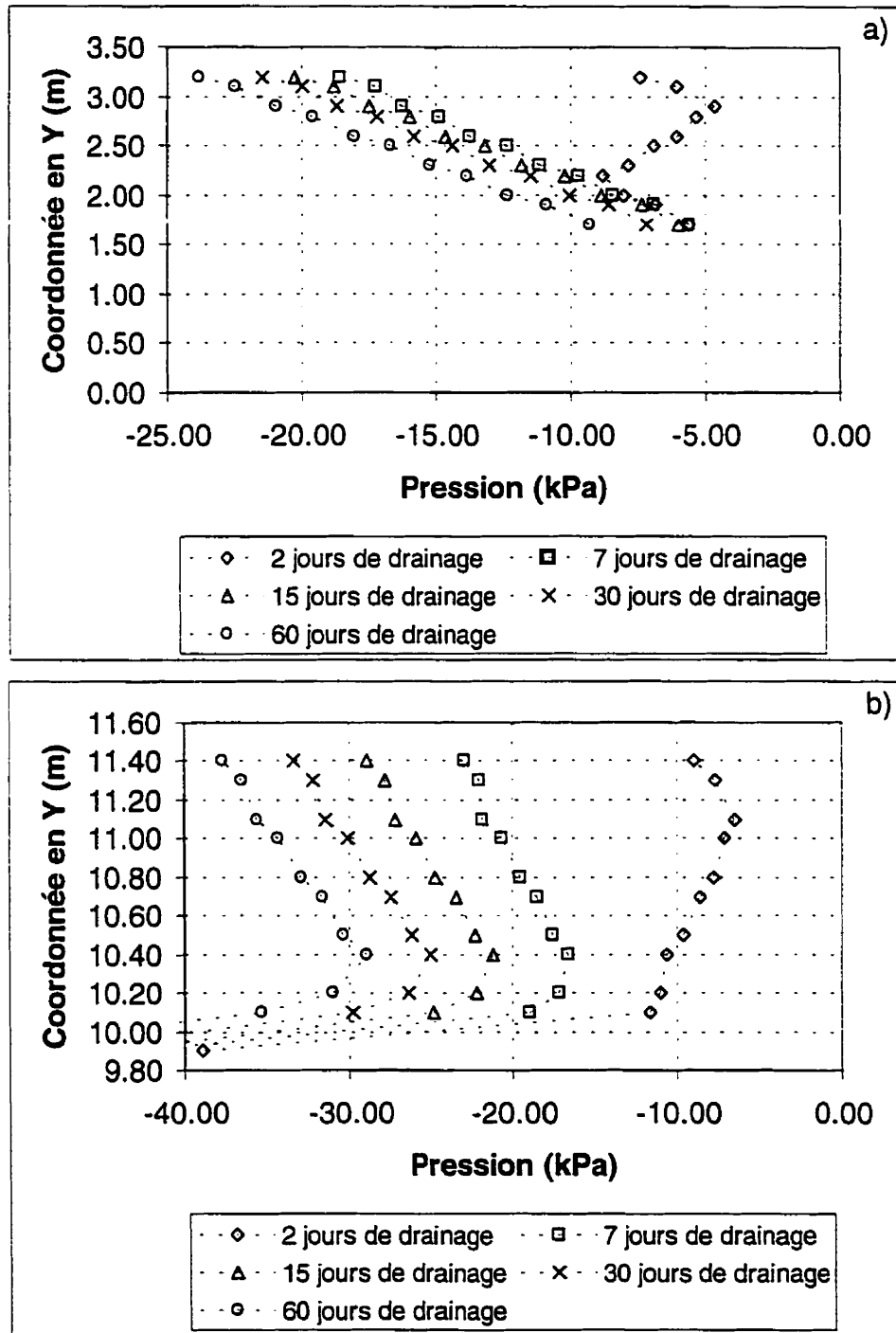


Figure A.4 : Profils de succion de la modélisation LTA-2 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

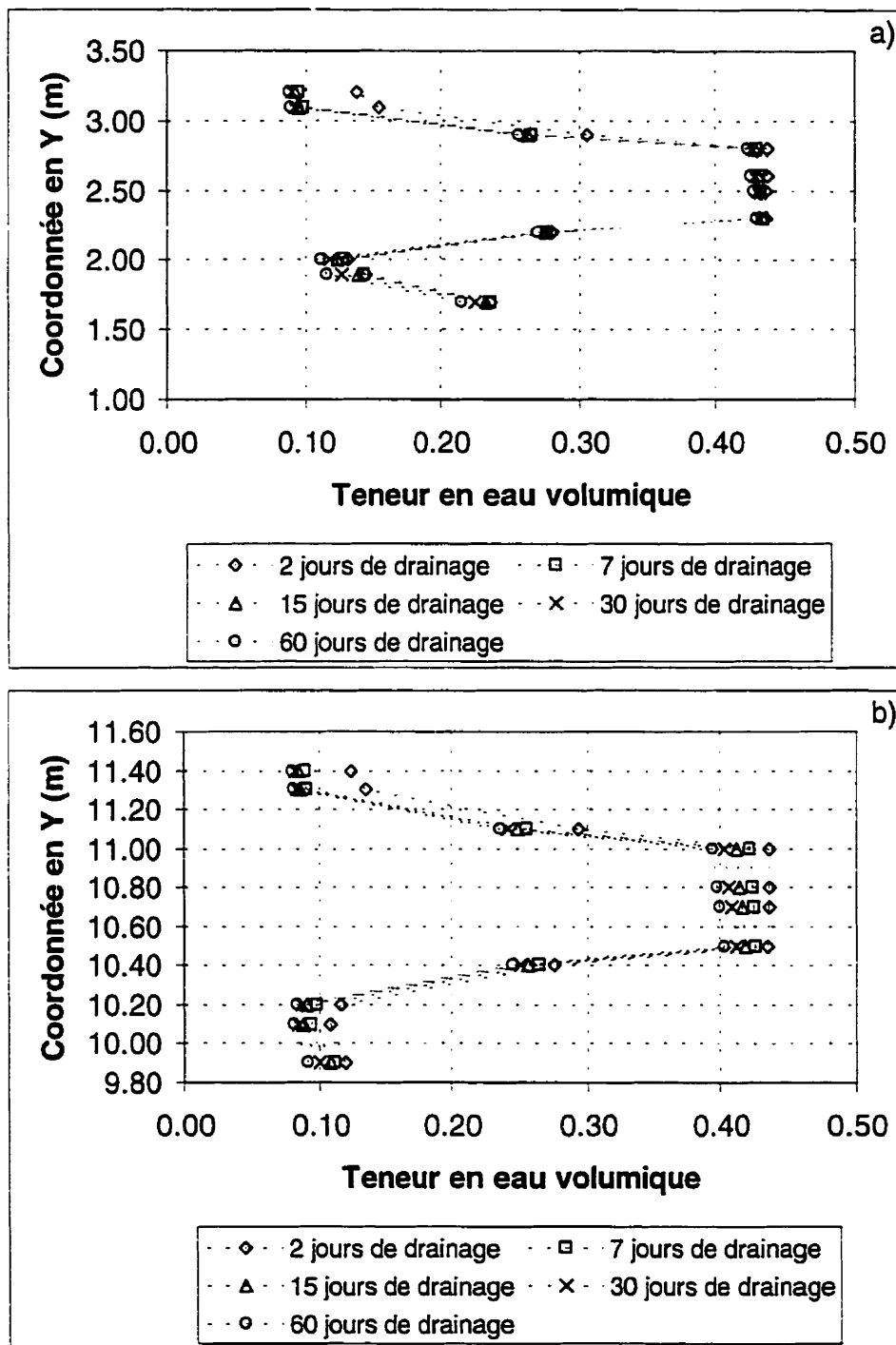


Figure A.5 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-2 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

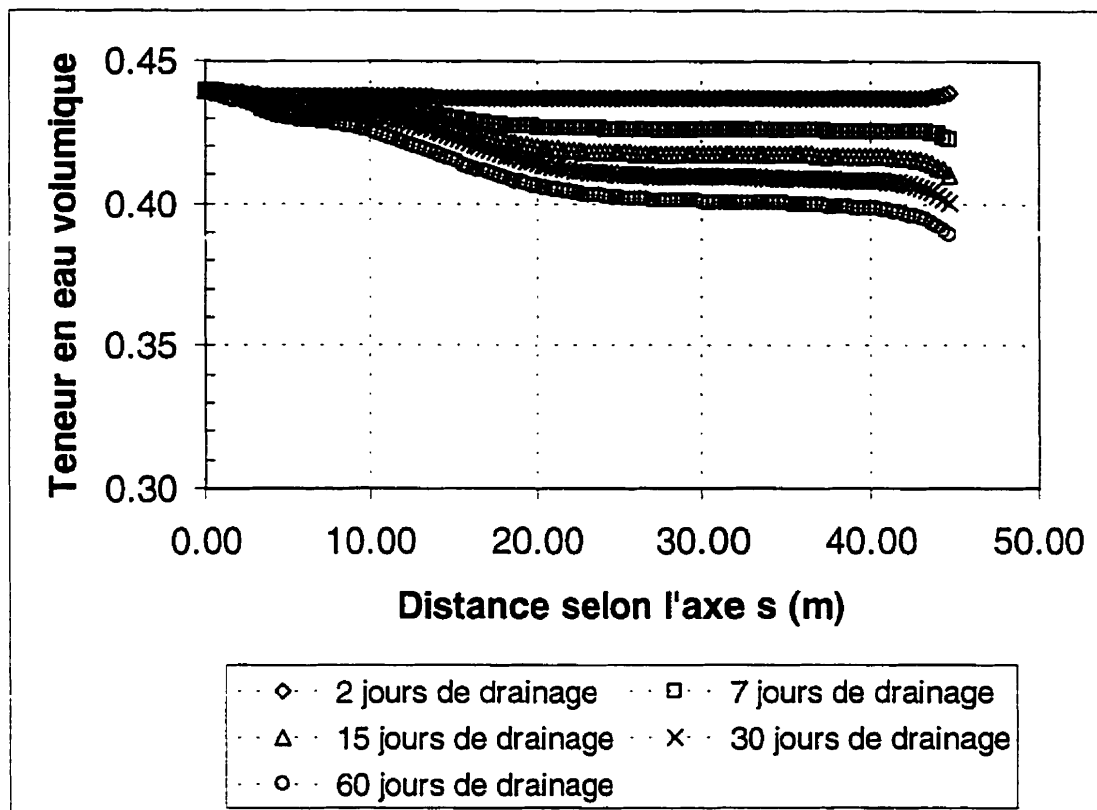


Figure A.6 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-2

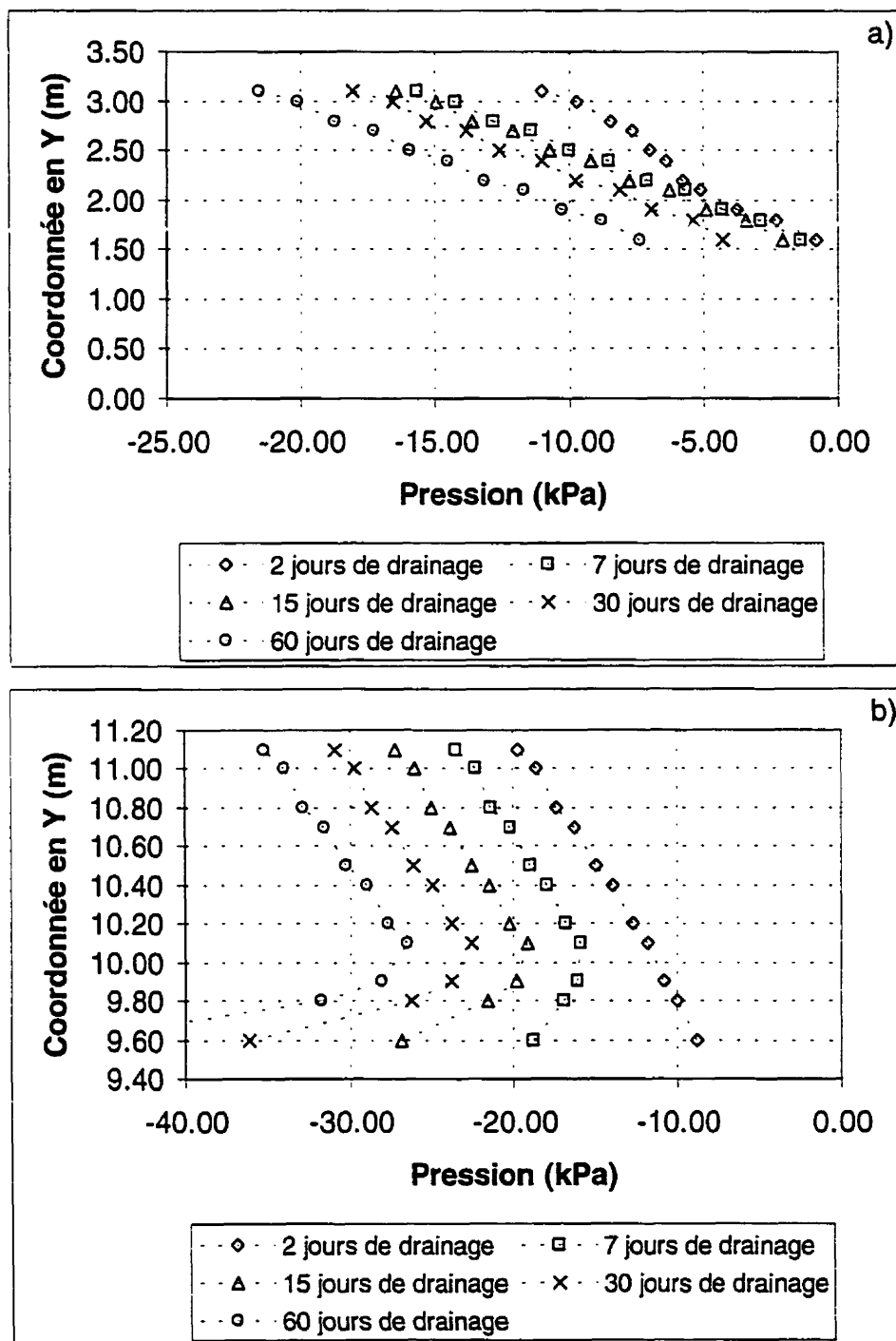


Figure A.7 : Profils de succion de la modélisation LTA-3 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

