

N° d'ordre : 40197

**Université des Sciences et Technologies de Lille
Laboratoire de Mécanique de Lille (UMR CNRS 8107)**

THESE

Pour obtenir le grade de

Docteur de L'Université des Sciences et Technologies de Lille

Discipline: Génie Civil

Sous le titre de :

**Influence de la Sécheresse sur les Structures :
Modélisation de L'Interaction Sol-Atmosphère-Structure**

Ahmad AL QADAD

Soutenance le 2 Décembre, 2009

Devant le Jury Compose de :

SHAHROUR Isam	Professeur de l'Université de Lille 1	Directeur de thèse
ROBINET Jean-Claude	Professeur, INSA de Rennes	Rapporteur
ALHEIB Marwan	HDR, INERIS – Ecole des Mines de Nancy	Rapporteur
ROUAINIA Mohamed	Professeur , University of Newcastle, Grand Bretagne	Examineur
DIAS Daniel	HDR, INSA LYON	Examineur
ZAOUI Ali	Professeur de l'Université de Lille 1	Examineur

Remerciement

Je tiens tout d'abord à exprimer mon profond remerciement à mon directeur de thèse Monsieur Isam SHAHROUR, Professeur de l'université de Lille 1, Sciences et Technologies, pour m'avoir accueilli dans son équipe de recherche et pour avoir accepté de diriger cette thèse. Ses conseils enrichissants, sa présence et son côté humain ont été fondamentaux pour la réussite de cette thèse. Je serai éternellement reconnaissant pour l'aide compétente et l'encouragement qu'il m'a apporté pendant la thèse.

Je tiens également à remercier Monsieur Ali ZAOUÏ Professeur de l'Université Lille 1, Sciences et Technologies, pour avoir accepté de présider le jury de soutenance, Messieurs Jean Claude ROBINET professeur de INSA de Rennes et Marwan ALHEB Ingénieur R&D, Ecole des Mines à Nancy pour avoir accepté de rapporter sur ce manuscrit et Messieurs Mhamed ROUAINIA Professeur de l' Université of Newcastle, Grand Bretagne et Daniel DIAS Maître de Conférences de INSA Lyon pour avoir accepté d'examiner ces travaux. Un remerciement particulière à monsieur ROUAINIA pour sa disponibilité et ses conseils. Je tiens à souligner la gentillesse et la compétence dont il a fait preuve en m'apportant de l'aide à améliorer le contenu de mon manuscrit.

Que tous les membres de notre équipe acceptent mes remerciements pour avoir contribué à rendre cette expérience enrichissante aussi bien sur le plan professionnel que personnel. Je tien à remercier particulièrement Sébastien BURLON pour ses aides à améliorer la soutenance de ma thèse.

Mes remerciements s'adressent aussi à toute ma famille en Syrie, notamment mes parents pour avoir su me soutenir durant la période de Thèse.

Et finalement, je tiens à remercier mon épouse qui a toujours été à mon côté pendant ce long et laborieux parcours. Je la remercie de tout mon cœur.

SOMMAIRE

SOMMAIRE	1
INTRODUCTION GENERAL	4
CHAPITRE I : Transfert de Masse et de Chaleur dans le sol et l'Echange Sol- Atmosphère	
1.1. Introduction	9
1.2. Le sol et l'eau	9
1-2-1. Interactions physico-chimiques entre l'eau et l'argile	10
1-2-1-1. Charge des surfaces argileuses	10
1-2-1-2. Hydratation des argiles	12
1.3. Couplage transfert hydrique-transfert thermique	12
1.3.1. Transfert de mass dans le sol	13
1.3.2. Transfert de chaleur dans le sol	15
1.3.3. Relation Humidité Relative - Succion	16
1.3.4. Courbe de Rétention	17
1.3.5. Conductivité hydrique du sol	20
1.3.6. Propriétés thermique du sol	23
1.4. Echange sol-atmosphère	25
1.4.1. Bilan d'eau	25
1.4.2. Bilan d'énergie	26
1.4.3. Formulation analytique de l'évaporation	27
1.4.4. Echange thermique	32
1.5. Conclusion	32

CHAPITRE II : Modalisation du transfert de Masse et Energie dans le Sol et l'Echange Sol Atmosphère

2-1. Introduction	35
2.2. Développement Numérique	36
2.2.1. Formulation par éléments finis	38
2.2.2. Intégration temporelle	40
2.3. Développement du code (ESNA-LML)	41
2.4. Validation de Code	41
2.4.1. Validation sur la colonne de Wilson	42
2.4.2. Exemple de succion induite par des arbres (Fredlund et Vu (2001).	44
2.5. Analyse de l'échange sol-atmosphère au voisinage d'une structure	46
2.5.1. Echange sol-atmosphère en champ libre	46
2.5.2. Influence de la présence d'une structure sur l'échange sol-atmosphère	50
2.5.3. Influence du type de sol	53
2.5.4. Influence de la présence d'une protection d'étanche autour du bâtiment	57
2.5.5. Paramètres de conditions climatiques	59
2.6. Conclusion	61

CHAPITRE III : Influence de la sécheresse sur l'interaction sol-structure : Analyse en déformations

3-1.Introduction	63
3.2. Couplage sécheresse - déformations	63
3.2.1 Phénomène de retrait	63
3.2.2 Calcul en déformations	67
3.2.3. Mécanique du sol non saturé	68
3.2.3.1. Approche en variables indépendantes	69
3.3. Développement du code	72
3.3.1. Présentation du code.	72

3.3.2. Validation	74
3.4. Analyse de l'influence de la sécheresse sur l'interaction sol-structure	76
3.4.1. Analyse en champ libre	77
3.4.2. Analyse en présence d'une structure	81
3.4.3 Etude paramétrique	85
3.4.3.1 Influence de l'indice de changement du volume	85
3.4.3.2. Influence de la rigidité de la fondation	87
3.4.4 Présence des éléments des contacts entre la fondation et le sol	89
3.4.5. Influence de la présence d'une protection d'étanche autour du bâtiment	92
3.5 Conclusion	95
CONCLUSION GENERAL	96
REFERENCES	99
Annexe A	108

INTRODUCTION GENERALE

La sécheresse désigne l'état du sol ou d'un environnement, correspondant à un manque d'eau, sur une période significativement longue. Elle fait suite à un déficit pluviométrique, sur de longues périodes durant lesquelles l'humidité du sol décroît. Elle peut être aggravée par des pompages, une baisse du niveau de la nappe phréatique, l'érosion et la dégradation des sols et l'augmentation de l'évapotranspiration.

En France depuis la vague de sécheresse des années 1989-91, le phénomène de retrait-gonflement a été intégré au régime des catastrophes naturelles mis en place par la loi du 13 juillet 1982. Ce risque naturel est devenu la deuxième cause d'indemnisation derrière les inondations ; le montant des remboursements effectués à ce titre était évalué à la fin de l'année 2002 par la Caisse Centrale de réassurance à environ 3,3 milliard d'Euros. Les événements survenus en 2003 ont encore accentué ce phénomène puisque plus de 7300 communes ont été touchées ; 2631 communes ont été reconnues en état de catastrophe naturelle vis-à-vis du retrait-gonflement (Vincent et al. 2006 ; Dumas et al. 2005 ; Magnan 2006).

La sécheresse et les structures

Si les mouvements potentiels dues à la sécheresse étaient uniformes, il n'y aurait pas de désordre de structure, celle-ci serait soumise simplement à un tassement ou à un soulèvement uniforme. Mais en réalité, les mouvements du sol n'ont pas une répartition uniforme du fait que la construction constitue un écran contre l'évaporation. Il en peut résulter des efforts importants de flexion dus aux mouvements différentiels qui interviennent entre le sol périphérique directement soumis à l'évaporation, et le sol situé sous la partie centrale du bâtiment protégée de cette évaporation (CEBTP,1991). C'est la différence de mouvement entre des points rapprochés de la structure qui va conduire à des efforts importants dans cette structure, puis à sa fissuration ou rupture après le dépassement d'un certain seuil. On conçoit aisément qu'à la suite d'une sécheresse prolongée, le retrait du sol argileux conduit à une annulation de la réaction sous les extrémités des semelles et à un accroissement dans la partie centrale. La figure 1 montre les sollicitations induites par la sécheresse, qui sont à l'origine de la plupart de désordres de structures (CEBTP 1991).

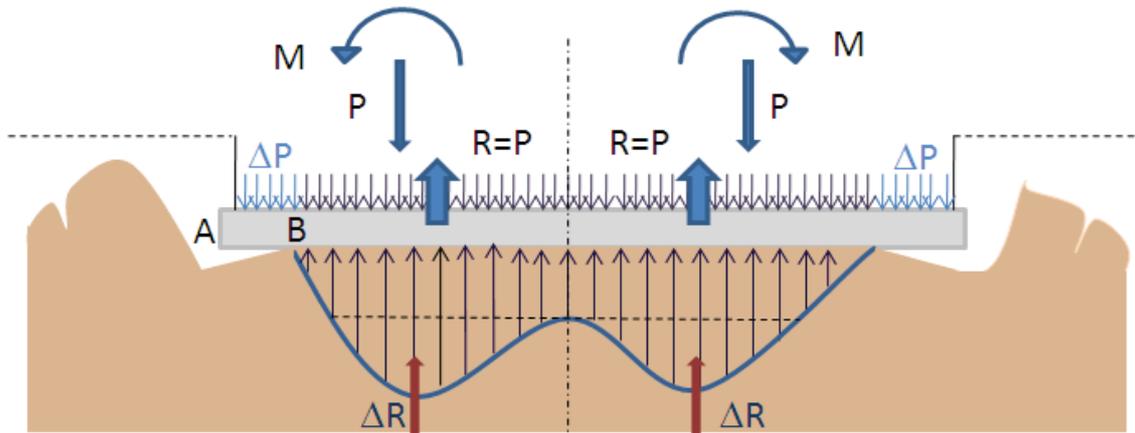


Figure I: Distribution des réactions parasites du sol sous la fondation peu enterrée en période de sécheresse
(CEBTP 1991)

La réponse d'un bâtiment est fonction de ses possibilités de déformation. On peut en distinguer :

- ◆ Une structure souple et très déformable, pouvant « suivre » sans dommage les mouvements du sol.
- ◆ Une structure rigide pouvant résister sans dommage aux mouvements du sol du fait d'une nouvelle répartition des efforts.

Les constructions les plus vulnérables sont les maisons individuelles, notamment en raison de leur structure légère et souvent peu rigide, avec des fondations souvent superficielles;

Sous l'effet d'un retrait, la déformation imposée à la fondation peut prendre deux formes (Mouroux et al. 1988) : déformation par flexion et déformation par cisaillement. Dans le premier cas, la fondation se comporte comme une poutre sur deux appuis avec une face comprimée et une face tendue ; cette dernière peut subir des fissures de traction. Dans le second cas, les fissures sont générales dans la section de la poutre et orientées à 45°. Dans une structure réelle, on trouve à la fois des fissures de cisaillement et de traction par flexion selon les points faibles de bâtiment et selon l'évolution des mouvements. Ces fissures passent par les points faibles de la structure, c'est-à-dire les angles des ouvertures telles que les portes et les fenêtres (Mouroux et al. 1988).

Dans le cas d'un bâtiment soumis à l'assèchement du sol par l'extérieur, il se produit un abaissement des fondations qui peut être localisé sous un angle, ou toute une façade. Dans la majorité de bâtiments courants (murs en maçonnerie porteurs ou de remplissage, murs en

béton non armé, poutres ou poteaux en béton armé), la structure ne peut accepter sans désordre les mouvements différentiels des sols de fondation et les flexions parasites, que jusqu'à un certain seuil : distorsion en général de l'ordre de 1/500 à 1/1000 (Mouroux et al. 1988). Les facteurs le plus importants qui interviennent dans le phénomène de retrait : la nature du sol, la géomorphologie et les défauts de construction ainsi que la présence des végétations au voisinage des structures (ministère d'écologie 2007, ministère d'environnement 1993, AQC 2004, CEBTP 1991).

Des recommandations sont proposées pour protéger les structures : adaptation des fondations, renforcement de la structure, réalisation d'une ceinture étanche autour des structures (ministère d'écologie 2007, ministère d'environnement 1993, Vincent et al 2006, AQC 2004, CEBTP 1991, Departement of the army USA 1983). Une description de ces recommandations est donnée en annexe A.

Objectif de travail de thèse

Le travail de thèse a pour but d'étudier le phénomène de sécheresse à l'aide d'une modélisation numérique de l'échange sol-atmosphère et d'analyser les conséquences de la sécheresse sur les structures. A fin d'arriver à cet objectif, un code de calcul a été développé pour la modélisation du transfert de masse et de chaleur dans le sol non saturé. Ce code permet de déterminer la succion induite par l'interaction sol-atmosphère. Le code permet ensuite de déterminer les déplacements et les déformations résultant de la succion induite par l'interaction sol-atmosphère.

Le travail de thèse est présenté en trois chapitres :

Le premier chapitre comporte une synthèse des travaux réalisés sur la sècheresse et plus particulièrement sur le transfert de masse et de chaleur dans les sols non saturés. Les modèles proposés pour le couplage sol-atmosphère sont présentés. On présente également la méthodologie de détermination des paramètres intervenant dans les équations de transfert et le couplage sol-atmosphère.

Le second chapitre concerne la modélisation du transfert de masse et de chaleur dans les sols non saturés en prenant en compte l'échange sol-atmosphère. Après une présentation du modèle numérique de transfert de masse et de chaleur, on décrit l'implémentation de ce modèle dans un code de calcul par éléments finis (ESNA-LML) et la validation de ce code. Le

chapitre s'achève par une étude de l'échange sol-atmosphère au voisinage d'une structure et l'influence des caractéristiques des sols et des conditions climatiques sur cet échange et sur la succion induite dans le sol.

Le troisième chapitre traite de l'influence de la sécheresse sur l'interaction sol-structure. L'analyse est effectuée à l'aide d'une approche découplée. Dans un premier temps, la succion induite par la sécheresse est déterminée par la résolution du problème de transfert de masse et de chaleur dans le sol en prenant en compte le couplage sol-atmosphère. On utilise le code présenté dans le second chapitre. Ensuite, un programme de calcul par éléments finis est utilisé pour analyser la réponse mécanique du système sol-structure à la succion déterminée lors de la première phase.

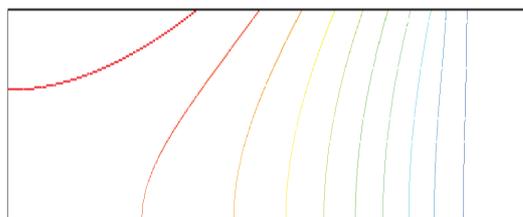
Modélisation du transfert de masse et de chaleur

L'échange sol atmosphère

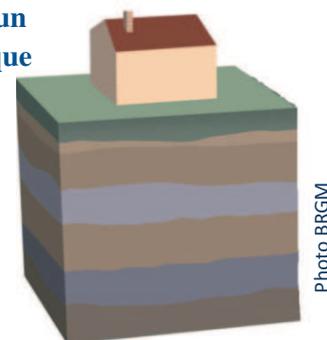


Couplage avec un modèle mécanique

Values	30
—	1.6425e+05
—	1.4601e+05
—	1.2776e+05
—	1.0951e+05
—	91265
—	73018
—	54771
—	36524
—	18277
—	30.065



Profil de changement de la succion dans le sol



Interaction sol structure

Les changements volumiques du sol non saturé

Les conséquences sur les structures

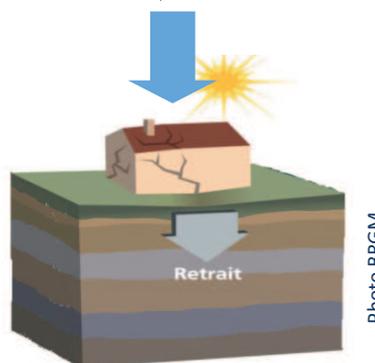


Figure II. le schéma de travail de thèse

Chapitre I

Transfert de Masse et de Chaleur dans le sol et l'Echange Sol- Atmosphère

1.1. Introduction

Cette partie concerne une analyse des travaux réalisés sur le transfert de masse et de chaleur dans le sol ainsi que l'échange sol atmosphère. On commence par présenter la structure de sol et la présence de l'eau dans le sol. Ensuite, on aborde les équations gouvernant le transfert de la masse et de la chaleur dans le sol non saturé, et la détermination des paramètres caractéristiques. Ensuite on va présenter le bilan d'eau et le bilan d'énergie. Le chapitre s'achève par une présentation de l'échange thermique et de l'évaporation.

1.2. Le sol et l'eau

Le sol est un matériau à trois phases, un agrégat de grains minéraux dont les vides peuvent être remplis de liquide ou de gaz. L'eau partage avec une plus ou moins grande quantité d'air (ou d'autres gaz) les pores entre les particules qui forment le sol. On distingue plusieurs catégories d'eau dans les sols à grains très fins. L'eau libre : celle qui peut circuler entre les particules. L'eau absorbée qui constitue un film autour de chaque particule. Suivant la nature minérale ou organique des particules solides, l'interaction entre la matière solide, l'eau et l'air peut prendre des formes variées. Les situations extrêmes sont celles des argiles, d'une part, et des sables ou graviers sans particules fines, d'autre part (Fredlund et al., 1993 ; Musy et al., 1991 ; Magnan, 2005).

Les particules d'argile sont très petites (de l'ordre du micromètre), elles sont assemblées en agrégats qui contiennent un grand volume de vide très fractionné et chaque particule exerce sur l'eau une attraction électrique forte. Les lois physiques de l'équilibre de l'eau et de l'air au contact d'une surface minérale font que l'eau d'un sol non saturé se rassemble dans les zones de contact des particules et exerce des forces d'attraction entre les particules qui sont liées à la proportion de l'eau et de l'air dans les vides. Les variations du volume du sol quand on modifie sa teneur en eau, sans changer les charges qui lui sont appliquées, sont dues aux variations de ces forces de contact. L'eau est fortement liée au sol et ne part que lentement, d'une part parce que l'écoulement est très lent à cause de la taille des pores, mais aussi parce que certaines molécules d'eau sont adsorbées par les particules d'argile et font ainsi partie de l'ossature solide du sol. Beaucoup d'énergie est nécessaire pour faire partir ces molécules d'eau du sol. Elle peut venir de la succion des racines des plantes ou

de l'énergie thermique (provoquant l'évaporation de l'eau), ce qui signifie que cette évaporation croît évidemment avec la chaleur (Magnan, 2005).

Les particules des sables et des graviers sont plus grosses (de l'ordre du millimètre au centimètre), elles n'ont pas d'affinité particulière avec l'eau. L'eau se déplace facilement dans les massifs de sable ou graviers parce que les pores sont plus gros. Les variations de la teneur en eau ne créent pas de variations de volume. On comprend dès lors que les sables et graviers ne soient pas sensibles à la sécheresse, pas plus que ne le sont des roches comme le granite ou le calcaire.

Il existe de très nombreuses variétés de sols intermédiaires entre les argiles pures et les sables et graviers purs. Il existe aussi, à l'intérieur de la classe des argiles, des différences très fortes entre des argiles peu sensibles à l'eau (kaolinite et autres), des argiles très sensibles à l'eau (smectites, montmorillonite, bentonite) et des argiles illitiques intermédiaires. La définition a priori d'une classification générale de la sensibilité des sols à la sécheresse est pour cette raison complexe.

1.2.1. Interactions Physico- Chimiques entre l'eau et l'argile

On parlera des interactions physico-chimiques entre l'eau et l'argile en abordant la charge des surfaces argileuses et l'hydratation des argiles.

Charge des surfaces argileuses

Les minéraux argileux ont une surface électrique non neutre (Figure 1.1). Il existe deux types de charge (Schroeder, 2002) :

- une charge permanente ou structurelle liée aux substitutions ioniques (Al^{3+} pour Si^{4+} dans T, Mg^{2+} ou Fe^{2+} pour Al^{3+} dans O), de signe négatif ;
- une charge de surface variable selon le pH du milieu, liée aux réactions chimiques qui se produisent à la surface des minéraux ou suite à l'adsorption de surfactants, de signe + ou -.

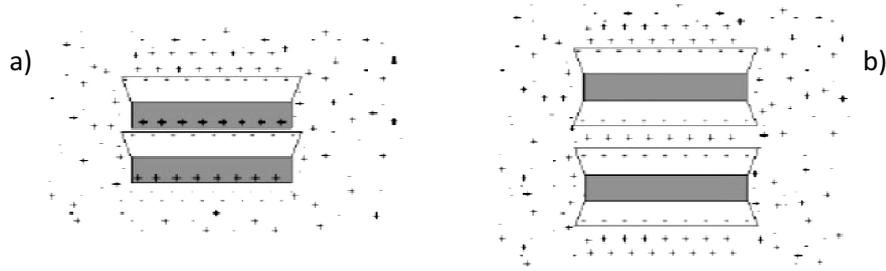


Figure 1.1. Adsorption à l'équilibre : a) Kaolinite : b) Vermiculite (Schroeder, 2002)

La charge de surface est liée à l'hydrolyse de liens rompus Si-O et Al-OH le long des surfaces (Figure 1.2). A faible pH, l'argile se caractérise par une capacité d'échange anionique : H⁺ se lie davantage par rapport à OH⁻, une charge positive apparaît. A fort pH, une capacité d'échange cationique (CEC) se développe : Les OH⁻ se lient davantage que H⁺ et une charge négative apparaît.

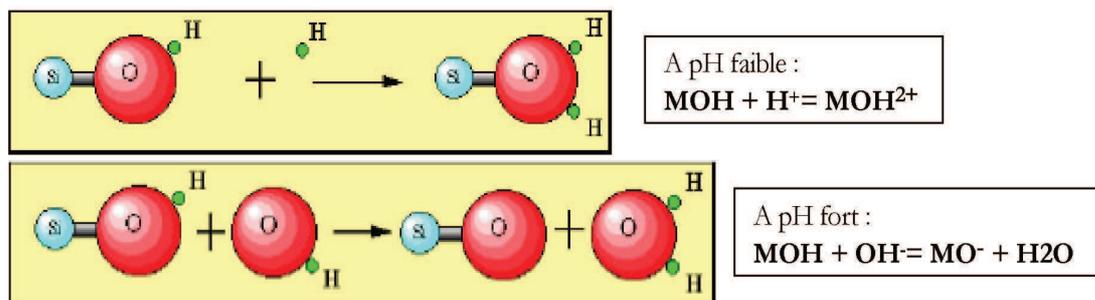


Figure 1.2. Echange ionique (Schroeder, 2002)

Dans les argiles l'action d'attraction de l'eau par le sol n'est pas seulement due à la capillarité, mais aussi aux actions d'absorption physico – chimique. Mitchell (1993) propose les mécanismes suivants d'absorption possibles engendrant ce phénomène :

- les liaisons hydrogènes qui se développent entre les molécules d'eau et les atomes d'oxygène ou d'hydroxyde située sur la surface du feuillet argileux (Figure 1.3a).
- l'eau nécessaire à l'hydratation des cations attirés électriquement par les défauts de charge du feuillet (Figure 1.3b).
- l'eau attirée par l'attraction osmotique créée par la concentration de cations au voisinage des feuillets (Figure 1.3c).
- le dipôle de la molécule d'eau est attiré électriquement par les feuillets argileux qui sont chargés négativement (Figure 1.3d).
- Les molécules d'eau peuvent être liées à la surface argileuse par des forces de type Van der Waals.

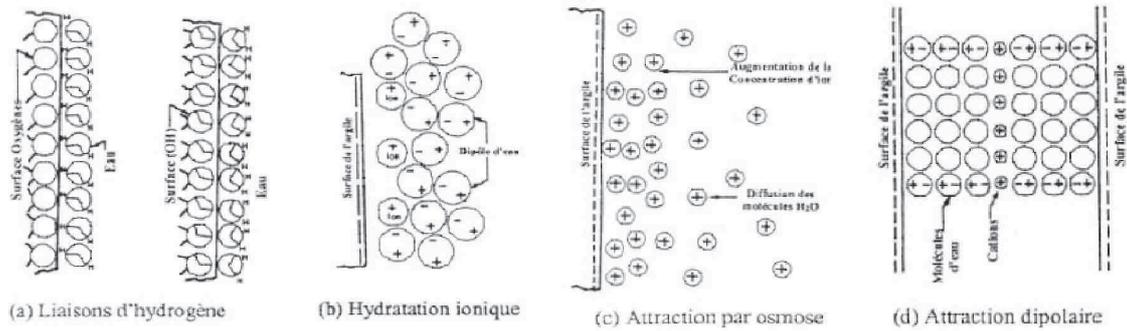


Figure 1.3. Interaction eau- argile, (Mitchell, 1993)

Hydratation des argiles

Le degré d'hydratation varie d'une famille argileuse à une autre. Certains minéraux argileux ont la capacité d'incorporer dans leur structure des molécules d'eau, qui modifient la dimension de la couche en provoquant son gonflement. Ces argiles sont appelées argiles gonflantes. Les smectites, vermiculites et les minéraux interstratifiés offrent des capacités d'expansion beaucoup plus importantes que celles des autres minéraux argileux (www.usgs.gov; Mantho, 2005).

L'incorporation d'eau est réversible à la pression atmosphérique et dépend de la température et de la pression de vapeur. Plus l'air est humide, plus l'argile peut incorporer de l'eau. Cette hydratation conduit à une augmentation du volume pouvant atteindre 95%. Dans un climat tempéré, la présence de smectites conduit à une déstructuration du sol: en hiver les smectites gonflent ; en été les smectites se déshydratent et entraînent la formation de larges fissures (www.usgs.gov; Mantho, 2005).

1.3. Couplage transfert hydrique-transfert thermique

Par évapotranspiration, il s'établit un flux d'eau transitoire de la nappe phréatique vers la surface du sol. Ce flux d'eau est accompagné par un flux de chaleur dû au gradient de température ; le sol peut être susceptible de présenter des changements de volume sous les effets combinés de la succion et de la température. Le flux d'eau, le flux de chaleur et le changement de volume présentent d'un problème de couplage complexe multiphasique. Dans le but de simplifier le problème, le sol est généralement considéré comme non déformable (Wilson et al., 1994).

Wilson et al., (1994) ont utilisé l'expression suivante qui lie les changements de la teneur en eau aux changements de la succion :

$$\frac{\Delta V_m}{V} = m_2^w d(u_a - u_w) \quad (1.1)$$

- m_2^w : Pente de la courbe de rétention qui exprime la relation entre la teneur en eau volumique et la succion.

1. 3.1. Transfert de masse dans le sol

Le flux total est la somme des flux du liquide (q_l) et de la vapeur (q_v) :

$$q = q_l + q_v$$

-Flux d'eau en phase liquide

La loi généralisée de Darcy est utilisée pour l'eau liquide :

$$q_l = - \left[K \frac{\partial h_w}{\partial y} \right] \quad (1.2)$$

La charge hydraulique est définie par:

$$h_w = \left(y + \frac{-S}{\gamma_w} \right)$$

q_l : flux de l'eau liquide (m/s)

h_w : charge hydraulique (m)

K : coefficient de perméabilité (m/s) qui est fonction de la succion

S : succion avec le signe positif (kPa)

γ_w : poids volumique de l'eau (kN/m³)

y : cote altimétrique (m)

-Flux d'eau en phase vapeur

La loi de Fick est utilisée pour décrire le flux de vapeur (de Vries, 1963) :

$$q_v = \frac{-1}{g\rho_w} \left[D_v \frac{\partial P_v}{\partial y} \right] \quad (1.3)$$

q_v : flux de vapeur d'eau (m/s)

D_v : diffusivité de la vapeur d'eau dans le sol

$$D_v = \alpha(1 - s_r)nD_{vap} \frac{W}{RT} \quad (\text{Kg.m/N.s}) \quad (\text{Wilson, 1990})$$

α : coefficient de tortuosité du sol

- S_r : degré de saturation
 n : porosité du sol
 $(1-S_r)n$: porosité occupée par l'air (ou la section de passage disponible pour le flux de vapeur)
 D_{vap} : diffusivité moléculaire de la vapeur d'eau dans l'air
 W : poids molaire de l'eau (0,018 kN/mol)
 R : constante des gaz parfaits (8,314 J/mol. °K)
 T : température absolue (°K)
 P_v : pression partielle de vapeur d'eau (kPa)

Lai et al. (1976) et Wilson et al. (1994) ont suggéré de prendre le coefficient de tortuosité du sol égal à $[(1 - S_r) n]^{2/3}$ et ils ont adopté une expression de D_{vap} en fonction de la température donnée par Kimball et al. (1976) (cité par Mantho, 2005):

$$D_{vap} = 0.229 * 10^{-4} \left[1 + \frac{T}{273} \right]^{1.75} \quad \text{m}^2/\text{s} \quad (1.4)$$

En égalisant la divergence du flux total de l'eau avec le différentiel du temps de la teneur en eau volumique $\Delta V_w/V$ et en négligeant le changement de la contrainte verticale et de la pression d'air (σ_y et u_a constantes), Wilson et al. (1994) ont obtenu l'équation unidimensionnelle suivante:

$$\frac{\partial}{\partial y} \left(\rho \cdot K_y \frac{\partial \left(\frac{S}{\rho g} + y \right)}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(D_v \frac{\partial P_v}{\partial y} \right) = \rho g m_2^w \frac{\partial S}{\partial t} \quad (1.5)$$

La généralisation bidimensionnelle de l'équation donne :

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left(D_v \frac{\partial P_v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(D_v \frac{\partial P_v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho \cdot K_x \frac{\partial \left(\frac{S}{\rho g} + y \right)}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_y \frac{\partial \left(\frac{S}{\rho g} + y \right)}{\partial y} \right) \\ = \rho g m_2^w \frac{\partial S}{\partial t} \end{aligned} \quad (1.6)$$

- P_v : pression partielle de la vapeur d'eau (kPa)
 $K_x K_y$: coefficient de perméabilité du sol dans les deux directions x,y
 m_2^w : pente de la courbe de rétention qui exprime la relation entre la teneur en eau volumique et la succion (1/kPa)

1.3.2. Transfert de chaleur dans le sol

Wilson et al. (1994) ont couplé l'équation du flux total avec l'équation de transfert de chaleur de Philip et de Vries (1957) :

$$\frac{\partial}{\partial y} \left(K_t \frac{\partial(T)}{\partial y} \right) + L_v \frac{\partial}{\partial y} \left(D_v \frac{\partial P_v}{\partial y} \right) = \lambda_t \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.7)$$

La généralisation de l'équation donne :

$$L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_v \frac{\partial P_v}{\partial x} \right) + L_v \frac{\partial}{\partial y} \left(D_v \frac{\partial P_v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(K_t \frac{\partial(T)}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_t \frac{\partial(T)}{\partial y} \right) = \lambda_t \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.8)$$

λ_h : capacité calorifique apparente du milieu poreux (J/m³°C)

K_t : conductivité thermique du sol (W/m°C)

L_v : chaleur latente de vaporisation de l'eau (J/kg)

D_v : diffusivité de la vapeur d'eau dans le sol

Le coefficient de chaleur latente de vaporisation de l'eau est fonction de la température. La relation linéaire suivante est adoptée (Bertin et al., 1981) :

$$L_v = 4.186 * 10^3 (607 - 0.7 * T) \quad (\text{J/kg}) \quad (1.9)$$

où T est la température en °C

Les équations différentielles 1.6 et 1.8 sont dérivées en prenant en compte les hypothèses suivantes (Wilson et al., 1994) :

- Les phases solide, liquide et air peuvent être traitées comme continues dans le milieu poreux;
- La matrice solide est indéformable;
- Le transfert d'humidité dû au gradient de pression osmotique est négligeable;
- Le coefficient de perméabilité de l'eau est fonction de la teneur en eau et du degré de saturation;
- Les phénomènes d'hystérésis sont négligés;
- L'équilibre thermodynamique local règne dans tout le milieu poreux, et entre la phase liquide et la phase vapeur;
- La température au sein du sol reste supérieure à 0°C et inférieure à 100°C;
- Les transferts de chaleur par convection au sein du sol sont négligeables;

- La dissolution d'air dans l'eau est négligée;
- Les effets secondaires dus à l'écoulement de l'air et au changement de stockage en phase liquide et gazeuse sont négligeables.

1.3.3. Relation Humidité Relative - Succion

L'examen des équations de transfert de chaleur et de masse indique qu'il y a trois paramètres inconnus à savoir, la pression (p), la température (T) et la pression de vapeur (p_v). Afin de compléter le système d'équations, une troisième relation entre ces paramètres est nécessaire. Edlefsen et Anderson (1943) ont proposé la relation suivante entre l'humidité relative et la succion (figure 1.4).

$$P_V = P_{VS} * e^{\frac{-SW}{\rho.R.T}} \quad (1.10)$$

P_{vs} : pression saturée de vapeur d'eau (kPa)

W : masse moléculaire d'air (kg/m³)

R : constante de gaz

T : température (k)

h_{rair} : humidité relative de l'air

On peut écrire:

$$\begin{aligned} \frac{\partial P_V}{\partial y} &= \frac{\partial P_V}{\partial S} \frac{\partial S}{\partial y} + \frac{\partial P_V}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial y} \\ \frac{\partial P_V}{\partial y} &= d_1 \frac{\partial S}{\partial y} + d_2 \frac{\partial T}{\partial y} \\ d_1 &= \frac{\partial P_V}{\partial P} = -P_{VS} \frac{W}{\rho.R.T} e^{\frac{-S.W}{\rho.R.T}} \\ d_2 &= \frac{\partial P_V}{\partial T} = e^{\frac{-S.W}{\rho.R.T}} \frac{\partial P_{VS}}{\partial T} + P_{VS} \frac{S.W}{\rho.R.T^2} e^{\frac{-S.W}{\rho.R.T}} \end{aligned} \quad (1.11)$$

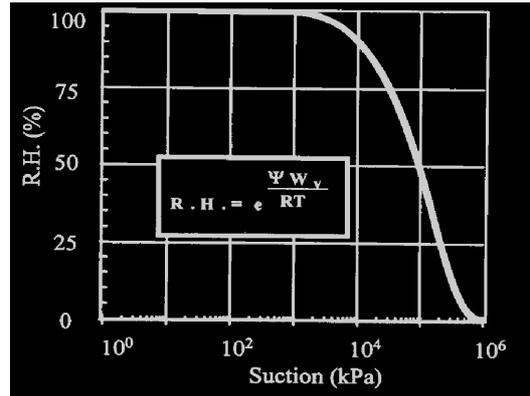


Figure 1.4. Relation entre l'humidité relative et la succion (Fredlund et al.1993).

1.3.4. Courbe de Rétenction

Plusieurs mesures sont utilisées pour définir la teneur en eau du le sol. La teneur en eau (W) est le terme le plus utilisé. Il est défini sur une base de masse (c'est à dire, la masse ou poids de l'eau divisé par la masse ou poids du sol séché au four). La teneur en eau volumétrique (θ_w) a été utilisée pour décrire la quantité de l'eau dans un sol. Elle est égale au produit du degré de saturation de l'eau (S_r) et de la porosité du sol, $\theta_w = n \cdot S_r$.

La relation entre la teneur en eau et la pression d'eau dans le sol (ou la succion) est généralement désignée sous le nom de courbe caractéristique du sol (ou courbe de conservation de l'eau). Les caractéristiques d'écoulement d'eau et de stockage d'un sol non saturé sont étroitement liées à la quantité de l'eau contenue dans les pores. La quantité de l'eau dans un sol peut être liée à la succion. La courbe caractéristique sol-eau (SWCC) est devenue la relation principale pour décrire le comportement du sol non saturé (Fredlund et al., 1993 ; Fredlund 2006).

Il y a deux composantes pour la succion de sol ; la succion matricielle et la succion osmotique. La somme des deux s'appelle la succion totale. Le terme « succion de sol » exprime généralement la succion matricielle, la succion osmotique ou la succion totale (Fredlund et al., 1993). La relation entre la succion de sol et la teneur en eau a différentes appellations : 1) courbe caractéristique du sol, 2) la courbe de conservation de l'eau, WTC, ou 3) la courbe capillaire de pression. Dans la gamme de succion jusqu'au 1500 kPa, la succion matricielle est tracée en fonction de la quantité de l'eau dans le sol. Pour des valeurs de la succion de sol au delà de 1500 kPa, toute la succion est tracée en fonction de la teneur en eau dans le sol. Une bonne représentation mathématique de cette courbe est donc importante.

La courbe caractéristique décrit trois étapes de processus de désaturation des sols, (figure 1.5). Ces conditions sont décrites ci-dessous à partir de la saturation du sol (Fredlund, 1999 ; Golder associates, 2006) :

- 1 La zone du quasi saturation qui se termine à la pression d'entrée d'air, où la succion appliquée surmonte les forces capillaires dans les grands pores du sol.
- 2 La zone de désaturation où l'eau est déplacée par l'air dans les pores. L'eau liquide s'écoulant des pores et est remplacée par l'air. Cette étape se termine à la teneur en eau résiduelle (θ_r) où les pores deviennent discontinus et le coefficient de perméabilité décroît considérablement.
- 3 La zone de saturation résiduelle où l'eau est fortement retenue par la surface des particules et la circulation se produit sous forme de vapeur. Cette étape est atteinte au four lorsque le sol est chauffé à 105 ° C, la teneur en eau est égale à zéro et la succion est égale à environ 1×10^6 kPa (Fredlund et al., 1993). Ce point constitue une référence pour tous les sols.

Plusieurs équations ont été présentées comme des modèles pour la définition de la courbe caractéristiques (Sillers, 2001 ; Fredlund, 1999). Les plus communes sont celles de Brooks et Corey (1964), de Gardner (1961), de Van Genuchten et Burdine (1953), de van Genuchten et Mualem (1976), de van Genuchten (1980), et de Fredlund et Xing (1994). Les expressions sont présentées dans le tableau (1.1).

