

Modélisation numérique du comportement d'un sol gonflant chargé soumis à des variations hydriques

M. MRAD, A. ABDALLAH,
F. MASROURI

Laboratoire Environnement
Géomécanique et Ouvrages
Nancy-Université
Rue du Doyen Marcel Rou-
bault
BP 40
54501 Vandœuvre-lès-
Nancy Cedex

Mohamad.Mrad@ensg.inpl-
nancy.fr
Adel.Abdallah@ensg.inpl-
nancy.fr
Farimah.Masrouri@ensg.
inpl-nancy.fr

Résumé

Les phénomènes de retrait-gonflement des sols argileux se manifestent par des désordres affectant principalement des maisons individuelles souvent peu rigides et fondées superficiellement. En effet, l'alternance des périodes de sécheresse et de précipitation entraîne des modifications de l'état hydrique du sol se traduisant par des déplacements des fondations superficielles. Cette alternance de retrait et de gonflement peut provoquer des dégâts dans les bâtis sous forme de fissures, voire entraîner la rupture partielle ou totale de l'ouvrage, lorsqu'ils ne sont pas pris en compte dans les projets. Dans cet article, le modèle élastoplastique BExM (Barcelona Expansive Model), pour les sols gonflants non saturés implanté dans le code de calcul aux éléments finis Code_Bright, est utilisé pour l'étude du comportement hydromécanique d'un sol gonflant chargé par une semelle filante. L'objectif de cette étude est d'analyser l'influence des sollicitations hydriques dues à la variation des conditions climatiques (précipitation et évaporation) sur les déplacements du massif de sol argileux, et d'étudier l'influence d'une géomembrane posée dans le sol afin de retarder les transferts hydriques et les phénomènes de retrait-gonflement. Les résultats obtenus montrent que le modèle est capable de prédire qualitativement les déplacements du massif de sol pendant les différentes sollicitations hydriques.

Mots-clés : sol gonflant non saturé, couplage hydromécanique, modélisation numérique, éléments finis, fondation superficielle, géomembrane, modèle BExM.

Numerical modelling of a loaded swelling soil behaviour under hydraulic variations

Abstract

One of the primary causes of shallow foundation problems in many regions is the highly expansive nature of the clayey soil on which the buildings rest. The clay expands or contracts as its moisture content changes with the variation of the climatic conditions. Indeed, the alternation of rainfall and drought periods involves modifications of the soil hydric state resulting in displacements. When not taken into account in the project design this alternation of shrinkage and swelling can damage buildings by inducing cracks and partial or total failure of the structure. In this paper, the elastoplastic model BExM (Barcelona Expansive Model) for swelling unsaturated soils implemented in the finite-element program Code_Bright is used for the study of the hydromechanical behaviour of a swelling soil loaded by a strip foundation. The objective of this study is to analyze the effects of hydric solicitations due to variations of the climatic conditions (precipitation and evaporation) on the displacements of the clayey soil and to study the effect of a geomembrane protection posed in the soil in order to delay the hydraulic transfer and the shrinkage-swelling of the soil.

NDLR : Les discussions sur cet article sont acceptées jusqu'au 30 avril 2008.

The obtained results show that the numerical model is able to qualitatively predict the soil displacements during various hydric solicitations.

Key words: unsaturated swelling soil; hydromechanical coupling; Finite-Element method; shallow foundation; geomembrane; BExM model.

Introduction

Certains sols argileux présentent des variations de volume importantes liées à la variation de leur teneur en eau en fonction des conditions climatiques. Ces variations de volume sont à l'origine de nombreux désordres tant pour les constructions en surface (fondations superficielles, ouvrages de soutènement, remblais, barrages en terre, ...) notamment quand elles provoquent des déformations différentielles, que pour les ouvrages enterrés (tunnels, canalisations, fondations profondes...). Les exemples de désordres liés à la présence d'argiles gonflantes sont nombreux et variés (Chen, 1975 ; Philipponat, 1991 ; Vandangeon, 1992 ; Derriche *et al.*, 1999 ; Hachichi et Fleureau, 1999 ; etc.). En France, depuis les sécheresses des années 1989-1991, 1997-1998 et 2003, qui ont affecté notamment des constructions fondées superficiellement, les conséquences du retrait-gonflement des sols argileux sur ce type de structure est un objet de préoccupation.

Plusieurs modèles élastoplastiques ont été développés pour décrire le comportement des sols non saturés (Alonso *et al.*, 1987 ; Karube *et al.*, 1989 ; Kohgo *et al.*, 1991 ; Gallipoli *et al.*, 2003 ; Wheeler *et al.*, 2003...). Ces modèles sont capables de reproduire les principaux traits de comportement hydromécanique caractéristiques des sols non saturés. Alonso *et al.* (1987, 1990) ont proposé un modèle élastoplastique pour les sols non saturés non gonflants, nommé *BBM* (*Barcelona Basic Model*). Ce modèle est une extension du modèle de Cam-Clay modifié (Roscoe *et al.*, 1968) dans le domaine des succions non nulles. Il considère que l'état des contraintes des sols non saturés est défini par deux variables indépendantes : la contrainte moyenne nette (p^*) égale à la différence entre la contrainte totale moyenne ($p = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$) et la pression de l'air (u_a), et la succion (s) définie comme la différence entre la pression de l'air et la pression de l'eau (u_w). Le modèle *BBM* est capable de décrire correctement : (i) l'effondrement ou le gonflement en fonction de la charge appliquée lors de l'humidification ; (ii) l'augmentation de la pression de préconsolidation apparente et de la cohésion du sol avec la succion ; (iii) la diminution de la compressibilité avec la succion ; (iv) les différentes irréversibilités rencontrées le long des chemins où la succion et la contrainte varient simultanément, et (v) l'indépendance du chemin de contrainte pour une variation monotone du degré de saturation.

En revanche, le modèle *BBM* ne tient pas compte de quelques aspects particuliers observés dans des sols gonflants comme : (i) l'apparition du gonflement irréversible lors de l'humidification du sol ; (ii) l'influence de l'état initial et du chemin de contrainte suivi sur le gonflement et les pressions de gonflement (Brackley, 1973 ; Justo *et al.*, 1984) ; (iii) l'accumulation des déformations de compression ou d'extension au cours des cycles hydriques (Pousada, 1984 ; Dif et Blumel, 1991),

et (iv) la dépendance de la réponse du sol du chemin de contrainte suivi même lors d'une variation monotone croissante du degré de saturation (Cuisinier, 2002).