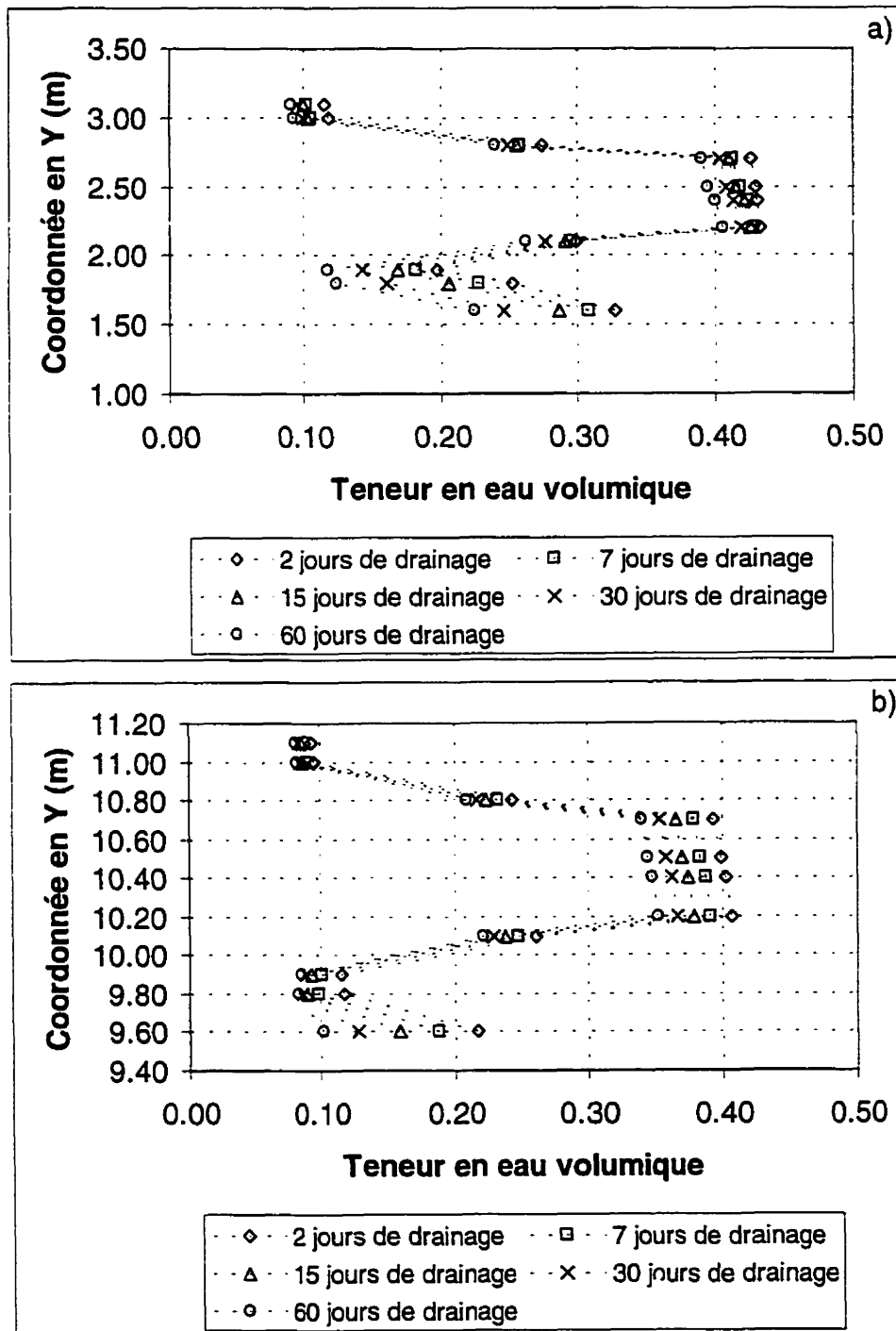


Figure A.8 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-3 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

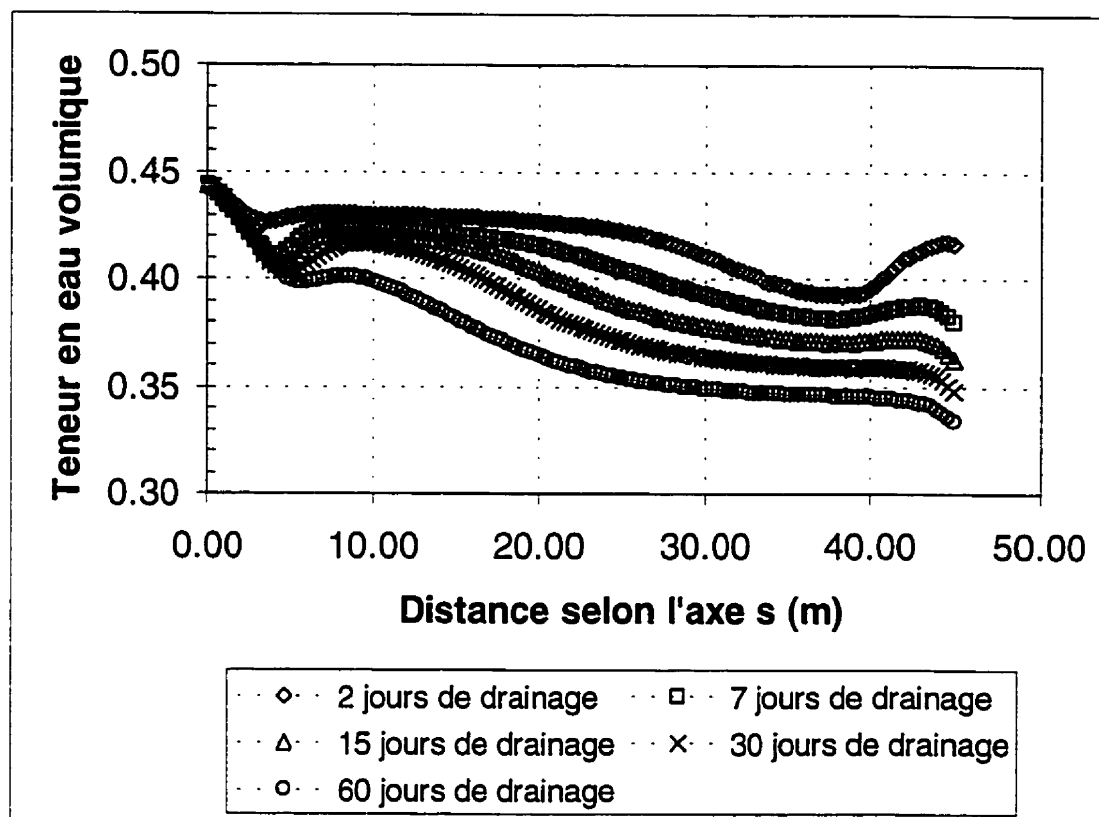


Figure A.9 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-3

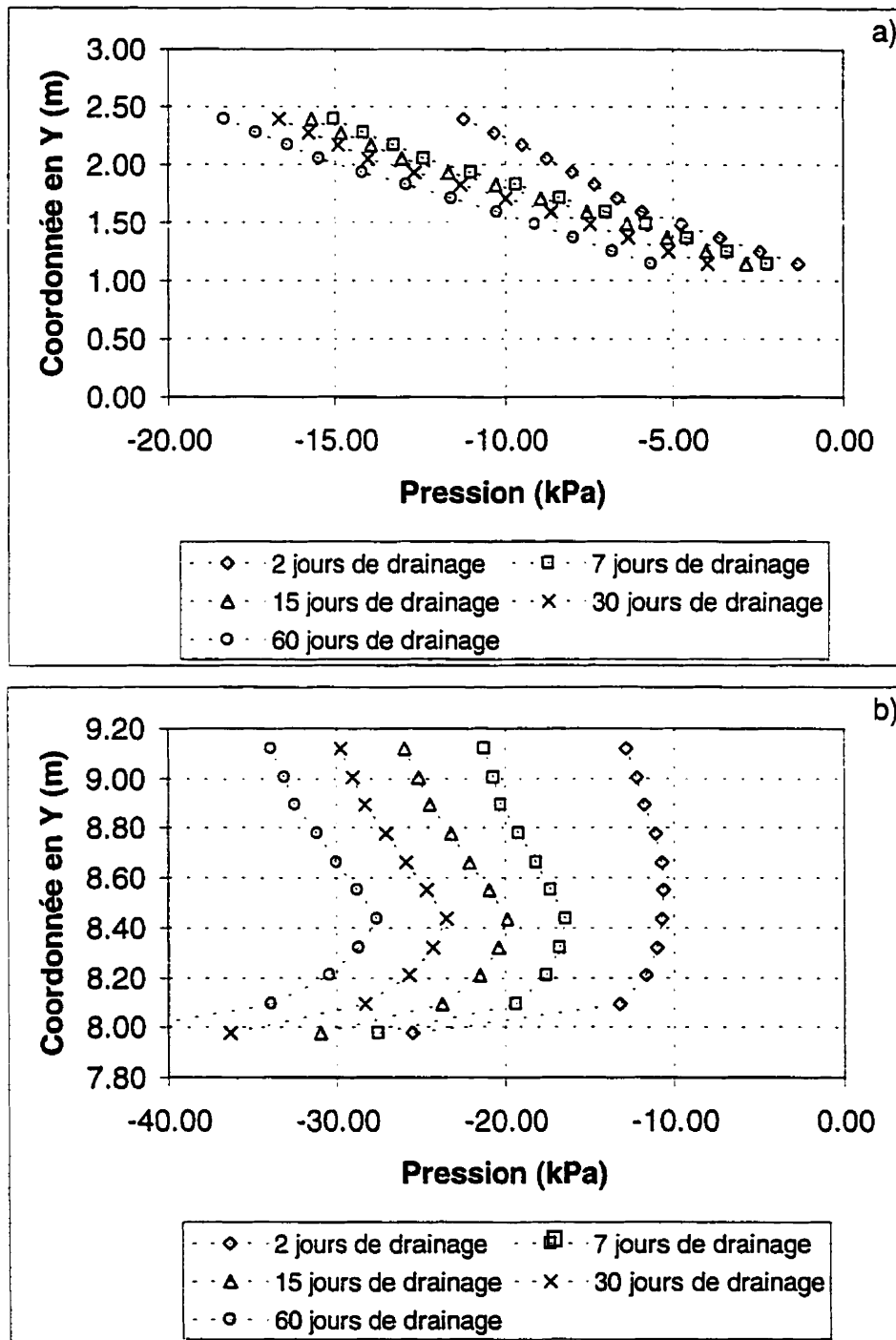


Figure A.10 : Profils de succion de la modélisation LTA-4 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

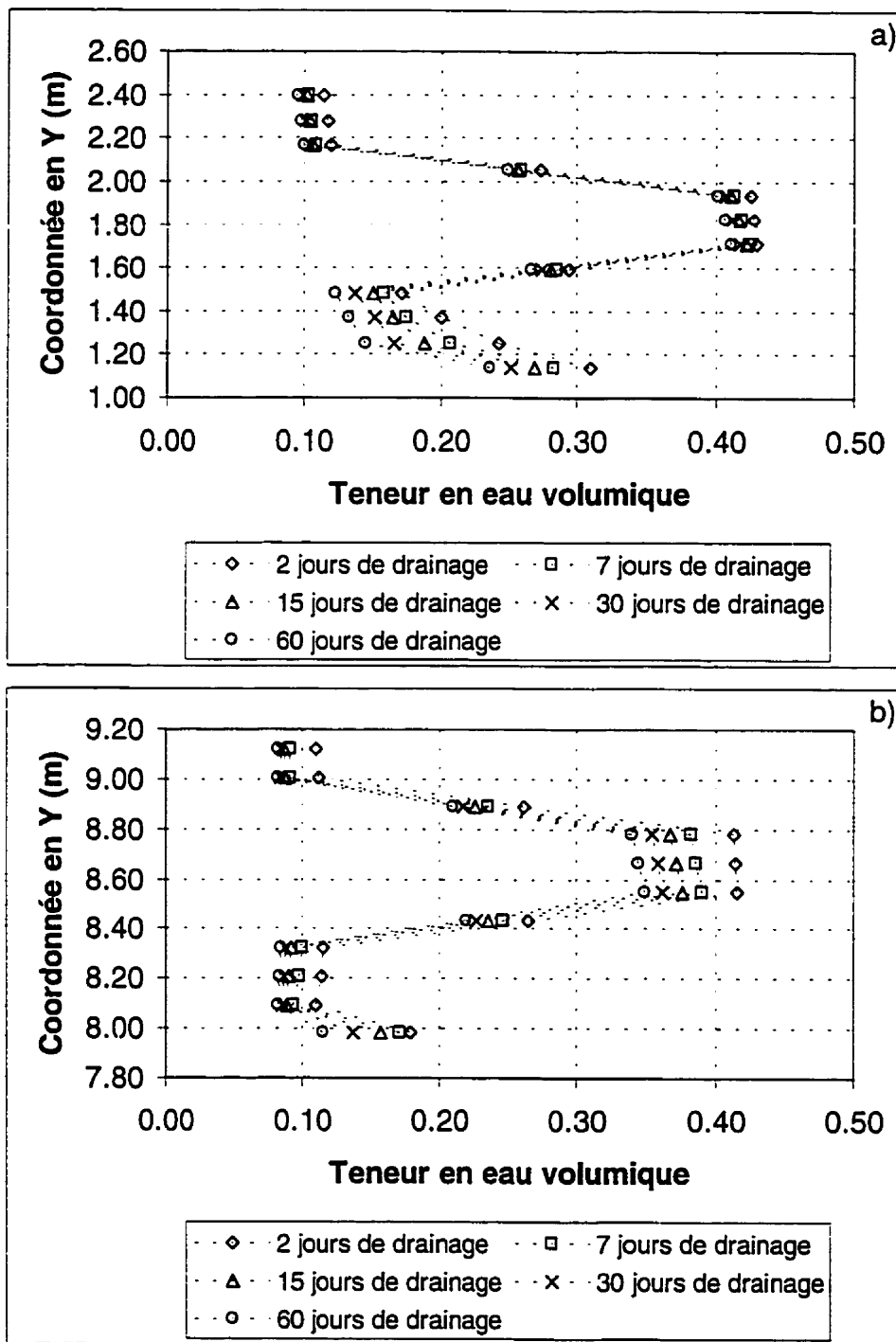


Figure A.11 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-4 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