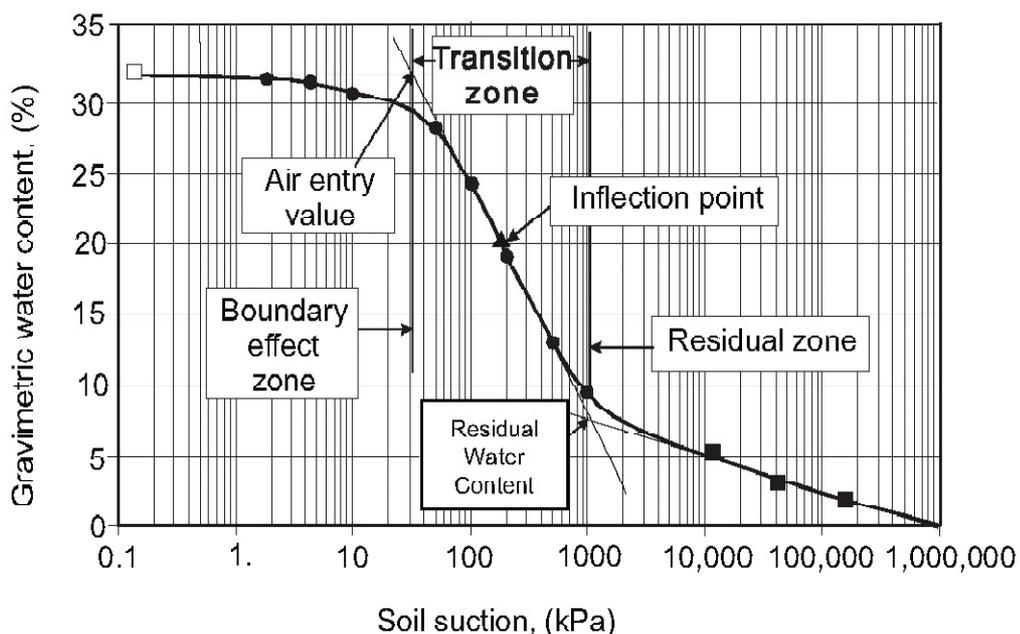


Figure 1.5 : Courbe caractéristique de sol-eau (Golder Associates 2006)

Tableau 1.1. Expression de la relation caractéristique

Référence	Expression
Brooks –Corey (1964)	$w(S) = \theta_r + (\theta_s - \theta_r) \left[\frac{a_c}{S} \right]^{n_c}$ (1.12a)
Gardner (1961)	$w(S) = \theta_r + (\theta_s - \theta_r) \left[\frac{1}{[1 + a_g S^{n_s}]} \right]$ (1.12b)
Van Genuchten (1980)	$w(S) = \theta_r + (\theta_s - \theta_r) \left[\frac{1}{[1 + (a_{vg} S)^{n_s}]^{m_{vs}}} \right]$ (1.12c)
Van Genuchten- Mualem (1976)	$w(S) = \theta_r + (\theta_s - \theta_r) \left[\frac{1}{[1 + (a_m S)^{n_s}]^{(1-\frac{1}{n_m})}} \right]$ (1.12d)
Van Genuchten- Burdine (1953)	$w(S) = \theta_r + (\theta_s - \theta_r) \left[\frac{1}{[1 + (a_b S)^{n_b}]^{(1-\frac{2}{n_b})}} \right]$ (1.12e)
Frediund et Xing (1994)	$w(S) = \theta_s \left[1 - \frac{\ln \left(1 + \frac{S}{h_r} \right)}{\ln \left(1 + \frac{10^6}{h_r} \right)} \right] \left[\frac{1}{\left[\ln \left[e + \left(\frac{S}{a_f} \right)^{n_f} \right] \right]^{m_f}} \right]$ (1.12f)

a_c : Bubbling pressure (kPa)

n_c : Indice de dimension des pores

θ_s : Teneur en eau saturée

θ_r : Teneur en eau résiduelle

S : Succion (kPa)

a_g, a_{vg}, a_m, a_b : Paramètre du sol lié à la pression de l'entrée de l'air (kPa)

n_g, n_{vg}, n_m, n_b : Paramètre du sol lié à la vitesse de l'eau extraction du sol, quand la valeur d'entrée d'air a été dépassée

n_f : Paramètre lié à la pente maximale de la courbe

m_f : Paramètre lié à la courbure de la pente

h_r : La succion du sol liée à la teneur en eau résiduelle (kPa)

Les équations présentées ci-dessus ont été utilisées pour modéliser la courbe caractéristique sol-eau. La variation de la teneur en eau quand la succion est moins élevée que la valeur d'entrée d'air est généralement ignorée. Gardner (1964) a proposé une équation

originale pour représenter la perméabilité en fonction de la succion du sol. L'équation a ensuite été largement utilisée pour représenter la courbe caractéristique sol-eau, Van Genuchten (1980) a présenté une équation à trois paramètres qui peut être utilisée pour représenter la courbe caractéristique du sol. Des simplifications de l'équation de van Genuchten (1980) ont été proposées en utilisant la condition de Mualem (1976) et la condition de Burdine (1953) afin de réduire le nombre de paramètres (Sillers, 1997). Fredlund et Xing (1994) ont présenté une équation à quatre paramètres capables d'assurer un meilleur ajustement de la courbe caractéristique qui prend en compte les valeurs élevées de la succion (Fredlund 1999 ; VADOS 2008)

L'équation peut être écrite en termes de la teneur en eau, la teneur en eau volumétrique ou du degré de saturation. Sillers et al. (2001) ont donné les valeurs des paramètres (a, n, m) pour plusieurs type de sol.

Les courbes caractéristiques en séchage et en mouillage sont différentes à cause du phénomène d'hystérésis (Pham et al., 2005 ; Li et al., 2005).

1.3.5. Conductivité hydrique du sol

Nombreuses expressions mathématiques ont été proposées pour la conductivité hydraulique du sol (K_w). Ces expressions peuvent être classées en deux catégories : empiriques et théoriques (Mualem, 1986 ; Kasim et al. 1999).

Le tableau 1.2 donne les principales expressions empiriques de la conductivité hydraulique. L'équation de Brooks et Corey (1964) est considérée à la fois comme une analyse empirique et comme un modèle macroscopique, car des éléments physiques sont utilisés pour lier la distribution de taille des pores à la perméabilité.

Deux méthodes sont utilisées par les modèles théoriques : macroscopique et microscopiques. Ces modèles sont basés sur les hypothèses concernant la distribution des pores et l'interprétation appliquée à la courbe caractéristique. Les modèles macroscopiques ont la forme générale suivante:

$$K_r = S_e^\eta ; \quad S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r}$$

où:

- K_r : la perméabilité relative
 S_e : le degré de saturation effective ;
 θ_s, θ_r : respectivement le volume saturé et le volume résiduel
 η : paramètre.

Tableau 2.2. Quelques équations de la conductivité hydraulique du sol non saturé

Référence	Equation
Brooks and Corey (1964)	$K_w = K_s \quad ; S \leq S_{aev}$ $K_r = \left(\frac{Sr}{S_{aev}} \right)^{-n} \quad ; Sr > S_{aev}$ <p style="text-align: right;">(1.13.a)</p>
Van Genuchten (1980)	$K_w = K_s \frac{[1 - (aS^{(n-1)})(1 + (aS^n)^{-m})]^2}{[(1 + aS^n)^{\frac{m}{2}}]}$ <p style="text-align: right;">(1.13.b)</p>
Fredlund et al, (1994)	$K_r = \frac{\int_{\ln(S)}^b \left(\frac{\theta(e^y) - \theta(\psi)}{e^y} \theta'(e^y) \right) dy}{\int_{\ln(S_{aev})}^b \left(\frac{\theta(e^y) - \theta_s}{e^y} \theta'(e^y) \right) dy}$ $\theta = C(S) \frac{\theta_s}{\left\{ \ln \left(e + \left(\frac{S}{a} \right)^n \right) \right\}^m}$ <p style="text-align: right;">(1.13.c)</p>
Fredlund et al, (1994) modifié par Leong E. C, Rahardjo H (1997)	$K_r = \frac{1}{\left\{ \ln \left(e + \left(\frac{S}{a} \right)^n \right) \right\}^{mp}}$ <p style="text-align: right;">(1.13.d)</p>

- K_w : Perméabilité du sol non saturé ;
 K_s : Perméabilité du sol saturé
 K_r : Perméabilité relative ;
 S : Succion du sol ;
 S_{aev} : Succion du sol correspondant à l'entrée d'air ;
 a,n,m,p : Paramètres de la courbe, ils ne sont pas les mêmes dans les différentes équations
 $C(\psi)$: factor de la correction

L'effet de la taille des pores est négligé dans les modèles macroscopiques. Brooks et Corey (1964) ont montré que pour un sol homogène, η est proche de 3, et, en général $\eta = \frac{2+3\lambda}{\lambda}$; λ est l'indice de distribution de la taille des pores. Mualem (1976) a suggéré d'utiliser $\eta = 3-2 \times m$; m est un paramètre qui est positif pour les sols ayant de gros grains et négatif pour les sols fins.

Chiu et al., (1998) ont fait des comparaisons entre les résultats expérimentaux et les équations de Brook-Corey et de van Genuchten, pour un mélange de sable kaolin. Ils ont trouvé que les performances de ces deux modèles diminuent avec l'augmentation de la teneur en kaolin et de S_r . Ils ont trouvé aussi que l'équation de Brook-Corey donne des résultats meilleurs que ceux de van Genuchten.

La figure 1.6 montre la comparaison entre plusieurs expressions de la conductivité hydraulique pour un sol particulier (Ebrahimi-B et al., 2004). On note que toutes les fonctions de conductivité hydraulique donnent des approximations raisonnables de la conductivité hydraulique des conditions saturées, par de la valeur d'entrée d'air pour le sol et bien dans la zone de transition.

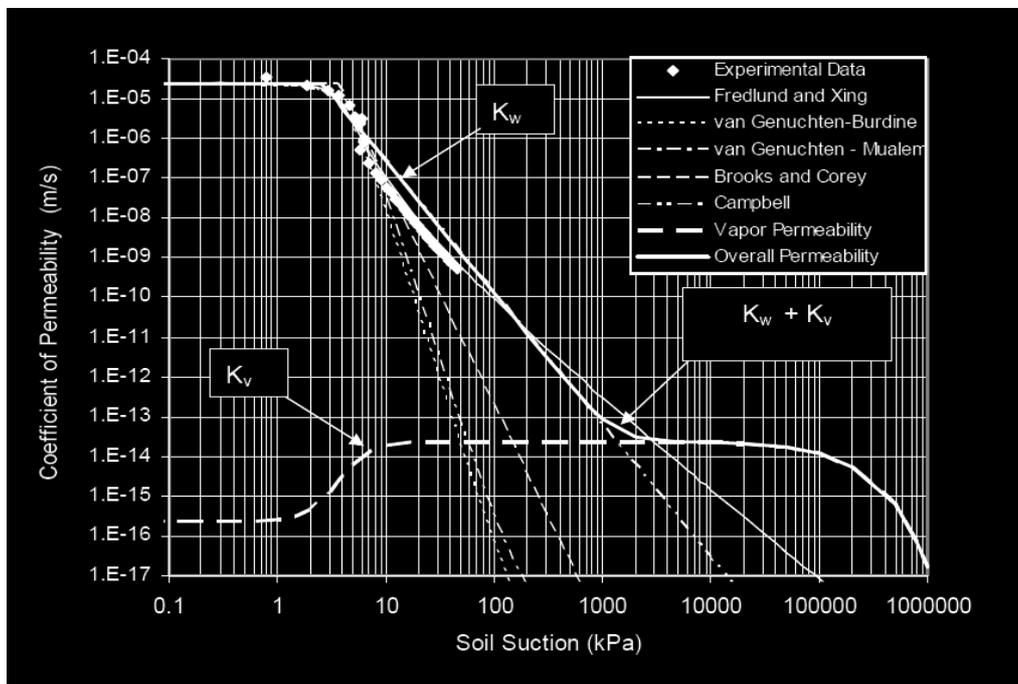


Figure 1.6. Comparaison entre plusieurs fonctions de conductivité hydraulique (Ebrahimi-B et al, 2004)

1.3.6. Propriétés thermique du sol

La conductivité thermique est fonction de la teneur en eau. La méthode de Johansen (1975) (citée par Lee, 2003) (Figure 1.7) donne des résultats satisfaisants quand le degré de saturation dépasse 10%.

Abu-Hamdeh et al. (2000) concluent que la conductivité thermique change avec la texture du sol, la teneur en eau, la concentration en sel, et la quantité de matière organique dans le sol. Le sol argileux a généralement une conductivité thermique inférieure à celle du sable. La conductivité thermique du sol diminue avec l'augmentation de la teneur en sel, et avec l'augmentation de la matière organique.

La formule de Van de Griend et al. (1986) (cité par Demarty, 2001) fait intervenir les capacités thermiques du sol sec (C_{sec}) et de l'eau ($4.18 \times 10^6 \text{ j.m}^{-3} \cdot \text{K}^{-1}$) et l'inertie thermique qui dépend de la texture du sol par l'intermédiaire de l'inertie thermique à saturation Λ_s :

$$K_t(\theta) = \frac{1}{C_{sec} + 4.18 \times 10^6 \theta} \left[\frac{1}{0.654} (\Lambda_s + 2300\theta - 1890) \right]^2 \quad (1.14.a)$$

Tang et al. (2008) ont cité l'expression suivante de Sakashita and Kumada (1998) modifiée par Ould-Lahoucien et al. (2002) :

$$K_t = K_{t \text{ dry}} \{1 + [(9.750n - 0.706)S_r]^{0.285n+0.731}\} \quad (1.14.b)$$

$$K_{t \text{ dry}} = 0.0497 + 0.222(1 - n) + 0.968(1 - n)^3$$

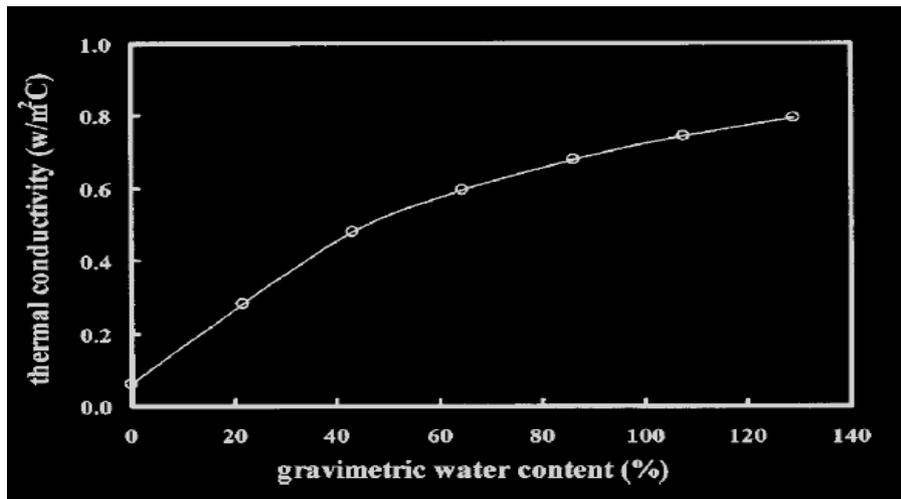


Figure 1.7. Variation de conductivité thermique avec la teneur en eau (Lee et al. 2003)

Le coefficient de chaleur spécifique volumique représente la capacité de stockage thermique d'un volume élémentaire. L'équation suivante proposée par de Vries (1963 cité par Mantho, 2005) est utilisée:

$$\lambda_h = C_s \theta_s + C_w \theta_w + C_a \theta_a \quad (1.15.a)$$

Lee et al. (2003) citent l'expression de Newman :

$$\lambda_h = \gamma_d(C_{ns} + 4.184 \theta_w) \quad (1.15.b)$$

C_s : Capacité de chaleur spécifique volumique du sol solide (pour l'argile $2.24 \times 10^6 \text{ J/m}^3 \text{ } ^\circ\text{C}$)

C_w : Capacité de chaleur spécifique volumique de l'eau liquide ($4,15 \times 10^6 \text{ J/m}^3 \text{ } ^\circ\text{C}$)

C_a : Capacité de chaleur spécifique volumique de l'air qui peut être considérée comme négligeable.

$\theta_s, \theta_w, \theta_a$: Teneurs volumiques des solides, de l'eau et de l'air, respectivement

C_{ns} : Capacité de chaleur spécifique volumique du sol solide ($750 \text{ J/kg} \text{ } ^\circ\text{C}$)

γ_d : Densité sèche du sol (kg/m^3).

Le rapport entre la chaleur spécifique volumétrique et la teneur en eau est montré sur la figure 1.8.

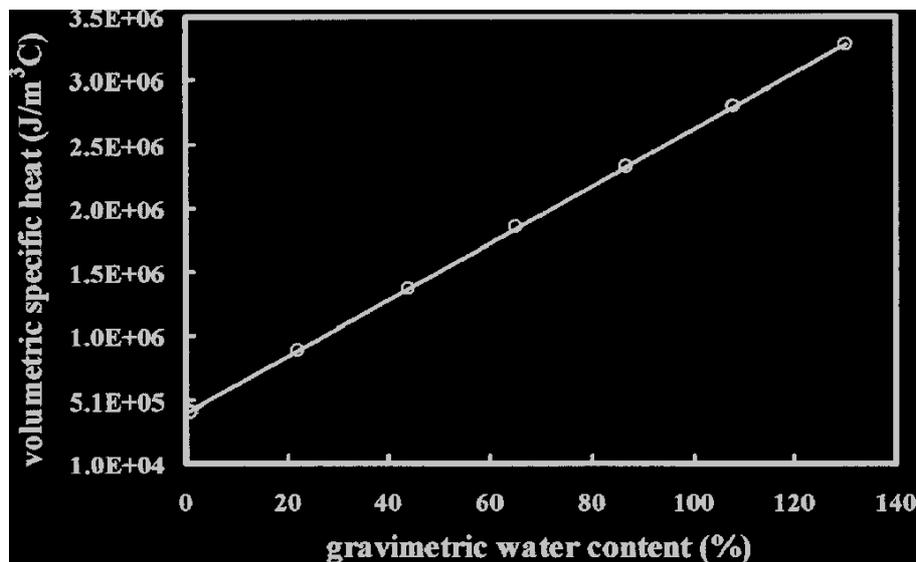


Figure 1.8. Variation de la chaleur spécifique volumétrique avec la teneur en eau (Lee et al. 2003)

1.4. Echange sol-atmosphère

Deux principaux phénomènes gouvernent l'échange d'eau entre le sol et l'atmosphère. L'eau pénètre le sol comme liquide par infiltration, et quitte la surface du sol par évaporation. L'infiltration dépend principalement des propriétés de sol telles que la conductivité hydraulique. Alors que le taux d'évaporation dépend des propriétés de sol et des conditions climatiques (Wilson et al., 1994).

1.4.1 Bilan d'eau

Les diverses étapes du cycle de l'eau constituent un aspect fondamental de l'échange sol-atmosphère. De part ses caractéristiques spécifiques, la phase liquide du sol exerce en outre un effet tampon sur divers processus de transfert et d'emménagement, tel que les échanges thermiques, les échanges gazeux et les échanges de substances en solution, si bien qu'elle apparaît comme le principal régulateur des conditions physico-chimiques régnant dans le milieu (Blight, 2003 ; Courdrain et al., 1998).

L'analyse du cycle de l'eau repose sur l'appréciation quantitative, dans le cadre d'un bilan, des termes impliqués dans les échanges entre les diverses composantes du système. Le bilan hydrique est intimement lié au bilan énergétique. L'étude du cycle de l'eau implique le recours simultané aux principes de conservation de la matière et de l'énergie (Musy et al., 1991).

Le bilan d'eau pour le sol est la somme algébrique (Blight, 1997) (Figure 1.9):

* Des précipitations (la pluie, la neige, le brouillard etc.) qui sont considérées comme une entrée ;

* De l'évaporation, de l'interception par le feuillage des arbres et du ruissellement, qui sont considérées comme des pertes.

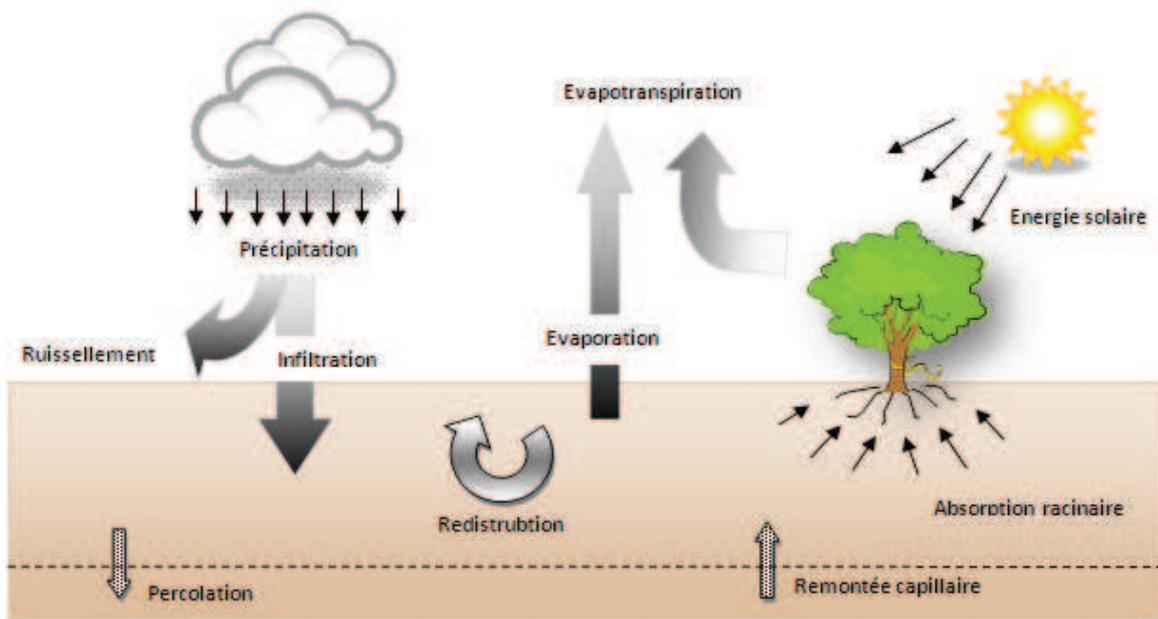


Figure 1.9. Cycle de l'eau (Musy et al. 1991)

Ce bilan s'exprime par l'équation suivante :

$$BE = Pr - (E + I_{int} + R_{off}) \quad (1.16)$$

- BE : Bilan d'eau (mm/jour)
- Pr : Précipitations (mm/jour)
- E : Evaporation (mm/jour)
- R_{off} : Ruissellement (mm/jour)
- I_{int} : Interception (mm/jour)

1.4.2 Bilan d'énergie

Le rayonnement net est défini comme la quantité d'énergie radiative disponible à la surface du sol pouvant être transformée en d'autres formes d'énergie par les mécanismes physiques ou biologiques. En utilisant l'équation du bilan d'énergie le rayonnement est exprimé par l'équation suivante (Musy, 1991 ; Mermoud, 2006 ; Blight, 1997):

$$R_n = G + H + M + \lambda_v ET \quad (1.17)$$

- R_n : Flux de rayonnement net à la surface du sol (le rayonnement des rayons solaires directs moins le rayonnement de réflexion et le rayonnement des longues ondes

- terrestres (W/m^2 ou $\text{J}/\text{m}^2\text{s}$)
- G : Flux de chaleur du sol (W/m^2 ou $\text{J}/\text{m}^2\text{s}$) qui représente la chaleur transmise dans le sol.
- H : Flux de chaleur sensible dans l'air (W/m^2), il désigne l'échange de chaleur entre le sol et l'atmosphère par le processus de convection thermique.
- M Fraction transformée en énergie chimique par les végétaux
- $\lambda_v ET$ Fraction du rayonnement utilisée pour l'évapotranspiration
- λ_v Chaleur latente de vaporisation (J/kg)
- ET Flux massique d'eau d'ET ($\text{kg}/\text{m}^2\cdot\text{s}$)

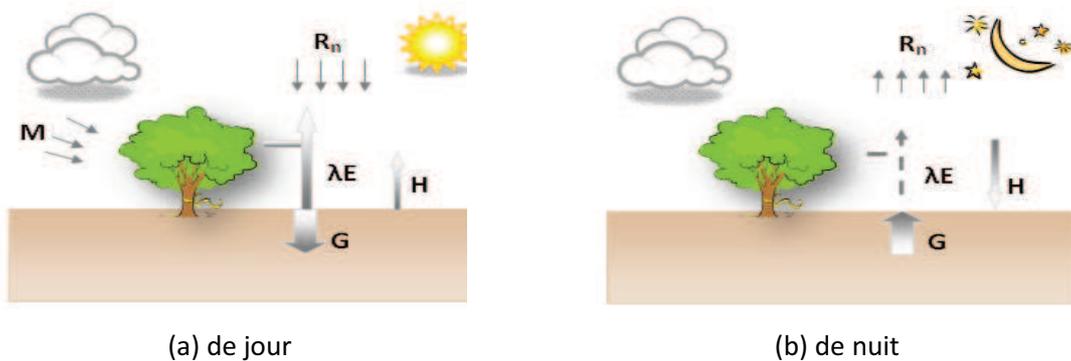


Figure 1.10. Bilans énergétiques (Musy et al. 1991)

1.4.3 Formulation analytique de l'évaporation

Comme l'évapotranspiration implique la vaporisation de l'eau puis son transfert sous forme de vapeur, elle représente non seulement un flux de masse mais également un flux de chaleur latente. La description analytique de ce processus peut ainsi reposer soit sur une approche hydrodynamique soit sur une approche thermodynamique.

Les formulations analytiques de l'évapotranspiration comprennent une série de formules de type pseudo-empiriques à base physique. Parmi la bonne douzaine de relations pseudo-empiriques connues, on peut citer celles de Blaney-Criddle (1950) et de Turc(1954-1955) qui semble la mieux adaptée au climat tempéré. (Musy et al., 1991)

Formule de Thornthwaite

Thornthwaite (1954) a proposé une relation empirique et un tableau qui relie l'évaporation réelle, le potentiel d'évaporation et la teneur en eau du sol. Les travaux de

Thornthwaite ont été effectués dans le Nord-Est de l'Amérique du Nord, l'expression n'est pas adaptée aux zones arides.

$$E_m = 16.2 \left(\frac{10 T_m}{\sum i} \right)^a \quad (1.18)$$

E_m : Evaporation mensuelle (mm)

T_m : Température mensuelle moyenne (°C)

$i = (T/5)^{1.5}$; T : température journalière moyenne (°C)

$$a = 6.75 * 10^{-9} (\sum i)^3 - 7.7 * 10^{-7} (\sum i)^2 + 0.08 (\sum i) + 0.49 \quad (1.19)$$

Formule de Blaney – Criddle

La formule de Blaney-Criddle (1950) exprime le taux mensuel d'évapotranspiration potentielle en fonction de la température mensuelle moyenne de l'air (T_{ma}) mesurée sous abri, et d'un coefficient PE exprimant en % le nombre d'heures durant le mois considéré

$$ETP = (8.13 + 0.46T_{ma})PE \quad \text{mm/mois} \quad (1.20)$$

La formule de Blaney –Criddle ne requiert que la détermination de la température mensuelle moyenne. Cette formule est adaptée aux conditions arides ou semi-arides, son utilisation conduit à une surestimation de l' ETP en conditions tempérées.

Formule de Turc

La formule de Turc (1954-1955) est basée sur l'utilisation des paramètres climatiques moyens pour une période donnée (généralement un mois). Elle exprime le taux moyen d'évapotranspiration potentiel en fonction du rayonnement global (R_g), de la température de l'air mesurée sous abri (T_{ma}), et de l'humidité relative (H_r).

$$ETP = 0.4 T_a \left(\frac{R_g + 50}{T_{ma} + 15} \right) \left[1 + \frac{50 - H_r}{70} \right] \quad (mm/mois) \quad (1.21)$$

Formule de Bowen

Les échanges énergétiques entre l'atmosphère et le système sol-végétation s'expriment dans le cadre du bilan énergétique.

Si l'on considère que les coefficients de diffusion de la chaleur et de la vapeur dans l'air sont égaux, le rapport entre flux de chaleur sensible et de chaleur latente devient proportionnel au rapport des gradients de température et de pression de vapeur

$$\beta_o = \frac{C}{\lambda_v E} \approx \gamma \frac{\Delta T}{\Delta P_v} \quad (1.22)$$

Lorsque le sol est humide, le gradient de pression de vapeur tend à devenir élevé alors que le gradient de température tend à s'affaiblir, la situation s'inversant dans le cas d'un sol sec. Par substitution dans l'expression du bilan énergétique, l'évapotranspiration de Bowen (1926) s'exprime par :

$$E = \frac{(R_n - \Delta E_G)}{(1 + \beta_o)\lambda_v} \quad (1.23)$$

E_G : Energie emmagasinée

Formule de Penman-Monteith

La formulation élaborée par Penman (1948), puis développée par Monteith (1973) pour incorporer des diffusivités différenciées, permet d'éviter certains inconvénients de la formule de Bowen. Les flux de chaleur sensible et latente s'écrivent en termes de résistance aérodynamique r_a et de résistance spécifique r_c :

$$C = \frac{\rho_a C_{Pa} \Delta T}{r_a} \quad (1.24)$$

$$\lambda E = \frac{\rho_a C_{Pa} \Delta P_v}{\gamma(r_c + r_a)} \quad (1.25)$$

L'évaporation est donnée par la formule :

$$E = \frac{(R_n - \Delta E_G)\Delta + \left(\frac{\rho_a C_{Pa} \Delta P_{va}}{r_a}\right)}{\lambda \left[\Delta + \gamma \left(1 + \frac{r_c}{r_a}\right)\right]} \quad (1.26)$$

Lorsque le bilan est appliqué à une période d'un jour, le terme de variation de stock devient négligeable. La résistance aérodynamique (r_a) peut être évaluée de diverses manières, mais en particulier par la relation suivante :

$$r_a = \frac{\left[\ln\left(\frac{z-d}{z_0}\right)\right]^2}{K^2 u(z)} \quad (1.27)$$

z désigne la hauteur à laquelle la vitesse du vent $u(z)$ est mesurée, d la translation du plan origine de la relation logarithmique entre $u(z)$ et z (0.6 à 0.8 fois la hauteur de la culture,

selon l'espacement de plants), z_0 la hauteur au-dessus de d à laquelle la vitesse réelle tombe à 0 ($=0.13 h$) et $k=0,41$ (constante de Von Karmann).

L'expression la plus utilisée est celle de Penman (1948):

$$E = \frac{\Delta R_n / L_v + \gamma E_a}{\Delta + \gamma} \quad (1.28)$$

E : taux d'évaporation potentielle (mm/jour)

Δ la pente de la courbe liant la température et la pression de vapeur d'eau saturante (Pa/°C)

R_n : radiation solaire nette entrante (W/m² ou J/m²s)

L_v : chaleur latente pour la vaporisation d'eau (J/kg)

γ : constante psychrométrique (66 Pa/°C)

E_a un paramètre (mm/jour) défini par :

$$E_a = 0,165 \times (P_{vs} - P_v) \times (0,8 + u_2/100)$$

P_{vs} : pression de vapeur d'eau saturante (mbar)

P_v : pression de vapeur d'eau réelle (mbar)

u_2 : vitesse du vent à 2 m d'altitude (km/jour)

Wilson(1990) a modifié l'expression de Penman (1948) pour calculer l'évaporation sur la surface de sol non saturé, la formule de Penman-Wilson (1990) dépend du rayonnement net, de la vitesse de vent, et de l'humidité relative d'air et à la surface de sol.

$$E = \frac{\Delta R_n / L_v + \eta E_a}{\Delta + \eta A} \quad (1.29)$$

E : taux d'évaporation potentielle (mm/jour) ;

Δ : pente de la courbe liant la température et la pression de vapeur d'eau saturante (kPa/°C) ;

$$4098 * p_{vs} / (T + 273.3)^2 ; T \text{ est la température en } ^\circ\text{C}$$

R_n : radiation solaire nette entrante (W/m² ou J/m²s) ;

η : constante psychrométrique (66 Pa/°C) ;

E_a un paramètre (mm/jour) défini par : $E_a = f(u)Pa(B-A)$

$$f(u) = 0,35 (1 + 0.15U_a)$$

- P_a : pression de vapeur d'air (kPa) ;
- U_a : vitesse du vent à 2 m d'altitude (km/jour) ;
- B : inverse de l'humidité relative d'aire ;
- A : inverse de l'humidité relative de surface de sol.
- L_v : chaleur latente pour la vaporisation d'eau (J/kg)

Cette formule donne des valeurs inférieures à celles de la formule de Penman (1948) quand la surface est saturée et une humidité relative de sol de 100% (VADOSE 2008).

Une comparaison des résultats des diverses équations est proposée par Schulz(1974) (cité par Blight, 1997). Il a comparé les expressions de Blaney & Criddle (1950), Penman (1956) Thornthwaite (1954) et Truc(1955) avec l'essai de Lysimeter (Figure 1.12). On note que les équations de Thornthwaite et Turc sous estiment les mesures. L'équation de Penman donne des valeurs moins élevées dans les mois chauds et des valeurs plus élevées dans les mois froids, tandis que les équations de Blaney & Criddle donnent des valeurs plus élevées dans les mois chauds et des valeurs moins élevées dans les mois froids. La figure (1.11) donne un ratio entre E_L (l'évaporation par l'essai de Lysimeter) et E_A (évaporation actuelle) de 0,66.

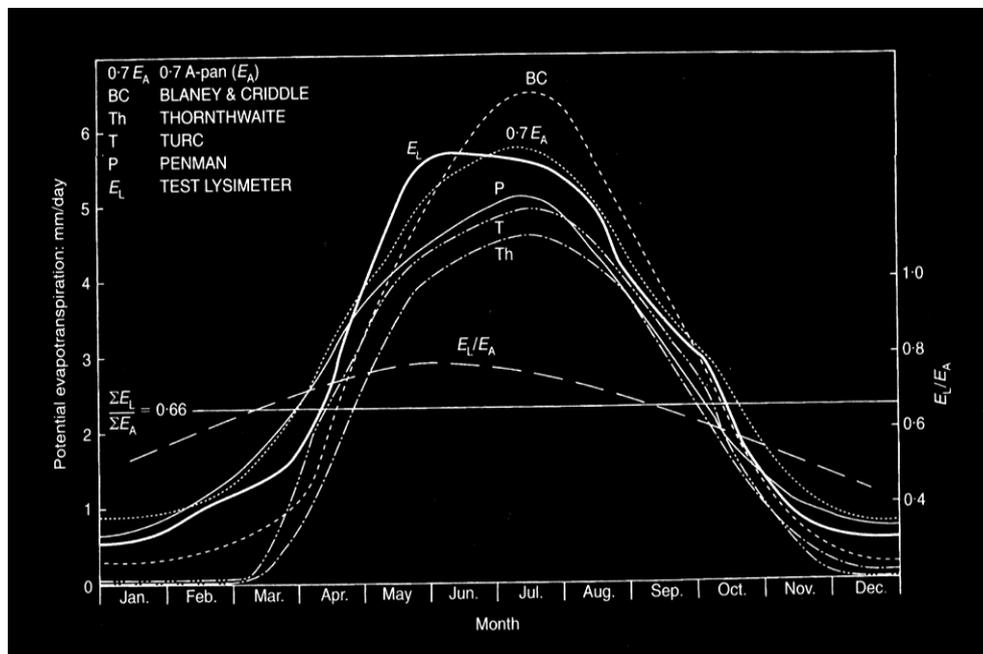


Figure 1.11. Comparaison entre différentes expression et l'essai de LYSIMETER Schulz(1974) (cité par Blight 1997)

1.4.4 Echange thermique

Le flux de chaleur sur la surface du sol dépend de la disponibilité de l'énergie thermique (Blight, 2009) (le plus souvent sous forme de rayonnement solaire) et de la quantité de chaleur qui est retirée par l'évaporation. Le flux de chaleur à la surface du sol doit être en conformité avec l'équation du bilan énergétique suivante (Gitirana, 2005):

$$H = R_n - \lambda_v ET \quad (1.30)$$

- R_n : Rayonnement solaire (W/m^2),
- H : Flux de chaleur (W/m^2),
- $\lambda_v ET$: Fraction du rayonnement utilisé pour l'évapotranspiration
- λ_v : Chaleur latente de vaporisation (J/kg)
- ET : Flux massique d'eau ($\text{kg/m}^2.\text{s}$)

La température de la surface du sol peut être estimée par le rapport suivant (Wilson, 1990) :

$$T_s = T_a + \frac{1}{\eta f(u)} (R_n/L_v - E) \quad (1.31)$$

- T_s : Température de la surface du sol ($^{\circ}\text{C}$)
- T_a : Température de l'air ($^{\circ}\text{C}$)
- η : constant psychrométrique
- R_n : radiation solaire nette entrante (W/m^2 ou $\text{J/m}^2\text{s}$)
- E : taux d'évaporation potentielle (mm/jour)
- L_v : chaleur latente pour la vaporisation d'eau (J/kg)

Cette équation montre que la température de la surface du sol augmente avec l'énergie non consommée par la transpiration ou l'évaporation.

1.5. Conclusion

La modélisation numérique de la sécheresse est très complexe. Elle fait intervenir le transfert d'eau et de chaleur dans les sols non saturés, le couplage hydromécanique et l'échange sol-atmosphère.

Dans ce chapitre nous avons présenté une synthèse des travaux réalisés sur la modélisation du phénomène de transfert et d'échange sol-atmosphère. Ce phénomène fait intervenir trois grandeurs à savoir la pression d'eau, la pression de vapeur et la température. On dispose de trois équations, l'équation de conservation de la masse, celle de la conservation de l'énergie et l'équation d'Edlefsen et Anderson entre l'humidité et la succion. Ces équations font intervenir des paramètres physiques dont la détermination a été présentée.

L'échange sol-atmosphère est décrit par le bilan d'échange d'eau et le bilan de l'énergie. Les formules proposées pour la détermination de l'évaporation ont été présentées.

Dans le chapitre suivant nous allons présenter la résolution par éléments finis du phénomène de transfert d'eau et de chaleur dans le sol et du couplage sol-atmosphère.

Chapitre II

Modalisation du transfert de Masse et Energie dans le Sol et l'Echange Sol Atmosphère

2.1. Introduction

Ce chapitre concerne la modélisation du transfert de masse et de chaleur dans le sol non saturé en prenant en compte l'échange sol-atmosphère. On commence par présenter le modèle numérique de transfert de masse et de chaleur dans le sol non saturé. On décrit ensuite le code de calcul développé (ESNA-LML) et sa validation. En fin de chapitre, on présente une étude de l'échange sol-atmosphère au voisinage d'une structure et l'influence sur cet échange des paramètres du sol et des conditions climatiques.

