

Comparaison théorique de la pertinence des approches « monophasique » et « biphasique » pour l'étude des ouvrages souterrains dans les argiles raides

H. KHARKHOUR

Laboratoire G3S
École polytechnique
91128 Palaiseau Cedex
hanan@g3s.polytechnique.fr
LTEM – Université
Abdelmalek Essâadi
Faculté des sciences
BP 2121
Tétouan (Maroc)

A. JABBOURI

ENSAT – Université
Abdelmalek Essâadi
BP 416 Tanger (Maroc)
jabbouri@fstt.ac.ma

Résumé

Une étude de sensibilité de la stabilité mécanique des ouvrages dans les argiles raides est présentée en faisant appel à deux types d'approches : celle considérant le milieu comme un milieu homogène monophasique et l'approche du milieu poreux constitué du solide et du fluide. Cette étude a été réalisée à partir d'une série de calculs effectués à l'aide du code numérique ANTHYC, développé à G.3S. On s'est intéressé à la stabilité mécanique d'une galerie profonde dans une roche argileuse raide. Les résultats ne sont pas toujours intuitifs. Dans certains cas, le choix de l'une ou de l'autre approche (monophasique ou biphasique) conduit à une extension identique de la zone endommagée autour de l'ouvrage. Dans d'autres cas, la zone endommagée s'étend dans le temps sous l'effet de l'évolution du champ hydraulique. Les résultats des différents cas de figures étudiés précisent dans quelles conditions le recours à une approche biphasique s'impose et soulignent le fait que l'approche monophasique conduit en général à surestimer la stabilité des ouvrages.

Mots-clés : stabilité mécanique, approche monophasique, approche biphasique, argiles raides, ouvrage souterrain, étude de sensibilité.

A theoretical comparison of the relevance of « monophasic » and « biphasic » approach for the study of underground repositories in stiff clays

Abstract

This paper is devoted to a sensitivity study of the mechanical stability of underground repositories in stiff clays with respect to two types of approaches : one regarding the clay as a homogeneous monophasic medium, another considering the clay as a porous medium. This study is based on a series of calculations carried out by using the numerical code ANTHYC, developed in G.3S. The main objective of this study is the

NDLE : Les discussions sur
cet article sont acceptées
jusqu'au 1^{er} octobre 2001.

mechanical stability of a gallery excavated at great depth in a stiff clayey rock. The results are not always intuitive. In some cases, the choice of one or other approach (monophasic or biphasic) lead to an identical extension of the damaged zone around the cavity. In other cases, the damaged zone extends in time under the evolution of the hydraulic field. The results show that generally, monophasic approach overestimates the stability of undergrounds cavities. They also show in which conditions a porous medium approach is required.

Key words : mechanical stability, monophasic approach, biphasic approach, clays stiff, underground cavity, sensitivity study.

1

Introduction

Le stockage des déchets radioactifs à vie longue soulève des problèmes délicats qui font l'objet de nombreuses recherches dans la plupart des pays industriels. Une des options envisagées est de les stocker à grande profondeur. Cependant, toutes les formations géologiques ne sont pas appropriées pour devenir des « roches hôtes » de déchets nucléaires à haute activité. Elles doivent répondre à un certain nombre de critères précis, permettant d'assurer à la fois la sûreté et la faisabilité technique du stockage.

Parmi les critères de sûreté, le plus important est d'assurer la stabilité géologique du site et un contexte hydrogéologique favorable, de manière à confiner d'éventuelles substances nocives pour l'homme et l'environnement, à très long terme. L'hydrogéologie du site doit entre autres être caractérisée par une très faible perméabilité de la formation hôte et un faible gradient de charge hydraulique dans cette formation.

Dans cette optique, les milieux argileux font l'objet d'un intérêt tout particulier car, en plus d'une très faible perméabilité, ils présentent d'autres atouts en termes de sûreté : propriétés de rétention par fixation des radioéléments, plasticité et fluage permettant éventuellement la « cicatrization » des endommagements mécaniques dus aux ouvrages de stockage.

Toutes les formations géologiques contiennent plus ou moins d'eau. Par ailleurs, les ouvrages et le stockage, induisent des perturbations mécaniques, hydrauliques, thermiques, chimiques selon des mécanismes couplés en grande partie du fait de la présence de l'eau dans la roche.