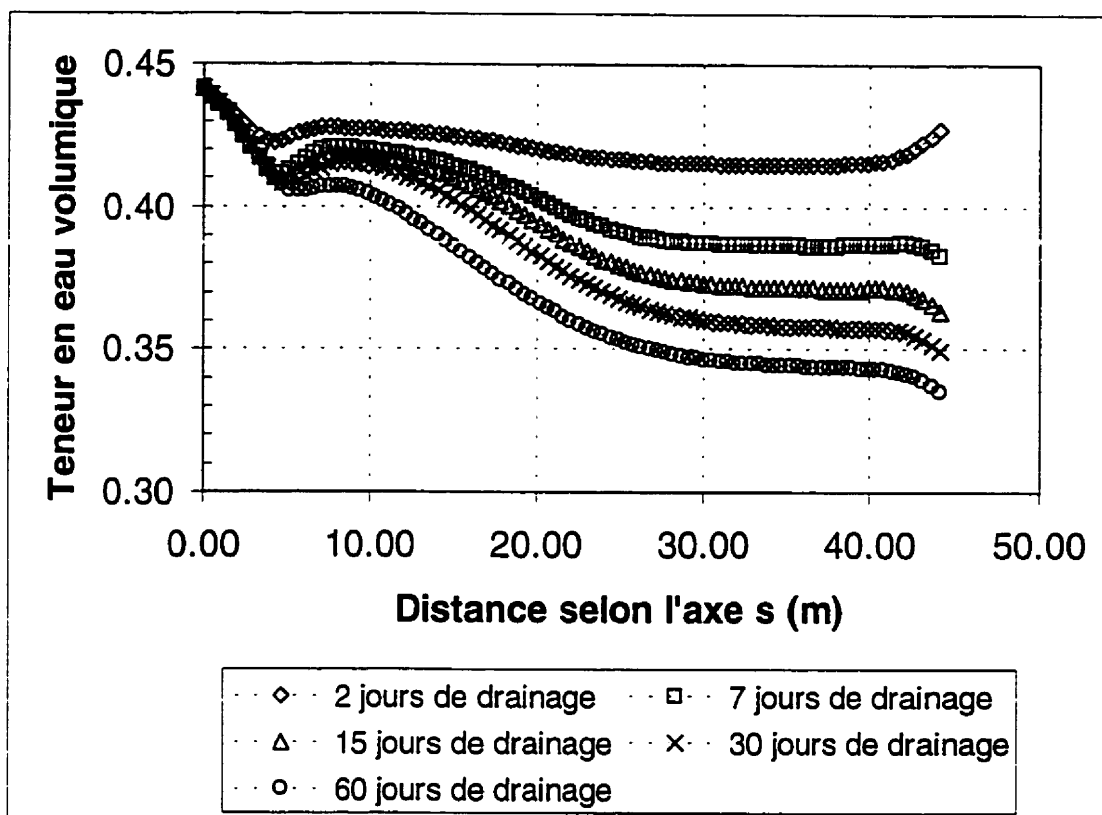


Figure A.12 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-4

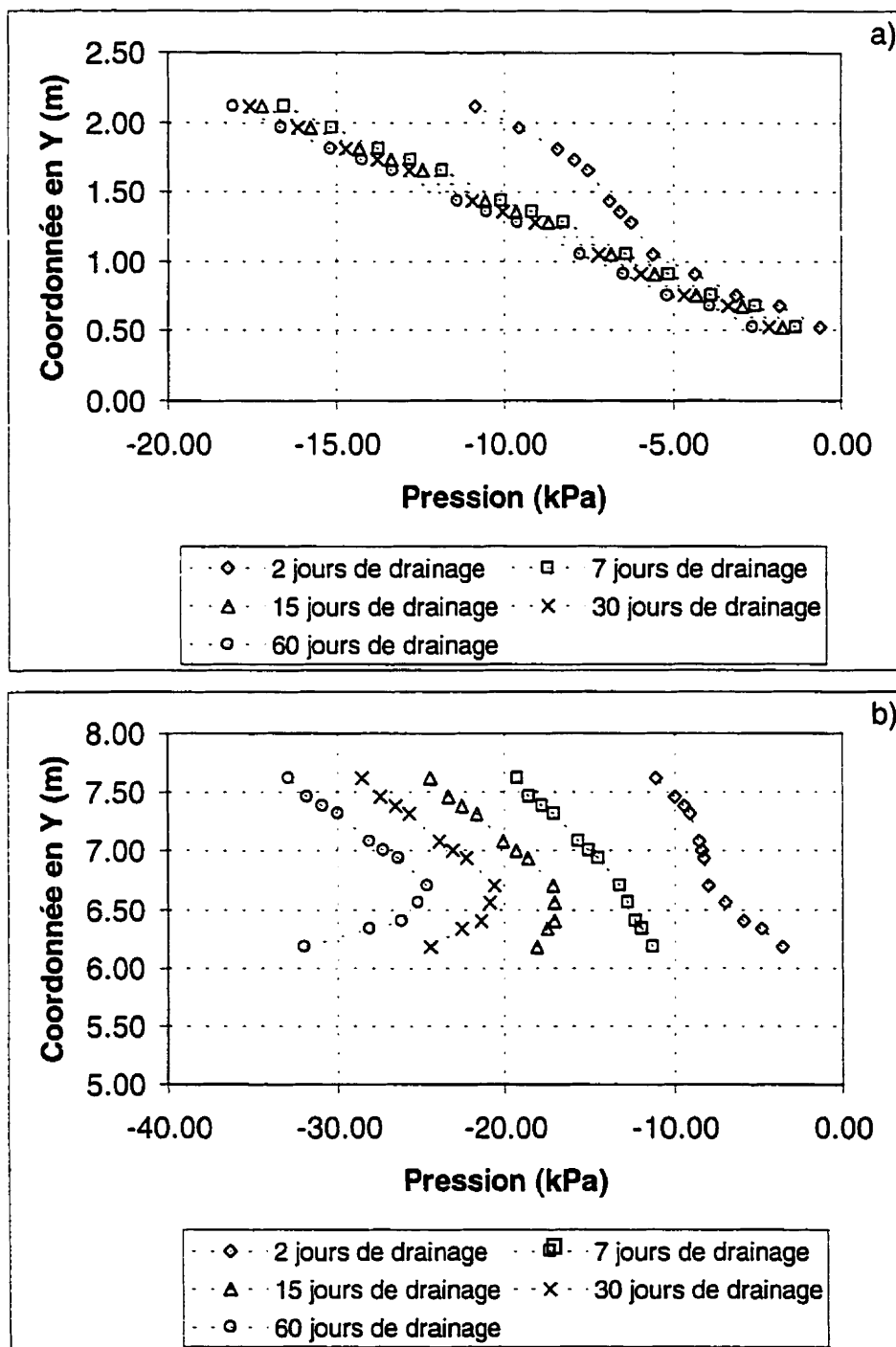


Figure A.13 : Profils de succion de la modélisation LTA-5 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

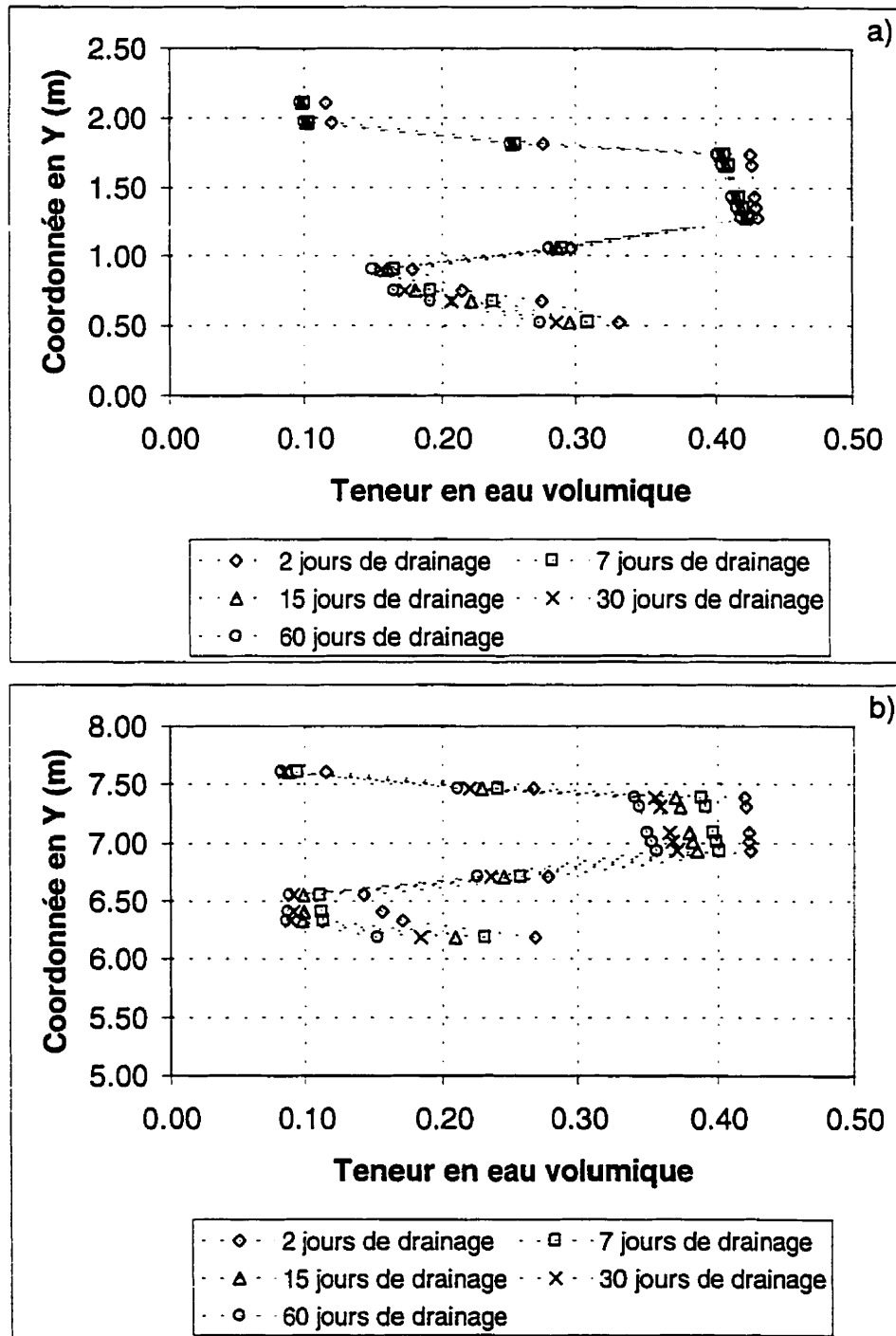


Figure A.14 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-5 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