Wilson (1990) a effectué le premier travail concerne la modélisation de l'échange sol atmosphère, il a développé un code par éléments finis appelé 'flux' pour modéliser une colonne de sol. Son but était de connaître le changement de la teneur en eau et de la température dans le sol en fonction des conditions climatiques. Joshi et al. (1993) ont développé un code et ont comparé ce code avec un modèle physique de colonne de sol. Wilson et al. (1994) ont montré par un modèle numérique que l'évaporation dépend de la teneur en eau dans le sol. Wilson et al. (1997 et 2000) ont montré l'influence des paramètres de sol sur l'évaporation. Yakirevich (1997) a développé un modèle pour le calcul de l'évaporation des sols salins. Il a développé un code par éléments finis avec un schéma implicite. Mangeney et al. (2003) ont développé le code SiSPAT (modèle vertical des transferts couplés d'eau et de chaleur entre le sol, la végétation et l'atmosphère) qui prend en compte plusieurs couches de sol. Ce code est orienté vers l'agriculture. Yanful et al. (2003) ont utilisé le model SoilCover pour étudier l'influence de la présence de plusieurs coches pour conserver l'humidité du sol. Yanful et al (2003) ont estimé l'évaporation à la surface de sol en utilisant la formule de Gardner Hillel. Gitirana (2005), Gitirana et al. (2005), Gitirana et al. (2006) ont présenté un modèle bidimensionnel pour étudier l'influence de l'échange sol-atmosphère sur la stabilité de talus. Benson (2007) a comparé les résultats de quatre codes (HYDRUS/ Simunek et al. 2005, SVFLUX, UNSAT-H/Fayer 2000, VADOSE/W) sur un exemple d'échange sol-atmosphère. Il a conclu que les codes sont conceptuellement similaires et qu'ils fonctionnent de la même manière. La validation sur des mesures montre que les résultats de ces programmes ne sont pas en accord avec les mesures de terrain. Le désaccord peut être attribué, en partie, aux méthodes utilisées pour mettre en œuvre les conditions atmosphériques ou la détermination des caractéristiques du sol. Vu et al. (2007)

ont développé un model unidimensionnel pour étudier la succion sur un site à Regina, Saskatchewan, en utilisant la formule de Peneman (1948) pour l'évaporation et le modèle de Wilson (1990). Ils ont analysé l'influence des conditions climatiques et des propriétés du sol sur l'évaporation.

2.2. Développement Numérique

Dans le premier chapitre nous avons donné les équations qui gouvernent le transfert de masse et chaleur dans les sols non saturés :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(D_v \cdot \frac{\partial P_v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(D_v \cdot \frac{\partial P_v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(K_x \cdot \rho \cdot \frac{\partial \left(\frac{S}{\rho g} + y \right)}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_y \cdot \frac{\partial \left(\frac{S}{\rho g} + y \right)}{\partial y} \right) \quad (2.1)$$

$$= \rho \cdot g \cdot m_2^w \frac{\partial S}{\partial t}$$

$$L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_v \frac{\partial P_v}{\partial x} \right) + L_v \frac{\partial}{\partial y} \left(D_v \frac{\partial P_v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(K_t \frac{\partial(T)}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_t \frac{\partial(T)}{\partial y} \right) = \lambda_t \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.2)$$

- P_v : pression partielle de la vapeur d'eau (kPa) ;
- $K_x K_y$: coefficient de perméabilité du sol pour les deux directions x,y ;
- m_2^w : pente de la courbe de rétention qui exprime la relation entre la teneur en eau volumique et la succion (1/kPa) ;
- D_v : diffusivité de la vapeur d'eau dans le sol ;
- S : succion ;
- ρ : densité de l'eau ;
- λ_h : capacité calorifique apparente du milieu poreux (J/m³°C) ;
- K_t : conductivité thermique du sol (W/m°C) ;
- L_v : chaleur latente de vaporisation de l'eau (J/kg) ;
- T : température .

Les équations 2.1 et 2.2 sont complétées par la relation humidité relative-succion d'Edlefsen et Anderson (1943) :

$$P_v = P_{vs} * e^{\frac{-S \cdot W}{\rho \cdot R \cdot T}} \quad (2.3)$$

- P_{vs} : pression saturée de vapeur d'eau (kPa) ;

- W : masse moléculaire d'air (kg/m^3) ;
- R : constante de gaz ;
- T : température (k) ;
- h_{rair} : humidité relative d'air.

Les équations de transfert de masse et de chaleur doivent être couplées avec les conditions d'évaporation (Eq. 2-4) et de température à la surface du sol (Eq. 2.5) :

$$E = \frac{\Delta R_n / L_v + \eta E_a}{\Delta + \eta A} \quad (2.4)$$

$$T_s = T_a + \frac{1}{\eta f(u)} (R_n / L_v - E) \quad (2.5)$$

- E : taux d'évaporation potentielle (mm/jour) ;
- Δ : pente de la courbe liant la température et la pression de vapeur d'eau saturante ($\text{kPa}/^\circ\text{C}$) ; $4098 * p_{vs} / (T + 273.3)^2$; T est la température en $^\circ\text{C}$;
- R_n : radiation solaire nette entrante (W/m^2 ou $\text{J/m}^2\text{s}$) ;
- η : constant psychrométrique ($66 \text{ Pa}/^\circ\text{C}$) ;
- E_a : un paramètre (mm/jour) défini par : $E_a = f(u) P_a (B - A)$;
- $f(u)$: est défini par : $0.35 (1 + 0.15 U_a)$;
- P_a : la pression de vapeur d'air (kPa) ;
- U_a : vitesse du vent à 2 m d'altitude (km/jour) ;
- B : inverse de l'humidité relative d'air ;
- A : inverse de l'humidité relative de surface de sol ;
- L_v : la chaleur latente pour la vaporisation d'eau (J/kg) ;
- T_s : température de la surface du sol ($^\circ\text{C}$) ;
- T_a : température de l'air ($^\circ\text{C}$) ;
- η : constant psychrométrique ;
- R_n : radiation solaire nette entrante (W/m^2 ou $\text{J/m}^2\text{s}$) ;
- E : taux d'évaporation potentielle (mm/jour) ;
- L_v : chaleur latente pour la vaporisation d'eau (J/kg).

2.2.1. Formulation par éléments finis

On peut exprimer le gradient de P_v sous la forme:

$$\frac{\partial P_v}{\partial y} = \frac{\partial P_v}{\partial S} \frac{\partial S}{\partial y} + \frac{\partial P_v}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial y}$$

$$\frac{\partial P_v}{\partial y} = d_1 \frac{\partial S}{\partial y} + d_2 \frac{\partial T}{\partial y} \quad (2.6)$$

$$d_1 = \frac{\partial P_v}{\partial P} = -P_{VS} \frac{W}{\rho \cdot R \cdot T} e^{\frac{-S \cdot W}{\rho \cdot R \cdot T}} \quad (2.7)$$

$$d_2 = \frac{\partial P_v}{\partial T} = e^{\frac{-S \cdot W}{\rho \cdot R \cdot T}} \frac{\partial P_{VS}}{\partial T} + P_{VS} \frac{S \cdot W}{\rho \cdot R \cdot T^2} e^{\frac{-S \cdot W}{\rho \cdot R \cdot T}} \quad (2.8)$$

En remplaçant l'équation 2.6 dans les équations 2.1 et 2.2, nous obtenons :

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left[\rho \cdot \left(D_V \cdot d_1 + \frac{K_x}{\rho g} \right) \frac{\partial S}{\partial x} + (D_V \cdot d_2) \frac{\partial T}{\partial x} \right] \\ + \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(D_V \cdot d_1 + \frac{K_y}{\rho g} \right) \frac{\partial S}{\partial y} + (D_V \cdot d_2) \frac{\partial T}{\partial y} + K_y \right] = \rho \cdot g \cdot m_2^w \frac{\partial S}{\partial t} \end{aligned} \quad (2.9)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left[(L_V \cdot D_V \cdot d_1) \frac{\partial S}{\partial x} + (L_V \cdot D_V \cdot d_2 + K_t) \frac{\partial T}{\partial x} \right] \\ + \frac{\partial}{\partial y} \left[(L_V \cdot D_V \cdot d_1) \frac{\partial S}{\partial y} + (L_V \cdot D_V \cdot d_2 + K_t) \frac{\partial T}{\partial y} \right] = \lambda_t \frac{\partial T}{\partial t} \end{aligned} \quad (2.10)$$

Une discrétisation par éléments finis donne une approximation de T et S en fonction de leurs valeurs aux nœuds $\{S_n\}$ et $\{T_n\}$:

$$S = [N]\{S_n\} \quad (2.11)$$

$$T = [N]\{T_n\} \quad (2.12)$$

$[N]$ vecteur de la fonction d'interpolation.

La formulation par éléments finis des équations 2.9 et 2.10 conduit au système d'équations suivant :

$$\left(\int_{\Omega} ([B]^T [C] [B]) dA \right) \{S\} + \left(\int_{\Omega} ([B]^T [D_2] [B]) dA \right) \{T\} + \left(\int_{\Omega} ([B]^T [K] [B]) dA \right) \{y\} = - \left(\int_{\Omega} (\lambda_t \langle N \rangle^T \langle N \rangle) dA \right) \{\dot{S}\} \quad (2.13)$$

$$\left(\int_{\Omega} ([B]^T [C_t] [B]) dA \right) \{T\} + \left(\int_{\Omega} ([B]^T [L_v D_1] [B]) dA \right) \{S\} + = - \left(\int_{\Omega} (\lambda_t \langle N \rangle^T \langle N \rangle) dA \right) \{\dot{T}\} \quad (2.14)$$

- [B] : matrice de gradient
- [C] : matrice de rigidité d'élément = [K/ρg+D1],
- D1 : D_v.d1
- [D2] : [D_v.d2]
- {y} : cote altimétrique
- [K] : conductivité hydraulique d'élément,
- ⟨N⟩^T⟨N⟩ : [M], la matrice de masse,
- {Ḡ} : changement de la succion avec du temps
- {S} : vecteur de succions nodales
- Ω : domaine occupé par le système sol-structure
- [Ct] : matrice de rigidité thermique d'élément = [Kt +LvD2],
- {T} : vecteur des températures nodales
- {Ḥ} : changement de la température avec le temps

Les équations de transfert de masse 2.13 et de transfert de chaleur 2.14, s'écrivent sous la forme :

$$[K_w]\{S\} + [K_{wt}]\{T\} + [M]\{\dot{S}\} = \{F_w\} \quad (2.15)$$

$$[K_t]\{T\} + [K_{tw}]\{S\} + [M_t]\{\dot{T}\} = \{F_t\} \quad (2.16)$$

Les équations 2.15 et 2.16 peuvent être combinées sous la forme matricielle suivante:

$$\begin{bmatrix} K_w & K_{wt} \\ K_{tw} & K_t \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} S \\ T \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} M & 0 \\ 0 & M_t \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{S} \\ \dot{T} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_w \\ F_t \end{Bmatrix} \quad (2.17)$$

- $[K_w]$: matrice de caractéristique d'élément dans l'équation de transfert de liquide
 $[K_{wt}]$: matrice de couplage hydro-thermique dans l'équation de transfert de liquide
 $[K_{tw}]$: matrice de couplage hydro-thermique dans l'équation de transfert de chaleur
 $[K_t]$: matrice de caractéristique d'élément dans l'équation de transfert de chaleur
 $[M]$: matrice de masse d'élément dans l'équation de transfert de liquide
 $[M_t]$: matrice de masse d'élément dans l'équation de transfert de chaleur
 $\{F_w\}$: flux de masse
 $\{F_t\}$: flux de chaleur

2.2.2. Intégration temporelle

Le schéma implicite de Crank-Nicholson est utilisé pour l'intégration par rapport au temps des équations 2.15 et 2.16. Les valeurs de S et de T à l'instant $(t + \Delta t)$ sont déterminées à partir de leurs valeurs au pas de temps précédent (t) par les équations suivantes :

$$\begin{aligned} (\alpha\Delta t[K_w] + [M])\{S_{t+\Delta t}\} + \Delta t[K_{wt}]\{T_{t+\Delta t}\} &= \Delta t((1 - \alpha)[F_w]_t + \alpha[F_w]_{t+\Delta t}) + \\ &((1 - \alpha)\Delta t[K_w] + [M])\{S_t\} - \Delta t[K]\{Y\} \end{aligned} \quad (2.18)$$

$$\begin{aligned} (\alpha\Delta t[K_t] + [M_t])\{T_{t+\Delta t}\} + \Delta t[K_{tw}]\{S_{t+\Delta t}\} \\ = \Delta t((1 - \alpha)[F_t]_t + \alpha[F_t]_{t+\Delta t}) + ((1 - \alpha)\Delta t[K_t] + [M_t])\{T_t\} \end{aligned} \quad (2.19)$$

- Δt : incrément de temps
 $\{S_{t+\Delta t}\}, \{T_{t+\Delta t}\}$: succion et température à la fin de l'incrément de temps
 $\{S_t\}, \{T_t\}$: succion et température au début de l'incrément de temps
 $\{F_w\}_t, \{F_w\}_{t+\Delta t}$: flux de masse au début et à la fin de l'incrément de temps
 $\{F_t\}_t, \{F_t\}_{t+\Delta t}$: flux de chaleur au début et à la fin de l'incrément de temps
 α : paramètre variant entre 0 et 1

2.3. Développement du code (ESNA-LML)

Le modèle présenté dans la section précédente a été programmé dans un code de calcul par éléments finis ESNA-LML (Exchange Sol Non saturé Atmosphère- Laboratoire de Mécanique de Lille). Ce code permet d'estimer les variations de la teneur en eau et de la température du sol dues aux changements climatiques, (le rayonnement solaire, la vitesse de vent, la température, la humidité relative de l'air). Il couple les équations de transfert de masse et de chaleur (Eq. 2.1 et 2.2) avec l'échange sol-atmosphère. Le calcul est effectué en utilisant un schéma implicite. Afin de déterminer les valeurs de la température et de la succion à un pas de temps donné, il est nécessaire de connaître leurs valeurs au pas de temps précédent. Les caractéristiques de sol (K_w , K_{th} , λt , m^2_w) sont actualisées à chaque pas de temps.

Le programme présente deux méthodes pour introduire les paramètres du sol :

- En entrant les données expérimentales : le programme fait l'interpolation pour calculer les valeurs correspondantes à chaque pas de temps.
- En entrant les paramètres de Leong et al. (1997) pour la perméabilité et de l'équation de van Genuchten (1980) pour la courbe sol-eau, et les équations de Van de Griend et al. (1986) et de De Vries (1963) pour la conductivité thermique et la chaleur spécifique.

A chaque pas de temps, le programme actualise les données climatiques et détermine l'évaporation et la température à la surface du sol et les paramètres de sol selon les valeurs de température et la succion à l'instant t . Ensuite il résout le système d'équations afin de déterminer les valeurs de la température et de la succion à l'instant $t+\Delta t$.

2.4. Validation de Code

Le code ESNA-LML a été vérifié sur deux exemples présentés par Wilson(1990) et Fredlund et al. (2001).

2.4.1. Validation sur la colonne de Wilson

Le programme a été vérifié par comparaison avec des résultats d'un essai de séchage d'une colonne de sable effectué par Wilson (1990). Le test est effectué dans une chambre dont la température était de 38 ± 1 °C avec une humidité relative entre 11 et 23%. La hauteur et le diamètre de la colonne de sol sont 30 et 15,3 cm. Le sol se compose de 98% de sable et de limon et 2% d'argile. L'indice de vide initial est de 0,63. Le potentiel d'évaporation variait entre 7,2 et 8,3 mm/jour avec une moyenne de 8 mm/jour.

Wilson (1990) a également présenté un modèle par éléments finis appelé "Flux" pour la simulation de ce test.

La figure 2.1a présente les conditions initiales et les conditions aux limites retenues pour la simulation numérique à l'aide du code ENSA-LML. La température appliquée à la partie supérieure de la colonne correspond aux mesures effectuées. Les valeurs de l'évaporation ont été obtenues au cours du test.

Le sable Beaver Creek a été utilisé pour ce test (Wilson 1990). La figure 2.1b présente les propriétés hydrauliques du sol. La conductivité hydraulique a été obtenue à partir de la conductivité hydraulique saturée mesurée en laboratoire et de l'équation du Brooks et Corey (1964). La figure 2.1c présente la propriété thermique de sable Beaver Creek, qui a été obtenue en utilisant les formulations présentées par De Vries (1963). Le calcul a été effectué avec une évaporation potentielle de 8 mm/jour.

La figure 2.2 présente une comparaison entre les résultats obtenus et ceux donnés par Wilson (1990) et Gitirana (2005). La figure 2.2a présente l'évaporation, alors que la figure 2.2b illustre la succion dans le sol après 29 jours. On note un bon accord entre les résultats de trois calculs. Ce résultat indique un bon fonctionnement du code ENSA-LML.

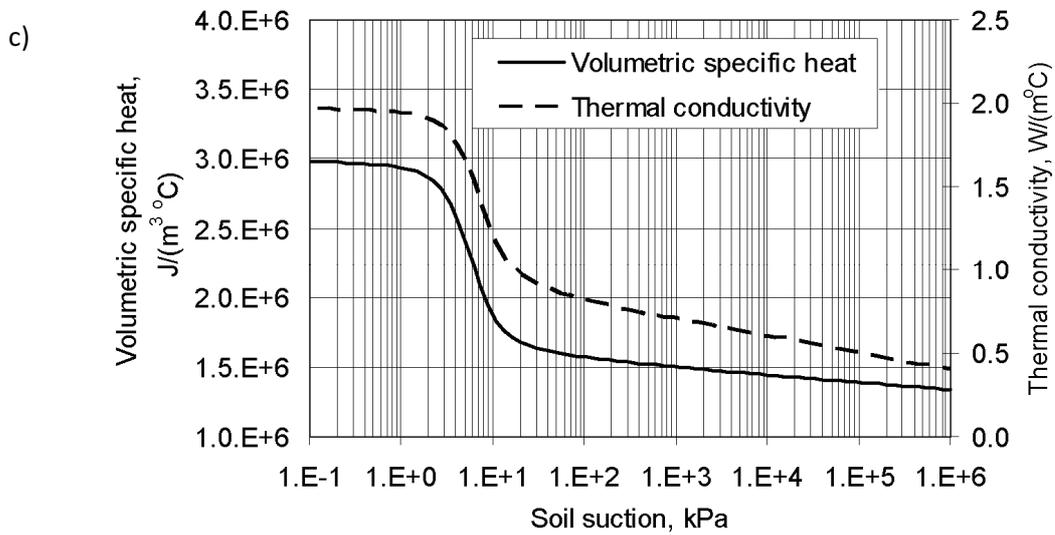
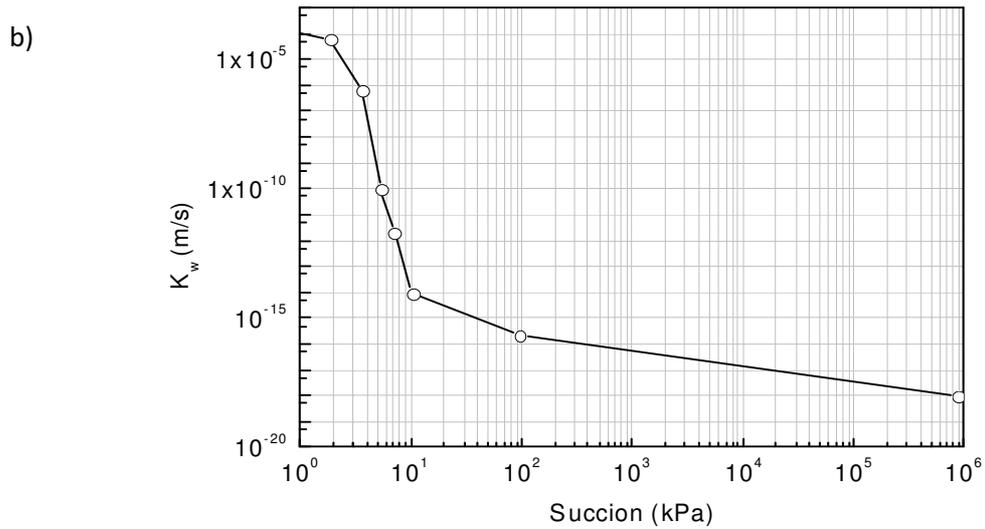
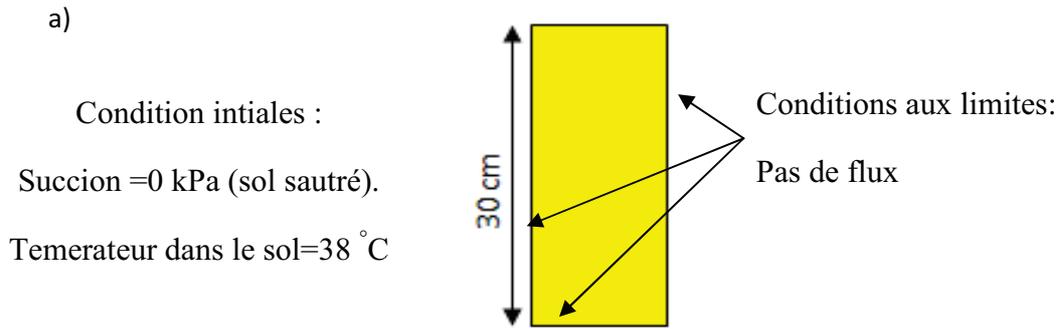


Figure 2.1. Colonne de Wilson : a) Conditions aux limites et initiales ; b) Propriété hydrique du sable Beaver Creek ; c) Propriétés thermiques de Sand Beaver Creek (Wilson 1990 cité par Gitirana 2005)

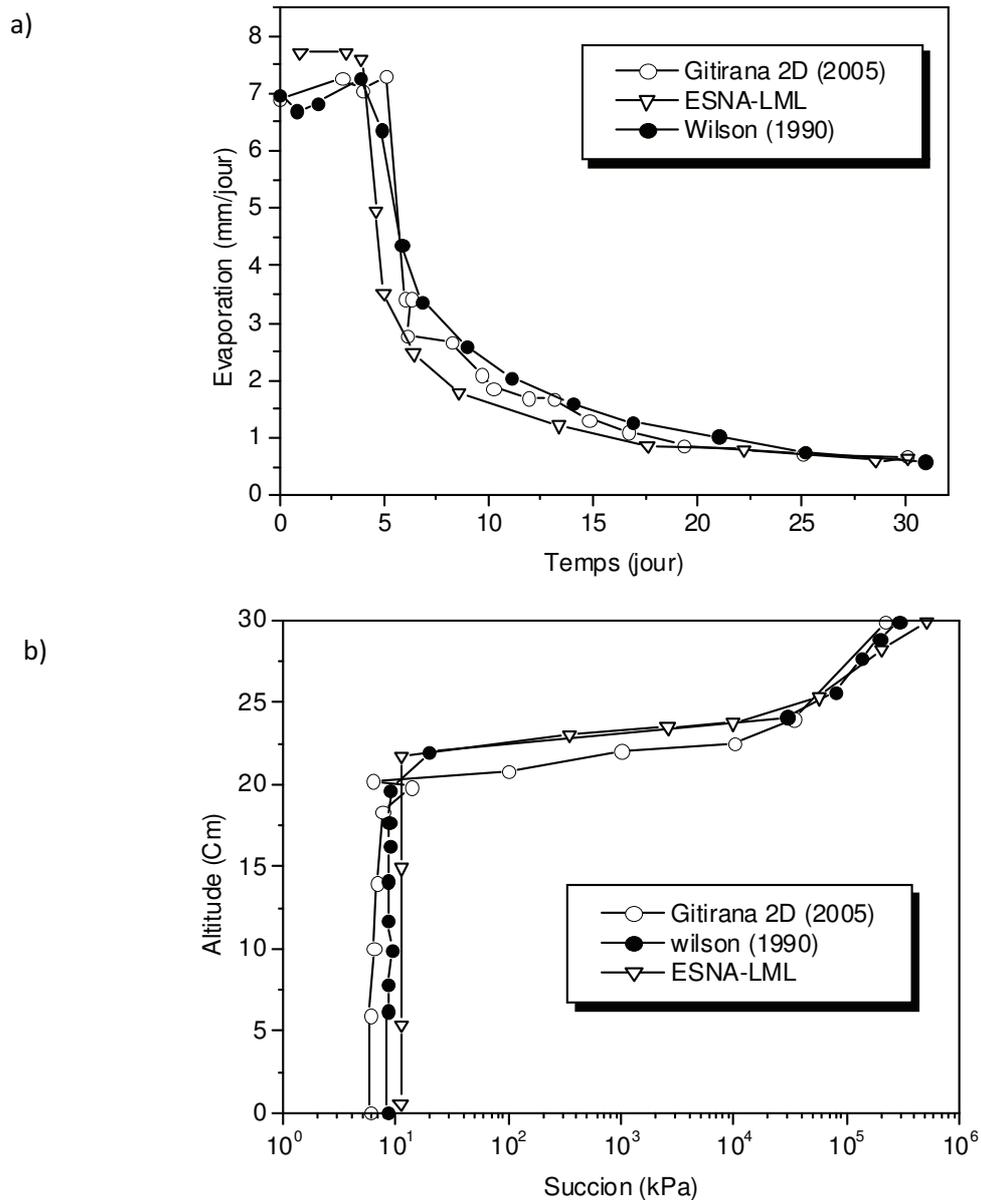


Figure 2.2. Validation du code ENSA-LML sur la colonne de Wilson :

a) Evaporation ; b) Succion après 29 jours

2.4.2. Exemple de succion induite par des arbres (Fredlund et Vu (2001)).

Le programme est vérifié sur un exemple traité par Fredlund et Huang (2001) concernant la succion induite par des arbres. L'exemple considère une couche de 10 m de sol argileux. Le coefficient de perméabilité du sol est décrit selon Gardner (1958), avec un coefficient de perméabilité saturé de $5,79 \times 10^{-8}$ m/s, $a = 0,001$ et $n = 2$. L'indice de vide initial est égal à 1,0. La figure 2.3 présente la géométrie du problème traité, la courbe de perméabilité et les conditions initiales. Au départ la nappe phréatique est à 15 m de

profondeur. L'arbre extrait $0,3 \text{ m}^3$ d'eau par jour en été. La zone d'absorption pour les arbres est localisée entre 1 et 3 m de profondeur, avec un taux d'absorption décroissant linéairement avec la profondeur : de 15 mm/jour à 1m de profondeur à zéro à 3 m de profondeur (Jong 2000). La distribution de la succion obtenue par Fredlund et al. (2001) est présentée dans la figure 2.3 d. La succion à l'équilibre varie de 260 kPa à coté de la racine à 49 kPa à 10 m de profondeur.

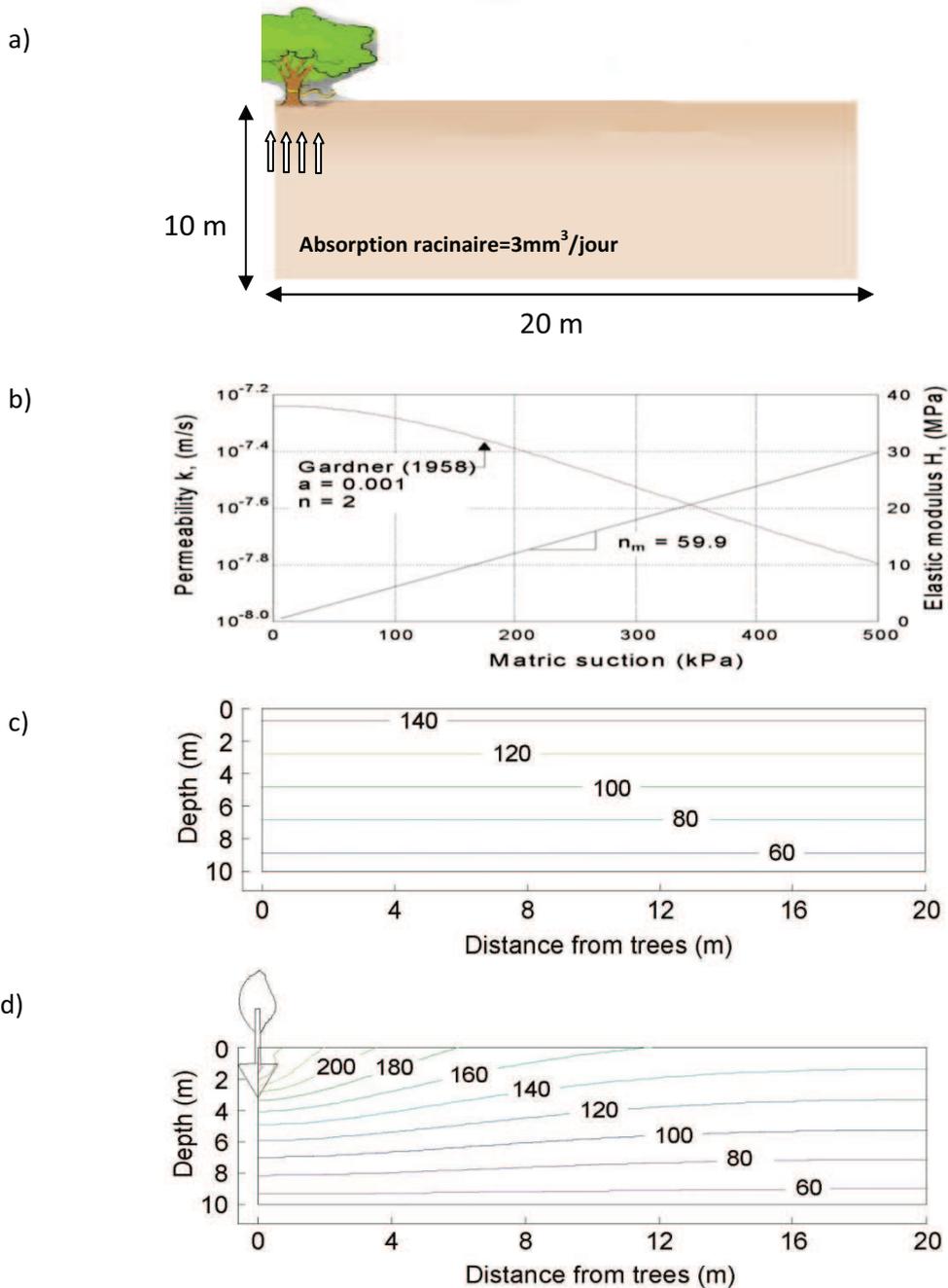


Figure 2.3. Exemple de succion induite par les arbres (Fredlund et al. 2001) : a) Géométrie ; b) perméabilité du sol ; c) Valeurs initiales de la succion (kPa). d) Valeurs finales de la succion (kPa)

La figure 2.4 illustre la comparaison entre les résultats de Fredlund et al.(2001) et ceux du code ENSA-LML dans deux section : à 2m et 8m de l'arbre. On note un bon accord entre les résultats du code ENSA-LML et ceux de Fredlund et al. (2001). Ce bon accord indique un bon fonctionnement du code ENSA-LML.

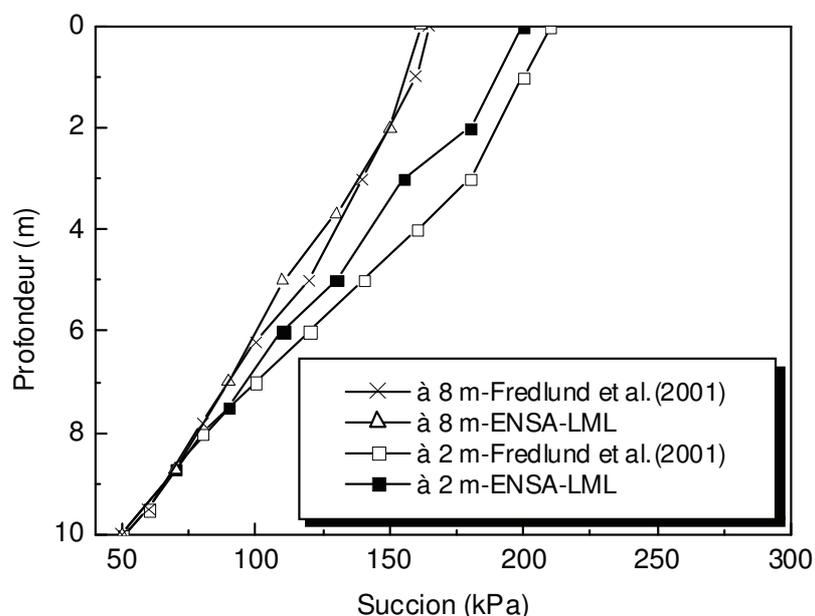


Figure 2.4. Succion induite par les arbres : Comparaison des résultats du Code ENSA) LML et ceux de Fredlund et al. (2001)

2.5. Analyse de l'échange sol-atmosphère au voisinage d'une structure

Dans cette section, on présente une étude numérique de la succion induite par l'échange sol-atmosphère au voisinage de structures. On présente d'abord une étude en l'absence de la structure (en champ libre), ensuite on étudie l'influence principaux facteurs sur la succion induite par l'échange sol-atmosphère, notamment les propriétés du sol et les conditions climatiques.

2.5.1. Echange sol-atmosphère en champ libre

La figure 2.5a illustre l'exemple traité et les conditions aux limites. La hauteur de la couche de sol est égale à 3 m. L'extension latérale a été fixée à 30 m après une étude de l'influence de cette extension sur la modélisation en présence d'une structure. Le maillage

comporte 13200 éléments triangulaires et 6851 nœuds. A l'état initial le sol est saturé. La perméabilité du sol est décrite selon Leong et al. (1997) avec $\alpha=9,5$, $n=25$, $m=2,75$ et $p=1,5$, $K_s=0,0003$ m/s (Figure 2.5b). La figure 2.5c présente le courbe caractéristique de sol (Van Genuchten 1980) avec $\theta_r=0,02$, $\theta_s=0,45$, les paramètres a, n et m sont égaux à $a=0,0001$, $n=0,7$, $m=0,6$. Les figures 2.5d et 2.5e présentent les propriétés thermiques du sol. Le coefficient de chaleur spécifique est obtenu en utilisant la formule de De Vries (1963). La conductivité thermique est décrite par la formule de Van de Griend (1986).

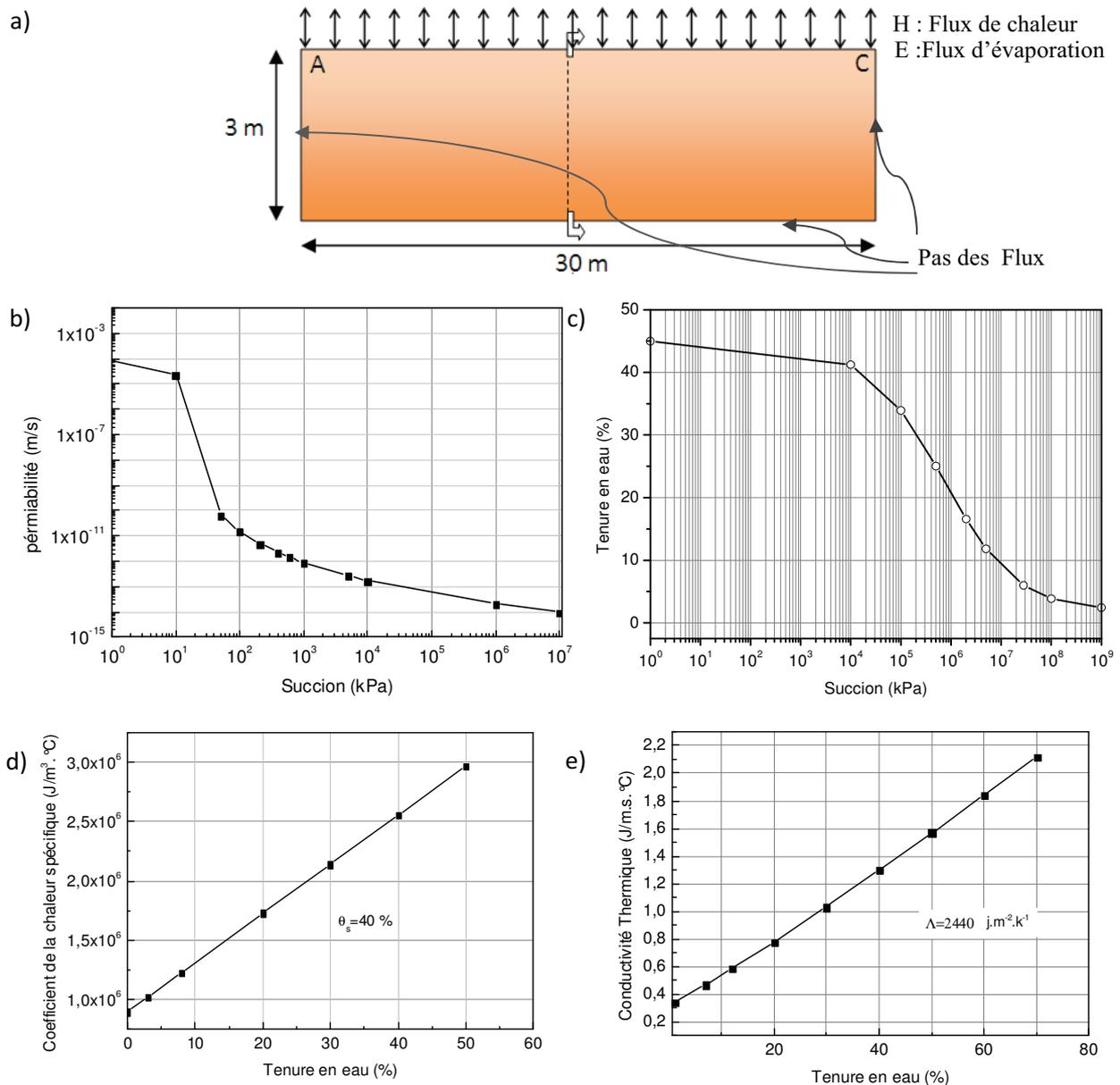


Figure 2.5. Analyse de la succion en champ libre : a) Géométrie ; b) Courbe de la perméabilité ; c) Courbe caractéristique du sol ; d) Coefficient de la chaleur spécifique; e) Conductivité thermique

L'étude a été réalisée avec les conditions climatiques illustrées dans la figure 2.6 qui ont été enregistrées au mois de juin 2005 sur un site au sud de la Syrie.