Nous nous intéressons dans cet article exclusivement aux phénomènes mécaniques et hydrauliques. Dans le cas des argiles raides étudiées, de très faible perméabilité et de faible teneur en eau, on peut se poser

NOTATIONS

b	: coefficient de Biot.
M	: module de Biot.
K_0	: module de compressibilité drainé.
K	: module de compressibilité non drainé.
K_s	: module de compressibilité des grains solides.
G	: module de cisaillement.
B_s	: coefficient de Skempton.
$\frac{k}{h}$: perméabilité intrinsèque.
μ	: viscosité dynamique du fluide.
γ^f	: poids volumique du fluide.
E	: module de Young non drainé.
E_0	: module de Young drainé.
ν	: coefficient de Poisson non drainé.
ν_0	: coefficient de Poisson drainé.
S	: succion (pression capillaire).
f	: densité des efforts volumiques.
ρ	: masse volumique totale.
ρ^f	: masse volumique du fluide.
P	: pression interstitielle.
P^0	: pression interstitielle initiale.
$\underline{\underline{\sigma}}$: tenseur des contraintes de Cauchy.
$\underline{\underline{\sigma}}^0$: contraintes totales initiales.
σ_m	: contrainte moyenne totale : $\sigma_m = \frac{1}{3} \text{tr}(\underline{\underline{\sigma}})$.
σ_m^0	: contrainte moyenne totale initiale.
$\underline{\underline{s}}$: partie déviatorique de $\underline{\underline{\sigma}}$: $\underline{\underline{s}} = \underline{\underline{\sigma}} - \sigma_m \underline{\underline{1}}$.
Q	: contrainte équivalente de Von Mises :
	$Q = \sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} \underline{\underline{s}} : \underline{\underline{s}}}$.
J_m	: géométrie des contraintes : $J_m = \frac{27 \cdot J_3}{2 \cdot Q^3}$.
J_3	: troisième invariant de $\underline{\underline{s}}$: $J_3 = \frac{1}{3} \text{tr}(\underline{\underline{s}}^3)$.
$\underline{\underline{\sigma}}^{\text{eff}}$: tenseur des contraintes effectives.
σ_m^{eff}	: contrainte moyenne effective.
$\sigma_m^{\text{eff}0}$: contrainte moyenne effective initiale.
$\underline{\underline{\varepsilon}}$: tenseur de déformation totale.
$\underline{\underline{\varepsilon}}^e$: tenseur de la déformation élastique.
$\underline{\underline{\varepsilon}}^{\text{end}}$: tenseur de déformation lié à l'endommagement.
$\varepsilon_v^{\text{end}}$: déformation volumique irréversible.

la question de savoir dans quelle mesure l'hydraulique a réellement une influence sur le comportement mécanique, et si on peut assimiler ces milieux à des milieux poreux comme il est souvent admis.

Plus précisément, compte tenu du nombre de phénomènes mis en jeu (élasticité, viscoplasticité, endommagement mécanique, hydraulique avec sans doute évolution de la perméabilité avec l'endommagement) et des incertitudes fortes sur les paramètres mesurés en laboratoire (en particulier la détermination expérimentale des paramètres des processus couplés, tel le coefficient et le module de Biot), on peut se demander si, du point de vue pratique, l'utilisation d'un modèle HM couplé n'est pas une complication présentant peu d'intérêt pour ce type de milieu.

Cet article présente une comparaison, pour l'étude de la stabilité mécanique des ouvrages dans les argiles raides, entre l'approche du milieu homogène monophasique et l'approche du milieu poreux saturé constitué du solide et du fluide (approche biphasique).

Elle a été réalisée au moyen du code de calcul ANTHYC, développé à G.3S. On s'est intéressé à évaluer la zone endommagée autour d'un ouvrage creusé à grande profondeur dans une argile.

Le comportement et les propriétés mécaniques du matériau ont été établis en laboratoire. En particulier, le critère d'initiation d'endommagement a été déterminé à partir d'essais triaxiaux non drainés. Ce critère va être utilisé pour l'approche monophasique. Dans le cas de l'approche de type milieu poreux, c'est un critère en contrainte effective qui doit être utilisé : moyennant quelques hypothèses, les résultats ont été interprétés, en vue de déduire du critère obtenu en contrainte totale, un critère d'endommagement en contrainte effective. Cependant, la grande incertitude sur certaines de ces hypothèses, a conduit à utiliser ces deux familles de critères pour l'approche biphasique.