Les modèles de comportement volumique des sols gonflants sont actuellement assez peu répandus du fait de leur complexité et de la difficulté des études expérimentales couplées tenant compte des effets de changement de succion et de contrainte. Le comportement des sols gonflants a été souvent décrit par des lois relativement simples et empiriques, qui relient la réponse du sol aux changements de la succion et aux contraintes appliquées. Il y a relativement peu de modèles qui intègrent tous les aspects principaux du comportement hydromécanique couplé de ces sols dans un cadre unifié. Robinet *et al.* (1998, 1999) et Baudet et Stallebrass (2004) ont proposé des modèles pour les sols gonflants saturés. Cui *et al.* (2002) ont présenté un modèle élastique non linéaire permettant de décrire le comportement des sols gonflants non saturés mais fortement compactés. Le modèle proposé par Gens et Alonso (1992) et Alonso *et al.* (1999) (*BExM : Barcelona Expansive Model*) peut être mentionné comme un modèle de référence pour décrire le comportement des sols gonflants non saturés. Ce modèle a été implanté dans *Code Bright* (Mrad, 2005), un code de calcul aux éléments finis développé par le département de géotechnique et géosciences de l'université polytechnique de Catalogne (Espagne) depuis 1996, pour l'analyse des problèmes couplés thermo-hydro-mécaniques dans des géomatériaux (Olivella *et al.*, 1996).

Cet article présente une application du modèle *BExM* au problème de retrait-gonflement des sols d'assise des fondations superficielles. Dans cette application, l'influence du processus de la saturation et de la désaturation sur le comportement hydromécanique d'un sol gonflant chargé par une semelle filante est étudiée. Une étude de l'influence d'une géomembrane posée dans le sol afin de retarder les transferts hydriques et les phénomènes de retrait-gonflement est également présentée.

Description du modèle *BExM*

Le modèle *BExM* considère une structure à deux échelles pour les sols gonflants, la microstructure qui correspond aux minéraux actifs de l'argile constituant les agrégats, et la macrostructure qui tient compte du reste de la structure du sol et de l'arrangement des agrégats. La microstructure est supposée saturée et présente un comportement réversible indépendant du comportement de la macrostructure, tandis que la macrostructure peut voir son degré de saturation varier. La microstructure est couplée à la macrostructure ; ce couplage se traduit par la possibilité d'apparition de déformations plastiques macrostructurales à partir des déformations microstructurales élastiques.

Le comportement de la macrostructure est défini par la courbe *LC* (*Loading Collapse*) qui traduit l'augmentation de la pression de préconsolidation apparente avec la succion (Figure 1a). Le comportement de la microstructure est considéré toujours réversible et ne dépend que de la contrainte effective classique [$p^* = (p^* + s)$]. Ceci permet de définir dans le plan ($p^* - s$) une ligne dite *NL* (*Neutral Line*) orientée à 45° par rapport aux axes et qui sépare la zone du gonflement microstructural de la zone de retrait microstructural (Figure 1a). Le couplage entre la microstructure et la macrostructure permet de définir de part et d'autre de la ligne neutre, deux nouvelles lignes notées *SI* (*Suction Increase*) et *SD* (*Suction Decrease*), qui délimitent la zone des déformations élastiques de la macrostructure en réponse à une sollicitation hydrique.

Ce modèle a été élaboré pour les états de contrainte isotrope et triaxial. Sous chargement isotrope, il utilise deux variables indépendantes : la contrainte moyenne nette (p^*) et la succion (s). Dans le cas triaxial, une troisième variable utilisée est la contrainte déviatorique q . La surface de charge dans ce cas est tridimensionnelle (Fig. 1b). Alonso *et al.* (1999) supposent que pour des valeurs constantes de la succion, elle se réduit à une ellipse (équation 1).

$$q^2 - M^2(p^* + p_s)(p_0(s) - p^*) = 0 \quad (1)$$

où M est la pente de la courbe d'état critique supposée indépendante de la succion et $p_s = k \cdot s$, avec k , un paramètre décrivant l'augmentation de la cohésion avec la succion et p_0 la pression de préconsolidation apparente pour une succion donnée s :

$$\frac{p_0}{p_c} = \left| \frac{p_0^*}{p_c} \right|^{\frac{\lambda(0)-s}{\lambda(s)-s}} \text{ avec } \lambda(s) = \lambda(0)[r + (1-r)\exp(-\beta s)] \quad (2)$$

où p_0^* est la pression de préconsolidation sous une succion nulle, p_c est une pression de référence, κ est le coefficient de compressibilité élastique, $\lambda(s)$ est le coefficient de compressibilité plastique à succion constante, r est un paramètre lié à la rigidité du sol et β un paramètre contrôlant le taux d'augmentation de la rigidité avec la succion. Les surfaces de charge *SI* et *SD* sont contrôlées par les deux variables d'écroûissage s_h et s_p .

Les lois d'écroûissage des surfaces de charge *SI*, *SD* et *LC* sont données par :

$$ds_0 = \frac{(1 + e_m)(p^* + s)(de_{vSI}^p + de_{vSD}^p)}{\kappa_m f} = ds_h \quad \text{et} \\ \frac{dp_0^*}{p_0^*} = \frac{(1 + e_m)}{\lambda(0) - \kappa} (de_{vSI}^p + de_{vSD}^p + de_{vLC}^p) \quad (3)$$

où de_{vSI}^p , de_{vSD}^p et de_{vLC}^p sont les déformations volumiques plastiques dues à l'activation respectivement de *SI*, *SD* et *LC* ; e_m et e_M sont respectivement les indices des vides microstructural et macrostructural, κ_m est l'indice de compressibilité de la microstructure et f une fonction du couplage micro-macrostructurale (Alonso *et al.*, 1999 ; Alonso *et al.*, 2001 et Lloret *et al.*, 2003).

3

Implantation et validation

Le modèle *BExM* a été implanté dans le code de calcul aux éléments finis *Code_Bright* (Mrad, 2005). Un algorithme explicite raffiné combiné avec une technique de progression automatique avec contrôle des erreurs a été utilisé pour l'intégration numérique de la relation élastoplastique contrainte-déformation. Cet algorithme est inspiré de celui proposé par Sloan (1987), avec l'extension aux conditions non saturées. Le modèle implanté a été vérifié à l'aide de la simulation des essais œdométriques à succion contrôlée réalisés par Cuisinier (2002) sur un mélange compacté de 60 % de bentonite et de 40 % de limon, par Lloret *et al.* (2003) sur une bentonite contenant plus de 90 % de montmorillonite, et par Romero (1999) sur l'argile de Boom. Ces essais comprennent une combinaison de chemins de chargement à succion constante et de chemins de séchage/humidification à charge constante. Les comparaisons entre les simulations numériques et les mesures expérimentales ont montré que le modèle numérique est en mesure de reproduire quantitativement de façon acceptable les phénomènes caractéristiques du comportement des sols gonflants non saturés