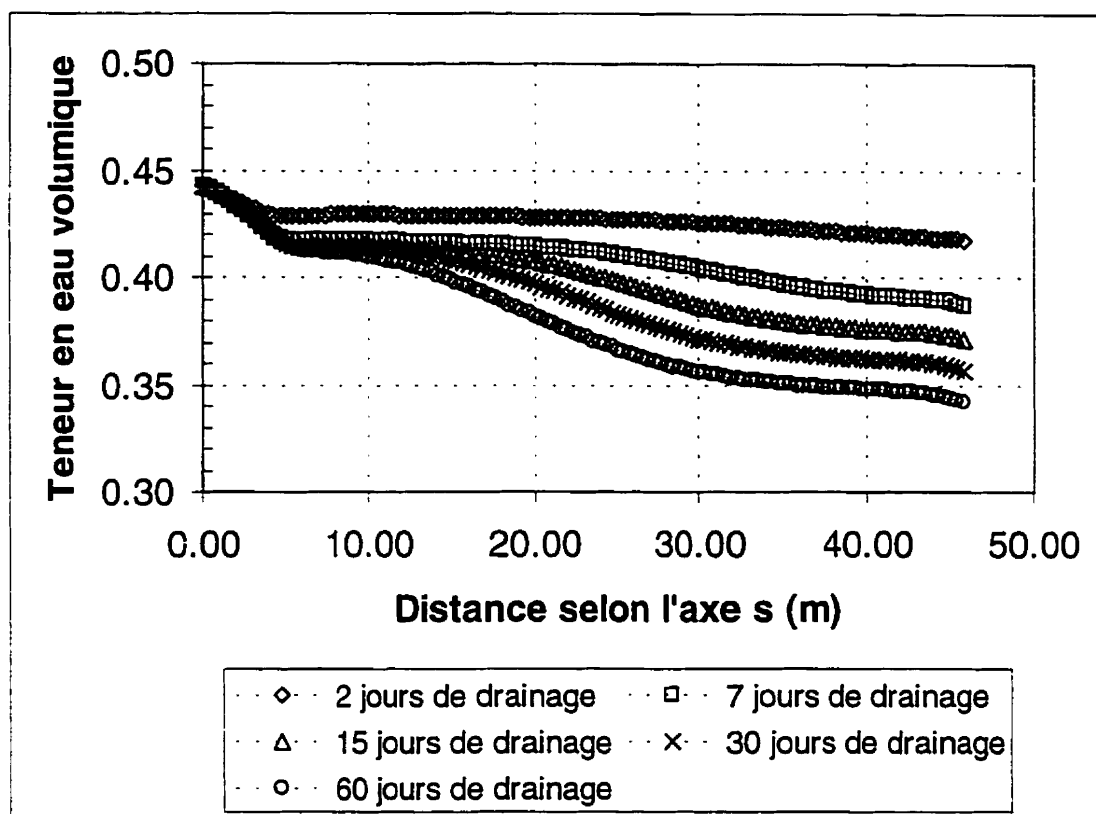


Figure A.15 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-5

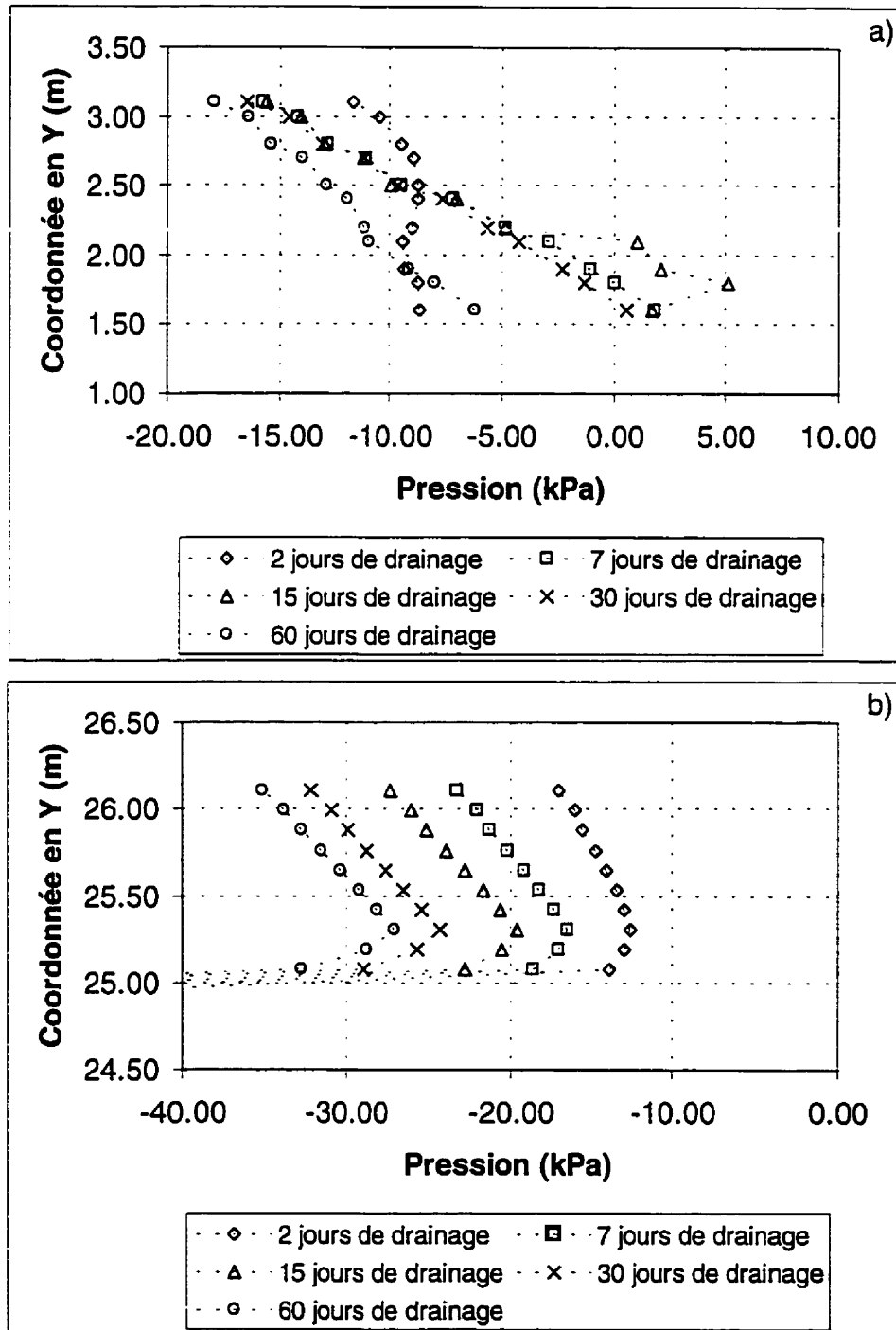


Figure A.16 : Profils de succion de la modélisation LTA-6 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

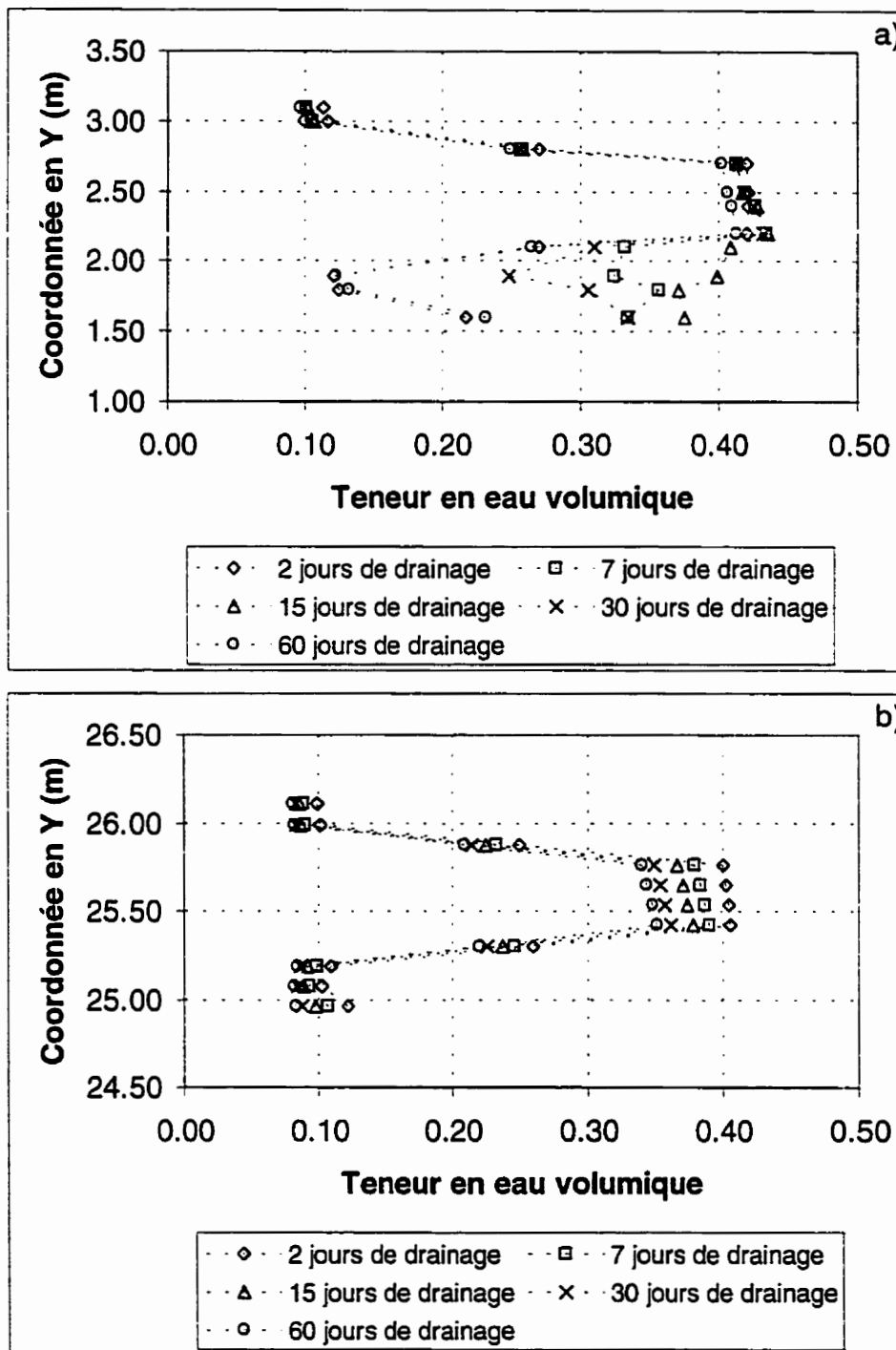


Figure A.17 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-6 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

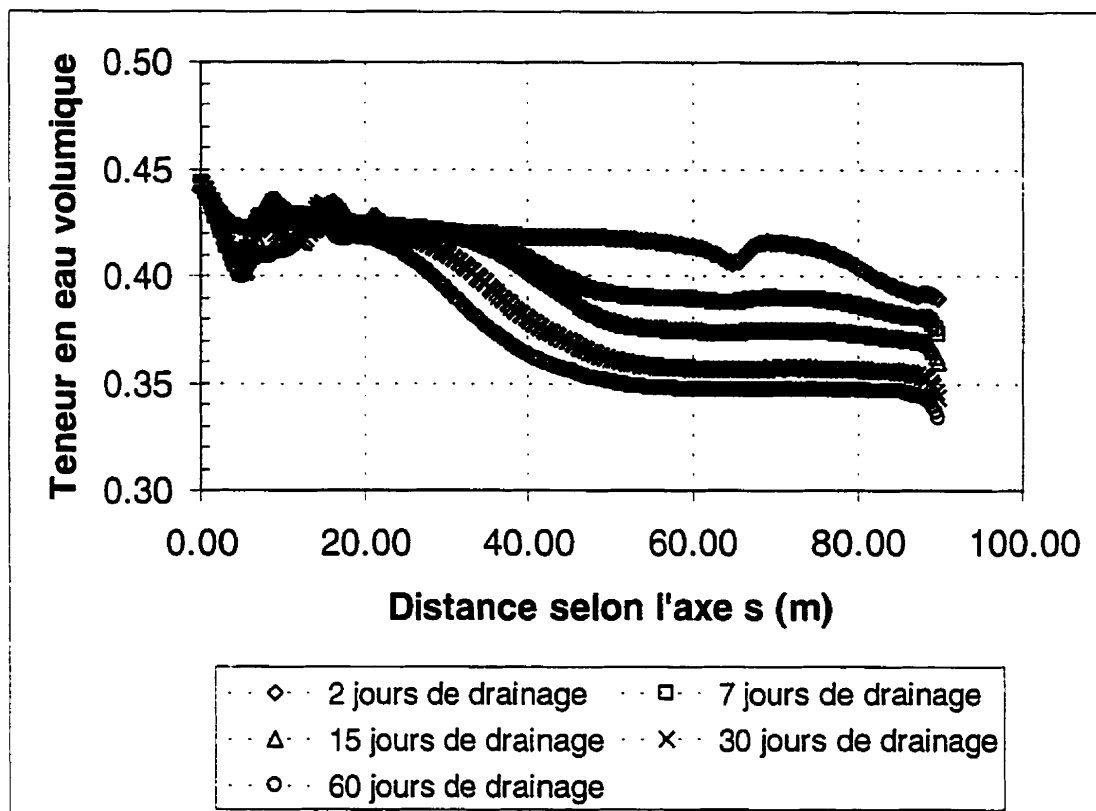


Figure A.18 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-6

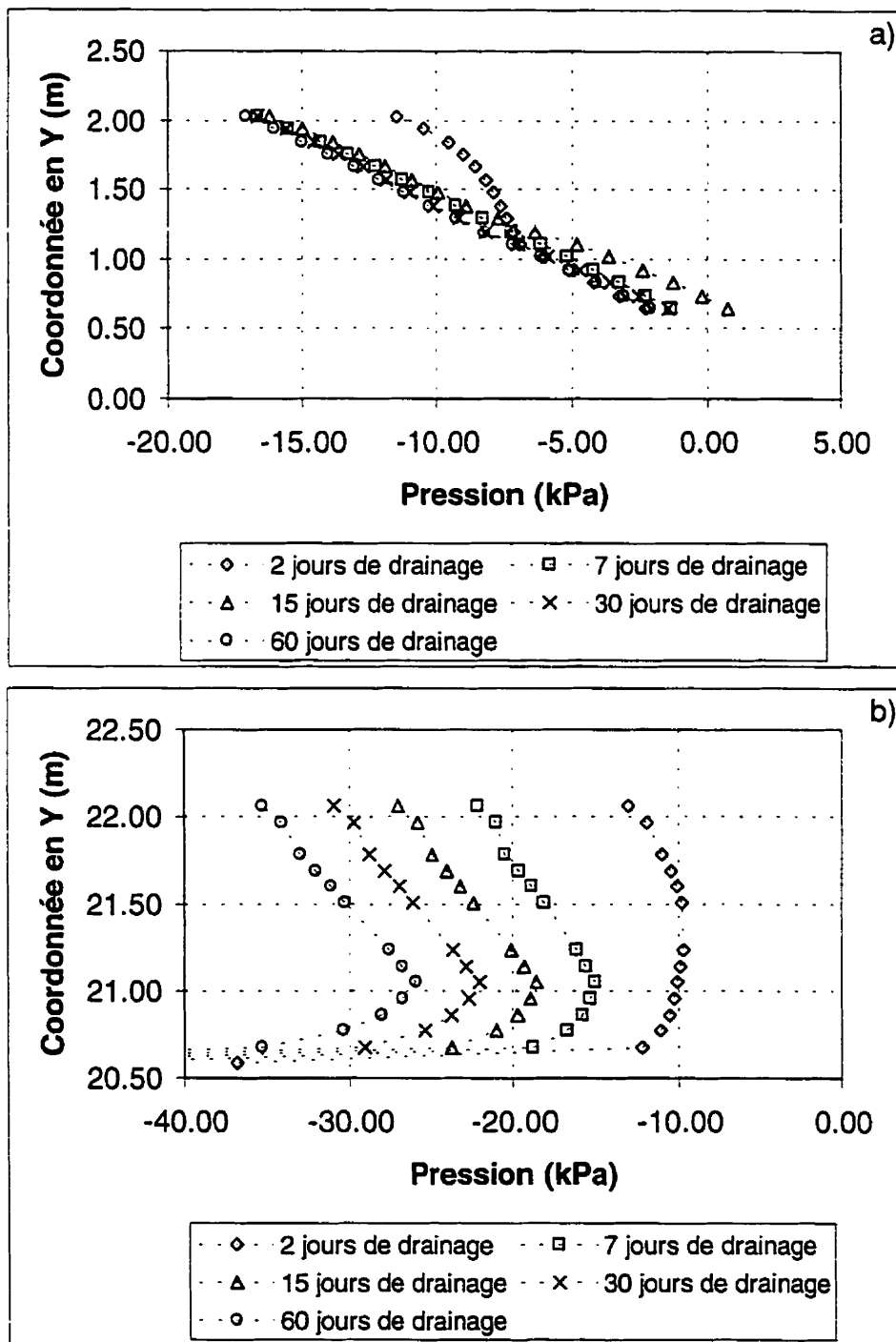


Figure A.19 : Profils de succion de la modélisation LTA-7 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