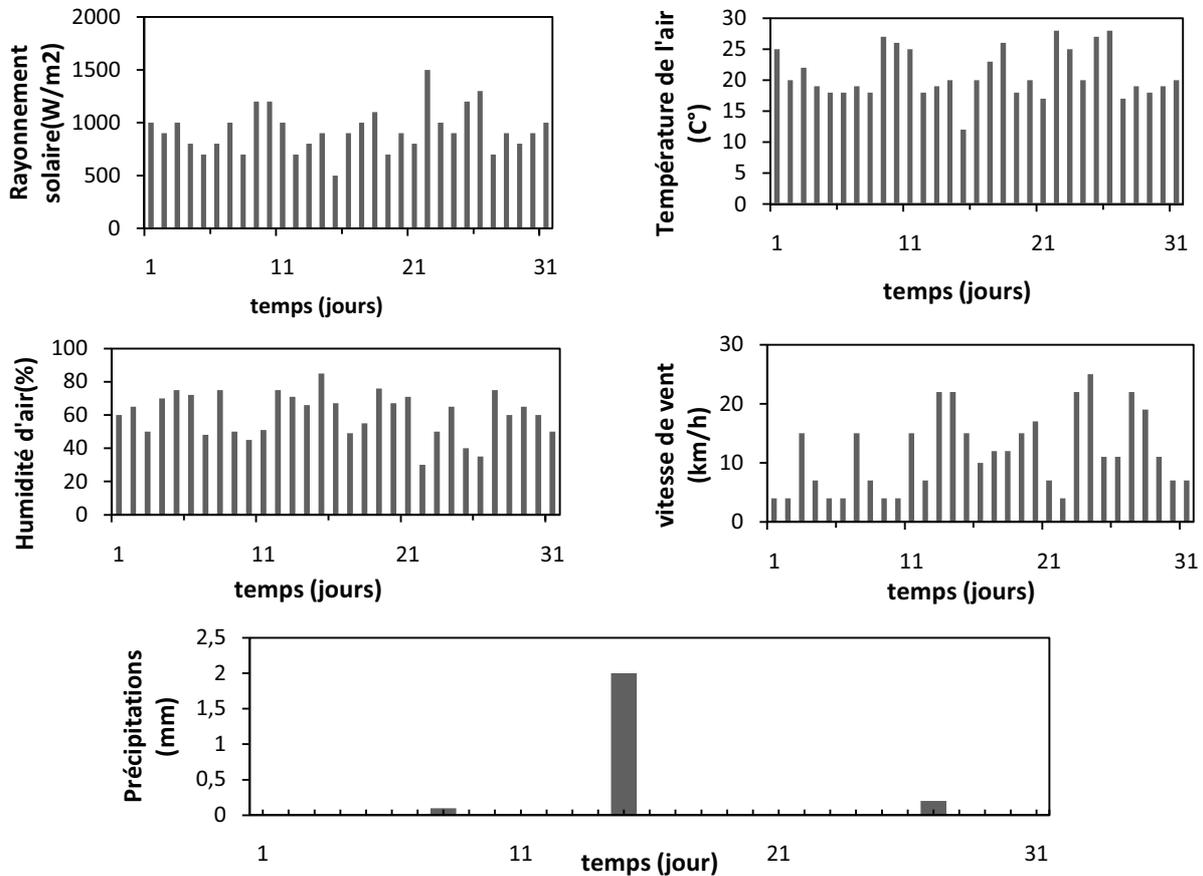


Figure 2.6. Conditions climatiques (mesurées 01 juin -30 juin 2005 au sud de la Syrie)

Les résultats obtenus sont illustrés dans les figures 2.7a à 2.7d. La figure 2.7a montre la variation de l'évaporation. On note en moyenne une baisse de cette évaporation, et on voit clairement l'influence des précipitations qui induisent une chute de l'évaporation.

La figure 2.7b montre la variation de la succion à la surface du sol. On note au cours des 5 premiers jours une augmentation modérée de la succion : elle atteint 10 kPa au 5^{ème} jour. Au 6^{ème} jour on note une brusque augmentation de la succion qui atteint 3 MPa au 10^{ème} jour. Par la suite, on observe une croissance de la succion jusqu'à une quasi-stabilisation, sauf aux périodes de précipitations qui induisent une diminution de la succion. La figure 2.7c montre l'évolution de la perméabilité. On note qu'après une quasi-stabilisation, elle subit une brusque chute au 6^{ème} jour. Cette chute réduit sensiblement le transfert d'eau vers la surface, ce qui explique la forte augmentation de la succion à partir de ce jour. La figure 2.7d montre l'évolution du profil de succion dans le massif du sol. On

constate une forte augmentation de la succion après le 5^{ème} jour, en particulier dans la couche de surface. Au bout de 30 jours, on note une succion de 1 MPa à 1,1m de profondeur et de 100 kPa à 1,75 m de profondeur.

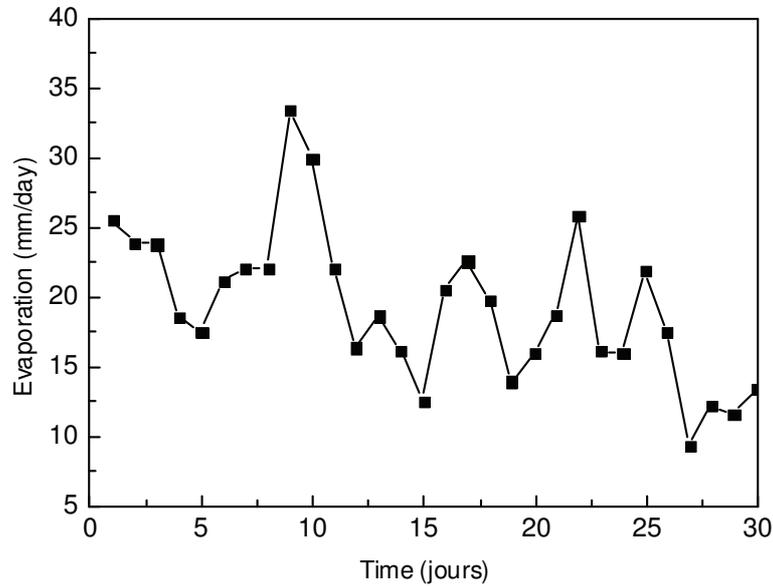


Figure 2.7a. Etude de la succion en champ libre. Résultats des simulations : Variation de l'évaporation

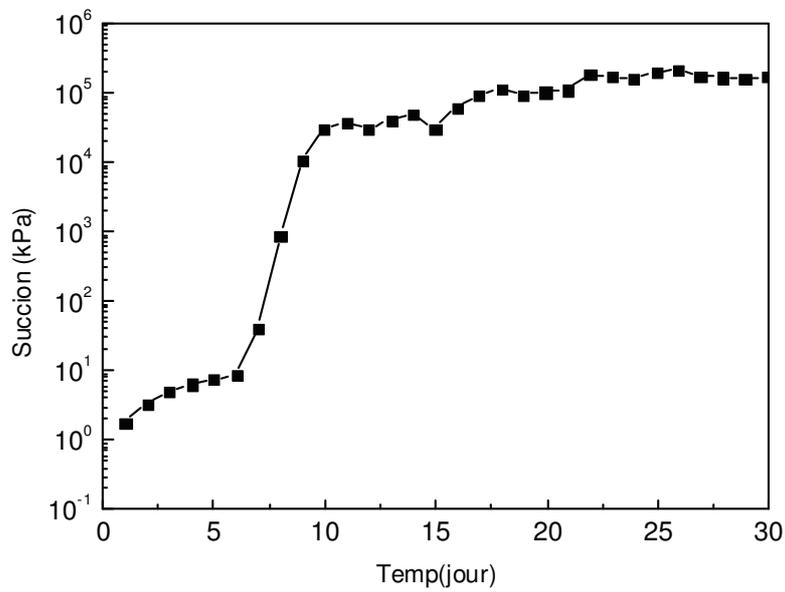


Figure 2.7a. Etude de la succion en champ libre. Résultats des simulations : variation de la succion à la surface du sol

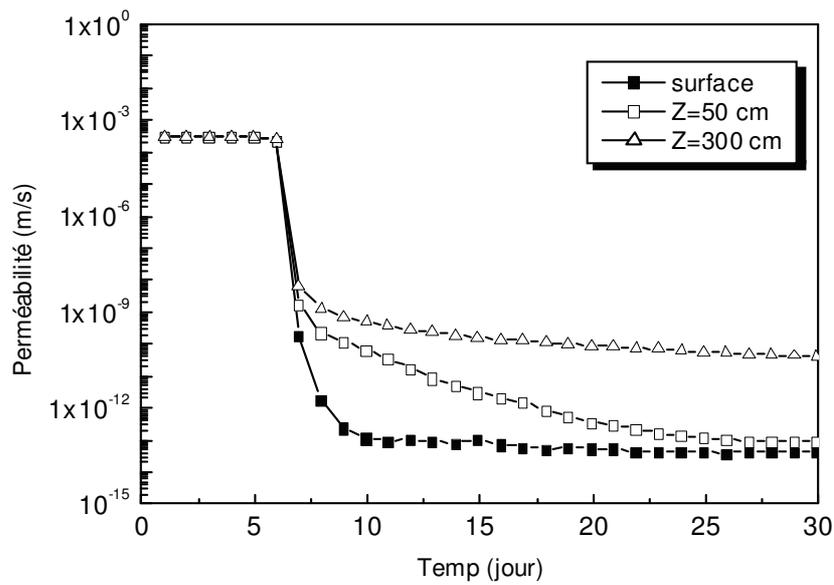


Figure 2.7C. Etude de la succion en champ libre. Résultats des simulations : Variation de la perméabilité

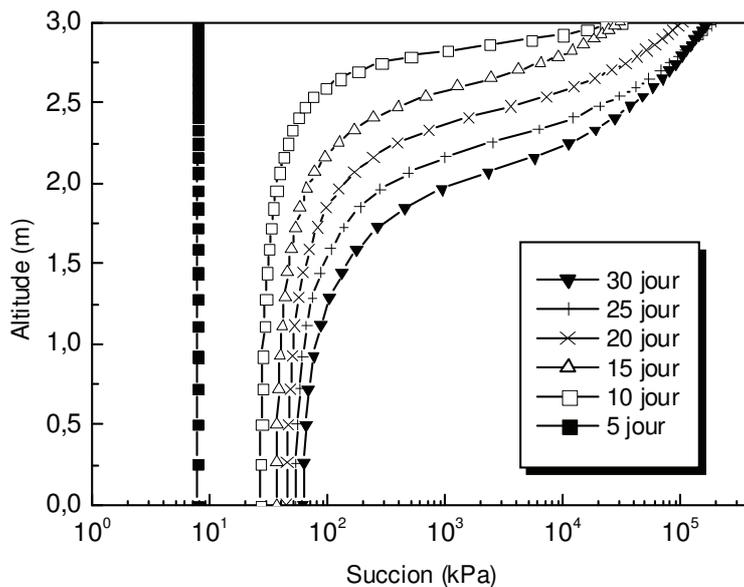


Figure 2.7d. Etude de la succion en champ libre. Résultats des simulations : Développement de la succion dans le sol

2.5.2. Influence de la présence d'une structure sur l'échange sol-atmosphère

La figure 2.8 montre l'exemple étudié. La structure est considérée comme une surface imperméable sans aucun échange avec l'atmosphère. La modélisation est effectuée sur la moitié du massif. La largeur de la structure est fixée à 10 m.

La figure 2.9a montre les variations de la succion en trois points : au centre de la fondation (point C), au bord de la fondation (point B) et à l'extrémité du massif (point A). Elle donne aussi la variation de la succion obtenue à la surface du sol en champ libre. On note d'abord un bon accord entre l'évolution de la succion en champ libre et au point A. Ceci montre qu'on retrouve au bord du massif les conditions en champ libre, ce qui valide l'extension latérale du massif de sol retenue dans le calcul. Au centre de la fondation, on observe une très faible évolution de la succion, qui se stabilise à 20 kPa. Au bord de la fondation, on note une très forte variation de la succion à partir du 8^{ème} jour pour atteindre rapidement les valeurs de la succion au bord du massif. La figure 2.9b donne la distribution de la succion à différents instants. On note la présence de deux zones de distribution quasi-uniforme de la succion : la première se trouve sous les deux tiers de la fondation (en partant du centre) avec une très faible succion, la seconde se trouve à la surface libre avec une succion élevée. Entre les deux zones, la succion croit très rapidement. La figure 2.9c donne le niveau de succion dans le massif du sol après 30 jours. On note que la variation de la succion est concentrée dans une zone de surface (1 m de profondeur) située à l'extérieur de la fondation.

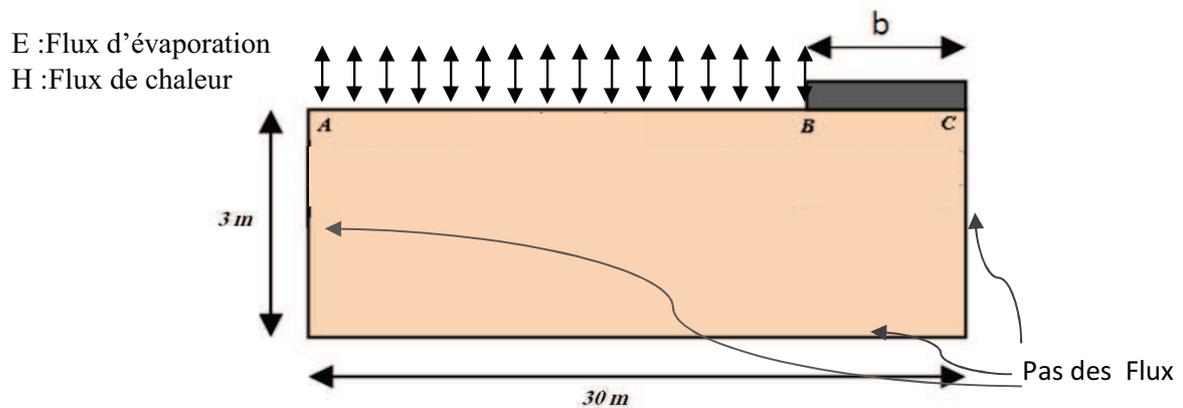


Figure 2.8 : Exemple traité de l'influence de la structure sur l'échange sol-atmosphère :

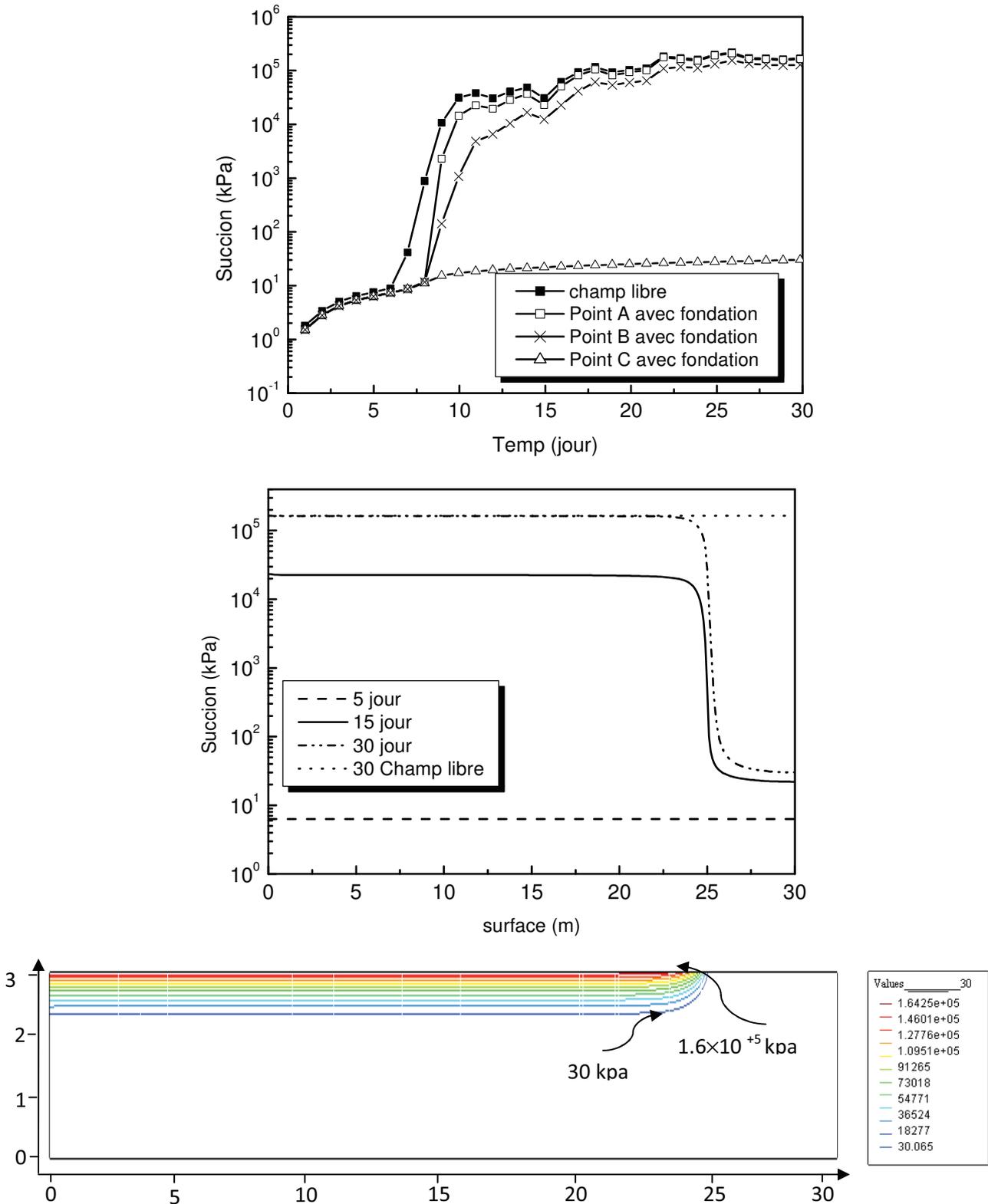


Figure 2.9 : Influence de la structure sur l'échange sol-atmosphère. Résultats : a) Variation de la suction dans différentes sections ; b) Variation de la suction à la surface du sol ; c) Niveaux de suction après 30 jours

2.5.3. Influence du type de sol

Les caractéristiques du sol jouent d'un rôle important dans le phénomène de transfert. On propose dans cette section, d'analyser son influence sur la succion induite par l'échange sol-atmosphère au voisinage de la structure étudiée ci-dessus. Des calculs ont été effectués avec deux type de sol (argile et limon) dont les paramètres de perméabilité et les courbes de rétention sont donnés dans les tableaux 2.1 et 2.2 respectivement et les figures (2.10 a et b). Pour le même niveau de succion, la perméabilité du limon est supérieure à l'argile (figure 2.10a).

Tableau 2.1. Paramètres de la courbe de la perméabilité pour les deux sols

	K_s	a	n	m	p
Sol1 (argile)	0.0003	9,5	25	2,75	1.5
Sol2 (limon)	0.0003	9	20	2	1.5

Tableau 2.2. Paramètres de la courbe de la rétention pour les deux sols

	θ_s	θ_r	a	n	m
Sol1 (argile)	45	2	0.000001	0.55	1.2
Sol2 (limon)	45	2	0.00005	1	0.5

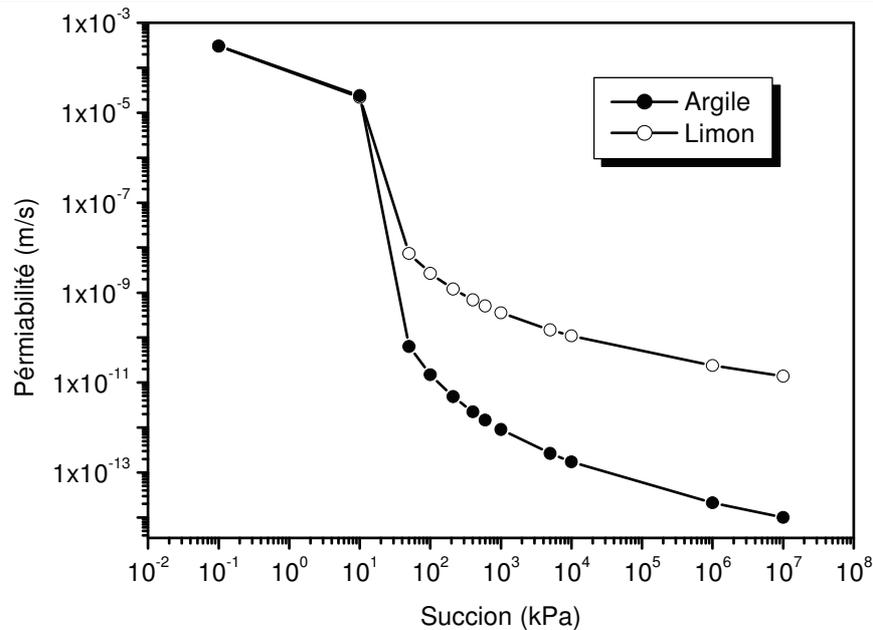


Figure 2.10a Courbe de la perméabilité pour les deux sols

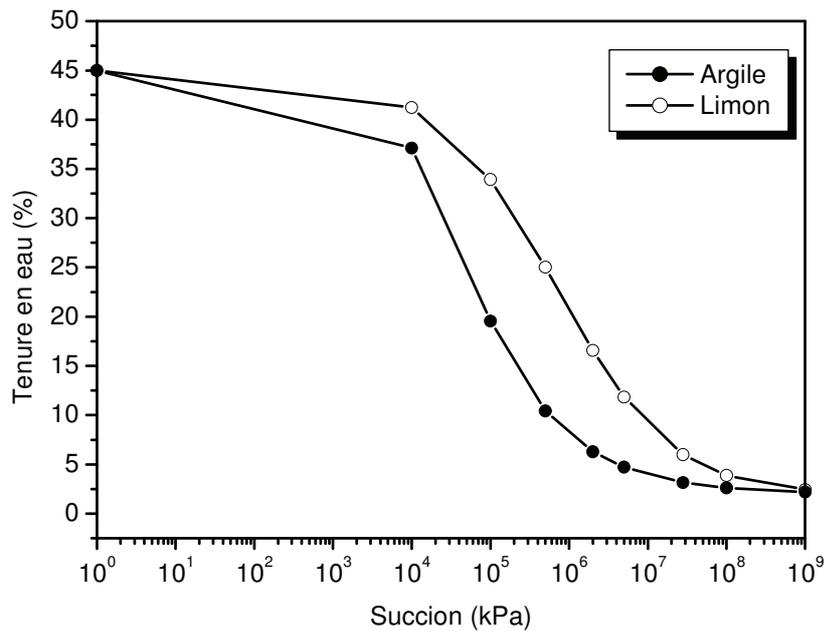


Figure 2.10b Courbe de la rétention pour les deux sols

Les figures 2.11a et 2.11b montrent l'influence du type de sol sur les variations de la succion et de la perméabilité au bord du massif (point A). On note que le type de sol affecte d'une manière très importante la variation de la succion. Dans le cas du limon, la succion augmente pendant la période d'observation pour atteindre 100 kPa, alors que pour l'argile, on observe une brusque augmentation de la succion à partir du 6^{ème} jour pour atteindre une succion de l'ordre de 100 MPa. La figure 2.11b montre que la perméabilité du limon subit une diminution moins importante que dans le cas d'argile. Il continue ainsi à assurer le transfert d'eau de la partie inférieure du massif du sol vers la surface, ce qui a pour effet de réduire l'ampleur d'augmentation de la succion.

La figure 2.11c montre l'influence du type du sol sur la variation de la succion dans une section verticale du massif (bord du massif). On note dans le limon, une distribution uniforme de la succion avec la profondeur alors que pour l'argile, on a noté une très forte variation de la succion dans la couche de surface. Ceci s'explique par la très forte réduction de la perméabilité dans l'argile, qui a pour effet de concentrer le transfert de masse au voisinage de la surface.

La figure 2.11d donne l'influence du type de sol sur la variation de la succion à la surface du sol. On constate dans le cas du limon que la succion sous la fondation augmente et reste très proche de celle de la surface libre alors que dans le cas d'argile, on note une forte

différence entre les valeurs de la succion sous la fondation et à la surface libre. Ceci peut s'expliquer dans le cas du limon par la présence d'un transfert d'eau dans la direction latérale.

La figure 2.11e donne l'influence du type de sol sur l'évaporation. On note que l'évaporation dans le cas du limon est supérieure à dans le cas d'argile. Ceci est dû au fait que le limon transfère mieux l'eau que le sol argileux.

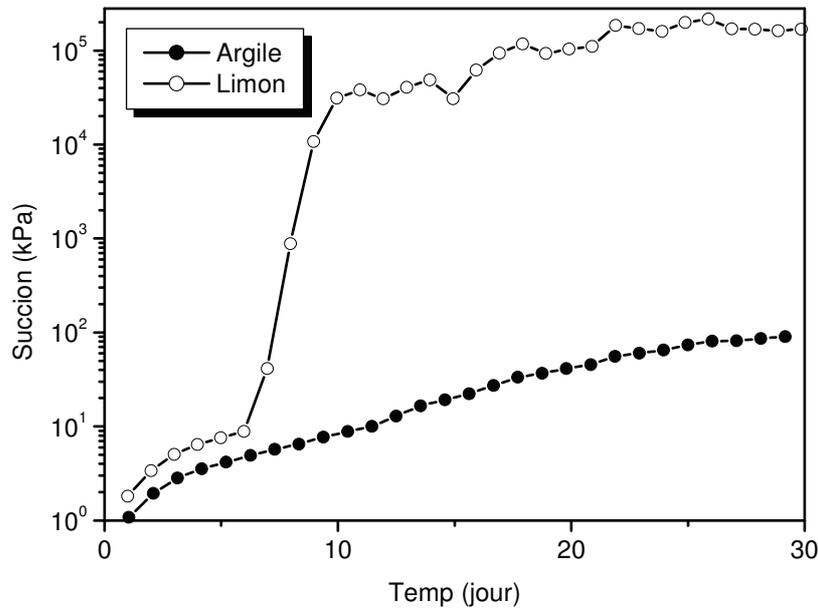


Figure 2.11a. Influence de la perméabilité sur la succion induite par l'échange sol-atmosphère en présence d'une structure : Variation de la succion au bord du massif (point A)

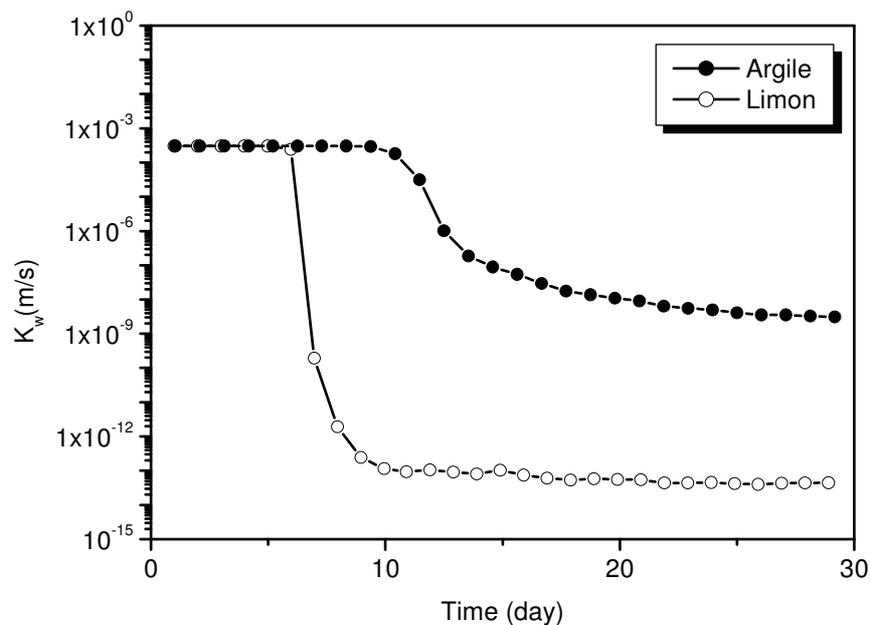


Figure 2.11b. Influence de la perméabilité sur la succion induite par l'échange sol-atmosphère en présence d'une structure : Variation de la perméabilité au bord du massif (point A)

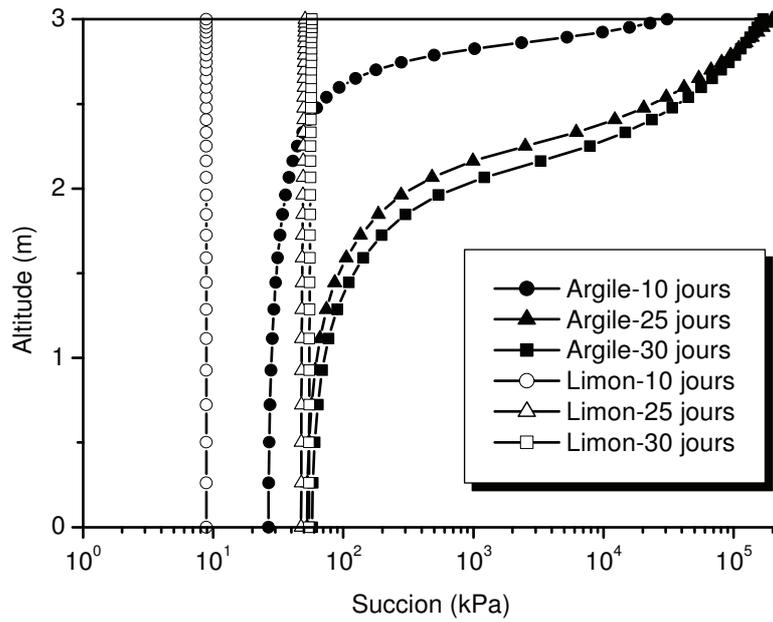


Figure 2.11c. Influence de la perméabilité sur la succion induite par l'échange sol-atmosphère en présence d'une structure : Variation de la succion dans une section verticale au bord du massif

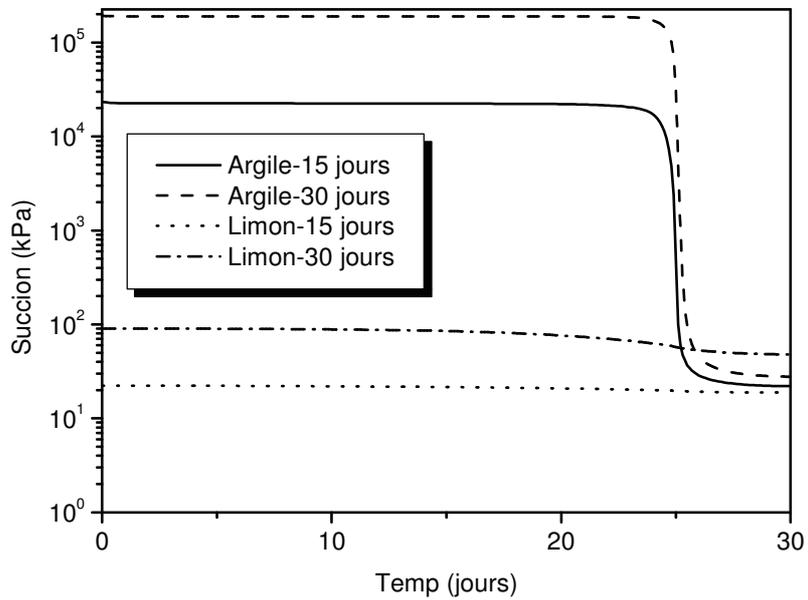


Figure 2.11d. Influence de la perméabilité sur la succion induite par l'échange sol-atmosphère en présence d'une structure : Variation de la succion à la surface du massif

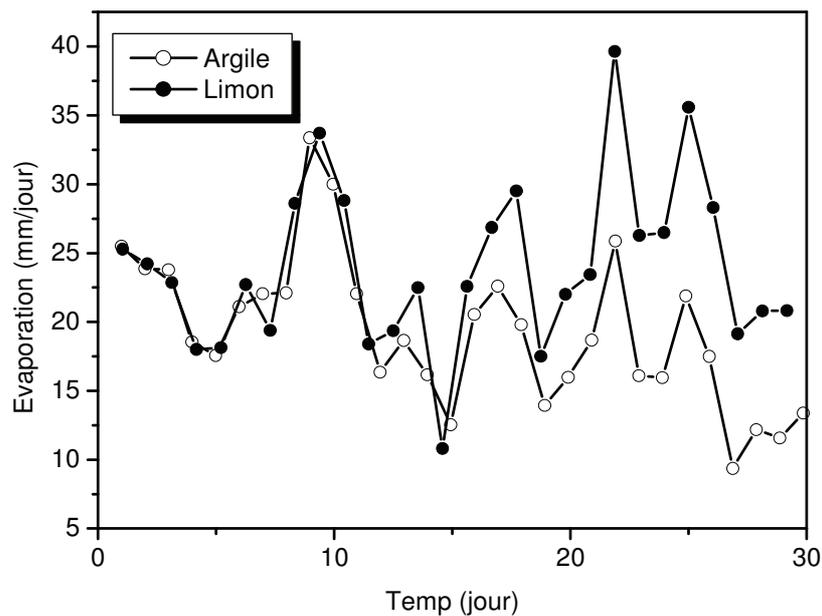


Figure 2.11 e : Influence de la perméabilité sur la succion induite par l'échange sol-atmosphère en présence d'une structure : Variation de l'évaporation

2.5.4. Influence de la présence d'une protection d'étanche autour de la structure

La protection de la structure contre la sécheresse peut être assurée par la mise en place d'une zone étanche sur la périphérie de la structure (Figure 2.12). Afin d'étudier l'efficacité de ce procédé, nous avons réalisé des simulations avec trois valeurs de la largeur de la zone de protection (LC= 1, 1,5 et 2m). La figure 2.12a montre l'influence de cette largeur sur la variation de la succion sous la fondation (Point C) et à son bord (point B). On note que la présence d'une protection réduit sensiblement le développement de la succion au bord de la fondation. La figure 2.13b montre la variation de la succion à la surface du sol. Elle confirme l'observation de la figure 2.13a. La construction d'une zone de protection rend la succion au bord de la fondation très proche de celle au centre de la fondation. On réduit ainsi le gradient de succion sous la fondation et par conséquent les tassements différentiels induits par la sécheresse. La largeur de la zone de protection affecte l'étendue de la zone de stabilisation de la succion sous l'ensemble fondation/zone de protection.

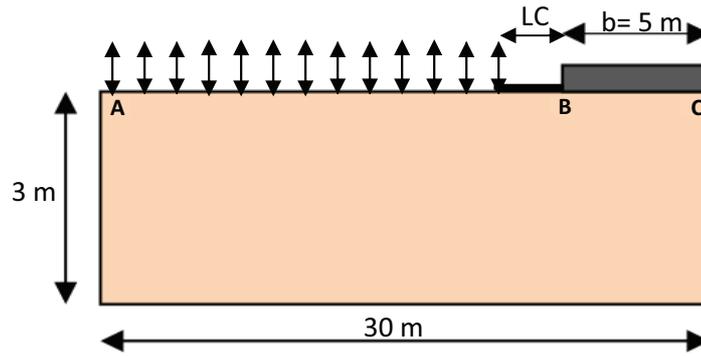


Figure 2.12 : Influence de la construction d'une zone étanche à la périphérie de la structure : géométrie

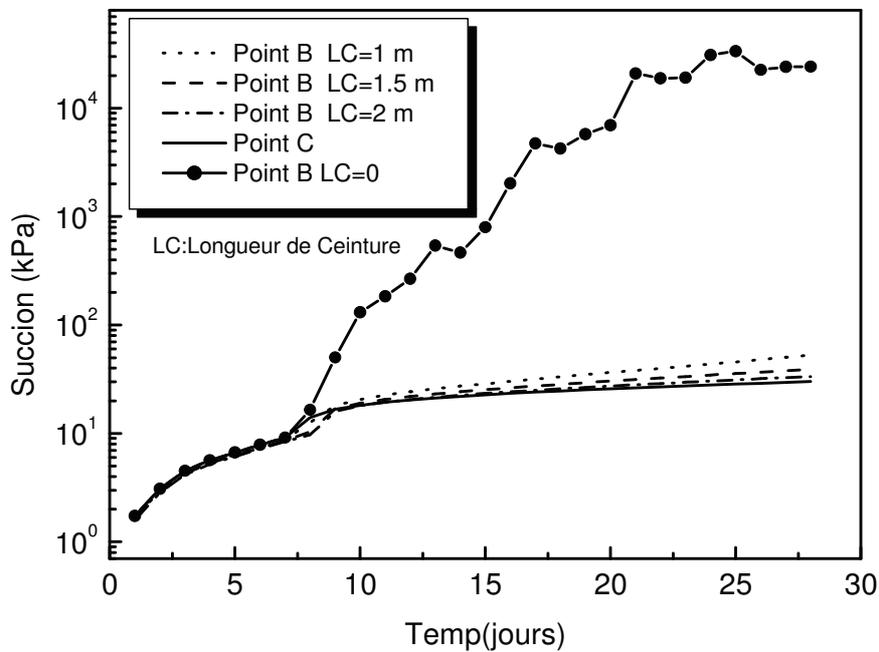


Figure 2.13a : Influence de la construction d'une zone étanche à la périphérie de la structure : Variation de la suction au bord et au dessus de la fondation

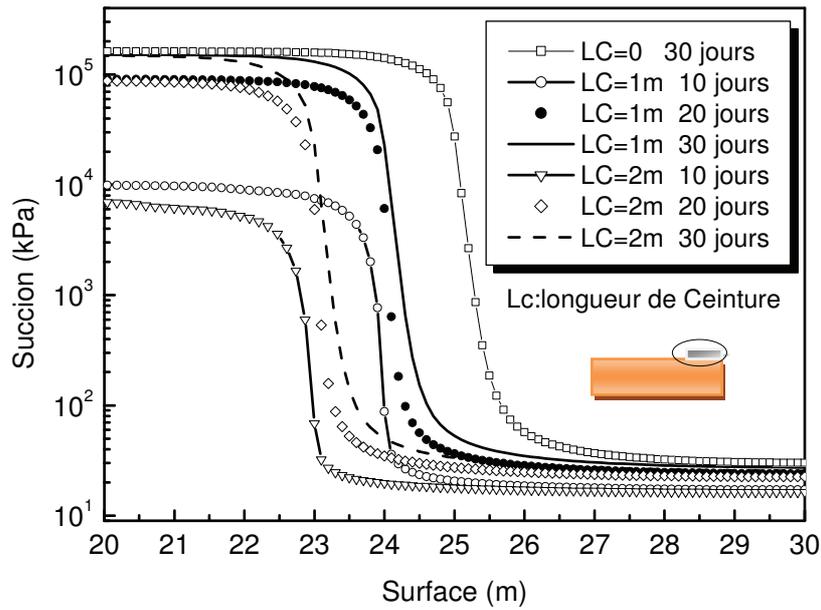


Figure 2.13b : Influence de la construction d'une zone étanche à la périphérie de la structure : Variation de la succion à la surface du massif du sol

2.5.5. Paramètres de conditions climatiques

Le modèle d'échange sol-atmosphère fait intervenir les facteurs R_n , T_a , U_a , H_r qui concernent respectivement le rayonnement solaire, la température de l'air, la vitesse de vent l'humidité relative. Afin d'analyser la sensibilité du modèle par rapport à ces facteurs, des simulations ont été effectuées pour une perturbation de +50% de leurs valeurs. Le tableau 2.3 résume les paramètres des cas étudiés.

La figure 2.14a montre l'influence de la variation des 4 paramètres sur l'évaporation. On note que (i) la vitesse du vent et l'humidité relative ont un faible influence sur l'évaporation, (ii) une augmentation de 50% de la température de l'air fait augmenter de près de 12% l'évaporation pendant les dix premiers jours, (iii) une augmentation de 50% du rayonnement fait augmenter de près de 50% l'évaporation pendant les dix premiers jours.