2

Modélisations effectuées

2.1

Objectif de l'étude

L'objectif de cet article est de mener une réflexion sur l'approche la plus adéquate pour l'étude des ouvrages souterrains. En utilisant les deux types d'approches : monophasique et biphasique, nous nous intéressons au problème de la stabilité mécanique d'une galerie profonde creusée dans une roche argileuse raide et à l'évaluation de l'extension et l'amplitude de la zone endommagée autour de cet ouvrage.

2.2

Comportement mécanique

Il existe deux approches pour la mise au point de la loi d'endommagement : l'approche classique de l'endommagement (Lemaître et Chaboche, 1985) qui utilise la variable d'endommagement D , et l'approche fondée sur le formalisme de la plasticité (Halphen et Nguyen, 1975 ; Bérest *et al.*, 1979 ; Thorel et Ghoreychi, 1996 ; Ghoreychi, 1999).

C'est cette seconde approche qui est adoptée dans la suite, du fait de sa facilité de la mise en œuvre dans un formalisme entièrement couplé.

Les expériences réalisées sur les argiles raides à G.3S montrent (Thorel et Ghoreychi, 1996 ; Ghoreychi, 1997) que l'endommagement intervient essentiellement de façon instantanée, sous l'effet d'une sollicitation mécanique. A court terme, le matériau est donc supposé poro-élastoplastique endommageable. Par ailleurs, le tenseur de déformation totale $\underline{\underline{\epsilon}}$ est scindé en deux parties : déformation élastique $\underline{\underline{\epsilon}}^e$ et déformation d'endommagement $\underline{\underline{\epsilon}}^{end}$.

$$\underline{\underline{\epsilon}} = \underline{\underline{\epsilon}}^e + \underline{\underline{\epsilon}}^{end} \quad (1)$$

L'endommagement est modélisé dans le cadre de la plasticité. Pour la modélisation de l'évolution de l'endommagement, on admet une loi associée.

Le critère d'endommagement utilisé est celui déterminé par les mêmes auteurs et est exprimé en fonction de trois paramètres : la contrainte moyenne σ_m ($\sigma_m < 0$ en compression), la contrainte équivalente de von Mises (Q) et la géométrie des contraintes (J_m). Il est donné par la fonction suivante :

$$F \equiv Q^2 + \alpha (J_m) \alpha_m \leq 0 \quad (2)$$

Cependant, ce critère est exprimé en contrainte totale puisque la pression de pores n'a pas été mesurée. En mécanique des milieux poreux, il convient de traduire ce critère en un critère en contrainte effective. Le tenseur des contraintes effectives est défini par la relation de Biot :

$$\underline{\underline{\sigma}}^{eff} = \underline{\underline{\sigma}} + b P \underline{\underline{1}} \quad (3)$$

où, b est le coefficient de Biot et P est la pression interstitielle.

Cette transformation peut se faire à l'aide du coefficient de Skempton B_s défini comme suit (Bouteca et Sarda, 1995) :

$$B_s = \frac{Mb}{K} \quad (4)$$

où, M est le module de Biot et K est le module de compressibilité non drainé.

Ce coefficient lors d'un essai non drainé isotherme vaut :

$$B_s = \frac{\delta P}{\delta \sigma_m} \quad (5)$$

où $\delta P = P - P^0$ est la variation de pression de pores, P^0 est la pression interstitielle initiale, $\delta \sigma_m = \sigma_m - \sigma_m^0$ est la variation de la contrainte moyenne totale et σ_m^0 est la contrainte moyenne totale initiale.

On peut donc passer en contrainte effective via la relation :

$$\delta \sigma_m^{eff} = (1 - b B_s) \delta \sigma_m \text{ avec } b B_s < 1 \quad (6)$$

où, $\delta \sigma_m^{eff} = \sigma_m^{eff} - \sigma_m^{eff0}$ est la variation de la contrainte moyenne effective et σ_m^{eff0} est la contrainte moyenne effective initiale.

En faisant l'hypothèse de $\sigma_m^0 = \sigma_m^{*0} = 0$ lors des essais, le critère d'endommagement s'écrit en contrainte effective :

$$\left\{ \begin{array}{l} F \equiv Q^2 + \alpha'(J_m) \sigma_m^{\text{eff}} \leq 0 \\ \text{avec, } \alpha'(J_m) = \frac{\alpha(J_m)}{1 - b B_s} \end{array} \right. \quad (7)$$

L'hypothèse $\sigma_m^{*0} = 0$ dans les échantillons, n'est pas vérifiée expérimentalement. En fait il est possible que l'eau soit dans un état de pression négative, et non pas nulle (suction). Ce point sera discuté plus loin.