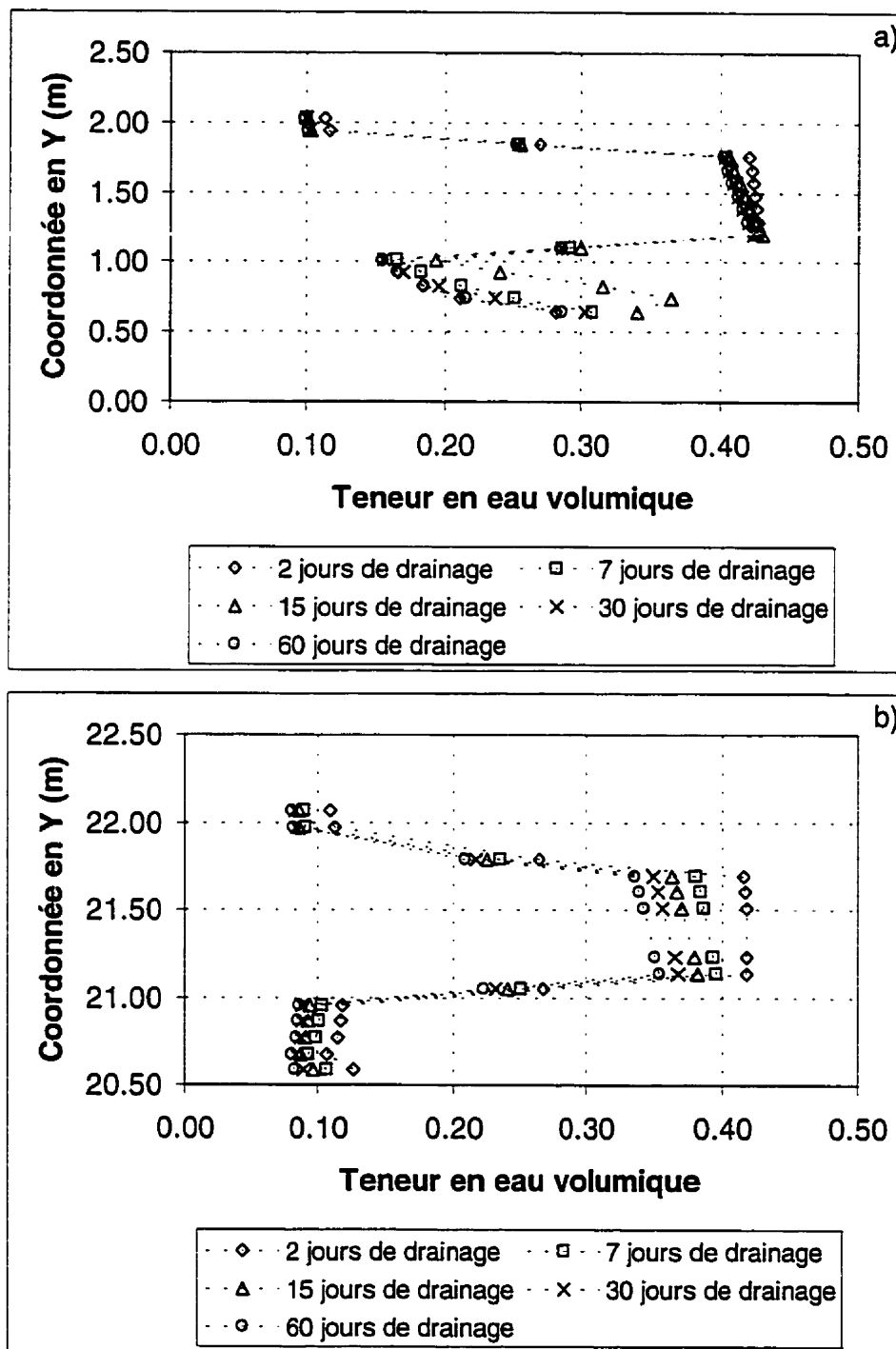


Figure A.20 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-7 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

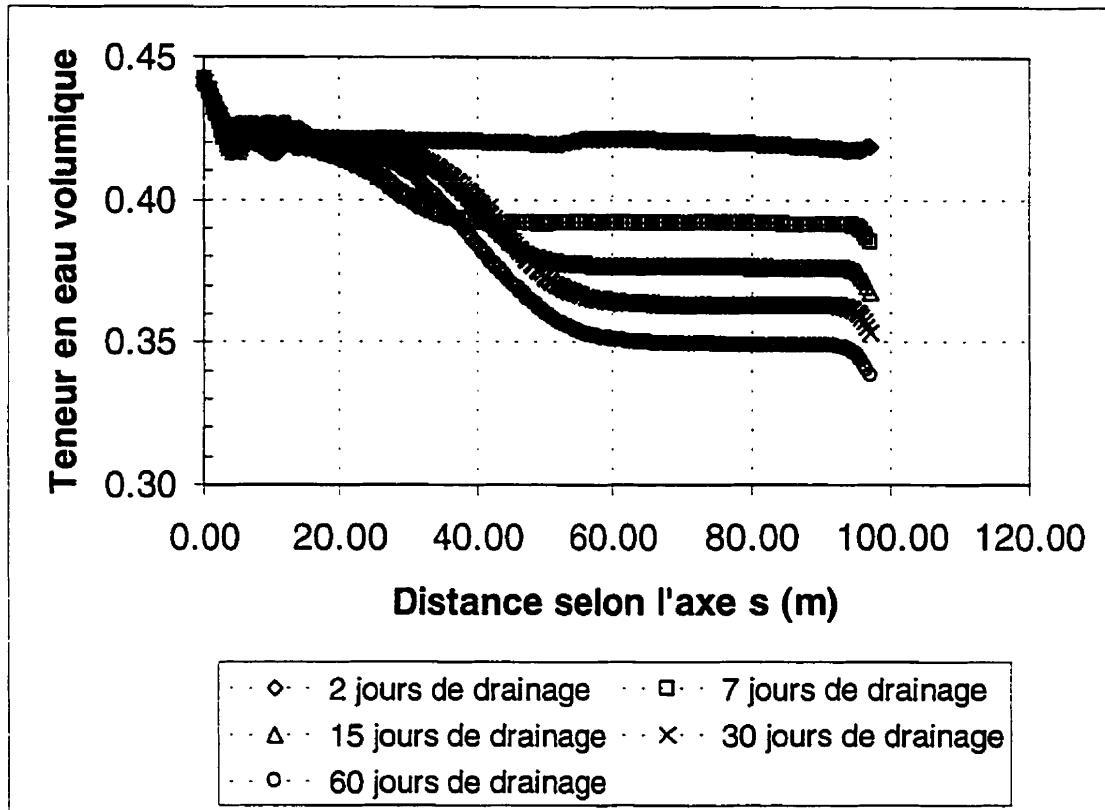


Figure A.21 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-7

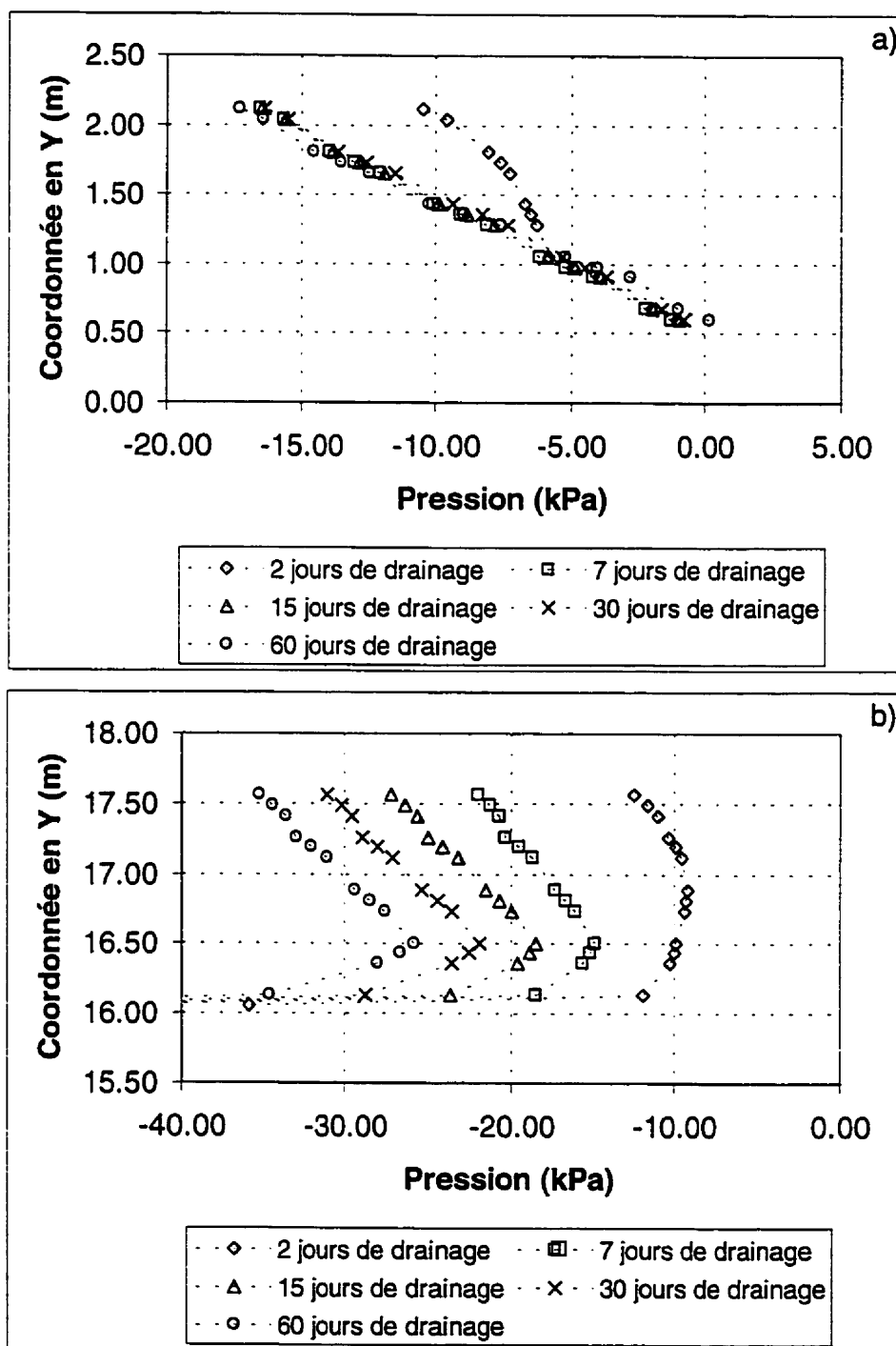


Figure A.22 : Profils de succion de la modélisation LTA-8 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

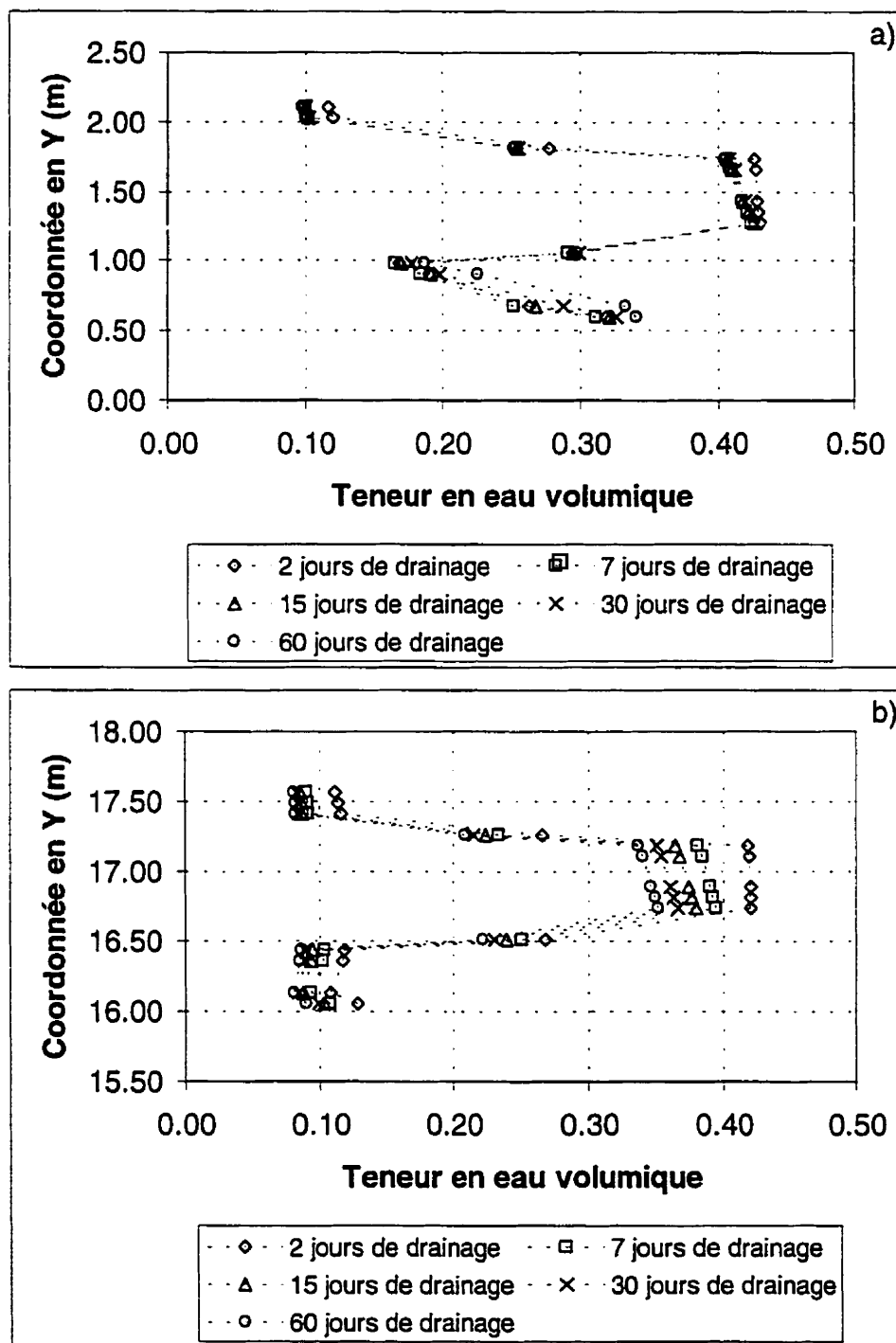


Figure A.23 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-8 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