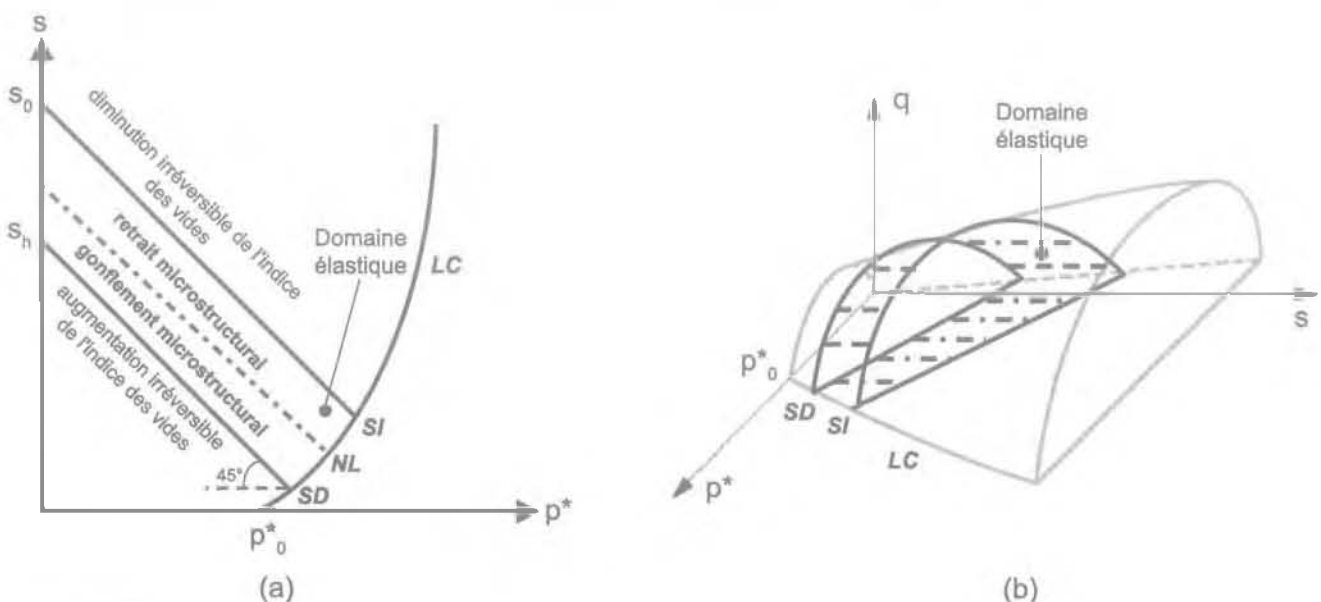


Fig. 1 Surfaces de charges dans le modèle *BExM* : (a) dans le plan [p^*, s] ; (b) dans l'espace [p^*, q, s] (Alonso *et al.*, 1999). *BExM* yield loci: (a) in (p^*, s) plane; (b) in (p^*, q, s) space (Alonso *et al.*, 1999).

Application du *BExM* à un sol gonflant chargé

Dans ce qui suit, sont étudiés les déplacements verticaux d'un sol gonflant chargé par une semelle filante en béton et exposé à des variations de conditions climatiques. Le choix de la modélisation d'un tel type de fondation a été basé sur l'analyse statistique d'un grand nombre de sinistres dus au phénomène de retrait-gonflement réalisée par le CEBTP-Solen dans le cadre du projet Retrait-Gonflement – RGC&U (Vincent et al., 2006). Cette analyse montre que les principaux bâtis gravement endommagés par les phénomènes de retrait-gonflement sont des maisons individuelles, dont les fondations sont dans la grande majorité des cas (95 %) des semelles filantes. Dans 87 % des cas de sinistre, le niveau d'assise des fondations est inférieur à 1,20 m de profondeur par rapport à la surface.

Les modélisations numériques ont été réalisées en utilisant le *Code_Bright* où le modèle *BExM*, servant à décrire le comportement du sol gonflant, a été implémenté.

4.1

Caractéristiques de la fondation

La fondation est posée à 60 cm de profondeur dans le sol gonflant (Fig. 2). Le béton de la semelle suit un comportement de type élastique linéaire. Une

contrainte verticale de 300 kPa est appliquée à sa base. Ses propriétés mécaniques et hydrauliques sont rassemblées dans le tableau I (Burlion et al., 2005).

4.2

Caractéristiques du massif de sol

La fondation superficielle repose sur une couche limitée à 1,6 m d'épaisseur d'argile gonflante homogène (Fig. 2) et un sol non gonflant qui a un comportement de type élastique linéaire. Cette argile a les caractéristiques d'un mélange limon-bentonite compacté (Cuisinier, 2002 ; Cuisinier et Masrouri, 2004). Son comportement élastoplastique est représenté par le modèle *BExM* dont les paramètres ont été déterminés à partir d'essais réalisés au laboratoire (Mrad, 2005) (tableaux I et II).

Ce sol argileux possède une perméabilité à la saturation de 5×10^{-9} m/s. Les paramètres de la courbe de rétention ont été déterminés par ajustement de la courbe expérimentale de Cuisinier (2002) par le modèle de van Genuchten (1980) (Fig. 3 et tableau I).

La prise en compte de la fouille creusée pour réaliser la fondation a été introduite dans le modèle par la considération d'une zone à plus grande perméabilité, située au-dessus de la fondation : « remblai ». Le comportement hydrique de ce remblai plus perméable que le sol environnant influence les résultats de la modélisation (Fig. 3 et tableau I). Son comportement mécanique est supposé régi par le modèle *BExM* dont les paramètres sont identiques à ceux de l'argile gonflante (tableau II).