Les deux critères d'endommagement F et F' sont équivalents d'après les résultats des essais triaxiaux non drainés, mais il faut signaler que cette équivalence n'a pas de sens en dehors de ces conditions. En effet, pour la modélisation du comportement du massif, nous connaissons : la contrainte moyenne totale : $\sigma_m = -\rho g h$ et la pression hydrostatique : $P = \rho^f g h$, la variation de la contrainte moyenne effective est donc :

$$\delta \sigma_m^{\text{eff}} = \left(1 - b \frac{\rho^f}{\rho}\right) \delta \sigma_m \quad (8)$$

où, ρ (kg m^{-3}) est la masse volumique totale et ρ^f (kg m^{-3}) est la masse volumique du fluide.

On voit bien que ces deux critères ne sont plus équivalents. La comparaison de F et F' revient donc à comparer B_s avec le rapport des masses volumiques :

$$F \geq F' \Leftrightarrow B_s \geq \frac{\rho^f}{\rho} \quad (9)$$

Par conséquent, pour l'étude du massif, l'utilisation du formalisme hydromécanique avec critère F ou hydromécanique avec critère F' n'est plus équivalente. Il est intéressant à ce niveau de mener une réflexion sur l'utilité du choix de l'un ou de l'autre des deux critères. L'utilisation du critère en contrainte totale permet de ne pas rajouter une hypothèse supplémentaire sur le critère d'endommagement, celui-ci ayant été déterminé en contrainte totale. D'un autre côté, comme l'écoulement hydraulique agit sur le critère F' et non sur le critère F , le choix du critère en contrainte effective va permettre donc, par comparaison avec le critère en contrainte totale, de bien distinguer les effets de l'eau interstitielle sur les propriétés élastiques, d'une part, et sur l'endommagement, d'autre part.

2.3

Démarche de l'étude

A l'aide du code de calcul ANTHYC, développé à G.3S, nous allons mener une comparaison, pour l'étude de la stabilité mécanique des ouvrages entre trois types d'approches :

- la première est dite « approche MF ». Il s'agit d'une approche purement mécanique avec le critère d'endommagement F ;

- dans la deuxième désignée par « approche HMF », il y a effectivement couplage entre le comportement mécanique et hydraulique mais le critère d'endommagement est celui exprimé en contrainte totale ;

- la troisième approche est dite « approche HMF' » car, cette fois, c'est le critère en contrainte effective qui est utilisé comme critère d'endommagement.

Ainsi, la seule différence entre les deux dernières approches vient du critère utilisé. Mais il s'agit bien dans les deux cas de modèles HM couplés, au moins via les équations de champs.

2.4

Équations et couplages

2.4.1

Modélisation hydromécanique

Nous nous plaçons dans le cadre de la théorie générale des milieux poreux, fondée sur la thermodynamique des systèmes ouverts (Coussy, 1991 ; Biot, 1941 ; Biot, 1973). L'évolution d'un milieu poreux saturé obéissant aux lois de Darcy (écoulement du fluide interstitiel), peut être correctement décrite en petites déformations par le système suivant :

Équation d'équilibre mécanique

$$\text{div}(\underline{\underline{\sigma}}) + \rho \underline{\underline{f}} = 0 \quad (10)$$

Loi de comportement mécanique

$$\begin{aligned} \underline{\underline{\sigma}} &= \underline{\underline{\sigma}}^0 + (K_0 - 2G/3) \text{Tr}(\underline{\underline{\epsilon}}^e) \underline{\underline{1}} \\ &+ 2G \underline{\underline{\epsilon}}^e - b(P - P^0) \underline{\underline{1}} \end{aligned} \quad (11)$$

Équation de diffusion hydraulique

$$\begin{aligned} \frac{1}{M} \frac{\partial P}{\partial t} + b \frac{\partial \text{tr}(\underline{\underline{\epsilon}})}{\partial t} \\ = \text{div} \left(\frac{k_h}{\mu} \underline{\underline{\nabla}} P \right) \end{aligned} \quad (12)$$

où, $\underline{\underline{\sigma}}^0$ est le tenseur des contraintes totales initiales, K_0 est le module de compressibilité drainé, G est le module de cisaillement, $\underline{\underline{\epsilon}}^e$ est le tenseur des déformations élastiques, $\frac{k_h}{\mu}$ est la perméabilité intrinsèque, μ est la viscosité dynamique du fluide, $\underline{\underline{f}}$ est la densité des efforts volumiques.