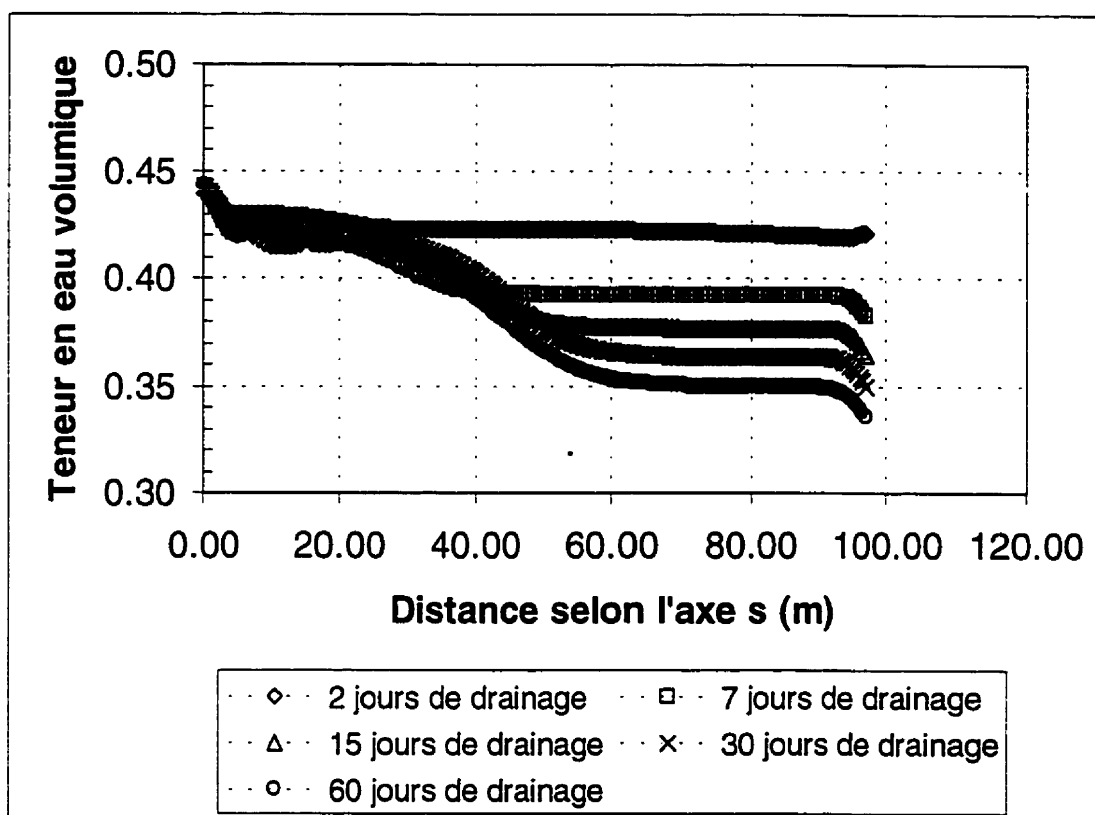


Figure A.24 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-8

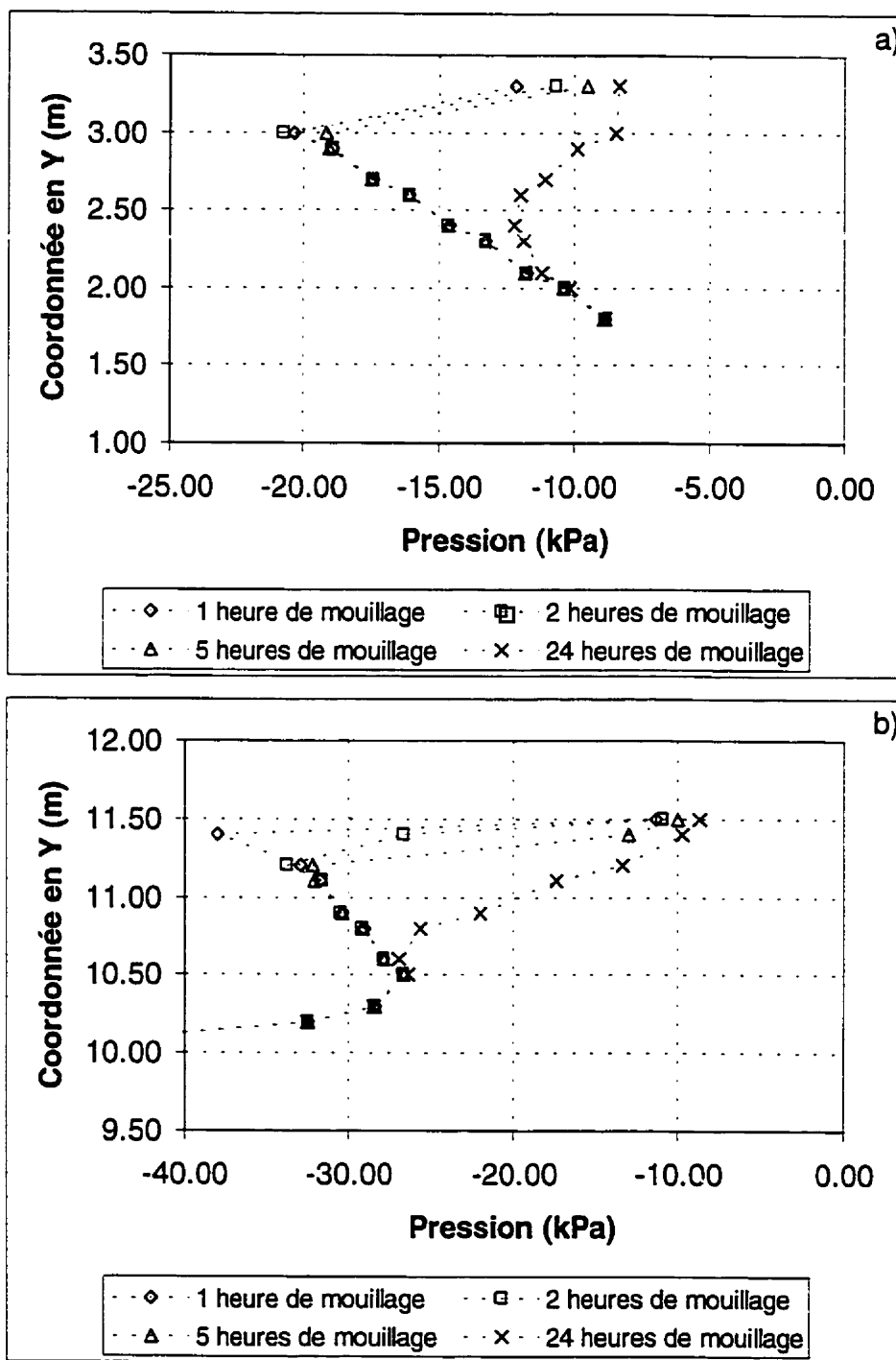


Figure A.25 : Profils de succion de la modélisation LTA-9 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de mouillage après une période de drainage de 60 jours

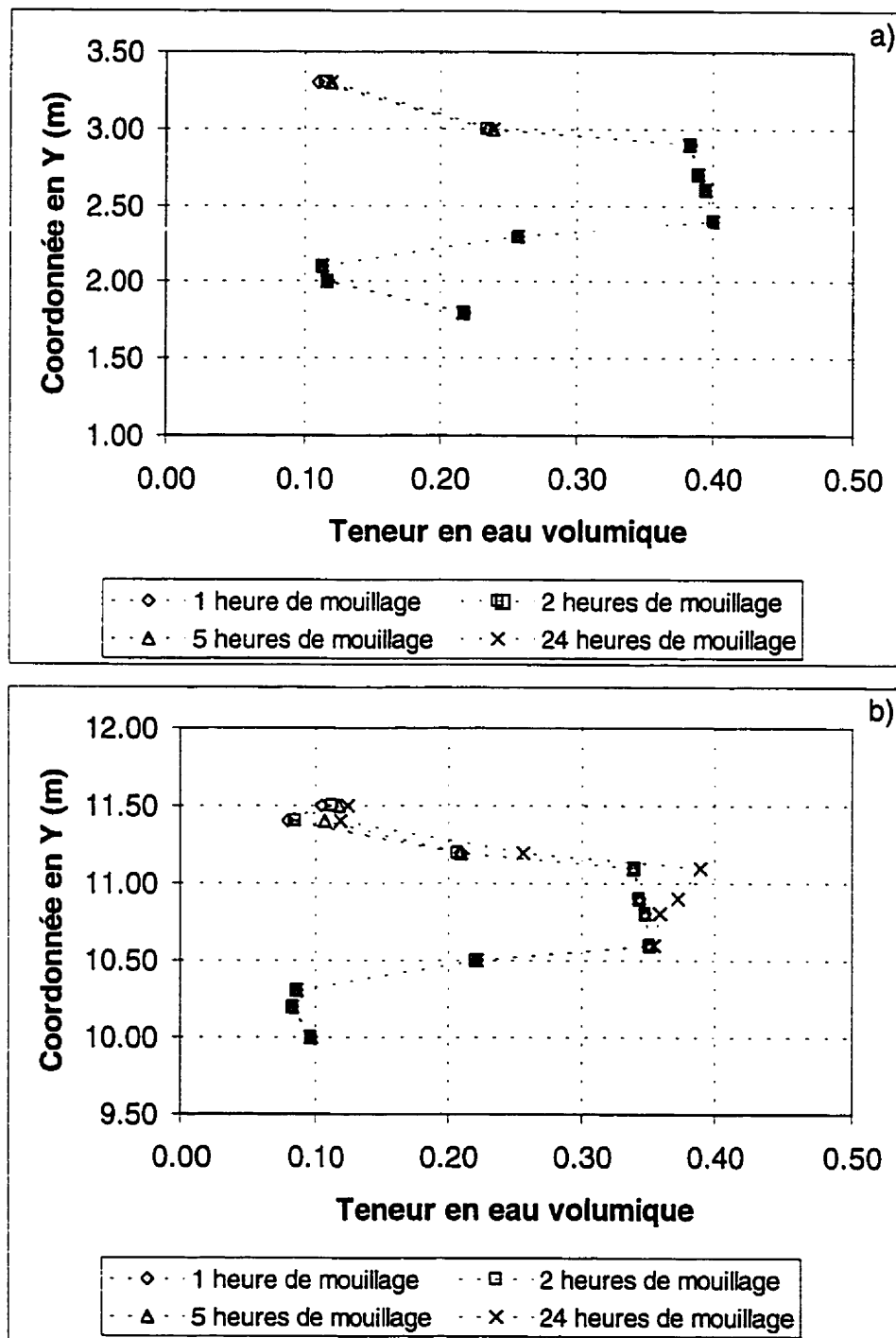


Figure A.26 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-9 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de mouillage après une période de drainage de 60 jours

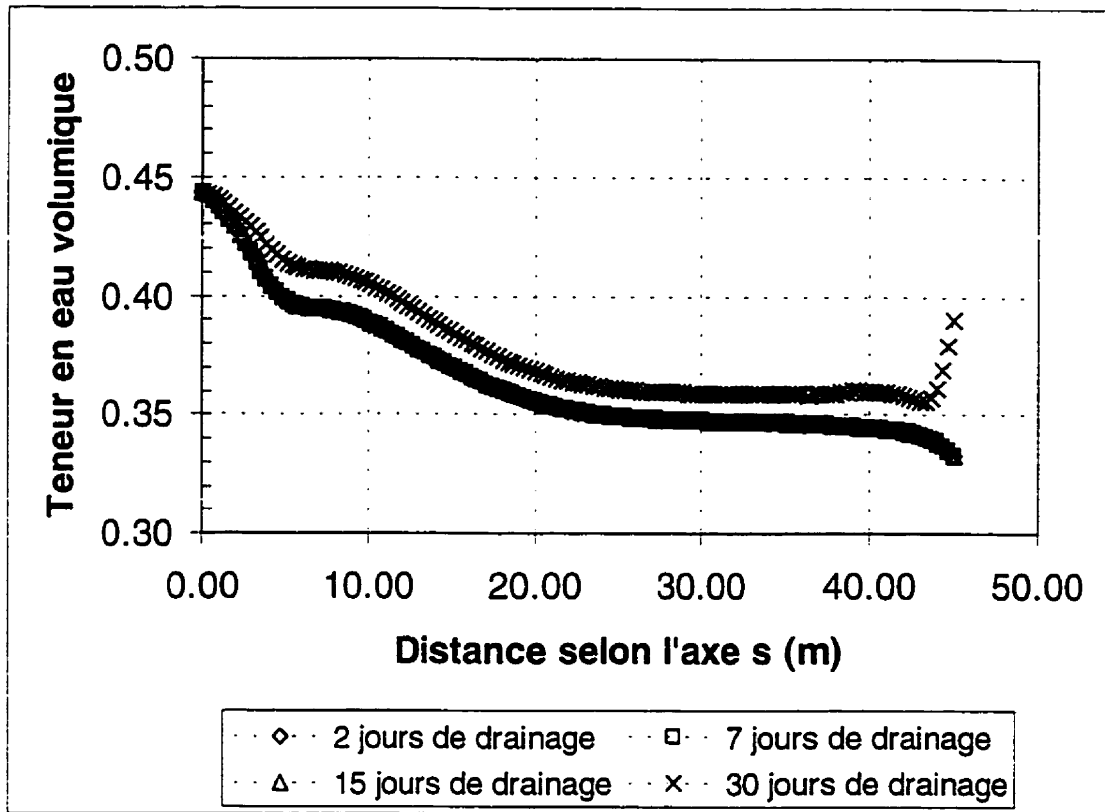


Figure A.27 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-9

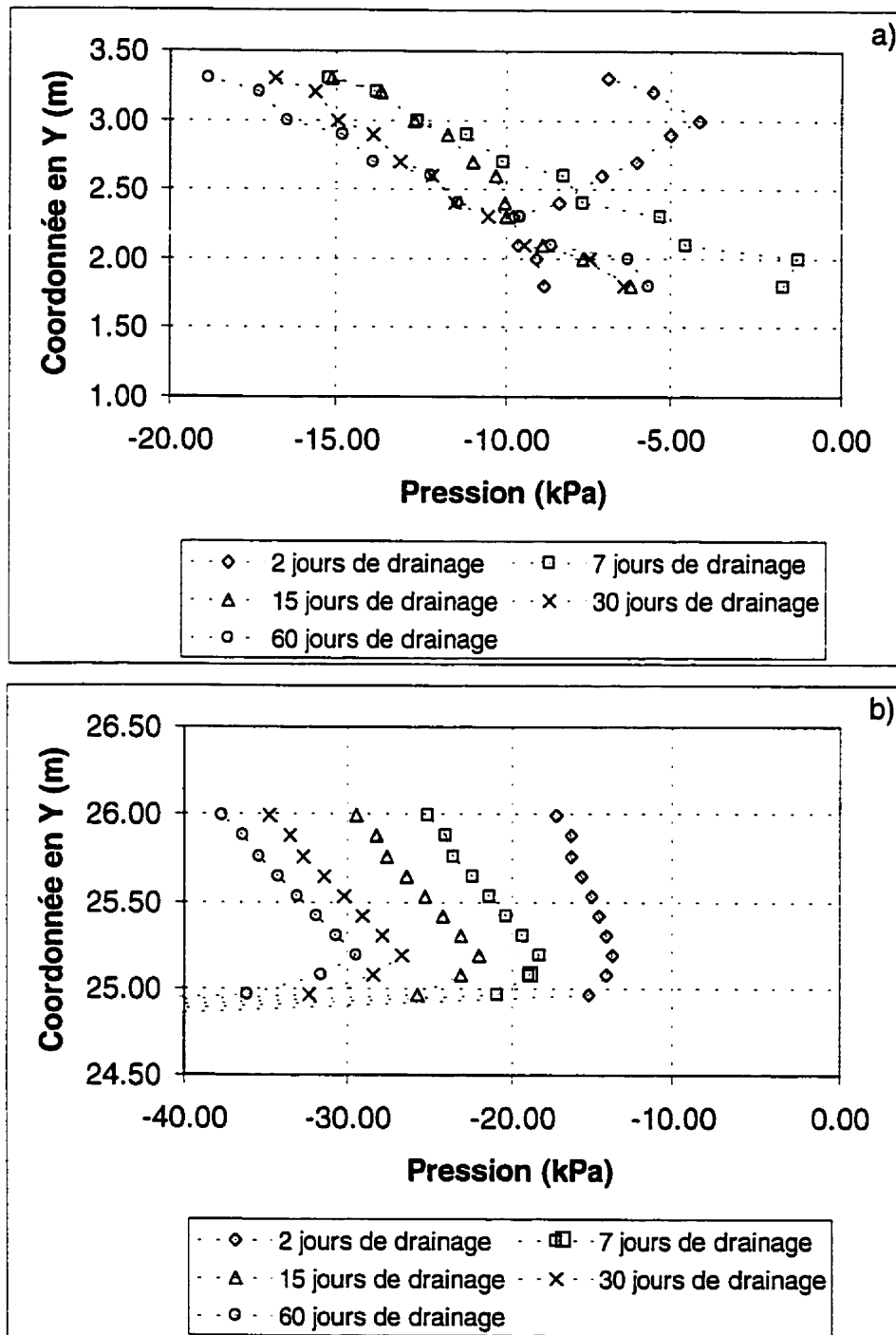


Figure A.28 : Profils de succion de la modélisation LTA-10 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