La figure 2.14b montre l'influence de la variation des 4 paramètres sur la succion à la surface du massif. Elle confirme la forte influence du rayonnement et de la température de l'air sur l'évolution de la succion. Une augmentation de ces paramètres induit une forte augmentation de la succion pendant les dix premiers jours.

Tableau 2.3 Cas analysés pour étudier la sensibilité du modèle aux paramètres des conditions climatiques

Données climatiques					
	1 ^{er} cas	2 ^{ème} cas	3 ^{ème} cas	4 ^{ème} cas	5 ^{ème} cas
R_n (W/m ²)	800	1200	800	800	1200
T_a (C°)	30	30	45	30	30
U_a (km/h)	5	5	5	7.5	5
H_r (%)	70	70	70	70	100

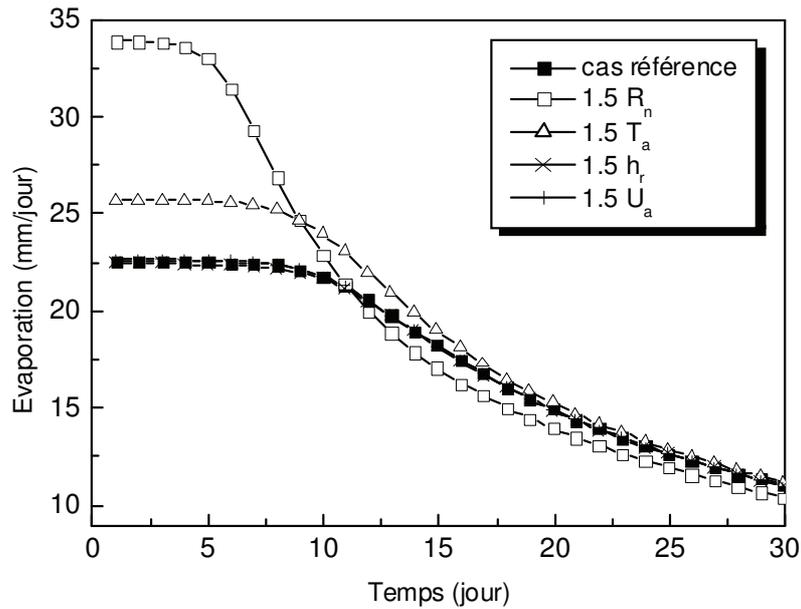


Figure 2.14a : Sensibilité du modèle aux paramètres des conditions climatiques : Evaporation

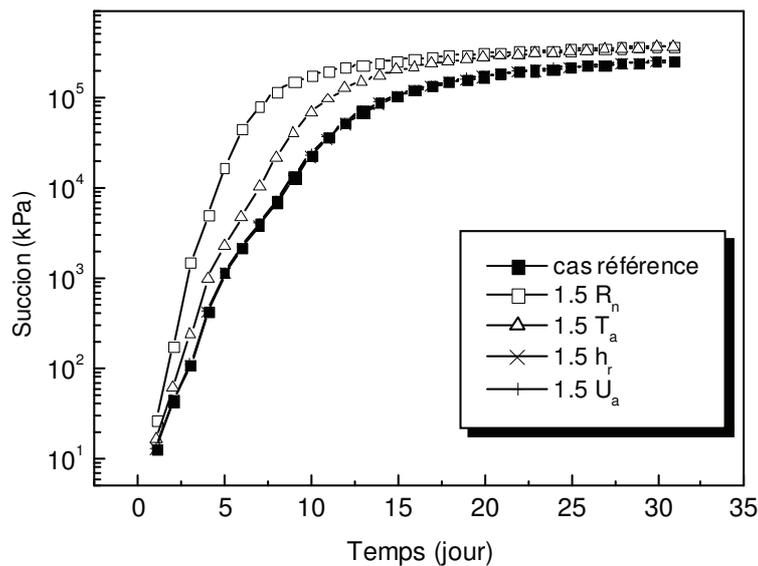


Figure 2.14b : Sensibilité du modèle aux paramètres des conditions climatiques : Variation de la succion à la surface du massif

2.6. Conclusion

Ce chapitre a présenté le développement d'un code de calcul destiné à la détermination de la succion autour d'une structure induite par l'échange sol-atmosphère. Le bon fonctionnement de ce code a été vérifié sur deux exemples traités par d'autres chercheurs.

Le code a été utilisé pour analyser la succion induite autour d'une structure. L'analyse montre que dans le cas d'un sol argileux en zone aride, l'échange sol-atmosphère induit une forte succion dans la couche de surface située à l'extérieur de la structure. Sous le deux tiers de la structure (en partant du centre), on note une très faible influence de l'échange sol-atmosphère : la succion reste quasi-constante. On note une zone de transition au bord de la fondation où l'échange sol-atmosphère induit un très grand gradient de succion. Cette zone est à l'origine des désordres dans les structures. Dans le cas d'un sol plus perméable, l'échange sol-atmosphère induit une succion plus modérée avec un très faible gradient.

Les analyses ont montré que la construction d'une zone étanche à la périphérie extérieure de la structure fait translater la zone de fort gradient de succion vers l'extérieur. Ceci rend quasi-uniforme la succion sous la structure et réduit ainsi les tassements différentiels.

Une analyse de sensibilité a montré que la succion induite par l'échange sol-atmosphère est sensible à la variation du rayonnement et de la température de l'air.

Dans le chapitre suivant, nous allons aborder le problème de déformations induites par l'échange sol-atmosphère.

Chapitre III

Influence de la sécheresse sur l'interaction sol-structure : Analyse en déformations

3-1. Introduction

Ce chapitre comporte une analyse de l'influence de la sécheresse sur l'interaction sol-structure. L'analyse est effectuée à l'aide d'une approche découplée par éléments finis. Dans un premier temps, on détermine la succion due à la sécheresse par la résolution d'un problème de transfert d'eau dans le sol non saturé couplé au couplage sol-atmosphère. On utilise pour cette phase le code (ENSA-LML) présenté dans le second chapitre. Ensuite, on utilise un programme de calcul par éléments finis pour déterminer la réponse mécanique de l'ensemble sol-structure au champ de succion déterminée lors de la première phase.

On présente dans ce chapitre la seconde phase de calcul. Dans un premier temps, on présente une synthèse des travaux réalisés sur les déformations induites dans le sol par la sécheresse en utilisant différentes approches, notamment celles employées pour les sols non saturés. Ensuite, on présente l'extension du code ENSA-LML à la résolution du problème mécanique relatif au couplage succion-déformations. On termine le chapitre par une analyse de l'influence de la sécheresse sur l'interaction sol-structure pour des structures légères.

3.2. Couplage sécheresse - déformations

3.2.1 Phénomène de retrait

Le volume des sols fins varie avec la variation de la teneur. La figure 3.1 montre des exemples de variation pour deux types d'argiles.

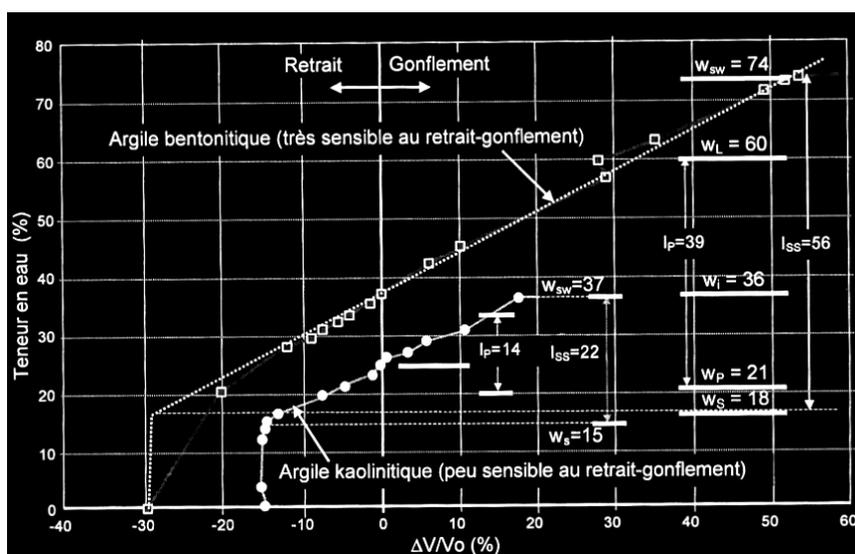


Figure 3.1. Exemples de variation de volume des argiles avec la teneur en eau -(Magnan 2005)

On note que l'amplitude de cette variation dépend sensiblement du type d'argile. La figure 3.2 montre des tassements mesurés in situ dans un massif d'argile (Magnan, 2005). On note que le tassement se manifeste principalement dans la couche de surface. Il varie avec le temps, il atteint ses valeurs maximales en septembre : 5 cm en surface et de l'ordre de 1 cm à 1,5 de profondeur.

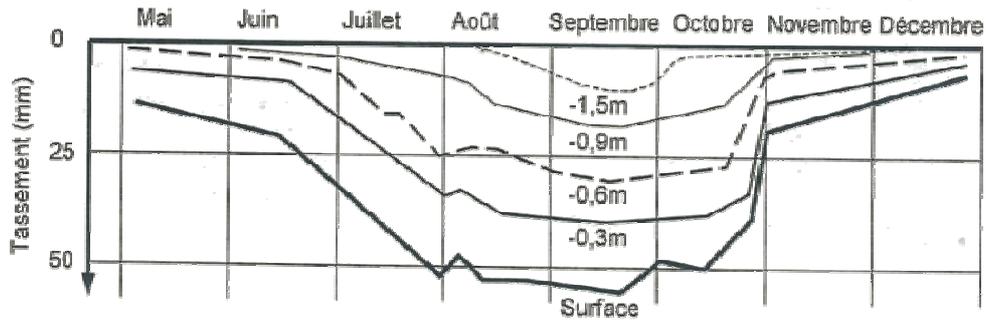


Figure 3.2. Tassements mesurés in situ dans un massif d'argile (Magnan 2005)

Différents critères ont été proposés pour la classification de l'instabilité volumique des sols par retrait ou gonflement. CBTP (1991) propose de classer les sols en 4 catégories à partir de l'indice (*IP*) et l'indice (*IS*) (Tableau 3.1) :

Tableau3.1 : Classement des sols (CBTP 1991)

CLASSES	<i>IS=WL-WS</i>	<i>IP=WL-WP</i>
Très instables	55%	40%
instables	30%	30%
Modérément instables	15%	15%
Peu instables	10%	10%

W_L : limite de liquidité

W_P : limite de plasticité

W_S : limite de retrait

Miguel (2002) et Mathieu et al. (1998) classent le sol en 4 catégories (Tableau 3.2) en utilisant un coefficient (*COLE*) déterminé en laboratoire. Deux méthodes sont proposées pour le calcul de ce coefficient. La première utilise l'expression suivante :

$$COLE = \frac{Lh}{Ls} - 1 \quad (3.1)$$

Lh : longueur de l'échantillon de sol humide (saturé en eau à une succion de 1/3 de bar)

Ls : longueur de l'échantillon de sol sec (après séchage de 24 heures à l'étuve à 105 C°).

La seconde méthode utilise l'expression :

$$COLE = \sqrt[3]{\frac{Ds}{Dh}} - 1 \quad (3.2)$$

Ds : densité du sol sec

Dh : densité de sol humide (saturé en eau à une succion de 1/3 de bar).

Tableau3.2 : Classement des sols (Miguel 2002)

Energie gonflement -retrait	COLE
Activité faible	<0.03
Activité Modérément	0.03-0.06
Activité importante	0.06-0.09
Activité importante	>0.09

La figure 3.3 illustre une courbe type de retrait. Bronswijk (1991) distingue 4 parties sur cette courbe:

- Partie 1 (Retrait structurel) : le sol saturé commence à sécher, les grands pores remplis d'eau commencent à se vider, *ce retrait n'est pas accompagné de changement de volume*.
- Partie 2 (Retrait normal) : il se produit lorsque la diminution du volume des agrégats du sol est égale à la perte d'eau, les agrégats du sol restent saturés.
- Partie 3 (Retrait résiduel): il se produit lors du processus de séchage lorsque le volume des agrégats diminue et la perte d'eau dépasse la diminution du volume.
- Partie 4 (Retrait nul): les particules du sol sont à leur configuration la plus dense, la perte d'eau est égale à l'augmentation du volume d'air dans les agrégats du sol ; les volumes des agrégats ne baissent plus.

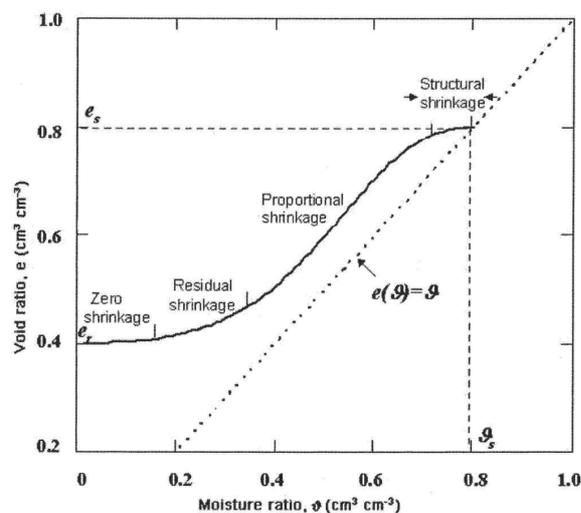


Figure 3.3. Schéma typique de la courbe de retrait avec quatre zones de retrait (peng 2005)

Il est connu que le retrait du sol est associé à l'augmentation de la succion. Au cours du retrait, le changement de volume se produit tant que les forces capillaires sont plus grandes que la résistance interne au changement de volume (Subba Rao, 1985). Le montant du retrait dépend des nombreux facteurs tels que le pourcentage d'argile dans le sol, le type d'argile, le mode de dépôt géologique, l'arrangement de particules ou de la structure, et la teneur en eau initiale (Yong et al., 1966 ; Dejong et al., 1965 ; Lambe, 1958, cité par Fredlund, 1999).

Fredlund et al (2002) ont proposé la relation suivante pour quantifier le retrait à partir de la courbe caractéristique sol-eau:

$$e(w) = a_{sh} \left[\frac{w^{e_{sh}}}{b_{sh}^{c_{sh}}} + 1 \right]^{1/c_{sh}} \quad (3.3)$$

a_{sh} : indice de vide minimum

b_{sh} : pente de la courbe

C_{sh} : courbure de la courbe de retrait

Fredlund (2002) a combiné cette relation avec l'équation de Fredlund & Xing (1994) pour établir une relation directe entre l'indice de vide et la succion (Figure 3.4).

Peng et al. (2005) ont développé un modèle mathématique pour décrire la courbe de retrait, ils ont obtenu une courbe qui correspond à la courbe caractéristique sol-eau de Van Genuchten (1980). Ils ont testé ce modèle sur 12 types de sol.

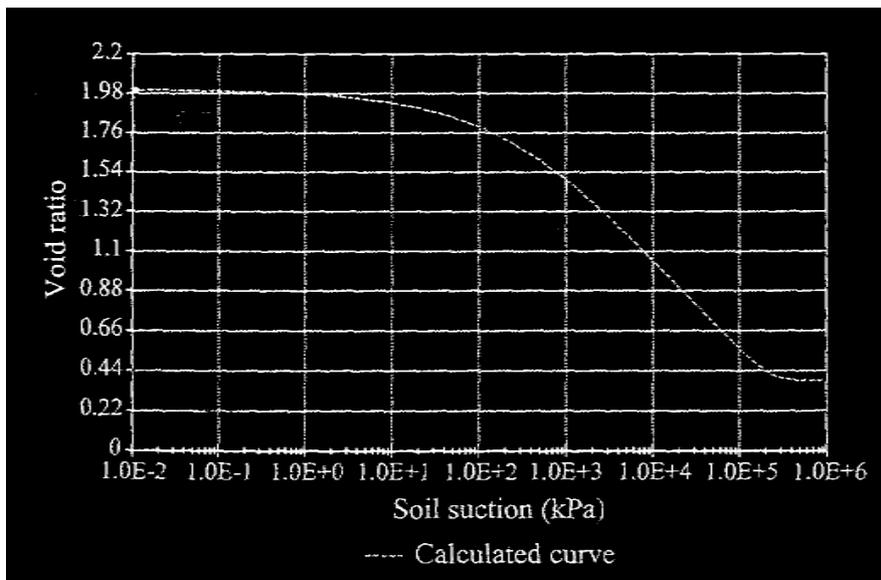


Figure 3.4. Relation indice de vide-succion proposée par Fredlund 2002

3.2.2 Calcul en déformations

Vu et al. (2000) et Fredlund et al. (2001) ont présenté un modèle couplé pour la modélisation bidimensionnelle du changement de volume des sols. Ils ont étudié plusieurs exemples concernant l'échange sol-atmosphère et l'influence de la présence des arbres à proximité des structures sur le changement de volume du sol non saturé. Vu et al. (2003, 2004, 2007) proposent une méthodologie pour la prédiction du soulèvement des sols qui comporte deux phases : (i) La succion est évaluée au moyen d'une analyse d'infiltration (ii) la succion calculée est utilisée comme entrée pour la détermination des déplacements par une analyse contrainte-déformation. La méthode a été testée sur un essai de dalle reposant sur l'argile de Regina. Ils montrent que les résultats numériques concordent bien avec les mesures en termes de déplacement et de teneur en eau. Kodikara et al. (2004) étudient les déformations dues à la sécheresse en utilisant la théorie d'élasticité non linéaire. Les déformations de retrait ont été modélisées au moyen du programme FLAC. Vu et al. (2006) présentent une comparaison entre l'approche couplée et l'approche non couplée. Ils montrent un bon accord entre ces deux approches.

Masia et al. (2004a ,2004b) ont développé un modèle d'interaction sol-structure pour des structures en maçonnerie. Les déformations volumétriques de sol sont liées à la succion par la relation suivante :

$$\varepsilon_{vol} = C \times \Delta pF \quad (3.4)$$

$$Où \quad pF = 1 + \log_{10}(S) \quad (3.5)$$

Le coefficient (C) est utilisé pour calibrer les mouvements du sol. Il est calculé à partir de la mesure des mouvements de surface (ASTM2870-1996). Les auteurs appliquent les déformations calculées aux nœuds pour déterminer les forces équivalentes pour une analyse mécanique. Les auteurs ont étudié des exemples concernant les déformations d'un mur en maçonnerie sous l'effet de gonflement ou du retrait. Les figures (3.5a ,3.5b) illustrent des exemples de déformations des murs.

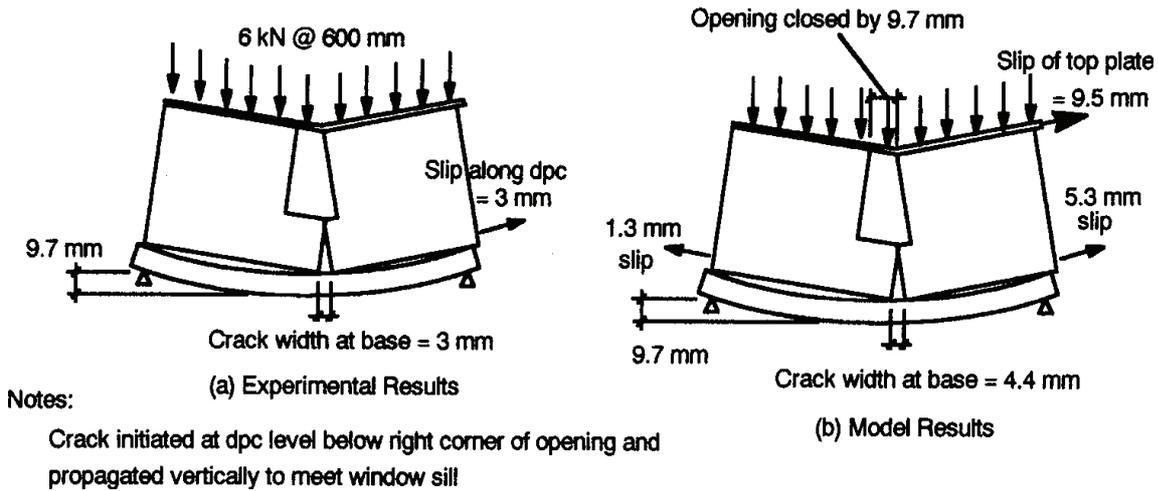


Figure 3.5a. premier cas étudié par Masia et al. (2004)

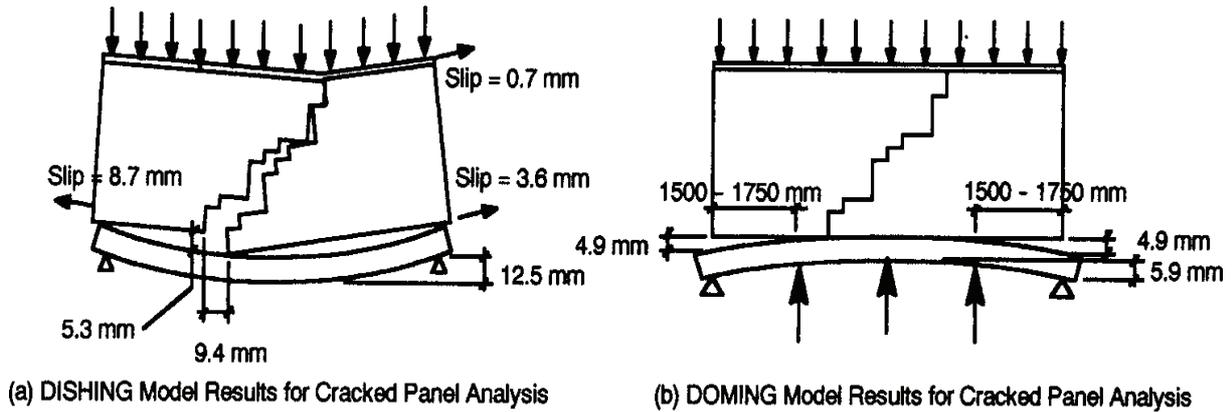


Figure 3.5b. deuxième cas étudié par Masia et al. (2004)

3.2.3. Mécanique du sol non saturé

Les premiers travaux sur les sols non saturés ont tenté d'utiliser le concept de contraintes effectives. Ce point a fait l'objet d'intenses discussions dans les années 1960 (Corney et al., 1958 ; Bishop, 1959 ; Aitchison, 1961 ; Jennings , 1961 ; Bishop et Blight, 1963. Cité par Fredlund et al. 1993). L'équation généralisant les diverses propositions est due à Bishop (1959):

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + \chi (u_a - u_w) \quad (3.6)$$

σ' : Contrainte effective;

σ : Contrainte totale;

χ : Coefficient de Bishop.

Le paramètre χ est fonction du degré de saturation, compris entre 0 et 1, nul pour les sols secs et égal à 1 pour les sols saturés. La difficulté posée par cette relation réside dans la détermination de ce paramètre. Des essais de laboratoire montrent que χ n'est pas seulement fonction du degré de saturation mais aussi du chemin de contrainte, du niveau de la contrainte moyenne et de la structure du sol. Khalili et Khabbaz (1998) ont effectué une analyse de 14 études sur les sols non saturés dans le but d'établir une relation unique entre χ et la succion. Ils ont proposé l'expression suivante :

$$\chi = \left[\frac{(u_a - u_w)}{(u_a - u_w)_b} \right]^{-0.55} \quad (3.7)$$

où $(u_a - u_w)_b$ Pression d'entrée d'air.

3.2.3.1. Approche en variables indépendantes

Biot (1941) a proposé une relation constitutive pour décrire les déformations des sols non saturés en utilisant des variables indépendantes. Coleman (1962) a proposé un ensemble de relations constitutives pour la structure du sol et une autre pour la phase eau. La relation associée à la structure du sol est:

$$-\frac{dV}{V} = -C_{21}(du_w - du_a) + C_{22}(d\sigma_m - du_a) + C_{23}(d\sigma_1 - d\sigma_3) \quad (3.8)$$

dV : changement de volume du sol

V : volume du sol

u_a : Pression d'air

u_w : Pression d'eau

σ_1 : contraintes axial

σ_3 : contraintes de confinement

σ_m : Contrainte moyenne

C_{21}, C_{22}, C_{23} : paramètres de sol associés au changement de volume de la structure du sol.

Les paramètres C_{21}, C_{22}, C_{23} , dépendent de $(u_w - u_a)$, $(\sigma_m - u_a)$, et $(\sigma_1 - \sigma_3)$ et de l'histoire de contraintes.

La relation constitutive de changement de volume associée à la phase eau est écrite sous la forme :

$$-dV_w/V = -C_{11}(du_w - du_a) + C_{12}(d\sigma_m - du_a) + C_{13}(d\sigma_1 - d\sigma_3) \quad (3.9)$$

dV_w : changement du volume d'eau dans le sol

C_{11}, C_{12}, C_{13} : paramètres de sol associés avec le changement de volume d'eau dans le sol.

Fredlund et Morgenstem (1977) ont proposé une relation semi-empirique pour les sols non saturés en utilisant deux variables de contraintes indépendantes. Les équations proposées sont similaires à celles proposées par Biot (1941) et Coleman (1962). Les variables de contraintes et de déformation ont été combinées en utilisant des relations constitutives appropriées pour la structure du sol, la phase air, la phase eau. En général, les relations constitutives du squelette du sol et la phase d'eau sont utilisées dans l'analyse du changement de volume.

Alonso et Lloret (1982) ont mené une étude analytique sur le comportement d'un sol non saturé sous conditions de chargement non drainé. Deux équations ont été proposées pour prédire les changements associés au volume et au degré de saturation du sol. Alonso et al. (1990) ont proposé un modèle basé sur la théorie de la plasticité. Ce modèle (BBM) utilise deux variables indépendantes (contrainte nette p^* et la succion S) suivantes:

$$\begin{aligned} p^* &= [(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3] - u_a, \\ S &= (u_a - u_w). \end{aligned} \tag{3.10}$$

Wheeler et al. (1996) ont modifié le modèle BBM pour prendre en compte la teneur en eau et le degré de saturation. Wheeler et al. (2003) ont présenté un nouveau modèle élastoplastique pour les sols non saturés prenant en compte l'influence du degré de saturation. Gens & Alonso (1992), Alonso et al. (1999) et Sánchez et al. (2005) ont proposé un modèle (BExM) pour le gonflement du sol. Les auteurs considèrent deux échelles : (i) micro qui correspond aux minéraux actifs de l'argile, et (ii) macrostructure qui tient compte du reste de la structure du sol et de l'arrangement des agrégats. Cui et al. (1998) et Yahia-Aïssa (1999) ont présenté un modèle élastique non linéaire permettant de décrire le comportement des sols gonflants fortement compactés. Ce modèle est basé sur des observations expérimentales sur l'argile FoCa.

Les relations constitutives pour un sol non saturé peuvent être formulées par extension des équations utilisées pour les sols saturés (Fredlund et Morgenstem, 1977 ; Fredlund, 1979). Nous supposons que le sol se comporte comme un matériau isotrope, linéaire élastique. Les relations constitutives sont exprimées en termes de $(\sigma - u_a)$ et $(u_a - u_w)$ sous la forme:

$$\begin{aligned}
\varepsilon_x &= \frac{(\sigma_x - u_a)}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_y + \sigma_z - 2u_w) + \frac{(u_a - u_w)}{H} \\
\varepsilon_y &= \frac{(\sigma_y - u_w)}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_x + \sigma_z - 2u_w) + \frac{(u_a - u_w)}{H} \\
\varepsilon_z &= \frac{(\sigma_z - u_w)}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_x + \sigma_y - 2u_w) + \frac{(u_a - u_w)}{H}
\end{aligned} \tag{3.11}$$

H : module d'élasticité de sol lié à la succion ($u_a - u_w$)

E : module d'élasticité de sol lié aux contraintes ($\sigma - u_a$)

Le module d'élasticité E peut être exprimé en fonction de l'indice de changement de volume C_s , de l'indice de vide initial et du coefficient de Poisson. Le module H peut être exprimé en fonction de l'indice de changement de volume C_m , de l'indice de vide initial et du coefficient de Poisson. Ces modules peuvent être calculés à partir des expressions suivantes :

$$E = \frac{4,605(1 + \mu)(1 - 2\mu)(1 + e_0)}{C_s} (\sigma_{ave} - u_a) \tag{3.12}$$

$$H = \frac{4,605(1 + \mu)(1 + e_0)}{C_m} (u_a - u_w) \tag{3.13}$$

La constante 4.605 est issue de $2 / \log_{10} 2,718$.

La figure 3.6 illustre le calcul des indices de gonflement C_s et C_m . La surface d'état de l'indice de vide d'un sol non saturé est approximativement linéaire sur une gamme relativement large de contraintes (Ho et al., 1992). Les indices de changement de volume obtenus à partir d'un chargement K_0 sont les mêmes que ceux obtenus à partir d'un chargement isotrope (Graham et Li, 1985; Al-Shamrani et Al-Mhaidib, 2000; Vu, 2003).

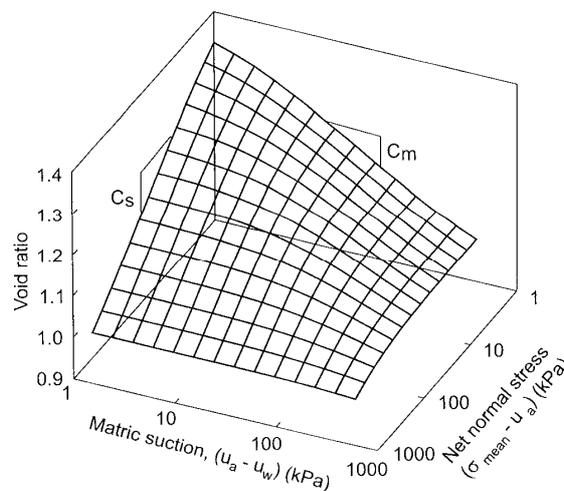


Figure 3.6 La surface constitutive de l'indice de vide en échelle semilogarithmique

Les indices de gonflement peuvent être mesurés expérimentalement ou estimés par corrélation avec les limites d'Atterberg (Fredlund et Rahardjo, 1993; Lytton, 1994). Les procédures d'essais pour l'estimation des indices de gonflement sont présentés par Fredlund et Rahardjo (1993) et les normes de l'ASTM. Les normes de l'ASTM pour la mesure des indices de gonflement sont : D4546 (ASTM 1996a), D2435 (ASTM 1996e) et D427 (ASTM 1998).

Supposons une valeur constante du coefficient de Poisson, le module élastique E (ou H) augmente avec l'augmentation des contraintes (ou la succion) et avec la diminution de l'indice de changement de volume C_s (ou C_m). La figure 3.7 présente la variation du module H avec la succion.

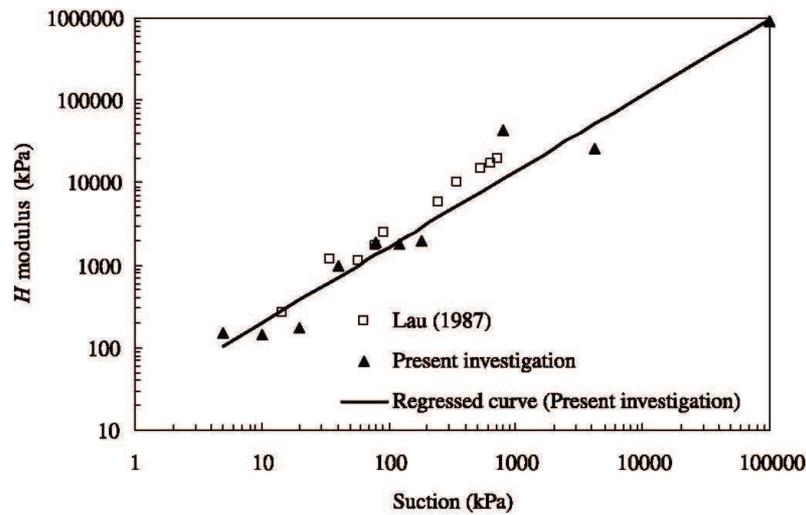


Figure 3.7 variation de la valeur de H par rapport de la succion (Kodikara et al. 2004)

3.3. Développement de code

3.3.1. Présentation du code

Le programme présenté dans le second chapitre (ENSA-LML) a été étendu pour calculer les déformations et les déplacements dus à la sécheresse.

La succion résultant de l'échange sol-atmosphère est calculée dans un premier temps d'après la méthodologie présentée au second chapitre.

Les déformations dues à la succion sont calculées en élasticité en utilisant la méthode de Fredlund et al. (1993) :

$$\varepsilon_{ij} = \frac{(1 + \mu)(\sigma_{ij} - u_a)}{E} - \frac{\mu}{E}(\sigma_{kk} - 3u_w)\delta_{ij} + \frac{(u_a - u_w)}{H}\delta_{ij} \quad (3.14)$$

H : modèle d'élasticité de sol lié à la succion ($u_a - u_w$)

E : modèle d'élasticité de sol lié aux contraintes ($\sigma - u_a$)

Cette expression comporte trois termes, les deux premiers (ε^m) concernent les déformations liées à la variation de contraintes ($\sigma_{ij} - u_a$) ; le dernier terme (ε^s) concerne le changement de volume dû à la succion ($u_a - u_w$).

Afin de prendre en compte le comportement élastoplastique des sols, l'expression 3-14 peut être écrite sous la forme générale :

$$\varepsilon = \varepsilon^m + \varepsilon^s \quad (3.15)$$

Les déformations (ε^m) sont composées de deux parties : élastique (ε^e) et plastique (ε^p) :

$$\varepsilon^m = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (3.16)$$

L'application du principe de travaux virtuel au système sol-structure (domaine Ω), et une discrétisation par éléments finis du domaine Ω conduisent à l'équation d'équilibre suivante :

$$\int {}^t B \sigma d\Omega = F_{ext} \quad (3.17)$$

F_{ext} : vecteur de forces extérieures

B : matrice gradient des déformations

$$\varepsilon = B \cdot U \quad (3.18)$$

U : vecteur de déplacements aux nœuds du maillage

Selon la loi de Hooke on a :

$$\sigma = c \varepsilon^e \quad (3.19)$$

Cette équation peut s'écrire sous la forme :

$$\sigma = C (\varepsilon - \varepsilon^p - \varepsilon^s) \quad (3.20)$$

Le report de l'équation 3-20 dans l'équation 3.17 donne:

$$\int {}^t B C (\varepsilon - \varepsilon^p - \varepsilon^s) d\Omega = F_{ext} \quad (3.21)$$

qui s'écrit sous la forme

$$\int {}^t B C \varepsilon d\Omega = \int {}^t B C (\varepsilon^p + \varepsilon^s) d\Omega + F_{ext} \quad (3.22)$$

On peut écrire cette équation par la forme :

$$R \cdot U = F + F_{ext} \quad (3.23)$$

Avec les matrices élémentaires

$$R_e = \int {}^tBCBd\Omega \quad , \quad F_e = \int {}^tBC(\varepsilon^p + \varepsilon^s)d\Omega \quad (3.24)$$

La résolution de l'équation 3-23 donne le champ de déplacement. Les déformations totales (ε) sont calculées par l'équation 3.18 :

L'incrément de contrainte est déterminé par l'intégration de la loi de comportement. La loi de comportement donne également les déformations plastiques. Un processus itératif est effectué pour assurer la convergence de calcul des déformations plastiques. Ce calcul consiste à repartir les forces résiduelles

$$F_r = F_{ext} - \int {}^tBC \varepsilon \quad d\Omega \quad (3.25)$$

La formulation présentée ci-dessus a été intégrée dans le code ENSA-LML. Le calcul a été effectué par incréments. Pour chaque incrément on réalise les opérations suivantes :

- (i) On détermine les déformations dues à la succion avec les valeurs actualisées du module de déformation de (H).
- (ii) On détermine le second membre en utilisant l'expression (3.21) avec des déformations plastiques nulles.
- (iii) L'incrément de déplacement est déterminé par la résolution de l'équation 3.23
- (iv) L'incrément de déformation est déterminé d'après l'équation 3.18
- (v) Les incréments de contraintes et de déformations plastiques sont déterminés par la loi de comportement.
- Les forces résiduelles sont évaluées d'après l'expression 3.25. Si ces forces ne sont pas admissibles, on reprend les opérations (ii) à (v) jusqu'à la convergence (forces résiduelles admissibles).

3.3.2. Validation

Afin de tester la validité du processus numérique présenté précédemment et permettant de calculer les déplacements d'un massifs de sol induits par des variations de succion, une comparaison avec le logiciel Flac3D a été effectué. Ce logiciel, qui permet la résolution de problèmes mécaniques par la méthode des différences finies, autorise l'application de forces

nodales provenant pour le système mécanique étudié à la fois de chargements externes engendrés par des forces surfaciques ou volumiques et de chargements internes provenant par exemple de la prise en compte d'un état initial de contraintes ou de déformations induites par la plasticité ou la succion. Dans ce dernier cas, les déformations sont prises en compte comme des contraintes initiales par l'intermédiaire des paramètres élastiques du matériau.

Afin de comparer les résultats entre les deux codes (ENSA-LML et Flac3D), nous considérons l'exemple d'une couche de 10 m de sol argileux. L'indice de changement du volume C_m est égal à 0,0085, le coefficient de Poisson $\nu = 0,3$ et l'indice de vide initial est égal à $e = 1,0$. La figure (3.8) donne les succions appliquées dans les deux codes. Le tableau (3.3) montre une comparaison des tassements obtenues avec les deux codes. On note un bon accord entre ces résultats. Ce qui indique un bon fonctionnement du code ENSA-LML.