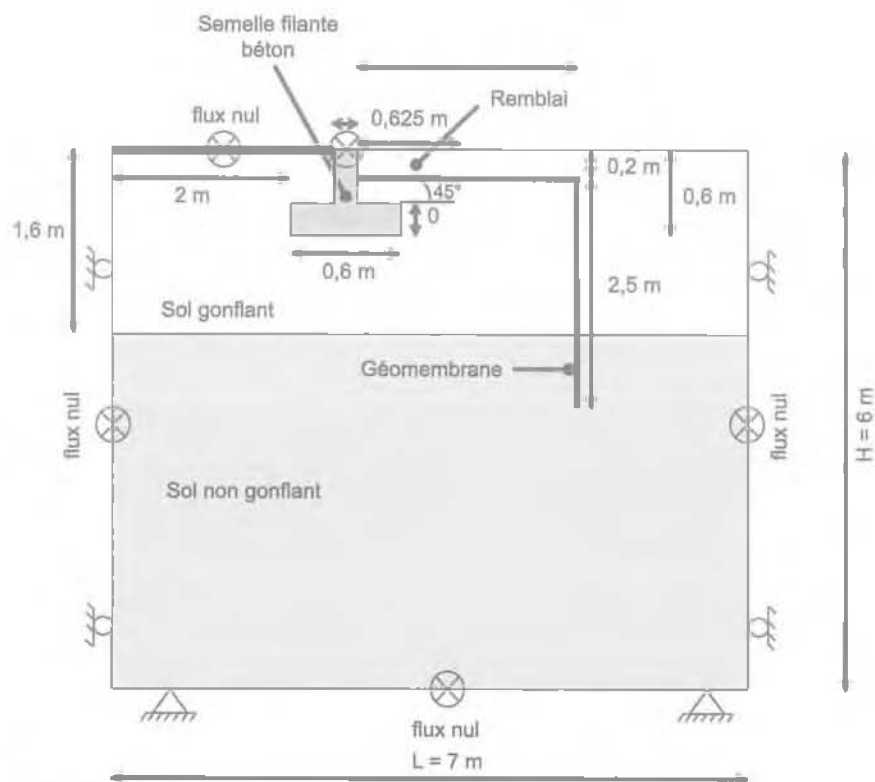


Fig. 2 Géométrie et conditions aux limites du modèle.
Geometry and boundary conditions of the model.

TABEAU II Paramètres caractérisant les matériaux du modèle.
Parameters characterizing materials of the model.

Matériau	Béton de la fondation (Burillon <i>et al.</i> , 2005)	Argile gonflante : mélange limon-ben- tonite (Cuisinier, 2002)	Remblai	Sol non gonflant
Type de comportement	élastique linéaire $E = 27\,000\text{ MPa}$ $\nu = 0,2$	élastoplastique : <i>BExM</i> (voir tableau II)	élastoplastique : <i>BExM</i> (voir tableau II)	élastique linéaire $E = 6\text{ MPa}$ $\nu = 0,2$
Poids volumique des grains solides γ_s	$26,5\text{ kN/m}^3$	$26,7\text{ kN/m}^3$	$26,7\text{ kN/m}^3$	$26,7\text{ kN/m}^3$
Perméabilité à l'état saturé k_s	10^{-12} m/s	$5 \times 10^{-8}\text{ m/s}$	$5 \times 10^{-7}\text{ m/s}$	$5 \times 10^{-8}\text{ m/s}$
Courbe de rétention (van Genuchten, 1980) $S_e = \frac{S_r - S_{r(\text{rest})}}{S_{r(\text{sat})} - S_{r(\text{rest})}} = [1 + (\alpha s)^n]^{-m}$	$0,0235\text{ MPa}^{-1}$	$1,5\text{ MPa}^{-1}$	5 MPa^{-1}	$1,5\text{ MPa}^{-1}$
α	2,105	1,34	1,44	1,34
n	0,525	0,254	0,306	0,254
$m = 1-1/n$	1	1	1	1
$S_{r(\text{rest})}$	0	0,05	0,02	0,05
$S_{r(\text{sat})}$	1	1	1	1
Courbe de la conductivité hydraulique (Mualem, 1976 ; van Genuchten, 1980) $k = k_s \sqrt{S_e} [1 - (1 - S_e^{1/n})^m]^2$				
m	0,17	0,254	0,306	0,254
$S_{r(\text{rest})}$	0	0,05	0,02	0,05
$S_{r(\text{sat})}$	1	1	1	1

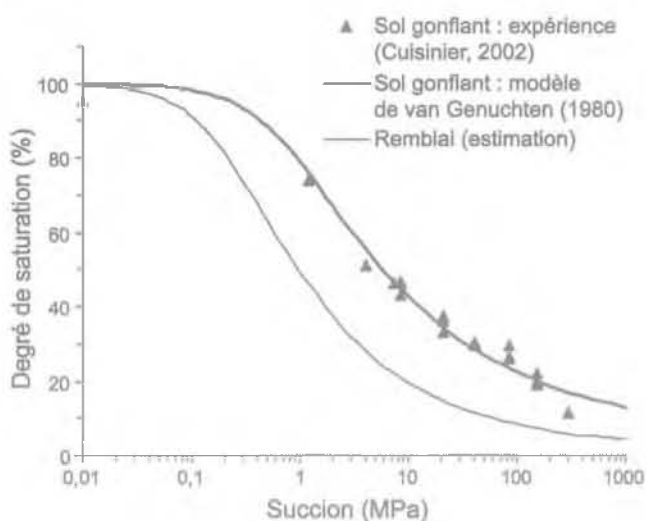


Fig. 3 Courbes de rétention du sol argileux et du remblai.
Soil water retention curves of the silt-bentonite mixture and the backfill.

4.3

Influence de la mise en place d'une géomembrane

Pour limiter l'évaporation, il est recommandé de mettre en place une géomembrane en périphérie de la fondation (Vincent *et al.*, 2006). Une deuxième modélisation a donc été effectuée en considérant une couche de géomembrane posée dans le sol à 20 cm de la surface, qui s'étend à une distance de 2,5 m et qui pénètre dans le sol jusqu'à 2,5 m de profondeur. Cette géomembrane a une épaisseur de 4 mm et un coefficient de perméabilité de 10^{-14} m/s (Bordes, 1995).

4.4

Le modèle et les conditions initiales et aux limites

La fondation est modélisée en déformation plane. L'imperméabilisation du côté intérieur du bâtiment dû à l'existence du plancher a été prise en compte. Le massif de sol a été discrétisé dans son intégralité par des éléments finis rectangulaires isoparamétriques à 4 nœuds. Le même type d'élément a été adopté pour le maillage de la fondation, afin d'assurer un assemblage correct. Le maillage est constitué en totalité de 1 436 éléments et 1 508 nœuds.

Les conditions initiales du modèle sont définies dans le tableau III et les conditions aux limites sont représentées sur la figure 2.

4.5

Phasage de calcul

Pour cette étude, les conditions climatiques correspondant aux données météorologiques issues des mesures effectuées entre 1998 et 1999 sur un terrain situé à Rambouillet, France (Beauchamp, 2006) ont été considérées (tableau IV). Elles montrent que la période entre novembre et février est caractérisée par de fortes précipitations. Tandis que, les résultats du bilan hydrique pour les autres mois correspondent à une période de sécheresse.

Pour le calcul, trois phases consécutives ont été considérées. Dans chaque phase hydrique, une condition simulant une précipitation ou une évaporation a été imposée à la surface du sol (tableau IV) :

– phase I (novembre-février). Pendant les quatre mois de précipitations, les valeurs de flux d'eau infiltré dépassent la perméabilité à la saturation, la capacité d'infiltration du sol est alors atteinte ; par conséquent,

TABIEAU II Paramètres du modèle BExM pour le mélange bentonite-limon et pour le remblai.
Parameters of the BExM model for the silt-bentonite mixture and the backfill.