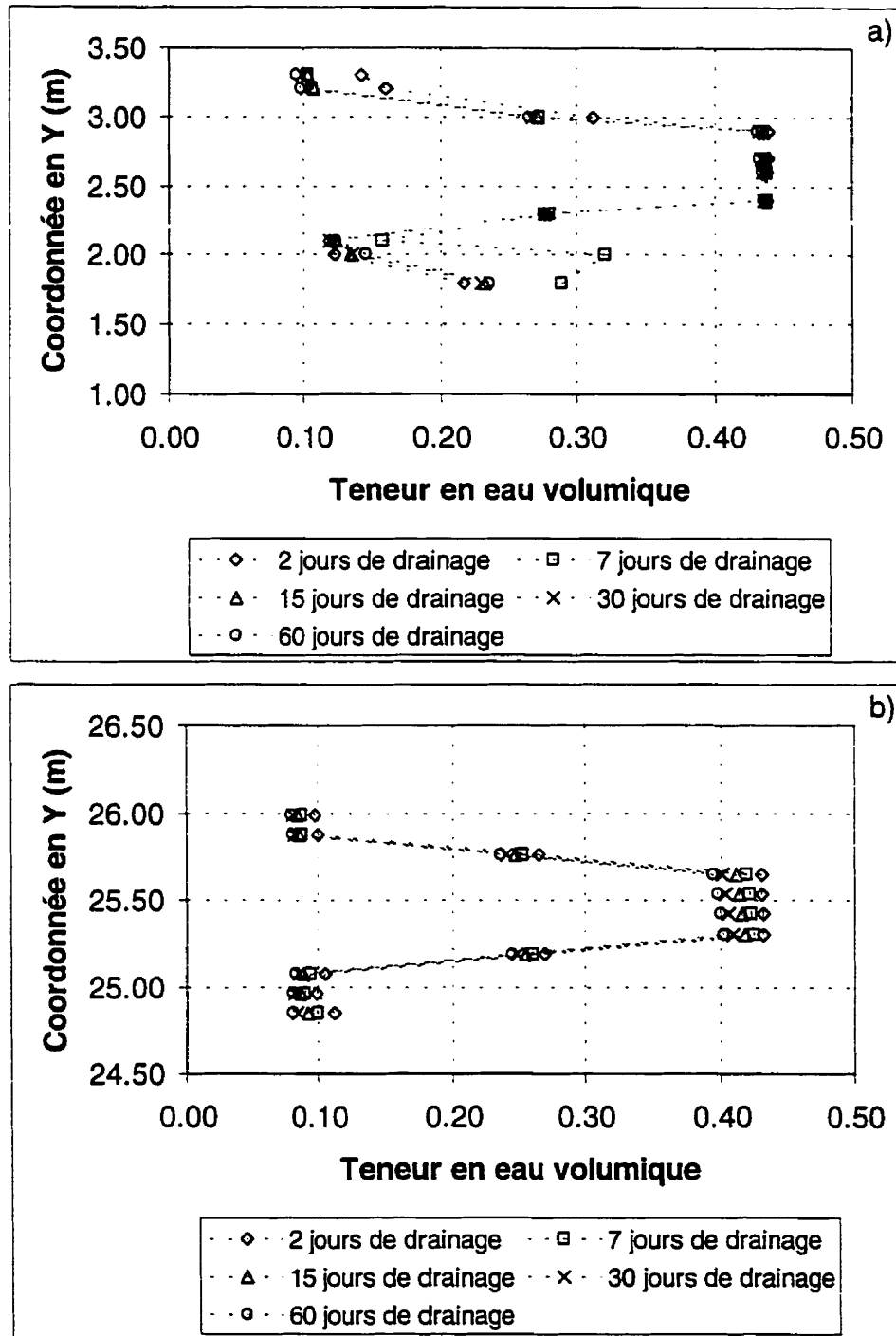


Figure A.29 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-10 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

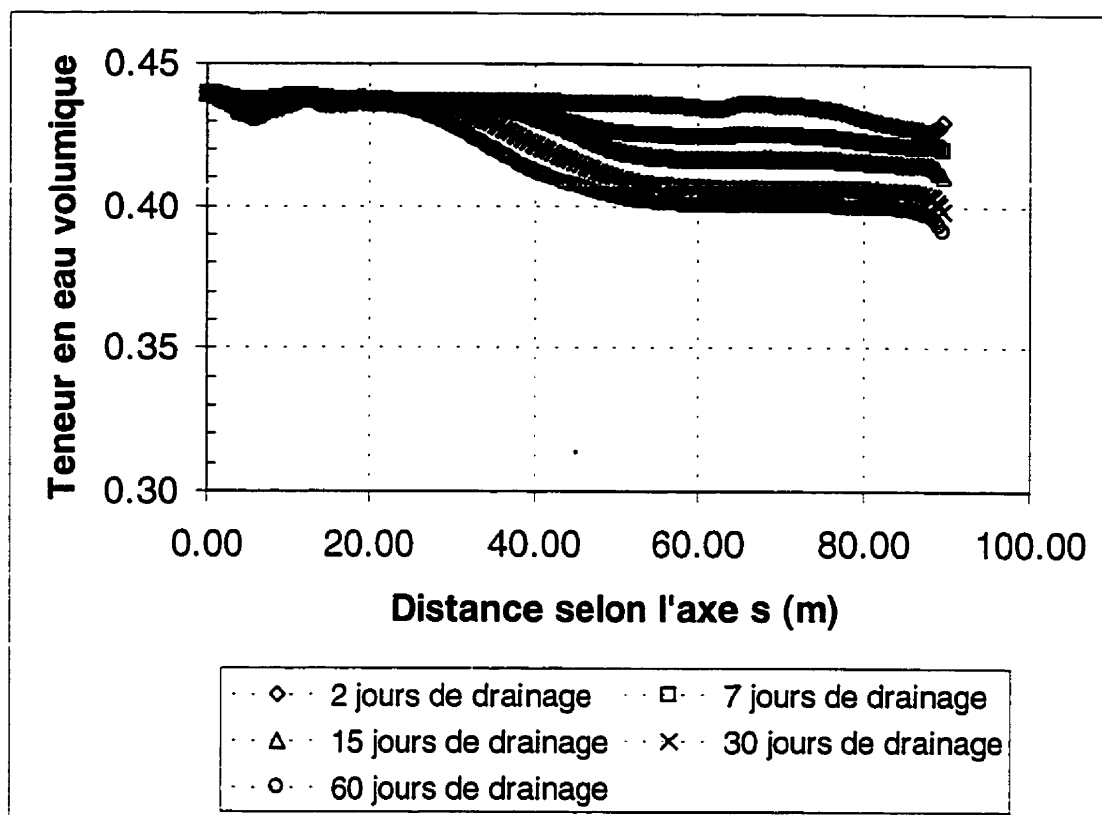


Figure A.30 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-10

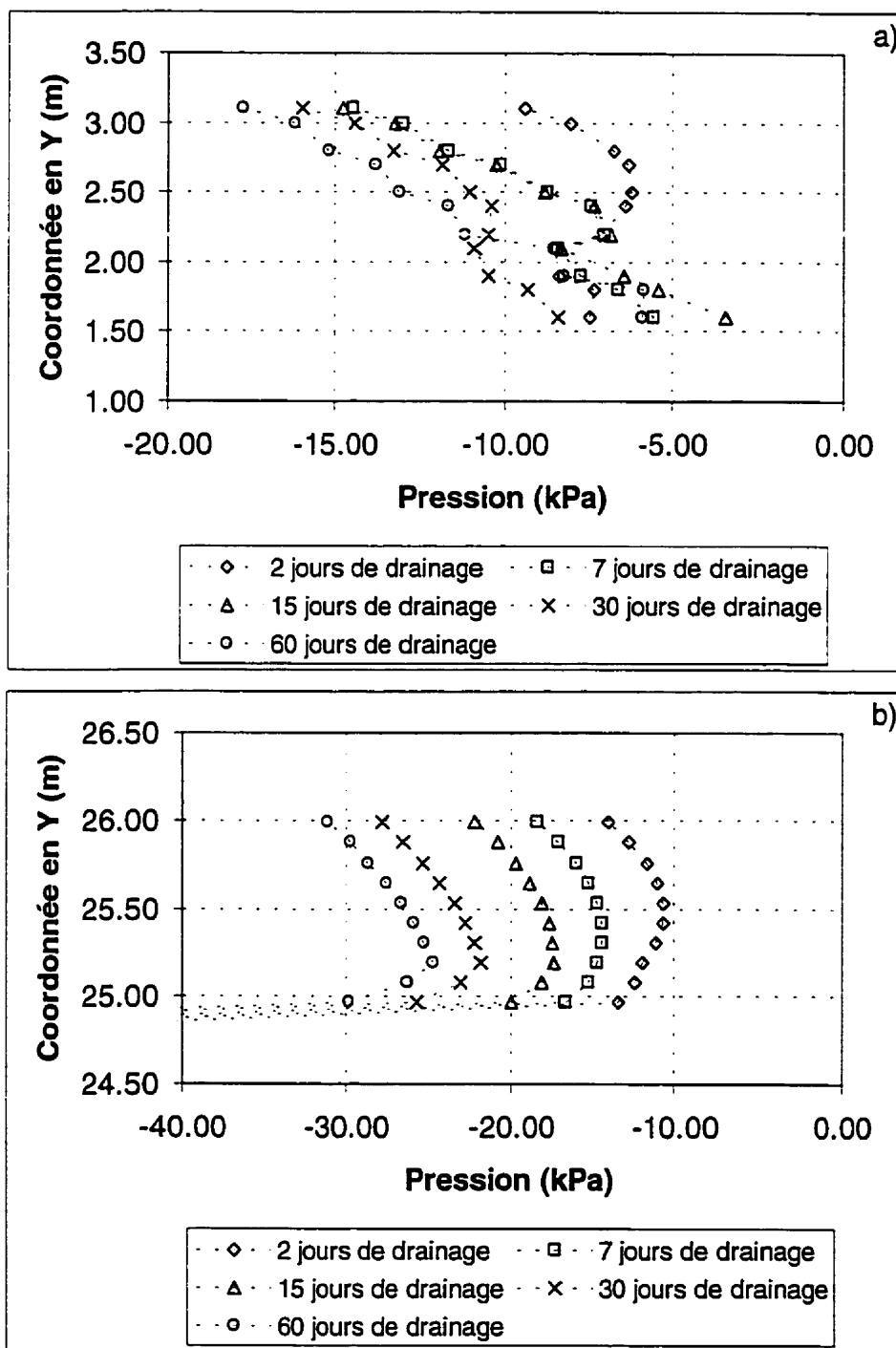


Figure A.31 : Profils de succion de la modélisation LTA-11 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

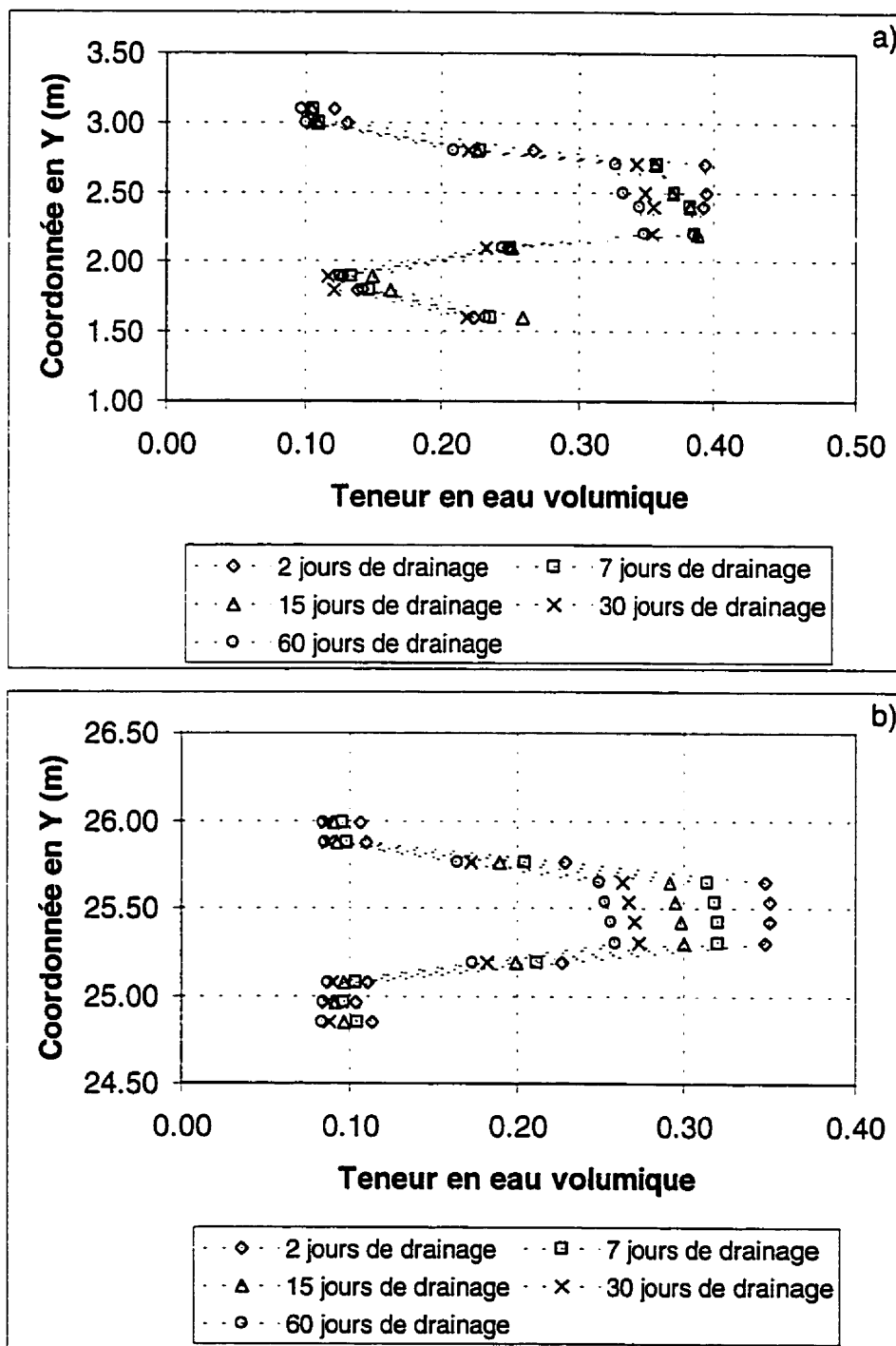


Figure A.32 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-11 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