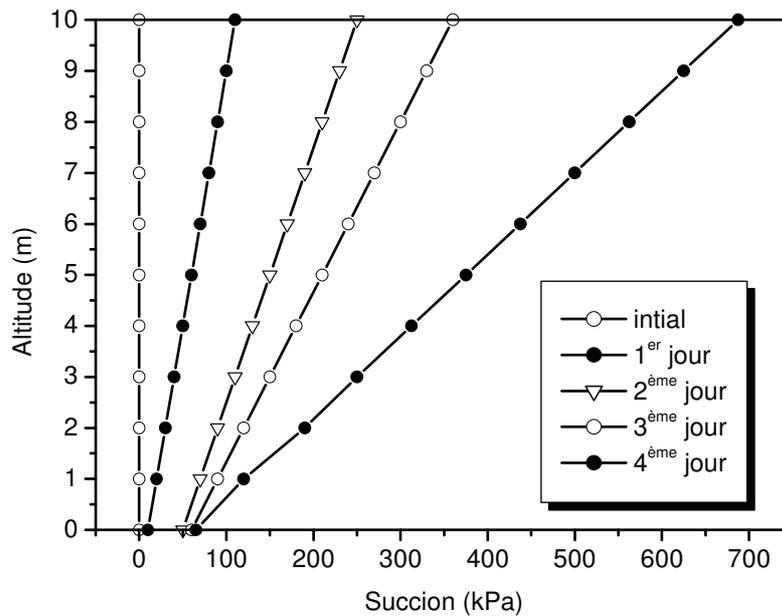


Figure 3.8. Succion retenue dans le calcul de déformations dans les deux codes

Tableau 3.3. Les tassements dans le sol par les deux codes (cm)

Altitude (m)	1 ^{er} jour		2 ^{ème} jour		3 ^{ème} jour		4 ^{ème} jour	
	ESNA-LML	Flac3D	ESNA-LML	Flac3D	ESNA-LML	Flac3D	ESNA-LML	Flac3D
0	0	0	0	0	0	0	0	0
1	0,2028	0,2029	0,3247	0,2821	0,3472	0,3185	0,3681	0,3810
2	0,4057	0,4057	0,6339	0,5655	0,6838	0,6379	0,7436	0,7627
3	0,6085	0,6086	0,9345	0,8503	1,0145	0,9582	1,1228	1,1446
4	0,8113	0,8114	1,2295	1,1366	1,3416	1,2796	1,5026	1,5257
5	1,0142	1,0143	1,5208	1,4250	1,6662	1,6022	1,8831	1,9061
6	1,2170	1,2171	1,8093	1,7163	1,9889	1,9268	2,2640	2,2867
7	1,4199	1,4200	2,0957	2,0115	2,3102	2,2540	2,6452	2,6675
8	1,6227	1,6229	2,3804	2,3119	2,6305	2,5847	3,0266	3,0468
9	1,8255	1,8257	2,6637	2,6209	2,9498	2,9211	3,4081	3,4213
10	2,0284	2,0286	2,9459	2,9459	3,2684	3,2685	3,7898	3,7883

3.4. Analyse de l'influence de la sécheresse sur l'interaction sol-structure

Le code présenté ci-dessus est utilisé pour analyser l'influence de la sécheresse sur l'interaction sol-structure. Dans un premier temps, on présente une analyse en l'absence de la structure (champ libre). Ensuite, on présente l'analyse en présence de la structure pour deux types de comportement du sol : élastique et élastoplastique. Un modèle simple est utilisé pour le comportement élastoplastique des sols. Ce modèle utilise le critère de Drucker-Prager :

$$f(\sigma_{ij}) = \sqrt{j_2} - \alpha I_1 - k = 0$$

I_1 : premier invariant du tenseur de contraintes

J_2 : Second invariant du tenseur de contraintes

α et k sont deux paramètres qui peuvent être déterminés à partir de l'angle de frottement (ϕ) et la cohésion du sol (c) :

$$\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)}$$

$$k = \frac{6c \cos \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)}$$

3.4.1. Analyse en champ libre

La figure 3.9 illustre l'exemple traité et les conditions aux limites. L'exemple concerne un massif de sol de 3 m de hauteur. Les déplacements verticaux seulement sont autorisés sur les deux cotés. Dans un premier temps, le comportement du massif est supposé élastique. L'indice de changement C_m est égal à 0,0085, le coefficient de Poisson $\nu = 0,3$ et l'indice de vide initial $e = 1,0$. Le calcul est effectué avec la succion déterminée dans l'exemple (2.5.1) du second chapitre et dont la distribution est rappelée dans la figure 3.10.

Les figures 3.11a et 3.11b illustrent les variations du déplacement vertical induit par la succion. On note que le tassement à la surface du sol augmente rapidement au début du chargement et poursuit son augmentation pendant la période d'observation. Il atteint 2,3cm après 28 jours. Le profil de tassement dans le massif du sol montre dans un premier temps une variation linéaire avec la profondeur ($t = 5$ jours) ; ensuite, on note une accentuation du déplacement dans la couche de surface. Ceci résulte du profil de succion qui s'accroît en surface à partir du 10^{ème} jour.

La figure 3.12 montre la variation du module H à la surface du sol. On note une augmentation de ce module avec le temps qui est due à l'augmentation de la succion ; l'augmentation de ce paramètre traduit une augmentation de la rigidité du sol par rapport à sa déformation par succion.

La figure 3.13 illustre la variation de la contrainte (σ_{11}) à la surface du sol. On note la présence d'une contrainte de traction qui augmente rapidement pour atteindre 85 kPa. La traction résulte de la contraction imposée par la tension associée à un blocage du déplacement latéral sur les frontières du massif du sol.

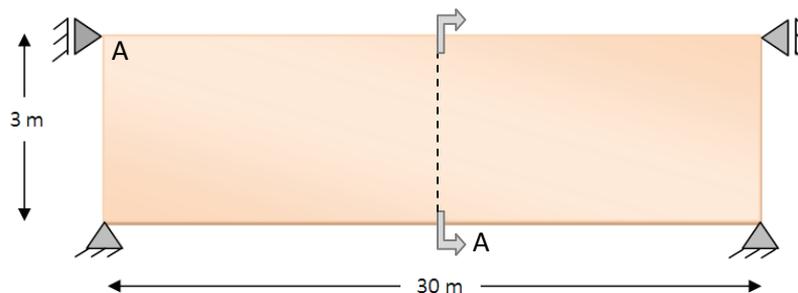


Figure 3.9 : Exemple étudié : déformation en champ libre

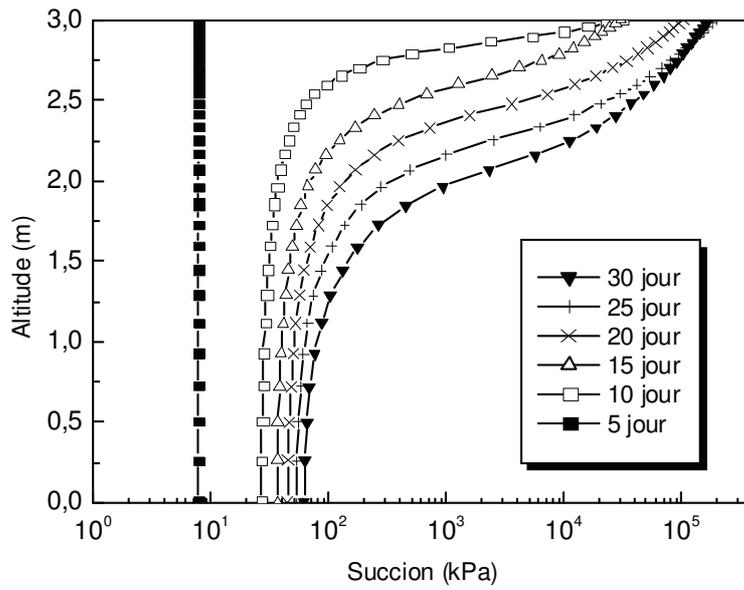


Figure 3.10 : Suction retenue dans le calcul de déformations

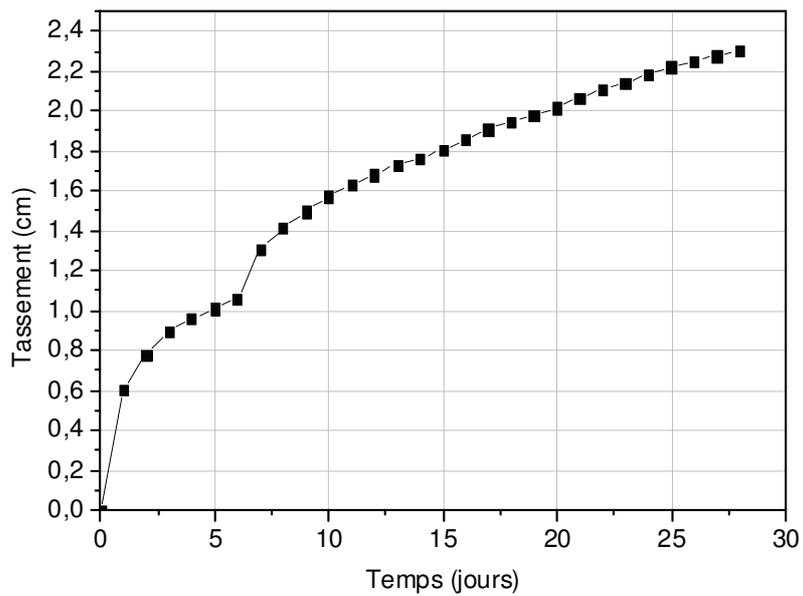


Figure 3.11a Variation du tassement à la surface du sol

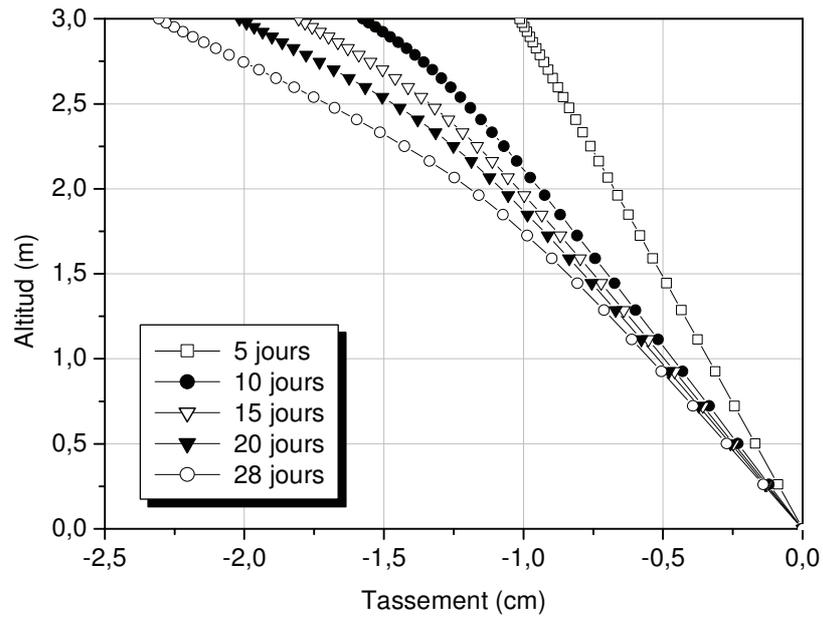


Figure 3.11b Variation du déplacement vertical dans le massif du sol

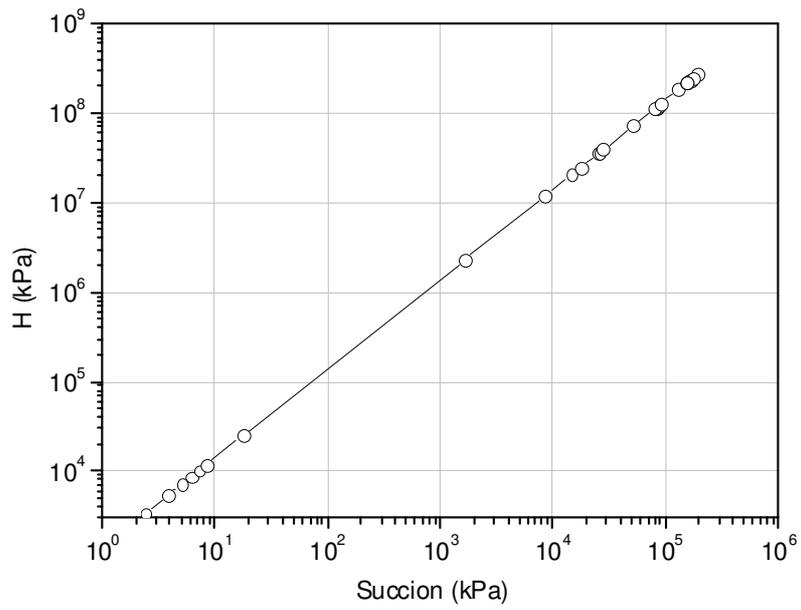


Figure 3.12 Variation du module (H) à la surface du sol

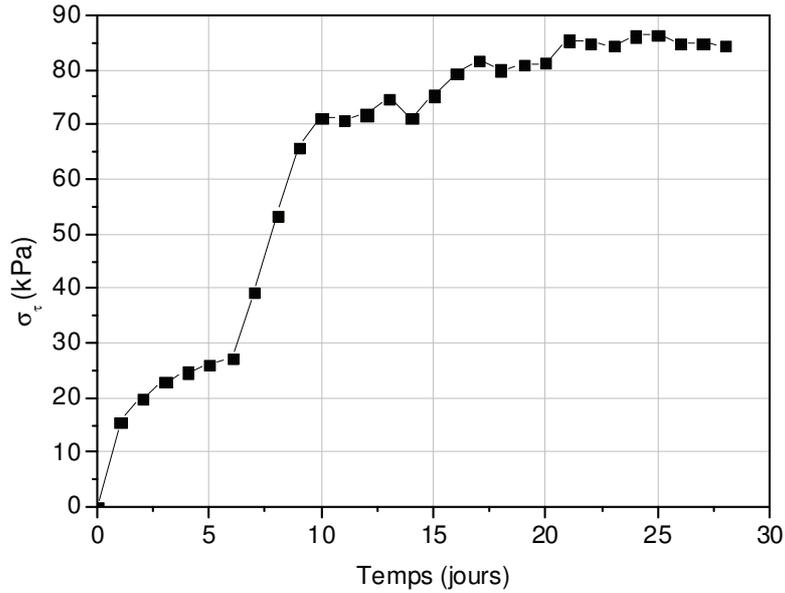


Figure 3.13 Variation de la contrainte (σ_{11}) à la surface du sol

Un second calcul a été effectué en supposant un comportement élastoplastique pour le sol avec $c= 45$ kPa, $\phi=15^\circ$. Les figures 3.14a et 3.14b donnent une comparaison entre les résultats des calculs élastoplastiques et élastique. On note que la plasticité a une très faible influence sur le tassement en surface (Figure 3.14a) alors qu'elle affecte l'évolution de la contrainte latérale. En effet, la plasticité limite la contrainte latérale d'extension à 65 kPa, alors qu'en élasticité cette contrainte atteint 85 kPa.

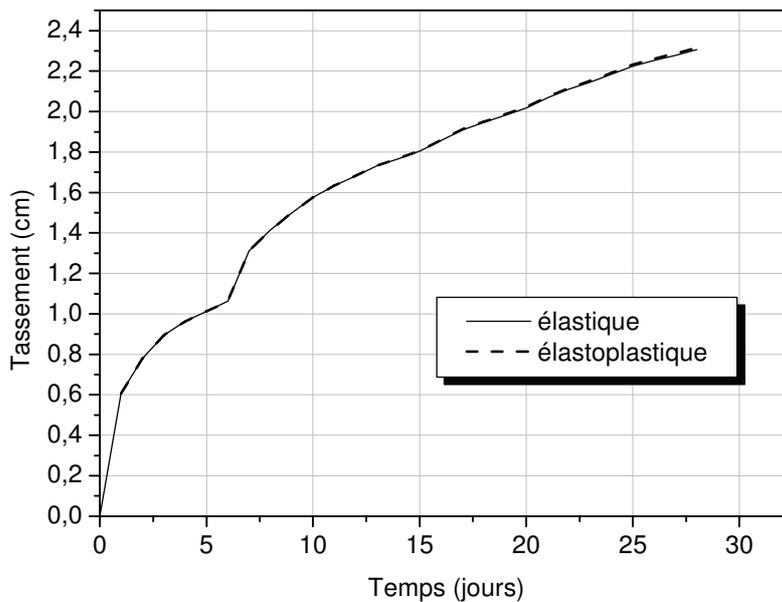


Figure 3.14a : reprendre la figure 3.9a en ajoutant la plasticité

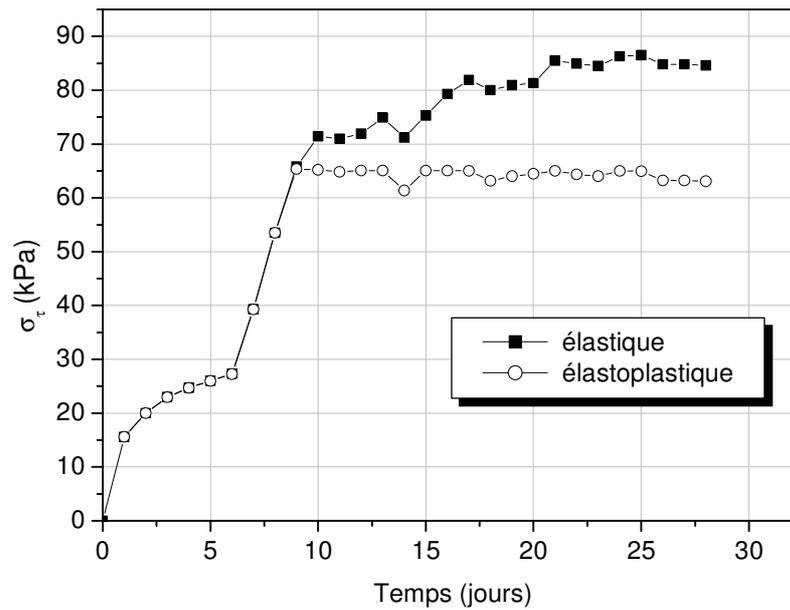


Figure 3.14b : reprendre la figure 3.11 en ajoutant la plasticité

3.4.2. Analyse en présence d'une structure

L'analyse effectuée en champ libre est reprise en présence d'une structure qui est prise en compte par sa fondation. La largeur de la structure est fixée à 10 m ; le comportement de la fondation est supposé élastique avec un module de Young $E_f = 10$ GPa (Figure 3.15). Le calcul est effectué avec la succion déterminée dans la section 2.5.2 dont la distribution est rappelée dans la figure 3.16.

La figure 3.17a illustre l'évolution du tassement à la surface du sol (section B-B). On note la présence de trois zones :

- la première se trouve sous la fondation avec un tassement inférieur aux autres zones et un profil proche de celui d'un corps rigide : un tassement au centre accompagné d'une rotation.
- La seconde zone correspond à une zone transition où le tassement augmente rapidement en s'éloignant de la fondation (fort gradient).
- La troisième zone concerne une partie de la surface libre avec un tassement quasi uniforme. Après 28 jours, le tassement dans cette zone atteint 2,3 cm à comparer avec le tassement sous la fondation qui est égale à 1,4 cm.

La figure 3.17b montre les niveaux du déplacement vertical après 24 jours. On note que ce déplacement est concentré dans la partie supérieure du massif et à l'extérieur de la fondation. Une zone de fort gradient se trouve au voisinage du côté latéral de la fondation. Ceci indique la présence de fortes déformations dans cette zone.

La figure 3.18a illustre l'évolution de la contrainte latérale à la surface. On note la présence des contraintes de traction avec une forte concentration sous la fondation. Cette concentration est due à la rigidité élevée de la fondation par rapport à la rigidité du sol. La contrainte au centre de la surface supérieure de la fondation atteint 2MPa après 28 jours. A noter que la contrainte latérale dans le sol reste faible. La figure 3.18b illustre le niveau de contrainte latérale dans la fondation. On note la présence d'une zone de traction dans la partie inférieure de la fondation et une zone de compression dans la partie supérieure. Cette distribution indique la prédominance de la flexion dans la fondation.

Les figures 3.19a et 3.19b illustrent les variations de l'effort normal et du moment fléchissant dans la fondation. On note que la succion induit un effort normal qui croît en partant du bord de la fondation vers son centre. Cet effort augmente avec le temps. Il atteint 130kN au centre de la fondation après 28 jours. Le moment fléchissant varie d'une manière similaire à l'effort normal. Il atteint 18 kN.m au centre de la fondation après 28 jours.

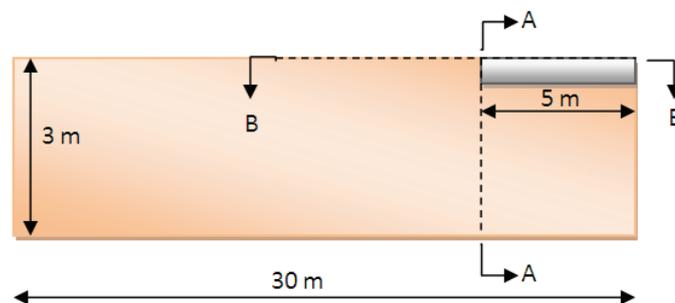


Figure 3.15 Exemple étudié

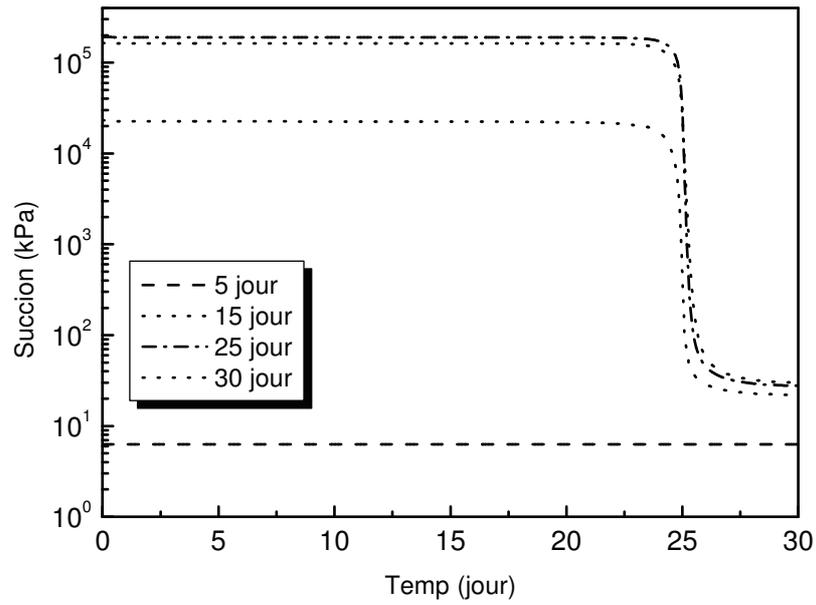


Figure 3.16 Suction retenue dans le calcul en présence de la structure

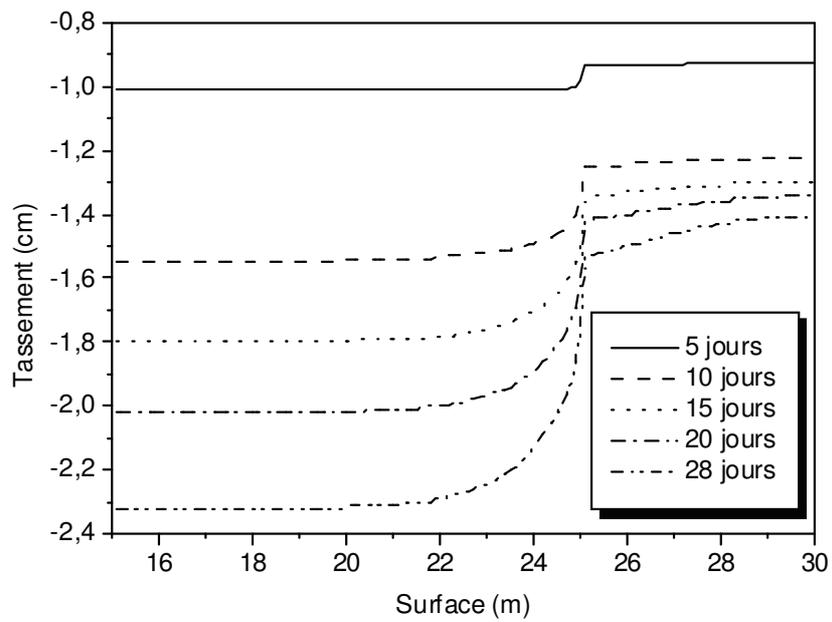


Figure 3.17a Evolution du tassement à la surface du sol (section B-B)

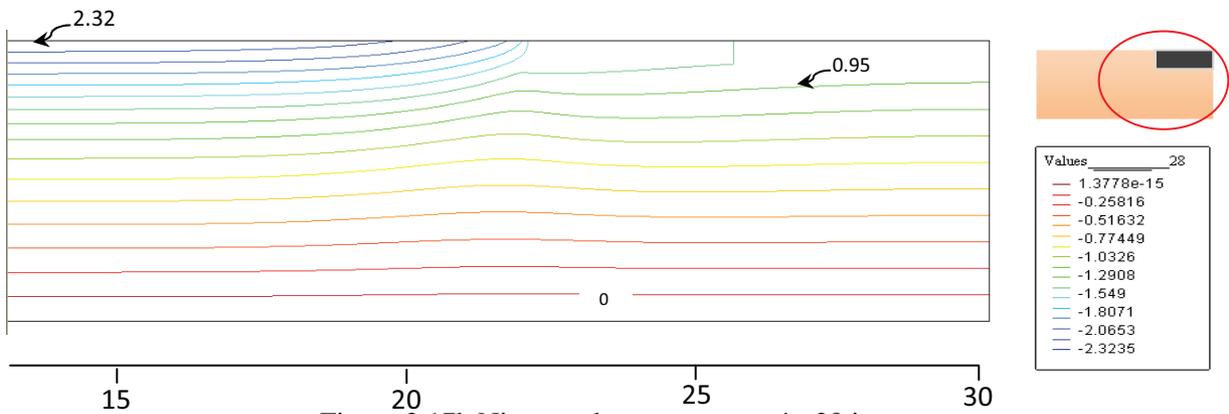


Figure 3.17b Niveaux de tassement après 28 jours

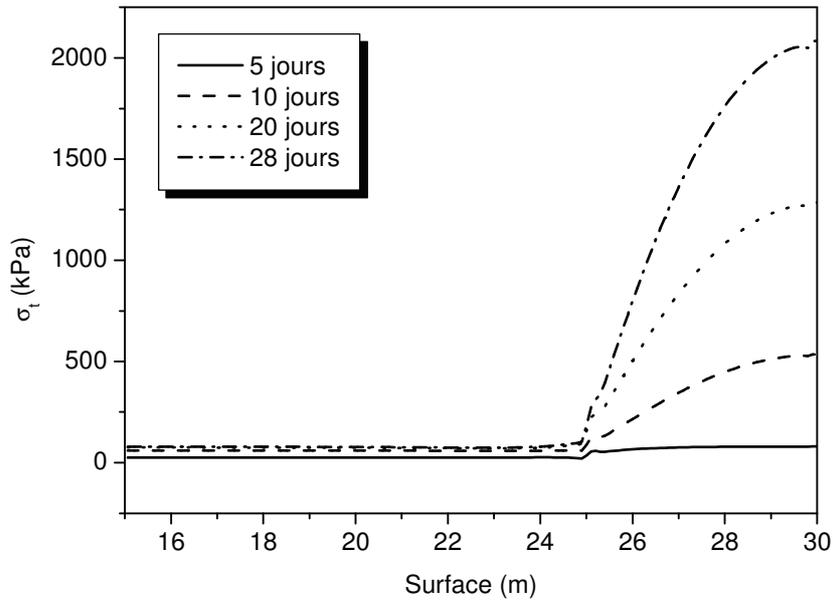


Figure 3.18a : Contrainte latérale (σ_t) induite à la surface

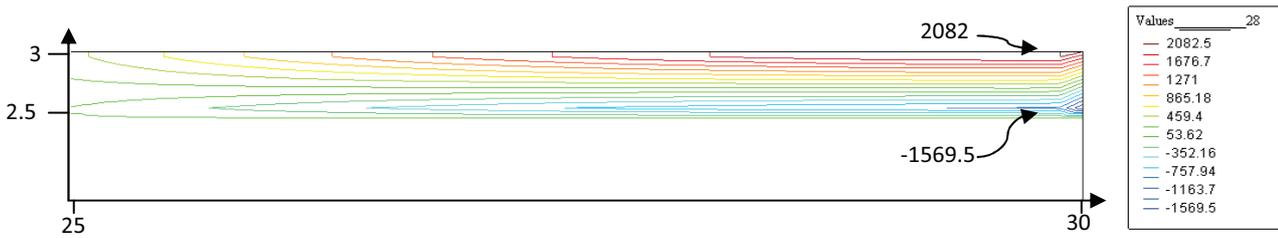


Figure 3.18b Niveaux de contrainte latérale induite dans la fondation après 28 jours

(+) Traction, (-) compression

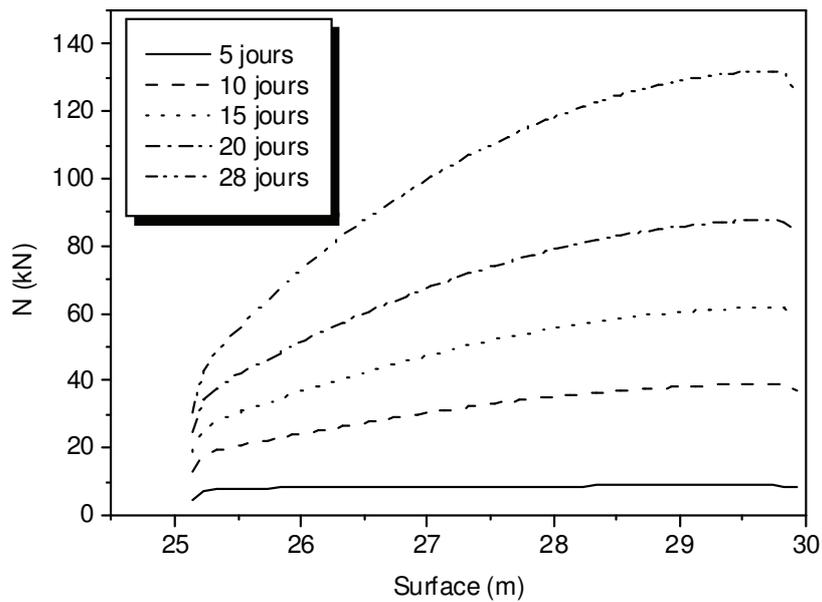


Figure 3.19a Effort normal induit dans la fondation

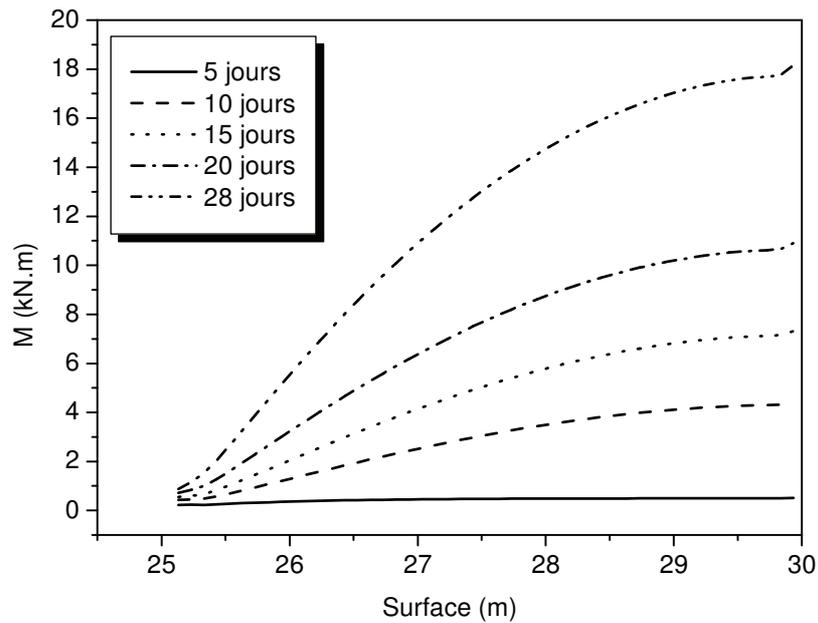


Figure 3.19a : Moment fléchissant induit dans la fondation

3.4.3 Etude paramétrique

Cette section comporte une analyse de l'influence de certains paramètres sur la réponse du système sol-fondation à la sécheresse. L'étude porte sur les paramètres suivants :

- indice de changement du volume ;
- rigidité de la fondation.

3.4.3.1 Influence de l'indice de changement du volume

Des calculs ont été effectués avec deux valeurs de l'indice de changement de volume : $C_m = 0,0085$ et $0,017$.

Les figures 3.20a à 3.20c montrent l'influence de ce paramètre sur la réponse du système sol-fondation à la succion considérée dans la section 3.4.2. On note que l'augmentation de cet indice de 100% (de 0,0085 à 0,017) se traduit par une augmentation de l'ordre de 100% du tassement à la surface du sol et des efforts induits dans la fondation. Ceci montre le rôle très important de ce paramètre dans l'analyse de l'interaction sol-structure sous l'effet de la sécheresse. Par conséquent une attention particulière doit être accordée à sa détermination.

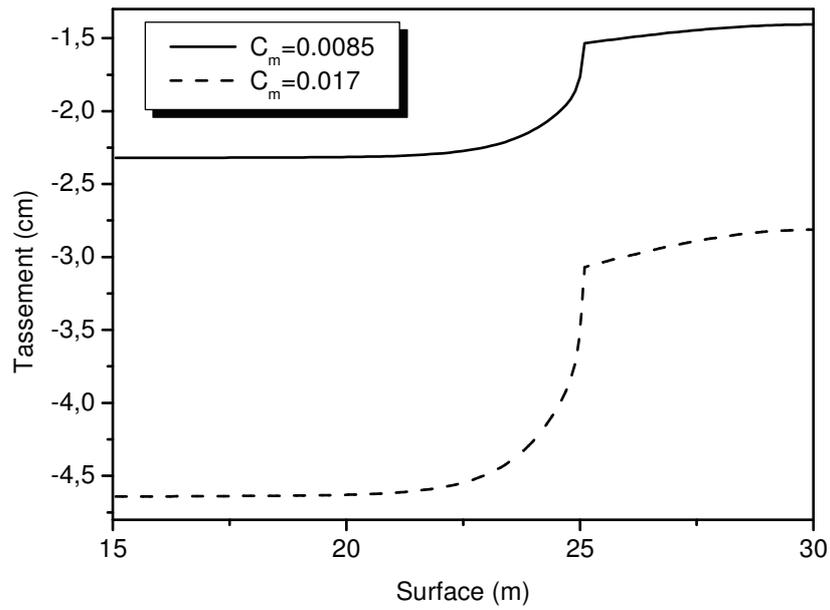


Figure 3.20a : Influence de l'indice de changement de volume sur le tassement (après 28 jours)

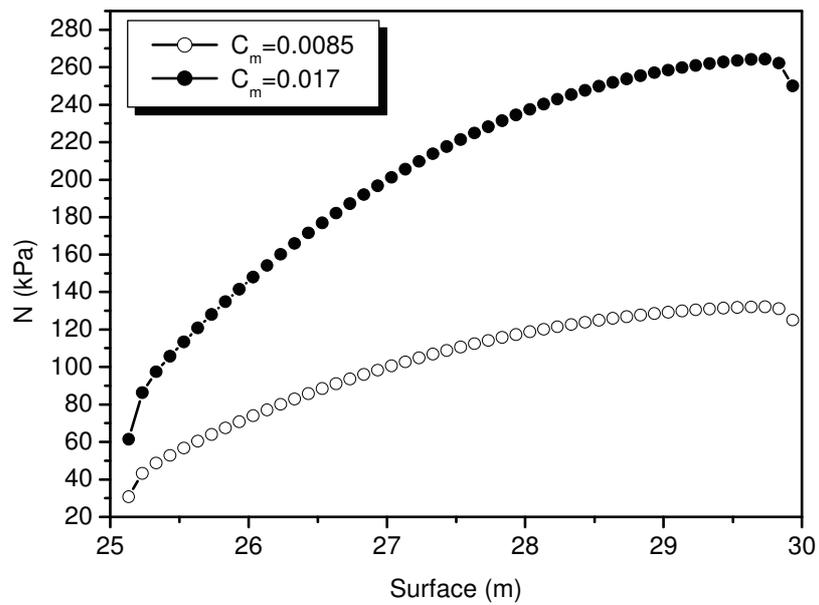


Figure 3.20b : Influence de l'indice de changement de volume sur l'effort normal

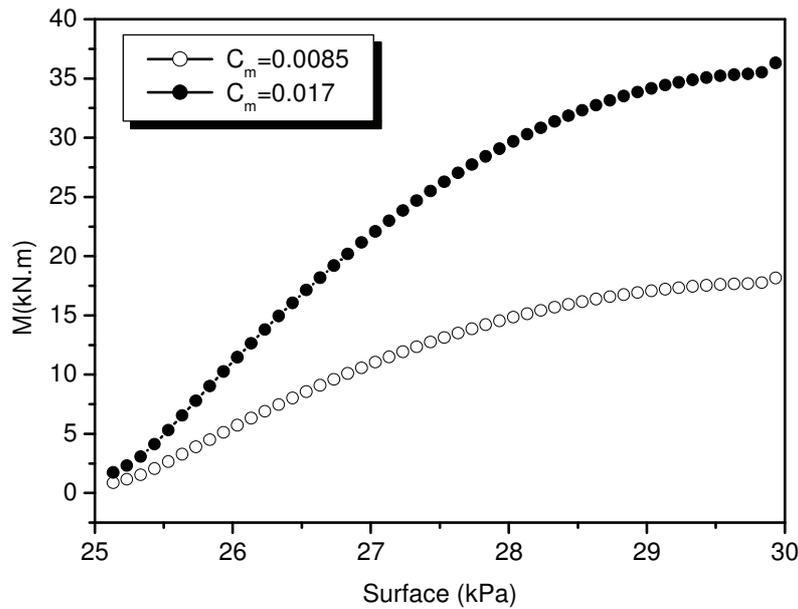


Figure 3.20c : Influence de l'indice de changement de volume sur le moment fléchissant

3.4.3.2 Influence de la rigidité de la fondation

Des calculs ont été effectués avec trois valeurs du module de Young de la fondation $E_f = 100 \text{ MPa}$, 10 GPa et 100 GPa .

Les figures 3.21a à 3.21c montrent l'influence de la rigidité de la fondation sur la réponse du système sol-fondation à la succion considérée dans la section précédente. On note que l'augmentation de la rigidité de la fondation (E_f) affecte principalement le profil de tassement de la fondation ; qui tend à se rapprocher d'un déplacement d'un corps rigide lorsque E_f augmente avec une légère augmentation du tassement au centre et une réduction du déplacement au bord de la fondation.

L'augmentation de la rigidité de la fondation induit une forte augmentation du moment fléchissant et de l'effort tranchant. Lorsque la rigidité de la fondation augmente, la fondation s'oppose mieux aux déformations induites par la succion, et par conséquent, elle développe des efforts internes plus importants.