Paramètres définissant la loi de comportement macrostructural			
κ	0,02	P_0^*	0,844 MPa
$\lambda(0)$	0,315	S_0	30 MPa
r	0,2777	S_n	14 MPa
β	$8,054 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$	k	0,09
κ_s	0,015	M	1,24
P_c	0,609 MPa		
Paramètres définissant la loi de comportement microstructural			
κ_m	0,011	e_m	0,25
Fonctions de couplage micro-macrostructurale			
$f_i = 0,5 + 9,9 \left(\frac{P^*}{P_0} \right)$		$f_n = 1 \times 10^{-3} + 2 \times 10^{-3} \left(1 - \frac{P^*}{P_0} \right)^{0,1}$	

pour simuler la précipitation une succion nulle à la surface de sol a été imposée ;

– phase II (mars). La modélisation de l'évaporation a été réalisée en imposant un flux d'eau négatifs de $1,37 \times 10^{-6} \text{ m/s}$ à la surface du sol ; à la fin de cette phase, une succion de 20 MPa est obtenue à la surface ;

– phase III (avril-octobre). Dans cette phase, l'imposition du flux en surface aboutit à des grandes valeurs de succion, ce qui entraîne des problèmes numériques de convergence. Il a donc été décidé d'appliquer la succion de 20 MPa obtenue dans la phase précédente à la surface de sol. Par ailleurs, cette valeur correspond à la succion au-delà de laquelle la désaturation du sol engendre une faible variation d'indice des vides (Cuisinier, 2002).

4.6

Résultats

Dans ce paragraphe, sont présentés les principaux résultats des modélisations et les comparaisons des deux cas avec et sans géomembrane.

4.6.1

Succions et degrés de saturation

Les figures 4a et 4b présentent les courbes d'évolution temporelle de la succion et du degré de saturation. Elles permettent de visualiser les phénomènes de transfert hydrique pour différents points (A à D) dans le sol situés sous la base de la fondation à une profondeur de

TABIEAU III Conditions initiales du modèle (succion initiale = 20 MPa).
Initial Conditions of the model.

Matériau	Béton de la fondation	Argile gonflante (mélange limon-bentonite)	Remblai	Sol non gonflant
Porosité n	0,16	0,524	0,6	0,524
Indice des vides e	0,19	1,1	1,5	1,1
Poids volumique sec γ_s (kN/m ³)	22,3	12,7	10,7	12,7

TABIEAU IV Données météorologiques à Rambouillet, France (Beauchamp, 2006) et phasage de calcul.
Meteorological data in Rambouillet, France (Beauchamp, 2006) and calculation phases.

Mois	P (mm/mois)	ETP (mm/mois)	P - ETP (mm/mois)	P - ETP (m/s)	Conditions aux limites appliquées en surface
Novembre	53,4	9,2	44,2	$1,71 \times 10^{-9}$	Phase I : Succion = 0
Décembre	70,3	17,1	53,2	$1,99 \times 10^{-9}$	
Janvier	41,4	16,2	25,2	$9,41 \times 10^{-9}$	
Février	86,5	35,1	51,4	$2,12 \times 10^{-8}$	
Mars	14,1	50,9	-36,8	$-1,37 \times 10^{-6}$	Phase II : Flux d'eau évaporé = $-1,37 \times 10^{-6} \text{ m/s}$
Avril	64,3	80,9	-16,6	$-6,40 \times 10^{-9}$	Phase III : Succion = 20 MPa
Mai	9,1	120,6	-115,5	$-4,31 \times 10^{-8}$	
Juin	56,2	104,7	-48,5	$-1,87 \times 10^{-8}$	
Juillet	39,4	143,2	-103,8	$-3,88 \times 10^{-8}$	
Août	11,8	118,7	-106,9	$-3,99 \times 10^{-8}$	
Septembre	30,0	67,4	-37,4	$-1,44 \times 10^{-8}$	
Octobre	28,6	40,0	-11,4	$-4,26 \times 10^{-9}$	

P : précipitation ; ETP : évapotranspiration potentielle ; P - ETP : flux d'eau injecté ou évaporé.

65 cm, dans les cas avec (a) et sans (s) géomembrane. L'allure générale de l'évolution du degré de saturation est logiquement semblable à celle de la succion.

Dans le cas sans géomembrane, la phase d'humidification (phase I) entraîne une augmentation rapide des valeurs du degré de saturation qui décroissent progressivement avec le temps pendant les phases de séchage (phases II et III). Comme le plancher du bâtiment et la semelle en béton constituent des écrans contre l'écoulement, le sol sous-jacent s'humidifie moins vite que les autres points situés au même niveau mais à l'extérieur de la fondation. À la fin de la phase d'humidification, les valeurs de la succion sous le plancher (point A) sont supérieures à celles des autres points situés à l'extérieur de la fondation, le transfert hydrique vers le point A continue alors pendant les phases de séchage.

La mise en place de la géomembrane limite de manière considérable le phénomène d'humidification-séchage, plus particulièrement aux points A et C. Contrairement à ce que l'on a observé dans le cas sans géomembrane, le sol sous le centre de la fondation (point B) s'humidifie plus vite que le point C situé sous la géomembrane. Le transfert de l'eau pour le point B continue pendant le début des phases de séchage et ce jusqu'à 180 jours. Le comportement hydrique du point D, à l'extérieur de la géomembrane, est similaire dans les deux cas, avec et sans géomembrane.

4.6.2

Déplacements verticaux

La figure 5a présente la comparaison de l'évolution temporelle du déplacement vertical qui est considérablement influencée par la présence de la géomembrane. Le chargement mécanique a engendré un déplacement maximum de 35 mm pour le point B situé sous la semelle. Pendant la phase d'humidification, le sol gonfle progressivement avec le temps. À la fin de cette phase, la mise en place de la géomembrane réduit les gonflements du point D de 72,6 mm à 54 mm, du point C de 51 mm à 27,4 mm et du point B de 45 mm à 8,8 mm. Pour le point situé sous le bâtiment (point A), au lieu de gonflement de 17 mm, la présence de la géomembrane induit un tassement de 22,7 mm. Pour ce même point, le début de la phase d'humidification comporte une période où le sol tasse avant de gonfler.