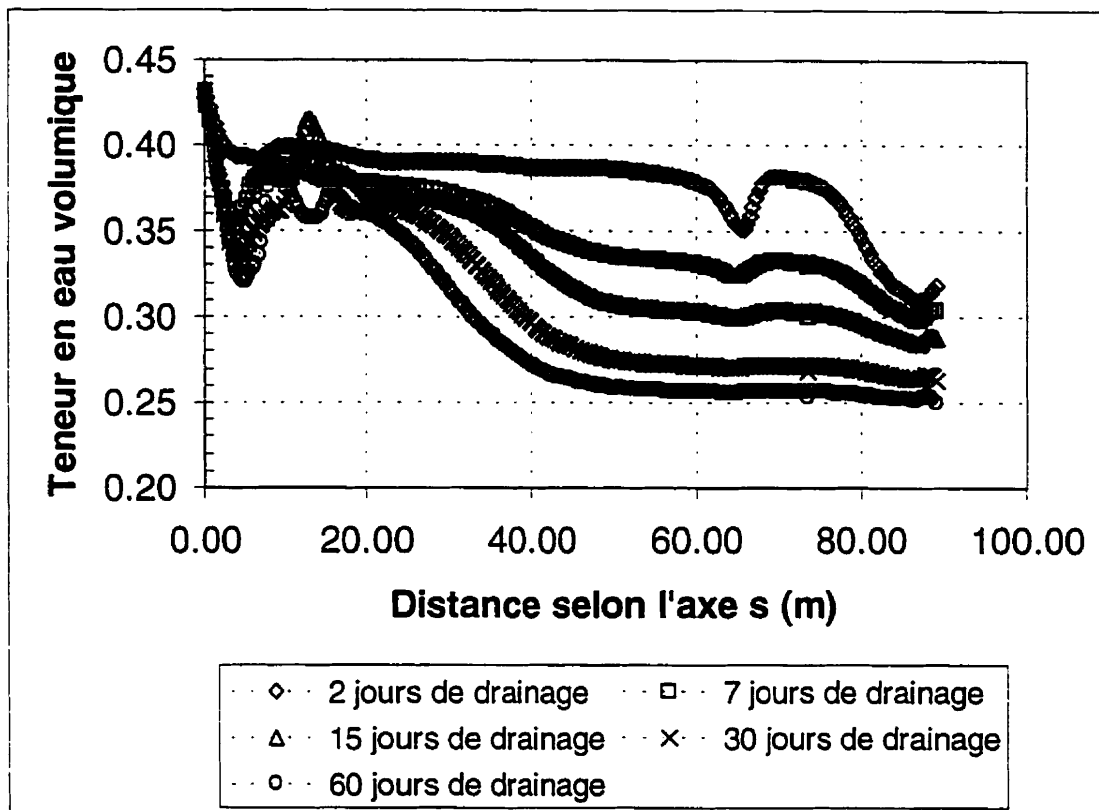


Figure A.33 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-11

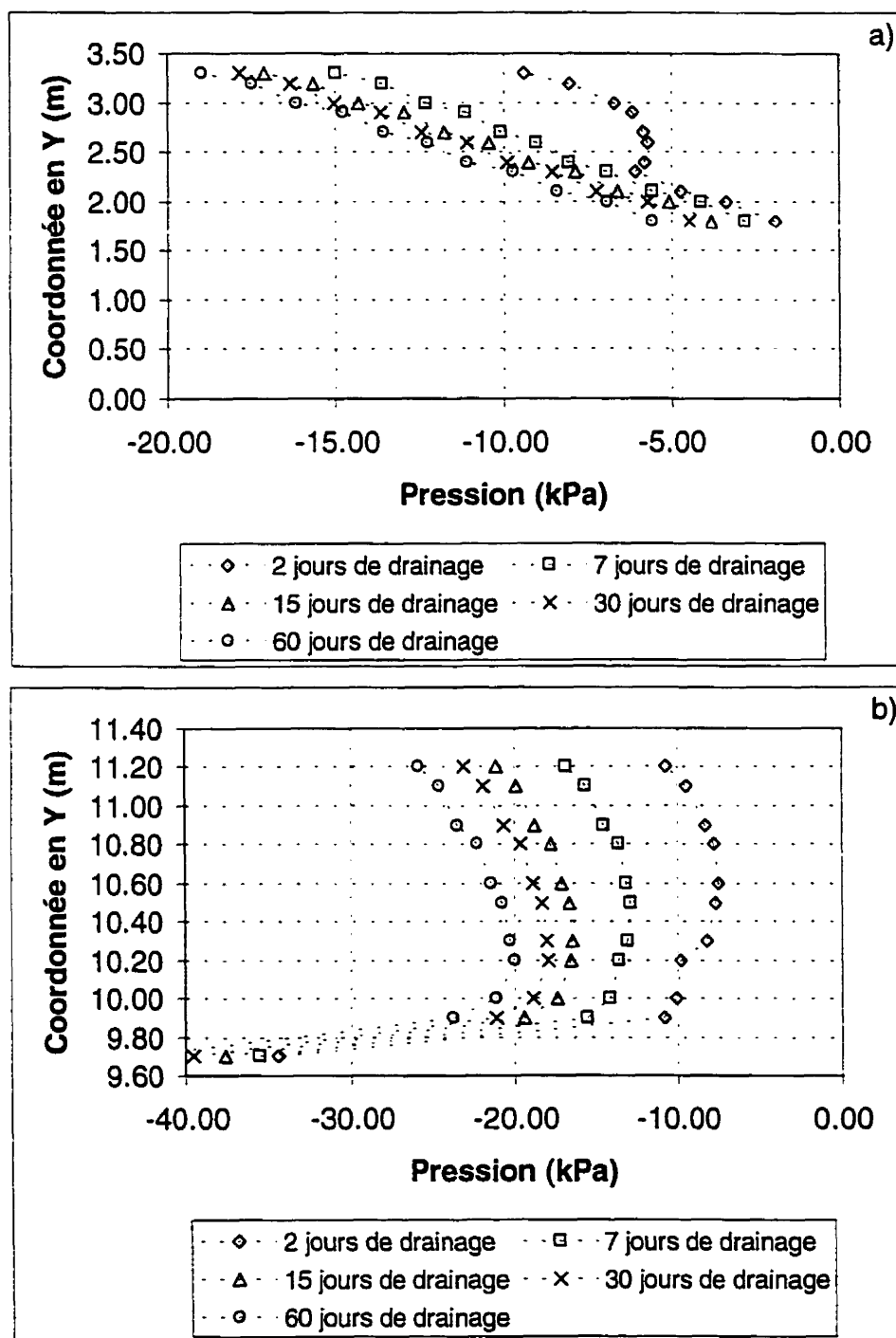


Figure A.34 : Profils de succion de la modélisation LTA-12 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

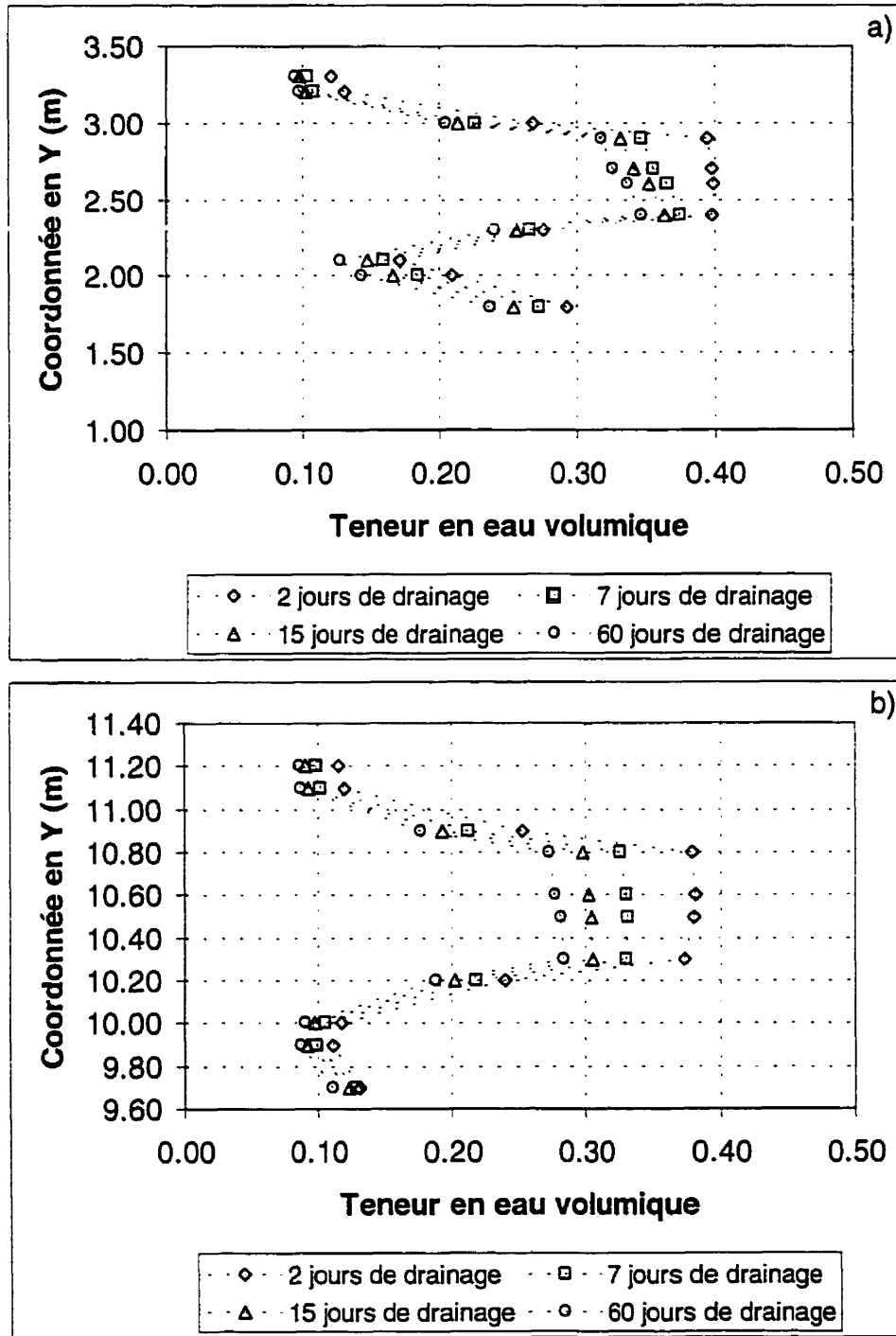


Figure A.35 : Profils de teneur en eau volumique de la modélisation LTA-12 pris au bas a) et au haut b) de la CEBC inclinée pour différents temps de drainage

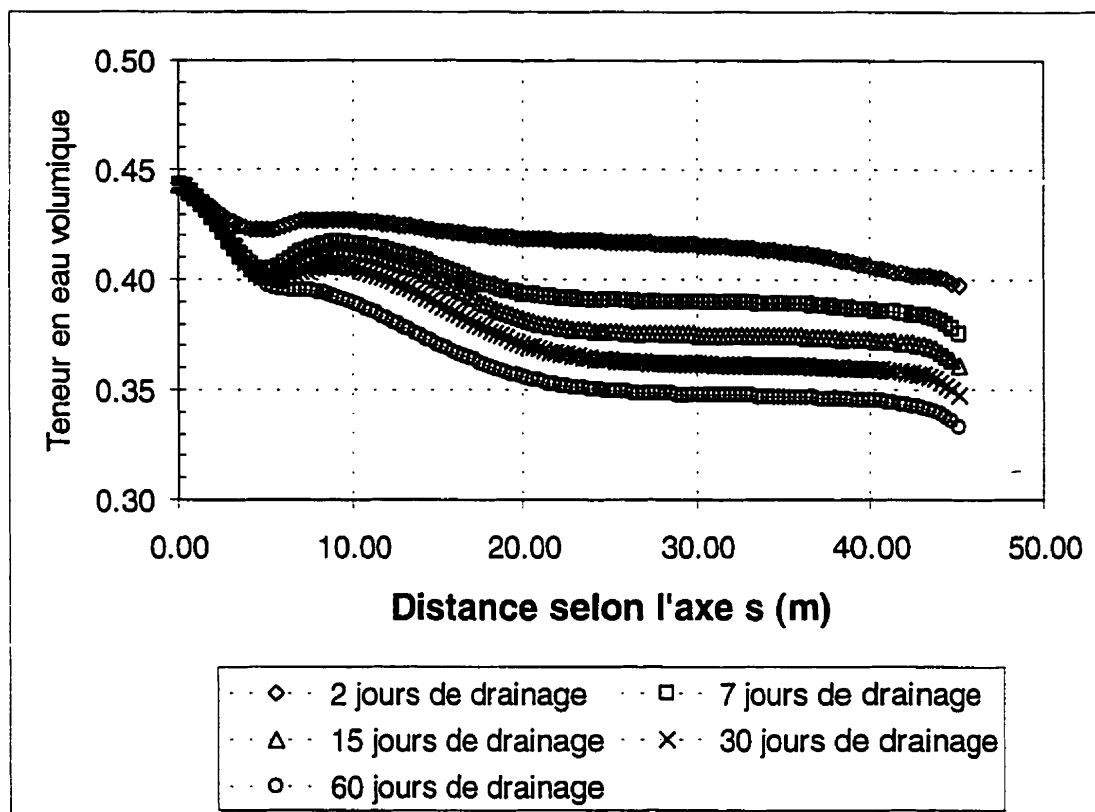


Figure A.36 : Évolution de la teneur en eau volumique au centre de la couche de rétention d'eau en fonction de la distance selon l'axe s ($s=0$ est valide pour le bas de la pente) de la modélisation LTA-12