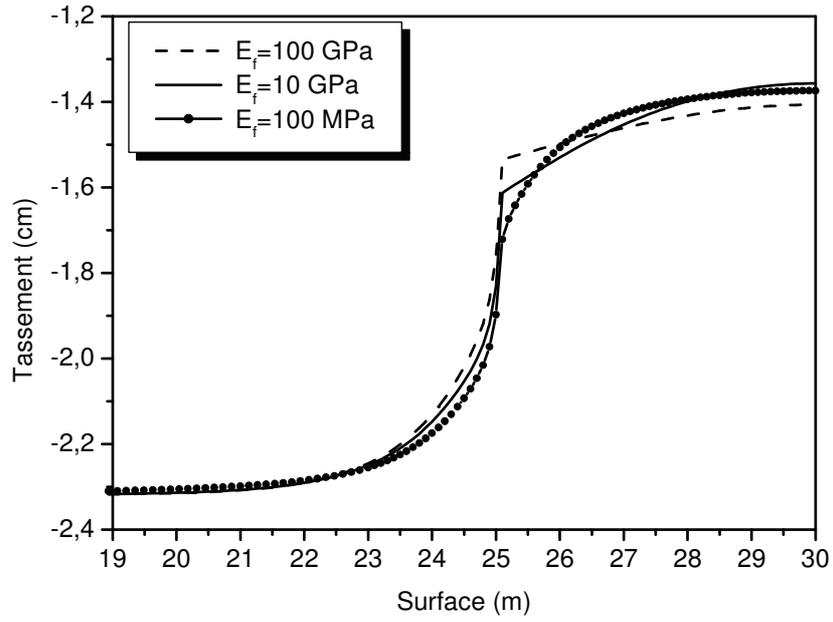


Figure 3.21a : Influence la rigidité de la fondation sur le tassement (après 28 jours)

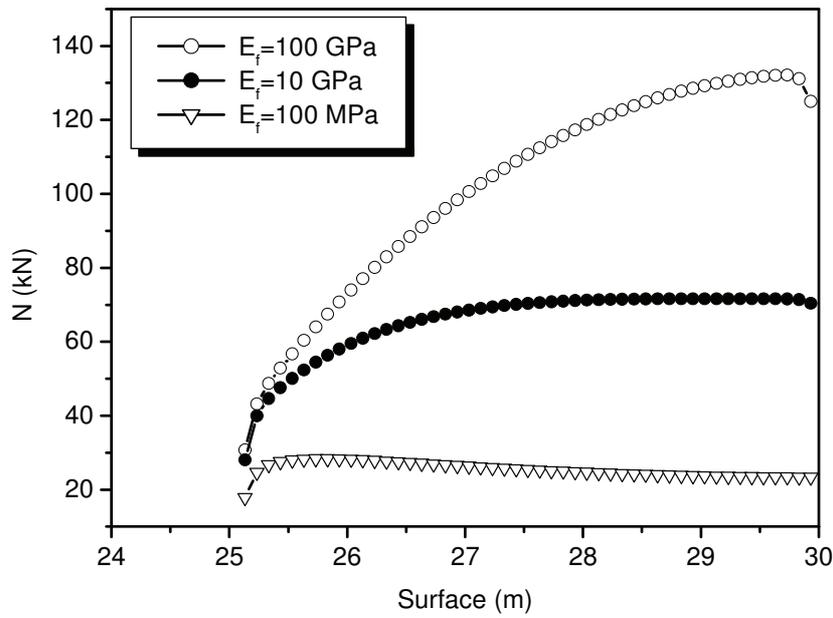


Figure 3.21b : Influence la rigidité de la fondation sur l'effort normal (après 28 jours)

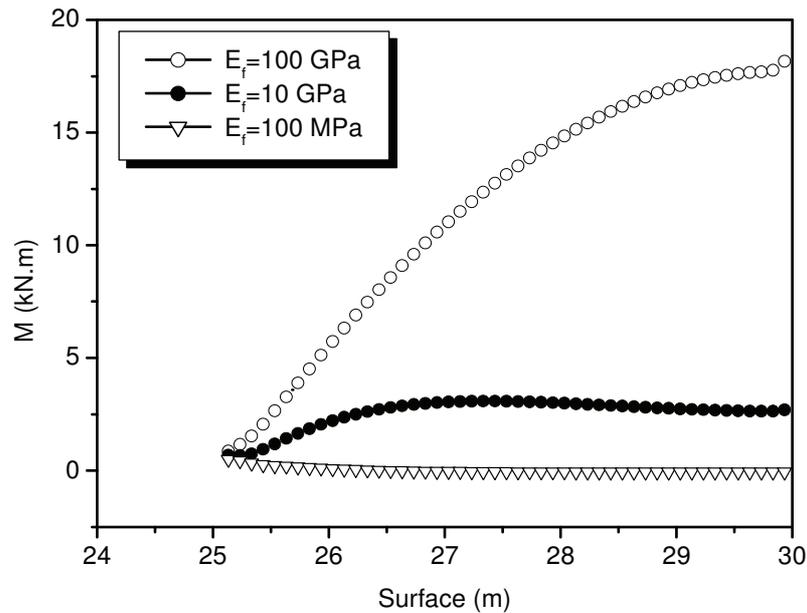


Figure 3.21c : Influence la rigidité de la fondation sur le moment fléchissant (après 28 jours)

3.4.4 Présence des éléments des contacts entre la fondation et le sol

Cette section comporte une analyse de l'influence de la présence des éléments de contact entre la fondation et le sol sur l'interaction sol-structure sous l'effet de la sècheresse. Un calcul a été effectué avec des éléments de contact sur la base et sur le côté latéral de la fondation (Figure 3.22). Les éléments de contact ont été modélisés par des éléments massifs. Une rigidité très faible est assignée à ces éléments quand la contrainte normale à ces éléments atteint le seuil de résistance en traction.

Les résultats obtenus avec les éléments de contact sont comparés dans les figures 3.23a à 3.23c avec ceux obtenus sans éléments de contact. La figure 3.23a montre que la présence des éléments de contact affecte le déplacement vertical de la fondation. Cette présence a le même effet que la réduction de la rigidité de la fondation. La figure 3.20b montre que la modélisation du contact réduit la contrainte de traction sur la face supérieure de la fondation : un décollement entre la fondation et le sol empêche la transmission des efforts vers la fondation, ce qui se traduit par une réduction des contraintes dans la fondation, qui atteint 50%. Ce résultat est confirmé par les figures 3.23c et 3.23d qui montrent que la présence des éléments d'interface réduit sensiblement l'effort normal et le moment fléchissant.

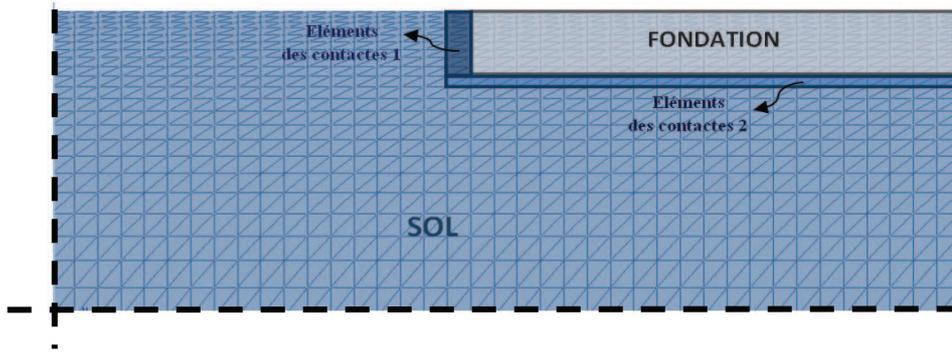


Figure 3.22 : modélisation avec des éléments de contact

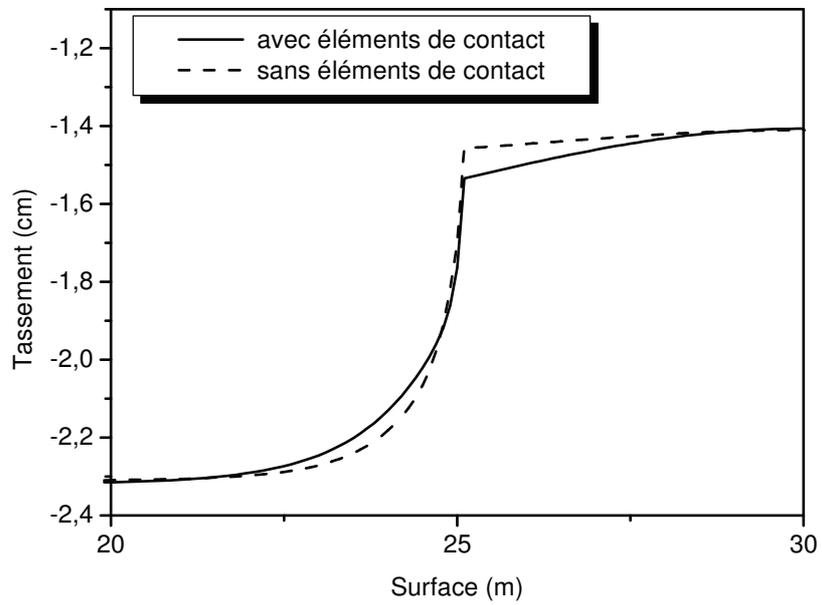


Figure 3.23a : Influence des éléments d'interface sur le tassement (après 28 jours)

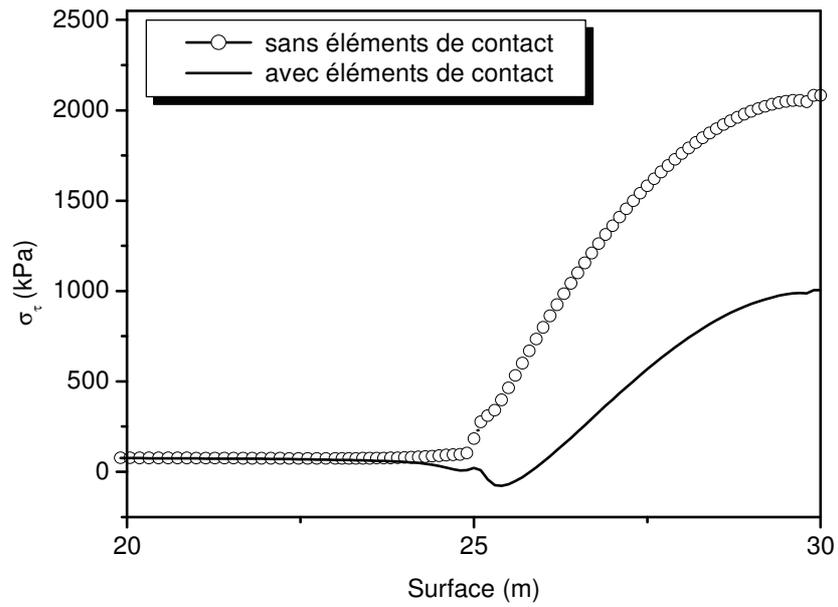


Figure 3.23b : Influence des éléments d'interface sur la contrainte latérale à la surface (après 28 jours)

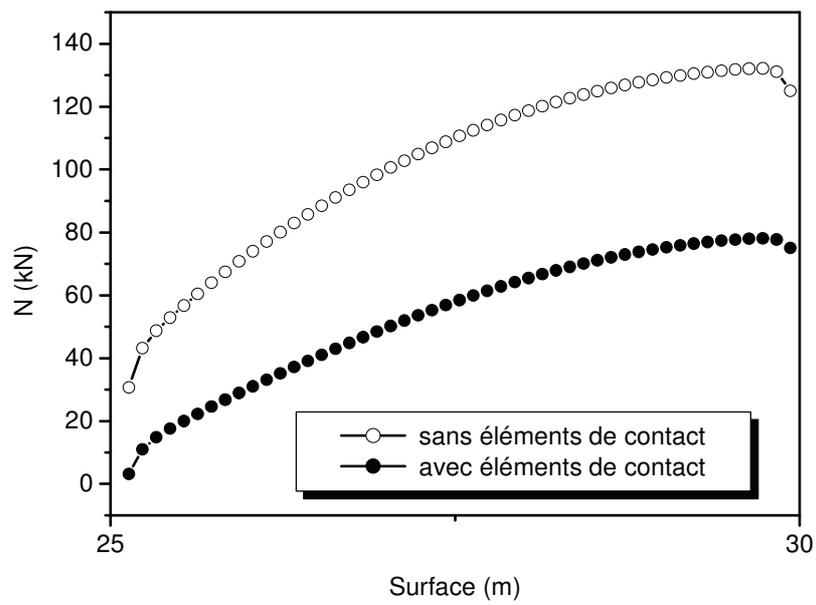


Figure 3.23c : Influence des éléments d'interface sur l'effort normal (après 28 jours)

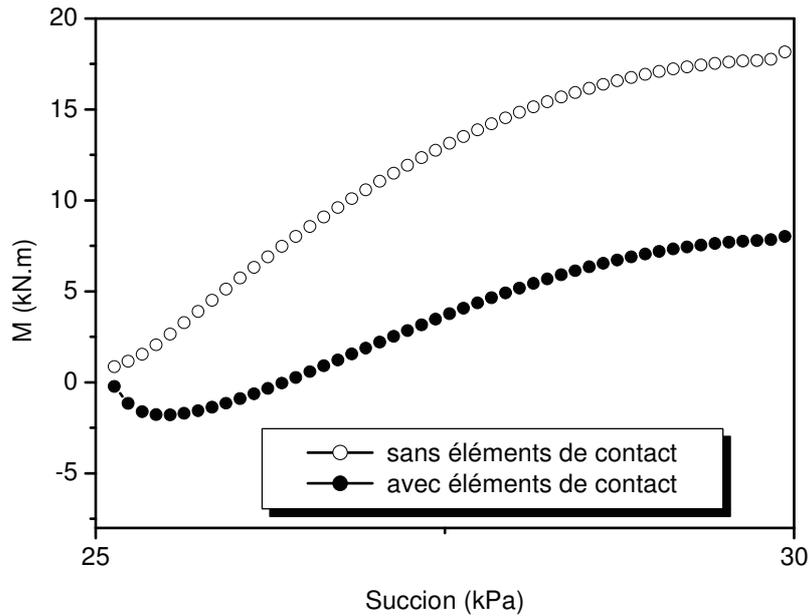


Figure 3.23d : Influence des éléments d'interface sur le moment fléchissant (après 28 jours)

3.4.5. Influence de la présence d'une protection d'étanche autour du bâtiment

La protection d'une structure contre la sécheresse peut être assurée par la mise en place d'une zone étanche sur sa périphérie (Figure 3.24). Afin d'étudier l'efficacité de cette méthode, nous avons réalisé des simulations avec deux valeurs de la largeur de la zone de protection ($LC = 1$ et $2m$). Les succions ont été déterminées dans la section 2.5.4. Elles sont montrées dans la figure 3.25.

Les résultats obtenus sont montrés dans les figures 3.26a à 3.26c. On note que la construction d'une protection étanche rend uniforme le tassement sous la fondation. Ceci résulte du rôle de cette protection dans l'uniformisation de la succion sous la fondation. La zone de protection a par conséquent un effet très favorable dans la réduction des efforts dans la fondation comme illustrée dans les figures 3.26b pour l'effort normal et la figure 3.26c pour le moment fléchissant. La construction d'une zone de protection de $2m$ de largeur conduit à une réduction de 75% de ces efforts.

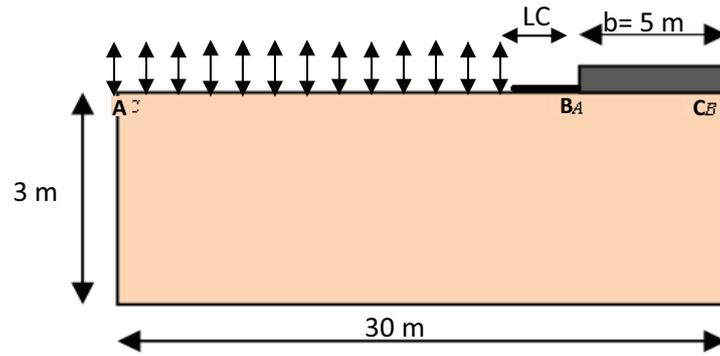


Figure 3.24 : Influence de la construction d'une zone étanche à la périphérie de la structure

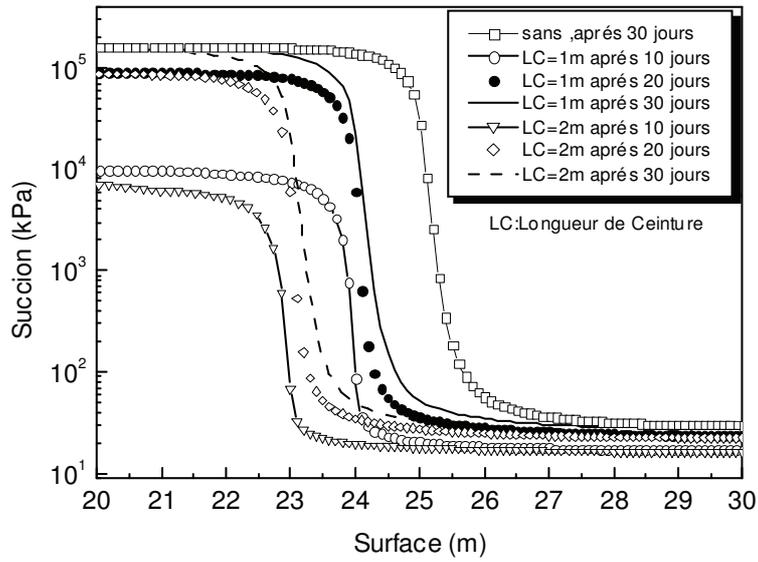


Figure 3.25 Profils de succion utilisée dans l'étude

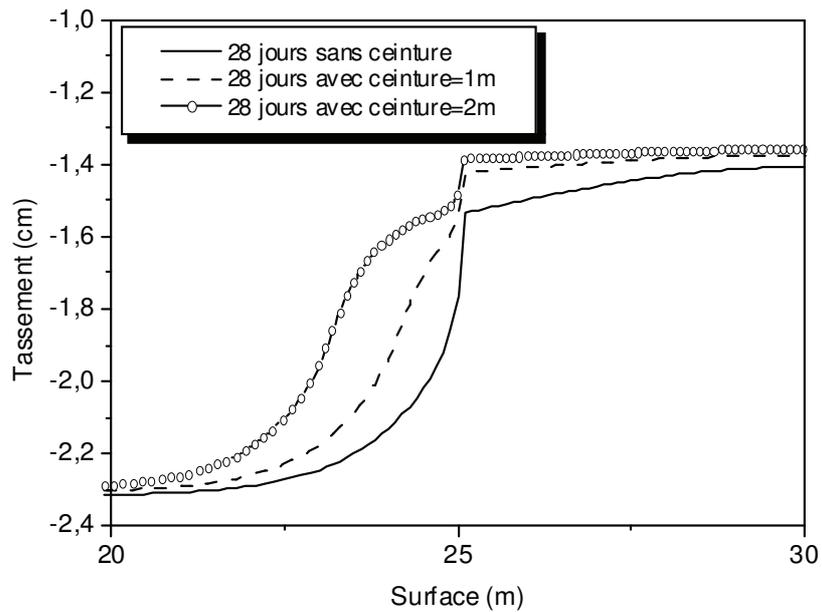


Figure 3.26a : Influence de la construction d'une zone de protection étanche sur le tassement (après 28 jours)

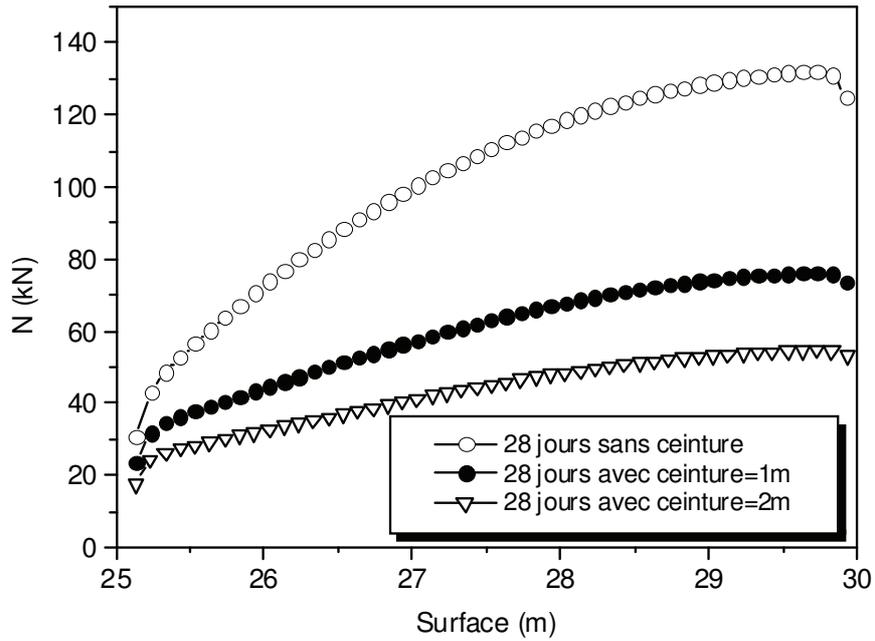


Figure 3.26b : Influence de la construction d'une zone de protection étanche sur l'effort normal (après 28 jours)

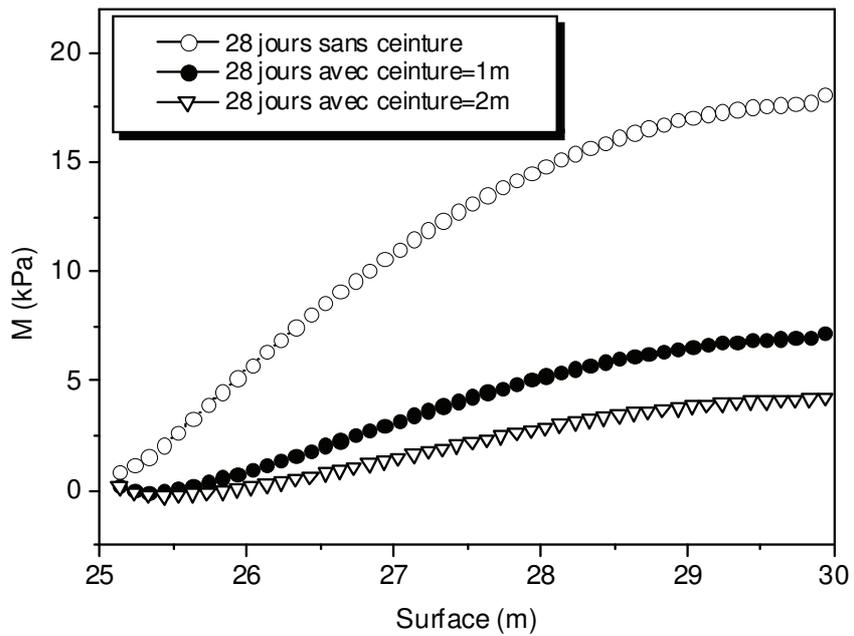


Figure 3.26c : Influence de la construction d'une zone de protection étanche sur le moment fléchissant (après 28 jours)

3.5 Conclusion

Ce chapitre a été consacré à l'analyse en déformations de l'influence de la sécheresse sur l'interaction sol-structure. L'analyse est effectuée à l'aide d'une approche découplée. La succion est déterminée dans un premier temps par la résolution d'un problème de transfert eau/chaleur dans un sol non saturé intégrant l'échange sol-atmosphère. Dans un second temps, un calcul en déformations est effectué pour déterminer la réponse du système sol-structure à la succion déterminée dans le premier calcul. Cette approche, utilisée par d'autres chercheurs, présente de nombreux avantages, notamment une aisance de mise en place.

Le programme ENSA-LML présenté dans le premier chapitre a été étendu au calcul en déformations. Le bon fonctionnement de ce programme a été vérifié par comparaison avec d'autres programmes.

L'analyse en champ libre (absence de la structure), montre que dans le cas des sols argileux, la déformation se concentre dans les couches de surface. L'analyse du problème d'interaction sol-structure sous l'effet de la sécheresse montre la présence des zones avec des tassements quasi-uniforme : sous la partie centrale de la fondation et à l'extérieur de la fondation. Dans la zone de transition entre ces deux zones, on note un fort gradient de tassement (donc une concentration des déformations). L'étendue de la zone de transition et l'ampleur du gradient du tassement dépendent de nombreux facteurs, notamment l'indice de gonflement du sol, la rigidité de la fondation et la présence d'éléments d'interface entre le sol et la fondation.

On note également que la succion induit des efforts combinés dans la fondation avec un effort normal de compression et une flexion. La partie supérieure de la fondation est mise en traction alors que la partie inférieure est mise en compression. L'ampleur des efforts internes dépend des facteurs cités ci-dessus : l'indice de gonflement du sol, la rigidité de la fondation et la présence des éléments d'interface entre le sol et la fondation.

Afin de réduire le tassement différentiel sous la fondation et par conséquent les efforts induits, il est recommandé de construire une zone étanche à la périphérie extérieure de la fondation. Les analyses effectuées montrent la bonne performance de cette technique, car elle permet d'éloigner la zone de transition (à fort gradient de tassement) de la structure, ce qui a pour effet de réduire le tassement différentiel sous la structure et les efforts dans la fondation.

CONCLUSION GENERALE

Ce travail de thèse s'inscrit dans le cadre des travaux menés sur la sécheresse et son influence sur les structures légères de type bâtiment. Il a comporté une modélisation numérique découplée de l'influence de la sécheresse sur l'interaction sol-structure.

Cette modélisation comporte deux phases. La première concerne le transfert de masse et de chaleur dans les sols non saturés ; la seconde porte sur l'analyse de l'interaction sol-structure sous l'effet de la succion déterminée lors de la première phase.

Pour la première phase, un code de calcul par éléments finis (ESNA-LML : Echange Sol Non saturé Atmosphère- Laboratoire de Mécanique de Lille) a été développé pour déterminer la succion induite par l'interaction sol-atmosphère. Cela passe par la résolution d'un problème complexe de transfert de masse et de chaleur dans les sols non saturés intégrant le couplage sol-atmosphère. Un schéma implicite est utilisé pour résoudre ce problème. A chaque pas de temps, le programme actualise les données climatiques et les caractéristiques du sol et résout le problème de transfert de masse et de chaleur dans le sol non saturé afin de déterminer les valeurs de la température et de la succion à l'instant $t+\Delta t$.

Dans la seconde phase, on effectue une analyse par éléments finis de l'interaction sol-structure sous l'effet de la succion induite dans la première phase. Les déformations de retrait sont d'abord déterminées ; ensuite on résout un problème mécanique non linéaire avec des déformations initiales. Cette phase donne les déplacements et les contraintes dus à la sécheresse.

L'analyse de l'échange sol-atmosphère montre que dans le cas d'un sol argileux en zone aride, l'échange sol-atmosphère induit une forte succion dans la couche de surface située à l'extérieur de la structure. Sous le deux tiers de la structure (en partant du centre), on note une très faible influence de l'échange sol-atmosphère : la succion reste quasi-constante. On note une zone de transition au bord de la fondation où l'échange sol-atmosphère induit un très fort gradient de succion. Cette zone est à l'origine des désordres dans les structures. Dans le cas d'un sol plus perméable, l'échange sol-atmosphère induit une succion plus modérée avec un très faible gradient. Les analyses ont montré que la construction d'une zone étanche à la périphérie extérieure de la structure fait translater la zone à fort gradient de succion vers l'extérieur de la fondation. Ceci rend quasi-uniforme la succion sous la structure et réduit ainsi les tassements différentiels. Une analyse de sensibilité montre que la succion

induite par l'échange sol-atmosphère est sensible à la variation du rayonnement et à la température de l'air.

L'analyse en déformations de l'influence de la sécheresse en champ libre montre que dans le cas des sols argileux, la déformation se concentre dans les couches de surface. L'analyse de l'interaction sol-structure sous l'effet de la sécheresse montre la présence des zones avec des tassements quasi-uniforme : sous la partie centrale de la fondation et à l'extérieur de la fondation. Dans la zone de transition entre ces deux zones, on note un fort gradient de tassement. L'étendue de la zone de transition et l'ampleur du gradient dépendent de nombreux facteurs, notamment l'indice de gonflement du sol, la rigidité de la fondation et la présence d'éléments d'interface entre le sol et la fondation. La succion induit des efforts combinés dans la fondation avec un effort normal de compression et une flexion. La partie supérieure de la fondation est mise en traction alors que la partie inférieure est mise en compression. L'ampleur des efforts internes dépend de l' indice de gonflement du sol, la rigidité de la fondation et la présence des éléments d'interface entre le sol et la fondation.

Afin de réduire le tassement différentiel sous la fondation et par conséquent les efforts induits dans la fondation, il est recommandé de construire une zone étanche à la périphérie extérieure de la fondation. Les analyses effectuées montrent la bonne performance de cette technique, car elle permet d'éloigner la zone de transition (à fort gradient de tassement) de la structure, ce qui a pour effet de réduire le tassement différentiel sous la structure et les efforts dans la fondation.

Le présent travail n'a pas pris en compte le phénomène de fissuration qui peut être induite par la sécheresse dans les sols argileux. Ce phénomène peut affecter d'une manière sensible le transfert de masse dans le sol et par conséquent la succion induite par l'échange sol-atmosphère. Dans l'avenir, il serait intéressant de prendre en compte ce phénomène pour l'étude de l'influence de la sécheresse sur les structures. Le comportement du sol a été décrit à l'aide un modèle simple, il serait intéressant d'utiliser un modèle plus élaboré pour les sols non saturés.

Références

Références

Abu-Hamdeh N. H., Reeder R.C. (2000). *Soil Thermal Conductivity, Effects of Density, Moisture, Salt Concentration, and Organic Matter.* *Soil Science Society of America Journal* 64:1285-1290 .

Alonso E.E., Gens A., Josa A.(1990). *A constitutive model for partially saturated soils.* *géotechnique* 40 No.3:405-430.

Alonso E.E., Loret A. (1982). *Behaviour of partially Saturated Soil in Undrained Loading and step by Step Embankment Construction.* Proc. IUTAM conf, Deformation and Failure of Granular Mater, Delft, Netherlands. pp.173-180.

Alonso E.E.,Vaunat J.,Gens A. (1999). *Modeling the mechanical behavior of expansive clays.* *Engineering Geology* ,Vol 54, pp.173-183.

Al-Shamrani M.A., and Al-Mhaidib A.I. (2000). *Swelling behaviour under eodometric and triaxial loading conditions.* In *Advances in Unsaturated Geotechnics: Proceedings of Sessions of Geo, Denver, Colo., 5-8 August 2000.* Edited by CD. Shackelford, S.L. Houston, and N.-Y. Chang. American Society of Civil Engineers, Geotechnical Special Publication 99, Reston, Va. pp. 344-360.

AQC. (2004). Agence Qualité Construction, paris, France, www.qualiteconstruction.com

Benson C. H. (2007). *Modeling Unsaturated Flow and Atmospheric Interactions.* Theoretical and Numerical Unsaturated Soil Mechanics, Volume 113. Pages 187-201. Springer Berlin Heidelberg.

Bertin M., Faroux J.P., Renault J. (1981). *Thermodynamique.* Cours de Physique, 3^{ème} édition, Dunod.

Biot M.A. (1941). *General Theory of Three-Dimensional Consolidation.* *J.Appl.Phys.*12,no 2,155-164.

Bishop, A. W. (1959). *The principle of effective stress.* *Teknisk Ukeblad*, 106(39), 859-863.

Blaney H.F., Criddle W.D. (1950). Determining water requirements in irrigated area from climatologically and irrigation data. Technical publication 96.Washington, DC:US Soil Conservation Service.

-Blight G.E (2006). *Interaction Between Trees and Buildings on Shrinkable Soils-A Detailed Field Study,* proceedings of the 4th international conference on unsaturated soils, Carefree, Arizona, v1,pp281-292.

Blight G.E. (1997). *Interactions between the atmosphere and the Earth,* *Geotechnique*,

vol.47 (4):715-767.

Blight G.E. (2003). *The vadose Zone soil-water balance and transpiration rates of vegetation.* Geotechnique, vol.53 (1):55-64.

Blight, G. (2009). *Solar heating of the soil and evaporation from a soil surface.* Géotechnique 59, No. 4, 355–363

Bowen I.S. (1926). The ratio of heat losses by conduction and by evaporation from any water surface. Phys.rev.27,779-787.

Bronswijk J.J.B. (1991). *Relation between vertical soil movement and water-content changes in cracking clay.* Soil Sci.Soc.Am.journal, 55 Sep-Oct. pp.1220-1226.

Brooks R.H., Corey A.T.(1964). Hydraulic properties of porous media. Colo. State Univ. (Fort Collins) Hydrol. Pap. 3 (1964), p. 27

Burdine N.T. (1953). Relative permeability calculation from pore size distribution data. Journal of petroleum technology. Vol 5, N° 3 :71-78.

CEBTP., (1991). *Détermination Des Solution Adaptées A La Réparation Des Désordres Des Bâtiments Provoquent Par La Sécheresse,* Guide Pratique, AQC, APSAD, AFAC, CCR, FNB, France.

Chen W.F., Mizuno E.(1990). *Nonlinear Analysis In Soil Mechanics, Theory and Implementation.* Elsevier science publishers B.V.

Chiu T.F., Charles D.S. (1998). Unsaturated hydraulic Conductivity of Compacted sand-kaolin mixtures. Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering. February.

Coleman J.D. (1962). *Stress/Strain relations for partly Saturated Soils.* Geotechnique, no 4,348-350.

Coudrain R.A., Pratz B., Talbi A., Juserand C.(1998). *L'évaporation des nappes phréatiques sous climat aride est-elle indépendante de la nature du sol ?.* C.R. Acad.Sci.Paris, sciences de la terre et des planètes/earth&planetary sciences.326 :159-165.

Cui Y.J., Yahia-Aissa M., Delage P. (1998). *A model for the volume change behaviour of heavily compacted swelling clays.* 5th international workshop on Key Issues in Waste Isolation Recherche, 2-4 Decembre 1998, UPC, Barcelona, Spain, Vol. 1, pp. 1-26.

David A., Eastwood P.E., Frank P.E., (2001). *State of Practice of Geotechnical Engineering For Design of Custom Homes in The Houston Area Between 1990 and 2001,* Foundation Performance Association Meeting.

de Vries D.A. (1963). *Thermal Properties of Soils.* the physics of plant environment, W.R. Van Wijk, Ed. Amsterdam:North-Holland, P.210-235.

Demarty J.(2001). *Développement et application du modèle SISPAT-RS à l'échelle de la parcelle dans le cadre de l'expérience Alpillles ReSeDA.* Thèse ,université PARIS 7-DENIS

DIDEROT ,UFR de PHISIQUE.

Department of the army (1983). *Foundation in Expansive soil.* Technical manual. Headquarters, department of the army USA , September, TM 5-818-7.

Dumas P., Chavarot A., Legrand H., Macaire A., Dimitrov C.,Martin X.,(2005). *Rapport particulier sur les risqué de subsidence dus a la sécheresse,* Mission d'enquête sur le régime d'indemnisation des victimes de catastrophes naturelles, Conseil général des Ponts et Chaussées, N° 2004-0304-01, paris, France.

Ebrahimi-B.N.,Gitirana jr.Fredlund D.G.,Fredlund M.D.(2004). *A lower limite for the water permeability coefficient.*57th Canadian Geotechnical Conference and 5th Joint IAHC-GS Conference, October 24-27, 2004, Quebec, QC, Canada.

Edlefsen, N. E., Anderson A. B. C., (1943): Thermodynamics of soil moisture. Hilgardia, 15, 31–298.

Fayer M.J. (2000). *UNSAT-H Unsaturated Soil Water and Heat Flow Model.* Theory , User Manual, and Example. U.S. Department of energy. June 2000.

Fredlund D.G Vu H.Q (2001). *Prediction of volume change in an expansive soil as a result of vegetation and environmental changes.,* Expansive Clay Soils and Vegetative Influence on Shallow Foundations, Geo Institute, ASCE (2001), pp. 24–43.

Fredlund D.G. (2006). *Unsaturated Soil Mechanics In Engineering Practice.* .Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering ASCE/ March 2006.

Fredlund D.G.(1979). *Appropriate Concepts and Technologies for unsaturated Soils* Canadian Geotechnical journal,16, n° 1:121-139.

Fredlund D.G., Morgenstem (1977). *Stress state variables for unsaturated soils (1).* ASCE J; Geotech. Eng.Div.GT5, 103, 447-466.

Fredlund D.G., Rahardjo H.(1993). *Soil Mechanics for Unsaturated Soils,* John Wiley & Sons, Canada, 1993.

Fredlund D.G., Xing A. (1994). *Equation for the Soil-Water Characteristic Curve.* Canadian Geotechnical journal,31:533-546.

Fredlund D.G., Xing A.,Huang S. (1994). *Predicting the Permeability Function for Unsaturated Soils Using the Soil-Water Characteristic Curve.* Canadian geotechnical journal, 31(3):521-532.

Fredlund M.D., Fredlund D.G.,Wilson G.W.,(2002). *Representation and estimation of the shrinkage curve.* Unsaturated Soils, juca de Campos & Marinho (eds). Swets & Zeitlinger, lisse.

Fredlund M.G. (1999). *The Role of Unsaturated Soil Property function in the Practice of Unsaturated Soil mechanics.* Thesis University of Saskatchewan, Saskatoon, Canada

Gardner W.R (1961).*Soil suction and water movement.* Pore pressure and suction in the

soil. London;butterworths,pp137-140

Gens A.,Alonso E.E. (1992). *A framework for the behavior of unsaturated expansive clays.* Canadian Geotechnical journal. Vol 29, pp.1013-1032.

Gitirana G., Fredlund M.D., Fredlund D.G (2006). *Numerical Modeling of Soil Atmosphere Interaction for Unsaturated Surfaces.* Proceedings of the Fourth International Conference on Unsaturated Soils, April 2-6, 2006, Carefree, Arizona; pp. 658-669.

Gitirana, G.F.N. Jr. (2005). *Weather-Related Geo-Hazard Assessment Model for Railway Embankment Stability.* Ph.D. thesis, University of Saskatchewan, Saskatoon, SK.

Gitirana, G.G., Fredlund, M.D., Fredlund, D.G. (2005). *Infiltration-Runoff Boundary Conditions In Seepage Analysis.* Canadian Geotechnical Conference, September 19-21, Saskatoon, Canada.

Golder Associates (2006). *Approaches and methods for evaluation of unsaturated zone contaminant transport processes and effects on groundwater.* hydrogeological assessment tools project. Golder Associates Ltd ,june 2006.

Ho D.Y.F., Fredlund D.G., Rahardjo H. (1992). *Volume change indices during loading and unloading of an unsaturated soil.* Canadian Geotechnical journal, 29, n° 2:195-207.

Joshi B,Barbour S.L.,Kause A.E.,Wilson G.W.,(1993). *Afinite element model for the coupled flow of heat and moisture in soils under atmospheric forcing.* Finite Elements in Analysis and Design 15: 57-68.

Kasim F., Fredlund D.G., Kassim K.A.(1999). *Permeability Function for Unsaturated Residual Soils.*World engineering Congress'99-Towards the Engineering Vision:Global Challenges & Issues 19-22 july 1999,Kuala lumpur.