Ce qui est dû à un gonflement plus important du sol se situant côté extérieur (droite) de la semelle qui engendre une rotation de la fondation rigide. Les phases de séchage produisent, un tassement à l'extrémité du modèle (point D) de 11 mm dans le cas sans géomembrane et de 6 mm dans le cas avec géomembrane et un tassement au point C de l'ordre de 6 mm dans les deux cas et une stabilisation du gonflement pour les autres points (points A et B). Ces résultats montrent que l'existence de la géomembrane diminue et retarde les variations de volume du massif de sol de manière importante.

4.6.3

Analyse des chemins de contraintes

La figure 6 montre les chemins de contrainte suivis au cours des phases de calcul dans le plan (p',s) pour le point B situé sous le centre de la fondation dans le cas du modèle *BExM*. La phase d'humidification provoque la plastification du sol, après 22 jours de précipitation dans le cas sans géomembrane, et après 88 jours de précipitation dans le cas avec géomembrane. En effet, cette phase d'humidification crée un dépassement de la courbe *SD* de sa position initiale SD_i vers sa position finale SD_f . Ce déplacement est couplé avec un mouvement de la courbe *LC* (LC_i vers LC_f) et de la courbe *SI* (SI_i vers SI_f). Les chemins de contrainte au cours des phases de séchage se développent donc dans la zone élastique. Ceci explique les faibles valeurs du tassement du sol pendant les phases de séchage pour le modèle *BExM* (Figure 5a).

4.6.4

Apport du modèle *BExM*

Afin de montrer l'apport du modèle utilisé (*BExM*), les mêmes calculs ont été effectués en supposant que le sol de la fondation est élastoplastique et représenté par le modèle *BBM* pour les sols non saturés (Fig. 5b). La comparaison de ces résultats montre que les déplacements en humidification et en retrait sont sous-estimés dans le cas du modèle *BBM* qui ne prend pas en compte le gonflement irréversible lors de l'humidification (i.e. surface de charge *SD*).

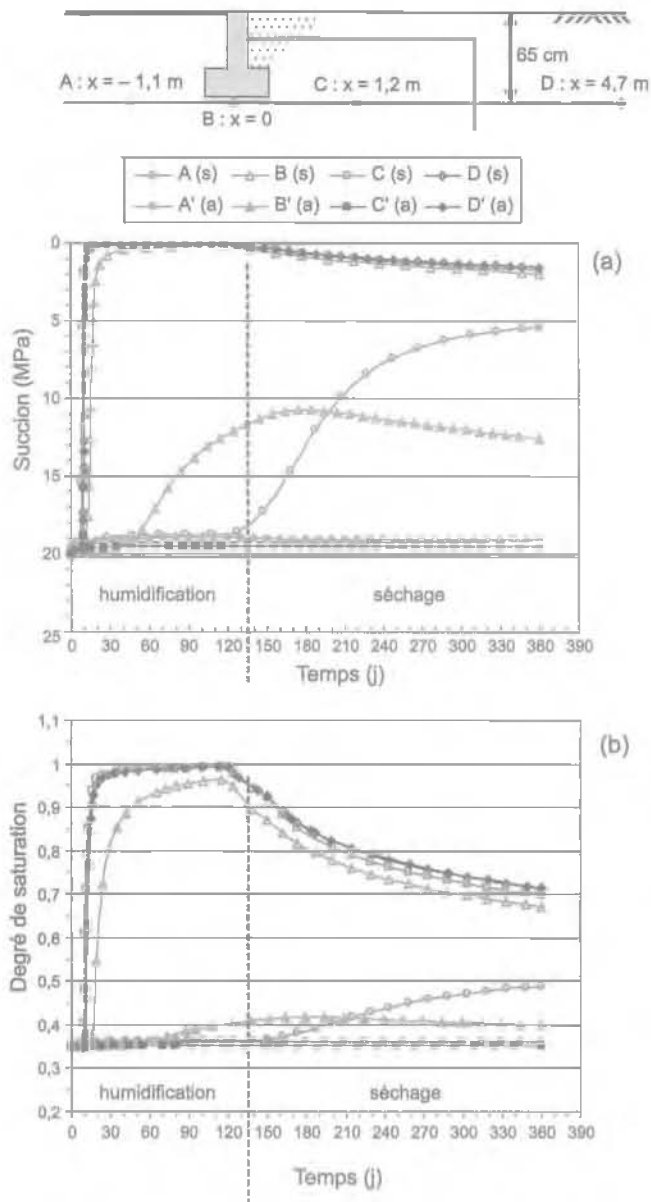


FIG. 4 Comparaison de l'évolution temporelle : a) de la succion ; et b) du degré de saturation, avec (a) et sans (s) géomembrane.
 a) Suction and (b) degree of saturation, versus time in the soil, with (a) and without (s) geomembrane protection.

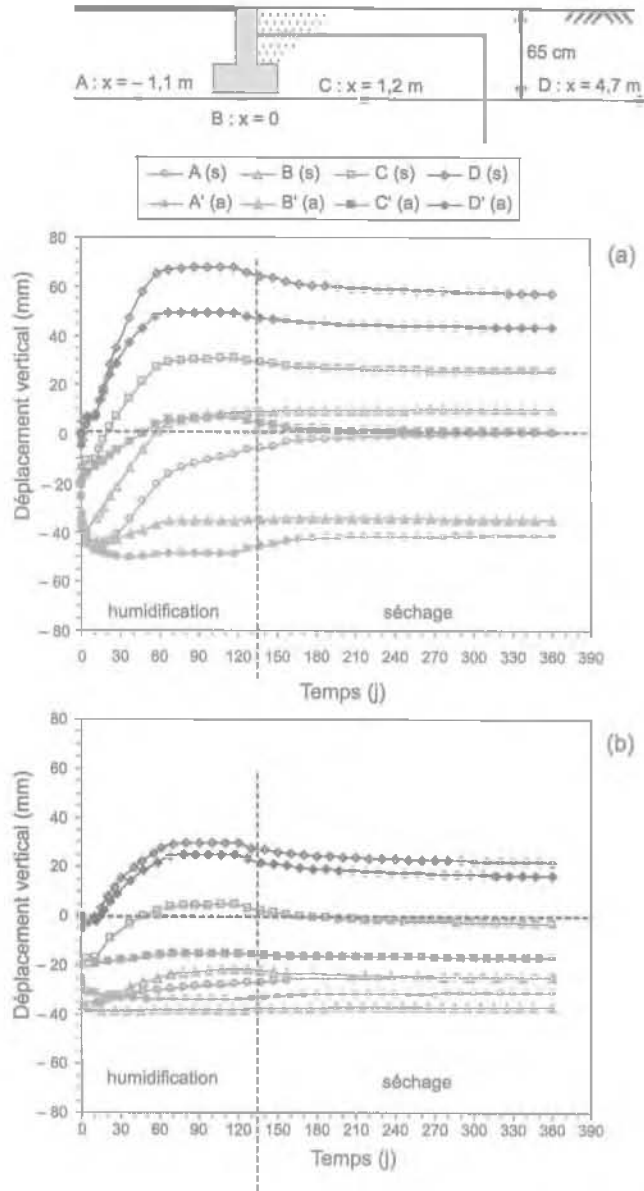


FIG. 5 Comparaison de l'évolution temporelle du déplacement vertical avec (a) et sans (s) géomembrane prédites par les : a) modèle BExM ; b) modèle BBM.
 Comparison of the vertical displacement with (a) and without (s) geomembrane protection predicted by the : a) BExM model ; b) BBM model.

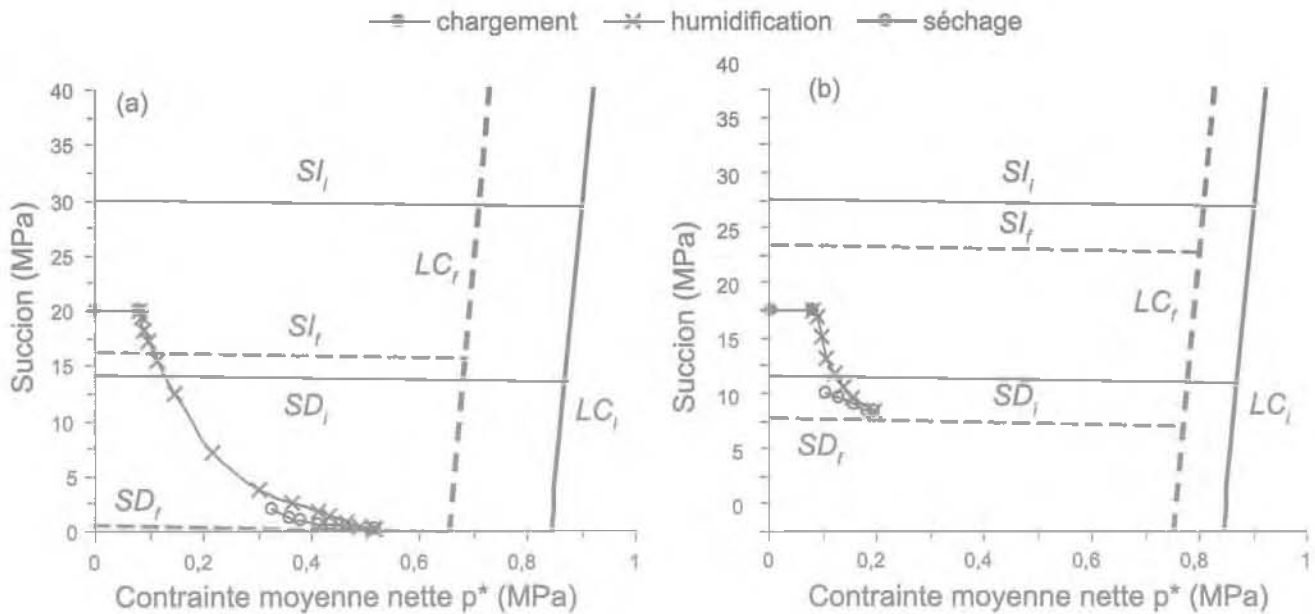


FIG. 6 Chemins de contrainte suivis par le centre de la fondation (point B) au cours des phases de calcul : a) sans géomembrane ; b) avec géomembrane.
Stress-paths on the soil under the centre of the foundation (point B): a) with geomembrane protection; b) without geomembrane protection.

5

Conclusion

Dans cet article, le modèle élastoplastique (*BExM*) a été présenté, il permet de décrire la plupart des phénomènes hydromécaniques qui ont été constatés expérimentalement dans le cas des sols gonflants non saturés.

Une application de ce modèle, implanté dans le *Code_Bright*, à la modélisation du problème de retrait-gonflement d'une couche d'argile gonflante chargée par une fondation superficielle a été présentée. Les résultats ont montré que le modèle est capable de décrire qualitativement les déplacements du massif de sol pendant les différentes sollicitations hydriques. Le chargement mécanique engendre un déplacement maximum sous le centre de la fondation. Le gonflement sous la base de la semelle dû uniquement à la précipitation est plus faible que celui des autres points situés au même niveau mais à l'extérieur de la semelle, car cette dernière constitue elle-même un écran contre l'écoulement dans le cas où les chemins préférentiels d'écoulement le long de la fondation ne sont pas pris en compte.

Les résultats d'une modélisation avec la prise en compte d'une géomembrane posée dans le sol, mon-

trant que cet écran limite le gonflement du massif de sol de manière importante et son utilisation pour retarder les transferts hydriques et les phénomènes de retrait-gonflement est valable.

La comparaison des déplacements verticaux prédits par les deux modèles *BExM* et *BBM* a montré la capacité du premier modèle à prendre en compte l'apparition des gonflements irréversibles lors de l'humidification du sol, qui n'étaient pas prise en compte dans le cadre du modèle *BBM*.

À ce stade, il serait intéressant de disposer des résultats des mesures *in situ* des déformations volumiques lors des cycles de séchage-humidification dans des sols gonflants, afin de valider les résultats numériques obtenus.

REMERCIEMENTS

Ces travaux ont été réalisés dans le cadre du projet de recherche national : « Analyse du Retrait-Gonflement et de ses Incidences sur les Constructions » (*ARGIC*) financé par l'Agence nationale de la recherche (*ANR*) – Réseau Génie Civil et Urbain (*RGC&U*). Les auteurs tiennent à remercier l'ensemble de partenaires de ce projet, tout particulièrement pour la coordination M. Marc Vincent, ingénieur de recherche au *BRGM*, unité Aménagement et Risques naturels.