Khalili N., Khabbaz M.H (1998). *A unique relationship for χ for the determination of the shear strength of unsaturated soils.*Géotechnique 48,n° 5,681-687.

Kodikara j.k., Nahlawi h., Bouazza a.,(2004). *Modeling of Curling in Desiccating Clay.*can.geotech.j.41:560-566.

Lai S., Tiedje J.M., Erickson A.E. (1976). *In situ measurement of gas diffusion coefficient in soils.* Soil Science Society of America Proceedings. 40(1):3-6.

Lee I.,Lee H.J., Cheon J.Y., Reddi.L.N.,Asce M. (2003). *Evaporation Theory for Deformable Soils.* Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering ASCE/November 2003.

Leong E.C., Rahardjo H.(1997). *Permeability Function for unsaturated Soils.* .journal of geotechnical and geoenvironmental engineering / December 1997.

Li A. G., Tham L.G.,Yue Z.Q., lee C.F., law K.T. (2005). *Comparison of Field and Laboratory Soil-Water Characteristic Curves* .journal of geotechnical and geoenvironmental engineering ASCE/September 2005.

Lytton, R.L. 1994. *Prediction of movement in expansive clay. In Vertical and Horizontal Deformations of Foundations and Embankments: Proceedings of Settlement '94*, College Station, Texas, 16-18 June 1994. Edited by A.T. Yeung and G.Y. Foaalio. American Society of Civil Engineers, Geotechnical Special Publication 40, pp. 1827-1845.

Magnan J. (2006). *Identification des désordres subis par les bâtiments*, laboratoire central des ponts et chaussées, paris, France.

Magnan J., (2005). *Note sur la sécheresse et ses effets sur les bâtiments*, laboratoire central des ponts et chaussées, paris, France.

Malley O.,Cameron D.A., (2000). *The influence of trees on soil moisture, dwellings and pavements in an urban environment.* Local government report, university of south Australia.

Mangeney A., Aubert D., Demarty J., Ottl C., Braud I.(2003). *Mesh Size Selection in A Soil-Biosphere-Atmosphere Transfer Model.* J.Environ.Eng.Sci.2:1-5.

Mantho A. T., (2005). *Echanges Sol-Atmosphère Application A La Sécheresse*, Thèse, école nationale des ponts et chaussées, Paris, France

Masia M.J., Peter W.K., Robert E.M. (2004a). *Modelling Soil/Structure Interaction for Masonry Structures.* Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering ASCE/April.

Masia M.J., Yuri Z., Totoev. Peter W.K. (2004b). *Modelling Expansive Soil Movements Beneath Structures.* Journal of Structural Engineering ASCE/JUNE .

Mathieu C., Pieltain F., (1998). *Analyse Physique Des Sols Méthodes Choiesies*, Lavoisier, Technique & Documentation, Paris, France.

Mermoud A.(2006) *Régime Thermique du Sol.* Cours de Physique du Sol. Ecole Polytechnique Federale de Lausanne.

Miguel A., (2002). *Soil shrinkage characteristics in swelling soil* , departamento de ingenieria Agricolay Uso de la Tierra, facultad de Agronomia UBA , Buenos Aires, Argentina.

Ministère D'écologie (2007). *Le retrait-gonflement des argiles, Comment prévenir les désordres dans l'habitat individuel* . version 4, Août.

Ministère de L'environnement (1993). *Sécheresse et Construction, guide de prévention*, La Documentation Française, 52 pages, France

Mitchell J.K. (1993). *Fundamentals of soil behaviour.* John Wiley & Sons inc.,2nd ed.,437P.

Monteith J.L. (1973). *Principles of environmental physics.* Edward Arnold, London.

United Kingdom.

Mouroux P., Margron P., Pinte J.C. (1988). *La construction économique sur sols gonflants*. BRGM, Manuels et méthodes n°14.

Mualem, Y. (1976). *A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media*. Water Resources Research 12: 513–522.

Mualem, Y. (1986). *Hydraulic conductivity of unsaturated soils: Prediction and formulas*. American Society of Agronomy. Monograph. 9, 2nd ed. Madison, Wisc. USA.

Musy A., Soutter M.,(1991).*Physique du sol*, Presses Polytechniques Et Universitaires Romandes, CH-1015 Lausanne, Suisse.

Noe D., (2003). *Case history of damage to a school building caused by differentially heaving bedrock*, Journal of Performance of Constructed Facilities ASCE/may 2003/97.

Nusier O, Alawneh A.,(2002). *Damage of Reinforced concrete Structure due to Severe Soil Expansion*, Journal of Performance of Constructed Facilities ASCE/may 2002/33.

Peng X., Horn R.(2005). *Modeling Soil Shrinkage Curve Across a Wide Range of Soil Types*. Soil Sci.Soc.Am.J.69:584-592.

Penman H.L. (1948). *Natural evaporation from open water bare soil and grass*. Proc. R. Soc. London. Ser. A 193,120-146.

Pham H.Q., Fredlund D.G.,Barbour S.L.(2005). *A study of hysteresis models for soil-water characteristic curves*. Canadian geotechnical journal, 42(6):1548-1568.

Philip, J.R., de Vries, D.A. (1957) *Moisture movement in porous materials under temperature gradients*. EOS,Trans. AGU 38, 2: 222-232

Sánchez M., Gens A., Guimarães L.D.N., Olivella S* (2005). *A double structure generalized plasticity model for expansive materials*. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics. J.29 (8) P: 751 – 787.

Schroeder P.,(2002). *Infrared spectroscopy in clay science, in teaching clay science, clay minerals society workshop series*. The clay minerals society, Aurora Colorado, ETATS-UNIS.v.13.p.181-202.

Siller W.S. (1997). *The Mathematical representation of the Soil-Water Characteristic Curve*.M.Sc thesis, university of Saskatchewan, Saskatoon,241p.

Sillers W.S.,Fredlund D.G. (2001). *Statistical Assesment of Soil-Water Characteristic Curve models for Geotechnical Engineering*. Canadian geotechnical journal,38:1297-1313.

Simunek J., Van Genuten M.TH., Sejna M. (2005). *The hydrus-1D software package for simulating the one-dimensional movement of water ,heat, and multiple solutes in variably-saturated media*. Departement of Enveironmental Sciences, university of California

riverside, version 3.April 2005.

Subba Rao K.S., Satyadas G.C. (1985). *Measurement of volumetric and linear shrinkage on black cotton soil.* Geotechnical testing Journal, ASTM 82, pp.66-70.

Tang A.,Cui Y.J.,Le T.T.(2008). *A Study on The Thermal Conductivity of Compacted Bentonites.* Applied Clay Science, V 41 (3-4):181-189.

Thornthwaite C.W. (1954). A re-examination of the concept and measurement of potential evapo-transpiration. pp 200-209. Seabrook, NJ: publication in Climatology.

Turc L.(1955). *Le bilan d'eau des sols. Relation entre les précipitations, l'évaporation et l'écoulement.* Ann. Agron.5,491-596.

USGS, U.S. Geological Survey, www.usgs.gov.

VADOS (2008). *Vadose Zone Modeling with VADOSE/W 2007,*GEO-SLOPE International Ltd, Third Edition, March 2008.

Van Genuchten M.T.(1980). *A Closed-form Equation for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Soils.* Soil Sci.Soc.Am.J.44:892-898.

Vincent M.,Bouchut J.,Fleureau M.,Masrouri F.,Oppenheim E.,heck J-V.,Ruaux N.,Le Roy S.,Dubus I.,Surdyk N. (2006). *Etude des mécanismes de déclenchement du phénomène de retrait-gonflement des sols argileux et de ses interactions avec le bâti.* Rapport final. BRGM/RP-54862-FR.

Vu H.Q. (2003). *Uncoupled and coupled solutions of volume change problems in expansive soils.* Ph.D. thesis, Department of Civil Engineering, University of Saskatchewan, Saskatoon, Sask.

Vu H.Q., Fredlund D.G.(2000). *Volume change prediction in expansive soils using a two-dimensional finite element method.* Unsaturated Soils for Asia, Rahardjo, toll & Leong (eds) Balkema, Rotterdam.p:231-236.

Vu H.Q., Fredlund D.G.(2003). *Implementation of Soil Property Functions in Volume Change Analysis in Unsaturated Soils.* Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering(12ARC) v.1; Singapore; SG

Vu H.Q., Fredlund D.G.(2004). *The prediction of one-,two-,and three- dimensional heave in expansive soils* can.geotech.j.41:713-737.

Vu H.Q., Fredlund D.G.(2006). *Challenges to modeling heave in expansive soils.* can.geotech.j.43:1249-1272.

Vu H.Q., Hu Y., Fredlund (2007). *Analysis of Soil Suction Changes in Expansive Regina Clay.* 60th Canadian Geotechnical Conference - OttawaGeo 2007, Ottawa, ON. October 21-24, 2007, pp 1-8.

Wheeler S.J (1996). *Inclusion of specific water volume within an elasto-plastic model for unsaturated soil.* Canadian geotechnical journal , Vol. 33, pp. 42-57.

Wheeler S.J., Sharma R.S., Buisson M.S.R. (2003). *Coupling of hydraulic hysteresis and stress-strain behavior in unsaturated soils.* Geotechnique ,Vol. 53 n°1,pp.41-54.

Wilson G.W (1990). *Soil Evaporative Fluxes for Geotechnical Engineering Problems.* Ph.D thesis, university of Saskatchewan, Saskatoon,Canada.

Wilson G.W., Fredlund D.G., Barbour S.L. (1994). *Coupled soil-atmosphere modeling for soil evaporation,* Can.Geotech.j.31: 151-161.

Wilson G.W., Fredlund D.G., Barbour S.L.,(1997). *The Effect Soil Suction on Evaporative Fluxes from Soil Surfaces.* Can Geotech.J.34:145-155.

Wilson G.W.,Fredlund M.D.(2000). *The Application of Knowledge-Based Surface Flux Boundary Modeling.* Conf on Unsaturated Soils For Asia, Rahardjo, Toll&Leong(Eds) 2000 Balkema Rotterdam.

Yahia-Aissa M.(1999). *Comportement hydromécanique d'une argile gonflante fortement compactée,* Thèse de doctorant, Ecole National des ponts et Chaussées, CERMES, paris.

Yakirevich A.(1997). *A Model for Numerical Simulating of Evaporation from Bar Saline Soil.* Water Resources Research, vol 33 (5):1021-1033.

Yanful E.K.,Mousavi S.M.(2003). *Estimating Falling Rate Evaporation from Finite Soil Columns.* The Science of The Total Environment 313 :141-152.

Yanful E.K.,Mousavi S.M.,Yang M.(2003). *Modeling and Measurement of Evaporation in Moisture-Retaining Soil Covers.* Advanced in environmental research 7: 783-801.

Zerhouni M.,(2007). *Sécheresse et Construction,* Société Fondasol, France

ANNEX A

A.1.Facteurs intervenant dans le phénomène de retrait :

(Cette partie est extrait du rapport de : ministère d'écologie 2007 ; ministère d'environnement 1993 ; AQC 2004 ; CEBTP 1991).

Nature du sol :

La susceptibilité est fonction, en premier lieu (Figure A.1a):

- de **la lithologie** (importance de la proportion de matériaux argileux au sein de la formation) ;
- de la composition **minéralogique** : les minéraux argileux ne sont pas tous « sensible » et une formation argileuse sera d'autant plus réactive que la proportion de minéraux argileux »favorables » au phénomène (smectites, etc) sera forte ;
- de **la géométrie** de l'horizon argileux (profondeur, épaisseur) ;
- de **l'éventuelle continuité** des niveaux argileux.

Géomorphologie :

Elle conditionne la répartition spatiale du phénomène (Figure A.1b):

Un terrain en pente entraîne souvent une **dis-symétrie des fondations** d'une construction, favorisant une aggravation des désordres sur le bâti. En effet, les fondations reposant le plus souvent à une cote homogène, les fondations amont sont alors plus enterrées et donc moins exposées aux variations de teneur en eau que les fondations aval.

Cet effet peut être renforcé par une **différence de nature de sol** à la base des fondations amont et aval (les couches superficielles du sol étant généralement parallèles à la topographie, les fondations amont reposent donc sur des terrains moins altérés et remaniés que les fondations aval).

L'orientation constitue également un paramètre non négligeable. Sur une pente orientée au Sud, les sols à l'aval d'une construction sont soumis à un ensoleillement plus important que ceux situés en amont, à l'ombre de la bâtisse. La dessiccation y sera donc plus marquée.

Défauts de construction

Ce facteur de prédisposition, souvent mis en lumière à l'occasion d'une sécheresse exceptionnelle, se traduit par la survenance ou l'aggravation des désordres.

L'examen de dossiers d'expertise indique que les maisons touchées présentent souvent des défauts de conception ou de fondation, ou encore une insuffisance de chaînage (horizontal, vertical, mauvaise liaison entre chaînages). Le respect des règles de l'art «élémentaires » permettrait de minimiser, voire d'éviter, une large partie de ces désordres (Figure A.1c).

Végétation :

Son rôle est souvent prépondérant. Les racines des végétaux aspirent l'eau du sol par succion (Blight, 2006). En période de bilan hydrique négatif (les prélèvements par l'arbre sont supérieurs aux apports), cette succion provoque une migration d'eau pouvant se traduire par :

- un tassement centré sur l'arbre (formation d'une « cuvette ») ;
- un lent déplacement du sol vers l'arbre.

Une fondation «touchée» subira donc une double distorsion (verticale et horizontale) dont les effets seront particulièrement visibles dans le cas d'une semelle filante. Lorsque le bilan hydrique devient positif, les mécanismes inverses peuvent éventuellement se manifester. On considère en général que l'influence d'un arbre adulte peut se faire sentir jusqu'à une distance équivalente à une fois sa hauteur (et jusqu'à une profondeur de l'ordre de 4 m à 5 m), avec des variations en fonction des essences.

Lorsqu'une construction s'oppose à l'évaporation, maintenant ainsi sous sa surface une zone de sol plus humide, les racines se développent de façon préférentielle dans sa direction. Il en est de même avec tout autre élément ayant une attraction positive, par exemple les regards et dispositifs d'assainissement fuyards. Dans le cas de l'urbanisation d'un terrain déboisé depuis peu, ou encore de l'abattage d'un arbre qui était situé à côté d'une construction, des désordres par gonflement peuvent se manifester pendant plusieurs années. Ils résultent d'une augmentation de la teneur en eau générale du sol.

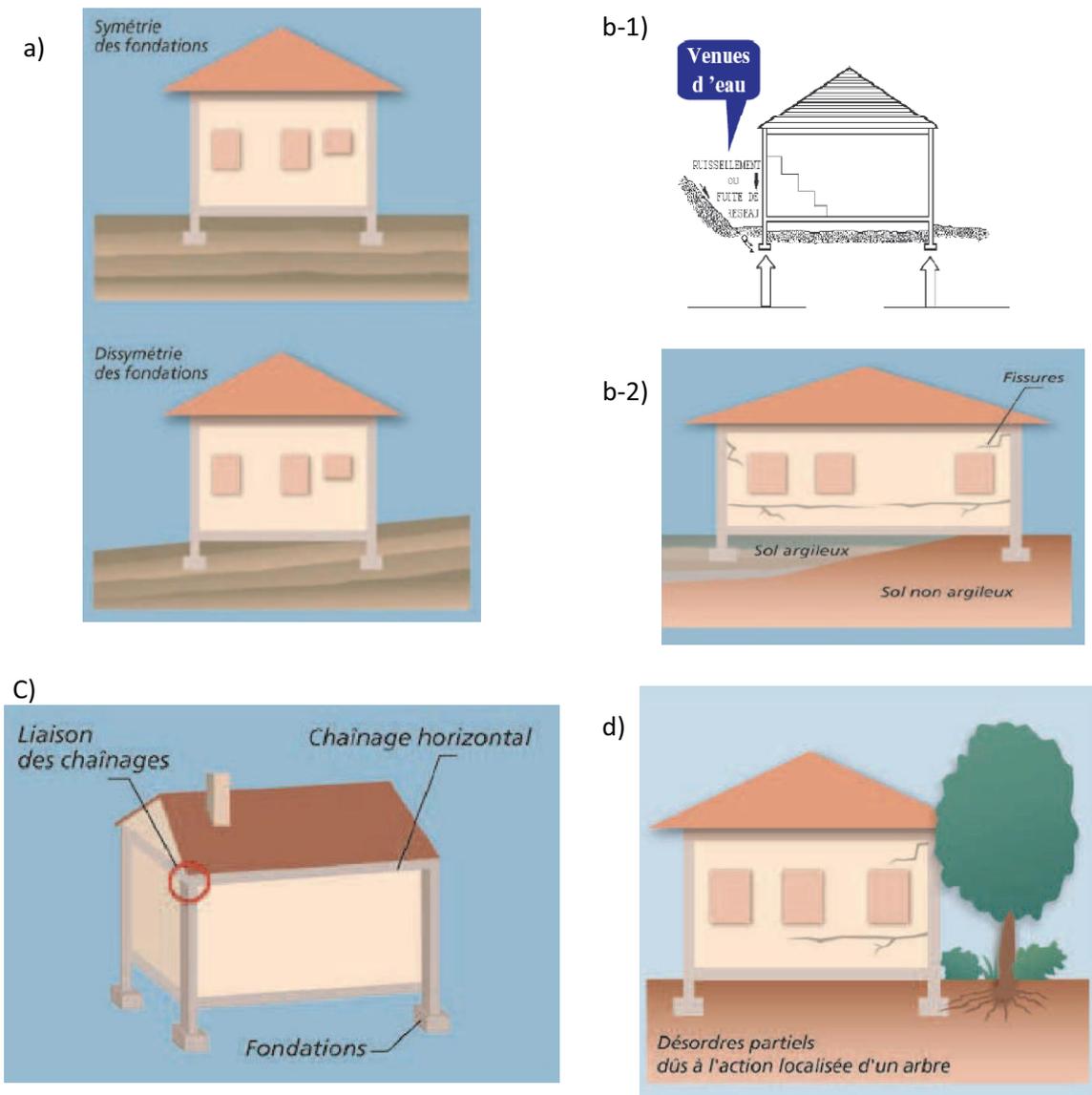


Figure A.1. Facteurs intervenant dans le phénomène de retrait, a- géomorphologie, b-1 et b-2 la nature du sol, c- les défauts de construction, d- la végétation, (ministère d'écologie 2007 ; ministère d'environnement 1993 ; AQC 2004 ; CEBTP 1991)

A.2. Manifestation des désordres

Les désordres aux constructions pendant une sécheresse intense sont dus aux tassements différentiels du sol de fondation, pouvant atteindre plusieurs centimètres. Ils résultent des fortes différences de teneur en eau au droit des façades (zone de transition entre le sol exposé à l'évaporation et celui qui en est protégé) et, le cas échéant, de la végétation proche. L'hétérogénéité des mouvements entre deux points de la structure va conduire à une

déformation pouvant entraîner fissuration, voire rupture de la structure. La réponse du bâtiment sera fonction de ses possibilités de déformation. On peut en effet imaginer :

- ◆ Une structure souple et très déformable, pouvant « suivre » sans dommage les mouvements du sol ;

- ◆ Une structure parfaitement rigide (horizontalement et verticalement) pouvant résister sans dommage aux mouvements du sol du fait d'une nouvelle répartition des efforts.

Cependant, dans la majorité des cas, la structure ne peut accepter les distorsions générées. Les constructions les plus vulnérables sont les maisons individuelles, notamment en raison :

- de leur structure légère et souvent peu rigide, et de leurs fondations souvent superficielles par rapport aux immeubles collectifs ;

- de l'absence, très souvent, d'une étude géotechnique préalable permettant d'adapter le projet au contexte géologique.

La « construction-sinistrée type » est ainsi une habitation individuelle de plain-pied (l'existence d'un sous-sol impliquant des fondations assez largement enterrées, à une profondeur où les terrains sont moins sujets à la dessiccation), reposant sur des fondations inadaptées et avec présence d'arbres à proximité.

Que ce soit un gonflement ou un tassement, la déformation du sol de fondation, principalement en fonction de la rigidité de la structure portée, peut prendre deux aspects (Mouroux 1988) : déformation par flexion ou déformation par cisaillement.

Dans le premier cas (flexion), tout comme une poutre sur deux appuis, une face va être comprimée et l'autre face sera tendue et parcourue en conséquence de fissures de traction subverticales, alors que dans le second cas (cisaillement) les fissures vont être générales dans toute la section de la poutre et orientée à 45°. Quelques exemples qui illustrent la forme et les directions des fissures sont présentés dans la Figure A.2.

Dans la majorité des cas de bâtiments courants (murs en maçonnerie porteurs ou de remplissage, murs en béton non armé, poutres ou poteaux en béton armé) la structure ne peut accepter sans désordre les mouvements différentiels des sols de fondation et les flexions parasites, que jusqu'à un certain seuil : distorsion en général de l'ordre de 1/500 à 1/1000. Le

Tableau A.1 montre la relation qui existe entre les mouvements unitaires et les désordres constatés.

Tableau A.1. Relation entre les mouvements différentiels unitaires et désordres constatés Source Mouroux P., Margron P. et Pinte J.C. édit. BRGM 1988

Valeur du mouvement différentiel unitaire	Désordres constatés
1/1000	Fissuration des plâtres.
1/600	Seuil de fissuration dans les structures constituées de cadre béton armé avec entretoise (structures hyperstatiques de types portiques).
1/500	Limite pour les bâtiments où une fissuration n'est pas admissible
1/300	Limite à partir de laquelle il faut s'attendre à une fissuration des murs porteurs sur semelles filantes (semelles continues sous les murs).
1/250	Fissuration des murs porteurs sur semelles continues, les poutres entre les poteaux qui reposent sur semelles isolées commencent à perdre leur portance.
1/150	Fissuration importante dans les murs porteurs et dans les murs de remplissage en briques entre poteaux. Les poutres entre poteaux perdent une grande part de leur portance. Les structures hyperstatiques se sont souvent rompues. Limite à partir de laquelle les dommages de structure deviennent très grave et peuvent parfois conduire à l'instabilité générale du bâtiment par rupture ou déboîtement de ses éléments porteurs.

Dans une structure réelle, on trouvera à la fois des fissures de cisaillement et de traction par flexion selon les points faibles de bâtiment et selon l'évolution des mouvements. Ces fissures passeront par les points faibles du bâtiment, c'est-à-dire les angles des ouvertures telles que les portes et les fenêtres (d'après Mouroux 1988). Dans le cas d'un bâtiment soumis à l'assèchement du sol par l'extérieur, il se produit un abaissement des fondations qui peut

être localisé sous un angle, ou concerner toute une façade, ou bien un trottoir ou une terrasse ou encore un mur extérieur lié au corps du bâtiment.

-les désordres au gros-œuvre

- **Fissuration des structures** (enterrées ou aériennes).

Cette fissuration (lorsque les fissures atteignent une largeur de 30 mm à 40 mm, on parle de lézardes), souvent oblique car elle suit les discontinuités des éléments de maçonnerie, peut également être verticale ou horizontale. Plusieurs orientations sont souvent présentes en même temps. Cette fissuration passe quasi-systématiquement par les points faibles que constituent les ouvertures (où que celles-ci soient situées - murs, cloisons, planchers, plafonds).

- **Déversement des structures** (affectant des parties du bâti fondées à des cotes différentes) ou **décollement de bâtiments annexes accolés** (garages,...).

-**Désencastrement** des éléments de charpente ou de chaînage.

- **Décollement, fissuration de dallages** et de cloisons.

-Les désordres au second-œuvre

- **Distorsion des ouvertures**, perturbant le fonctionnement des portes et fenêtres.

- **Décollement des éléments composites** (enduits et placages de revêtement sur les murs, carrelages sur dallages ou planchers, etc.).

- Étirement, mise en compression, voire rupture **de tuyauteries ou canalisations** enterrées (réseaux humides, chauffage central, gouttières, etc.).

-Les désordres sur les aménagements extérieurs

- **Décollement et affaissement des terrasses**, trottoirs et escaliers extérieurs.

- **Décollement, fissuration des dalles**, carrelage des terrasses et trottoirs extérieurs.

Dans le littérature on trouve beaucoup d'exemples sur l'influence le phénomène gonflement –retrait sur les structure, ces études montrent les mesures in site des déformations de sol et des endommagent des structures .On peut citer le travail de Noe (2003) sur une

école à Denver (USA), l'étude de Nusier et al. (2002) sur un site a Irbid (Jordanie) et l'étude de Malley et al. (2000) sur la présence des arbres au voisinage des chaussées en Australie.

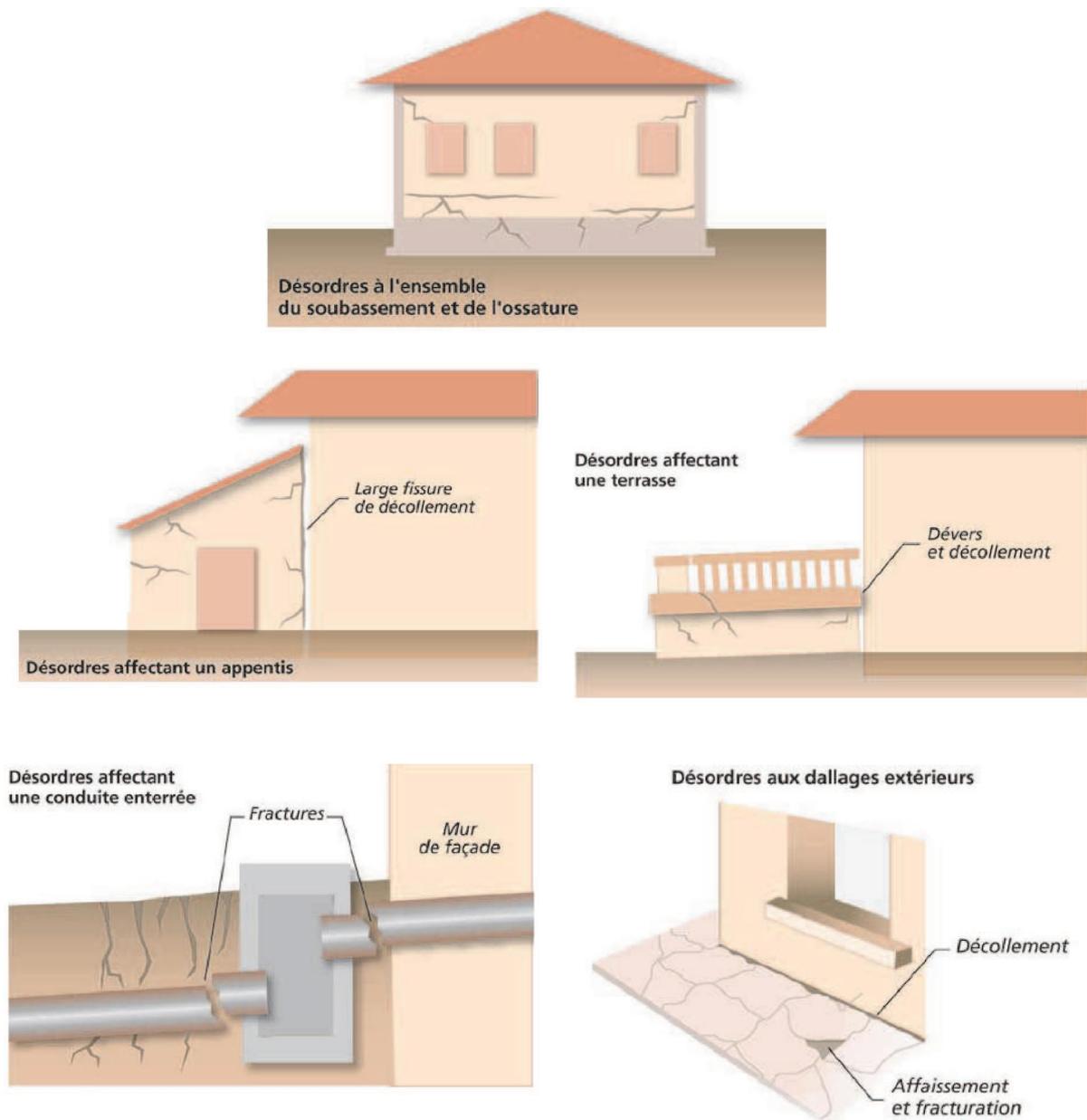


Figure A.2. Les désordres aux constructions, (ministère d'écologie 2007 ; ministère d'environnement 1993 ; AQC 2004 ; CEBTP 1991)

Réparation

(Cette partie est extrait du rapport de : ministère d'écologie 2007 ; ministère d'environnement 1993 ; Vincent et al 2006 ; AQC 2004 ; CEBTP 1991 ; Département of the army USA 1983 ; Davaid 2001). Après que les données techniques soient collectées et analysées, il faut proposer les solutions les plus adaptées aux cas à résoudre avec les prises de risques nécessaires qui peuvent en découler.

Adaptation des Fondations

Les fondations doivent respecter certains principes :

- adopter une profondeur d'ancrage suffisante,
- éviter toute dissymétrie dans la profondeur d'ancrage ;
- préférer les fondations continues et armées, bétonnées à pleine fouille sur toute leur

hauteur.

- La profondeur des fondations doit tenir compte de la capacité de retrait du sous-sol. Seule une étude géotechnique spécifique est en mesure de déterminer précisément cette capacité. À titre indicatif, on considère que cette profondeur d'ancrage (si les autres prescriptions – chaînage, trottoir périphérique, etc. – sont mises en œuvre), qui doit être au moins égale à celle imposée par la mise hors gel, doit atteindre au minimum 0,80 m en zone d'aléa faible à moyen et 1,20 m en zone d'aléa fort. Une prédisposition marquée du site peut nécessiter un niveau d'assise plus profond. Un radier généralisé, conçu et réalisé dans les règles de l'art, peut constituer une bonne alternative à un approfondissement des fondations. - Les fondations doivent être ancrées de manière homogène sur tout le pourtour du bâtiment ou à sous-sol hétérogène. Sur des terrains en pente, la nécessité d'homogénéité de l'ancrage peut conduire à la réalisation de redans. Lorsque le bâtiment est installé sur une plate-forme déblai/remblai ou déblai, il est conseillé de descendre les fondations « aval » à une profondeur supérieure à celle des fondations « amont » (Figure A.3a).

Rigidification de La Structure du Bâtiment

La rigidifiassions de la structure du bâtiment nécessite la mise en œuvre de chaînages horizontaux (haut et bas) et verticaux (poteaux d'angle) pour les murs porteurs liaisonnés. «Les murs en maçonnerie porteuse et les murs en maçonnerie de remplissage doivent être ceinturés à chaque étage, au niveau des planchers, ainsi qu'en couronnement, par un chaînage

horizontal en béton armé, continu, fermé ; ce chaînage ceinture les façades et les relie au droit de chaque refend ». La liaison entre chaînages horizontaux et verticaux doit faire l'objet d'une attention particulière : ancrage des armatures par retour d'équerre, recouvrement des armatures assurant une continuité. Les armatures des divers chaînages doivent faire l'objet de liaisons efficaces (recouvrement, ancrage, etc.), notamment dans les angles du bâtiment (Figure A.3b).

Réalisation d'une Ceinture Etanche Autour du Bâtiment

Le dispositif proposé consiste à entourer le bâti d'un système étanche le plus large possible (minimum 1,50 m), protégeant ainsi sa périphérie immédiate de l'évaporation et éloignant du pied des façades les eaux de ruissellement. L'étanchéité pourra être assurée, soit:

- par la réalisation d'un trottoir périphérique (selon les possibilités en fonction de l'implantation du bâtiment et de la mitoyenneté), en béton ou tout autre matériau présentant une étanchéité suffisante ;

- par la mise en place sous la terre végétale d'une géomembrane enterrée, dans les cas notamment où un revêtement superficiel étanche n'est pas réalisable (en particulier dans les terrains en pente). La géomembrane doit être raccordée aux façades par un système de couvre-joint, et être protégée par une couche de forme sur laquelle peut être mis en œuvre un revêtement adapté à l'environnement (pavés, etc). Une légère pente doit être donnée au dispositif, de façon à éloigner les eaux du bâtiment, l'idéal étant que ces eaux soient reprises par un réseau d'évacuation étanche. Pour être pleinement efficace, le dispositif d'étanchéité doit être mis en œuvre sur la totalité du pourtour de la construction. Une difficulté peut se poser lorsque l'une des façades est située en limite de propriété (nécessitant un accord avec le propriétaire mitoyen). Le non-respect de ce principe est de nature à favoriser les désordres.

Eloignement de La Végétation du Bâti

La technique consiste à abattre les arbres isolés situés à une distance inférieure à une fois leur hauteur à maturité par rapport à l'emprise de la construction (une fois et demi dans le cas de rideaux d'arbres ou d'arbustes). Un élagage régulier et sévère, permettant de minimiser la capacité d'évaporation des arbres et donc de réduire significativement leurs prélèvements en eau dans le sol, peut constituer une alternative à l'abattage. Attention, l'abattage des arbres est néanmoins également susceptible de générer un gonflement du fait

d'une augmentation de la teneur en eau des sols qui va en résulter ; il est donc préférable de privilégier un élagage régulier de la végétation concernée. L'abattage des arbres situés à faible distance de la construction ne constitue une mesure efficace que si leurs racines n'ont pas atteint le sol sous les fondations. Dans le cas contraire, un risque de soulèvement n'est pas à exclure. Si aucune action d'éloignement de la végétation (ou l'absence d'un écran anti-racines) n'est mise en œuvre ceci pourra être compensé par l'apport d'eau en quantité suffisante aux arbres concernés par arrosage. Mais cette action sera imparfaite, notamment par le fait qu'elle pourrait provoquer un ramollissement du sol d'assise du bâtiment (Figure A.3c).

Réalisation d'un Dispositif de Drainage

Le dispositif consiste en un réseau de drains (ou tranchées drainantes) ceinturant la construction ou, dans les terrains en pente, disposés en amont de celle-ci. Les volumes collectés sont dirigés aussi loin que possible de l'habitation. Le réseau est constitué de tranchées remplies d'éléments grossiers (protégés du terrain par un géotextile), avec en fond de fouille une canalisation de collecte et d'évacuation (de type « drain routier ») répondant à une exigence de résistance à l'écrasement. Idéalement, les tranchées descendent à une profondeur supérieure à celle des fondations de la construction, et sont disposées à une distance minimale de 2 m du bâtiment. Ces précautions sont nécessaires afin d'éviter tout impact du drainage sur les fondations. Les règles de réalisation des drains sont données par le DTU 20.1. En fonction des caractéristiques du terrain, la nécessité de descendre les drains au-delà du niveau de fondation de la construction peut se heurter à l'impossibilité d'évacuer gravitairement les eaux collectées. La mise en place d'une pompe de relevage peut permettre de lever cet obstacle (Figure A.3d).

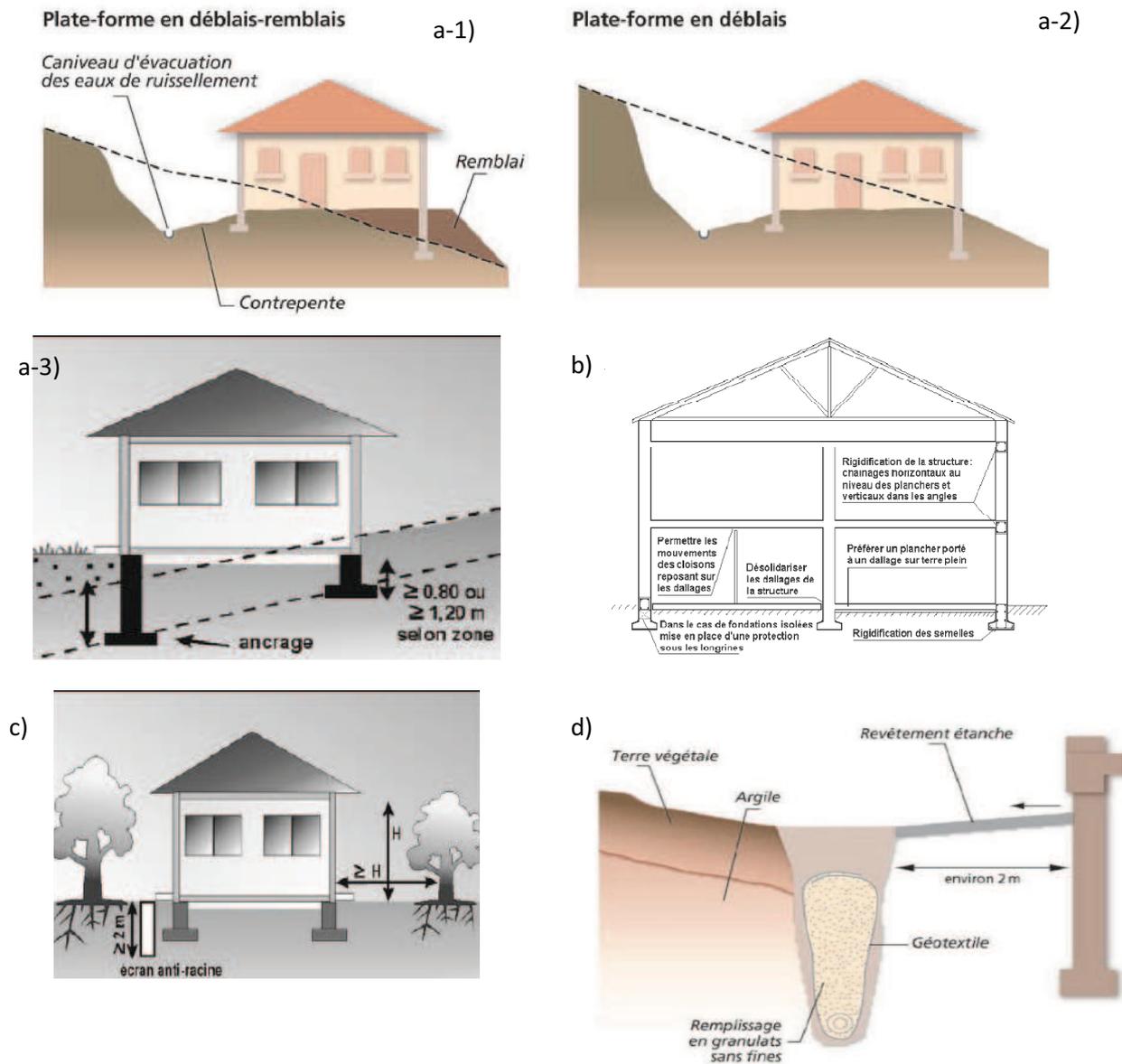


Figure A.3 (a – d) : Réparation de la structure envisageable (ministère d'écologie 2007 ; ministère d'environnement 1993 ; Vincent et al 2006 ; AQC 2004 ; CEBTP 1991 ; Zerhouni 2007)