Bibliographie

- Alonso E.E., Gens A., Hight D.W. - General report. Special problem soils. *Proceedings of the 9th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Dublin, vol. 3, 1987, p. 1087-1146.
- Alonso E.E., Gens A., Josa A. - A constitutive model for partially saturated soils. *Géotechnique*, vol. 40, n° 3, 1990, p. 405-430.
- Alonso E.E., Vaunat J., Gens A. - Modelling the mechanical behaviour of expansive clays. *Engineering Geology*, vol. 54, 1999, p. 173-183.
- Alonso E.E., Romero E., Hoffmann C., Garcia-Escudero E. 2001. Expansive bentonite/sand mixtures in cyclic controlled suction drying and wetting. *Proceedings of the 6th International Workshop on Key Issues in Waste Isolation Research*, Paris, École nationale des ponts et chaussées, 2001, p. 513-542.
- Baudet B., Stallebrass - A constitutive model for structured clays. *Géotechnique*, vol. 54, n° 4, 2004, p. 269-278.
- Beauchamp J. - L'eau et le sol. [En ligne : enregistré le 21 août 2006]: <http://www.oleiculteur.com/L'eau%20et%20le%20sol.htm>. 2006.
- Bordes J.-L. - *Géomembranes : utilisation en génie civil*. Techniques de l'ingénieur, traité construction, article C5430, 1995, 14 p.
- Brackley I.J.A. - Swell pressure and free swell in compacted clay. *Proceedings of the 3rd International Conference on Expansive Soils*, Haifa, vol. 1, 1973, p. 169-176.
- Burlion N., Bourgeois F., Shao J.F. - Effects of desiccation on mechanical behaviour of concrete. *Cements & Concrete Composites*, vol. 27, 2005, p. 367-379.
- Chen F.H. - *Foundations on expansive soils*. Amsterdam, Elsevier. Developments in Geotechnical Engineering, vol. 12, 1975, 280 p.
- Cui Y.J., Yahia-Aissa M., Delage P. - A model for the volume change behavior of heavily compacted swelling clays. *Engineering Geology*, vol. 64, 2002, p. 233-250.
- Cuisinier O. 2002. *Comportement hydromécanique des sols gonflants compactés*. Thèse de doctorat, INPL, Nancy, 176 p.
- Cuisinier O., Masroufi F. - Testing the hydromechanical behaviour of a compacted swelling soil. *ASTM, Geotechnical Testing Journal*, vol. 27, n° 6, 2004, p. 598-606.
- Derriche Z., Iguechtal L., Tas M. - Comportement des ouvrages dans les argiles expansives d'In-Aménas. *Revue française de géotechnique*, n° 89, 1999, p. 55-65.
- Dif A.E., Bluemel W.F. 1991. Expansive soils under cyclic drying and wetting. *Geotechnical Testing Journal*, vol. 14, n° 1, 1991, p. 96-102.
- Gallipoli D., Gens A., Sharma R., Vaunat J. - An elasto-plastic model for unsaturated soil incorporating the effects of suction and degree of saturation on mechanical behaviour. *Géotechnique*, vol. 53, n° 1, 2003, p. 123-135.
- Gens A., Alonso E.E. 1992. A framework for the behaviour of unsaturated expansive clays. *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 29, 1992, p. 1013-1032.
- Hachichi A., Fleureau J.-M. - Caractérisation et stabilisation de quelques sols gonflants d'Algérie. *Revue française de géotechnique*, n° 86, 1999, p. 37-51.
- Justo J.L., Delgado A., Ruiz J. - The influence of stress-path in collapse-swelling of soils at the laboratory. *Proceedings of the 5th International Conference on Expansive Soils*, Institution of Engineers of Australia, Adelaide; vol. 1, 1984, p. 67-71.
- Karube D. & Kato S. - Yield functions of unsaturated soils. *Proceedings of the 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, vol. 1, 1989, p. 615-618.
- Kohgo Y., Nakano M., Miyazaki T. - Elastoplastic constitutive modelling for unsaturated soils. *Computer Methods and Advances in Geomechanics*. Balkema, 1991, p. 631-636.
- Lloret A., Villar M.V., Sánchez M., Gens A., Pintado X., Alonso E.E. - Mechanical behaviour of heavily compacted bentonite under high suction changes. *Géotechnique*, vol. 53, n° 1, 2003, p. 27-40.
- Mrad M. 2005. *Modélisation du comportement hydromécanique des sols gonflants non saturés*. Thèse de doctorat, INPL, Nancy, 244 p.
- Mrad M., Cuisinier O., Abdallah A., Masroufi F. - Modélisation du comportement hydromécanique des sols gonflants non saturés sous fortes succions. *Comptes rendus du XVI^e Congrès international de mécanique des sols et de la géotechnique*. Osaka, Japon, 2005, p. 551-554.
- Mrad M., Abdallah A., Masroufi F., Vaunat J. - Finite-Element implementation of BExM elastoplastic model for swelling unsaturated soils. *Proceedings of the 4th International Conference on Unsaturated Soils*, Arizona, USA, 2006.
- Mualem Y. - A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media. *Water Resources Res.*, vol. 12, 1976, p. 513-522.
- Olivella S., Gens A., Carrera J., Alonso E.E. - Numerical formulation for a simulator (Code_Bright) for the coupled analysis of saline media. *Engineering Computations*, vol. 13, n° 7, 1996, p. 87-112.
- Philipponat G. - Retrait-gonflement des argiles, proposition de méthodologie. *Revue française de géotechnique*, n° 57, 1991, p. 5-22.
- Pousada E. 1984. *Deformabilidad de arcillas expansivas bajo succión controlada*. Thèse de doctorat, Universidad Politécnica de Madrid 1984, Espagne, 1984.
- Robinet J. C., Pothier C., Jullien A., Plas F. 1998. Evaluation of a constitutive model for expansive and non expansive clays. *Proceedings of the 5th International Workshop on Key Issues in Waste Isolation Research*, Barcelona, Spain, 1998.
- Robinet J. C., Pakzad M., Jullien A., Plas F. 1999. A general modelling of expansive and non-expansive clays. *International Journal For Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, vol. 23, 1999, p. 1319-1335.
- Romero E. - *Characterization and thermo-hydro-mechanical behaviour of unsaturated boom clay: an experimental study*. PhD thesis, Technical University of Catalonia, Spain, 1999, 405 p.
- Roscoe K.H., Burland J.B. - On the generalized stress-strain behaviour of the wet clay. *Engineering Plasticity*, Heyman, J., Leckie, F.A. (Eds), Cambridge University Press, Cambridge, 1968, p. 535-609.
- Sloan S.W. - Substepping schemes for the numerical integration of elastoplastic stress-strain relations. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 24, 1987, p. 893-911.
- Vandangeon P. - Exemples de sinistres en région parisienne. *Revue française de géotechnique*, n° 58, 1992, p. 7-14.
- Vincent M., Bouchut J., Fleureau J.M., Masroufi F., Oppenheim E., Heck J.V., Ruau N., Le Roy S., Dubus I., Surdyk N. - Étude des mécanismes de déclenchement du phénomène de retrait-gonflement des sols argileux et de ses interactions avec le bâti. Rapport final du projet RGC&U, BRGM/RP-54862-FR, octobre, 2006.
- van Genuchten M.T.H. - A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Science Society American Journal*, vol. 44, 1980, p. 892 - 898.
- Wheeler S.J., Sharma R.S., Buisson M.S.R. 2003. Coupling of hydraulic hysteresis and stress-strain behaviour in unsaturated soils. *Géotechnique*, vol. 53, n°1, 2003, p. 41-54.