2.4.2

Modélisation mécanique

Pour le calcul mécanique qui correspond également à un calcul hydromécanique avec l'hypothèse $b = 0$, il s'agit de résoudre le système d'équations suivant :

Équation d'équilibre mécanique

$$\text{div}(\underline{\underline{\sigma}}) + \rho \underline{\underline{f}} = 0 \quad (13)$$

Loi de comportement mécanique

$$\underline{\underline{\sigma}} + \underline{\underline{\sigma}}^0 + (K - 2G/3) \text{Tr}(\underline{\underline{\epsilon}}^e) \underline{\underline{1}} + 2G \underline{\underline{\epsilon}}^e \quad (14)$$

Dans notre étude, nous considérons uniquement les efforts liés au poids des terres ($f = 0$ dans les équations (10) et (13)), l'apport volumique de masse fluide étant considéré suffisamment petit pour pouvoir être négligé.

3

Simulation du creusement d'une galerie dans une roche argileuse raide

3.1

Problème posé

On s'intéresse au problème de la stabilité mécanique d'une galerie horizontale cylindrique de section circulaire, creusée dans une argile raide à une profondeur $h = 490$ m. On se place dans le cadre d'hypothèses simplificatrices qui permettent de rendre le problème unidimensionnel : massif homogène, isotrope et représenté par un tube de longueur infinie, de rayon interne $R_i = 3,25$ m et de rayon externe R_e supposé très grand. La paroi interne de la cavité est libre de contrainte à l'instant $t = 0$ pour simuler le creusement instantané. Au rayon extérieur de la cavité, la condition à la limite mécanique imposée est une pression équivalente au poids des terres : $\sigma = \sigma^0 = -\rho g h$ (avec, $\rho = 2400$ kg.m⁻³). De point de vue hydraulique, on impose un flux nul sur l'axe de symétrie et une pression hydrostatique sur la paroi externe de la cavité.

Le massif est soumis initialement à un champ de contraintes $\underline{\underline{\sigma}}^0 = \sigma^0 \underline{\underline{1}}$ constant et isotrope et un champ de pression interstitielle $P^0 = \rho^f g h$. Ce problème peut être analysé en axisymétrie.

Les valeurs des paramètres poromécaniques non drainés ont été déterminées avec une marge d'incertitude, liée principalement à la dispersion des résultats.

Les coefficients du couplage hydromécanique ont été ensuite estimés à partir des valeurs des propriétés non drainées mesurées au laboratoire et sur la base des relations générales valables en poroélasticité (Coussy, 1991 ; Giraud, 1993).

Les calculs mécaniques sont réalisés en considérant les paramètres mécaniques (moyenne des mesures) suivants :

Module de Young : $E = 4\,900$ MPa

Coefficient de Poisson : $\nu = 0,3$

Pour les calculs hydromécaniques, la perméabilité intrinsèque a été considérée comme constante, isotrope et égale à $k_h = 10^{-19}$ m². Les autres paramètres poromécaniques sont les suivants :

Coefficient de Biot : $b = 0,6$

Module de Biot : $M = 5\,700$ MPa

Module de compressibilité des grains solides : $K_s = 4810$ MPa

Coefficient de Skempton : $B_s = 0,9$

3.2

Analyses des résultats

3.2.1

Zone endommagée par le creusement

L'indicateur qui permet de décrire l'extension et l'amplitude de la zone endommagée est la dilatace irréversible, c'est-à-dire la déformation volumique irréversible $\epsilon_v^{end} = \text{tr } \underline{\underline{\epsilon}}^{end}$.

La zone endommagée apparaît immédiatement après le creusement de l'ouvrage. Au creusement, la comparaison des résultats (Fig. 1) montre une extension identique de la zone endommagée par « l'approche MF » et par « l'approche HMF ». En effet, l'évolution instantanée du milieu est non drainée (Giraud *et al.*, 1993), la réponse en pression de pores dépend directement de l'état de contrainte. En revanche, la réponse en contrainte est indépendante de la pression interstitielle puisque le critère d'endommagement est exprimé en contrainte totale.

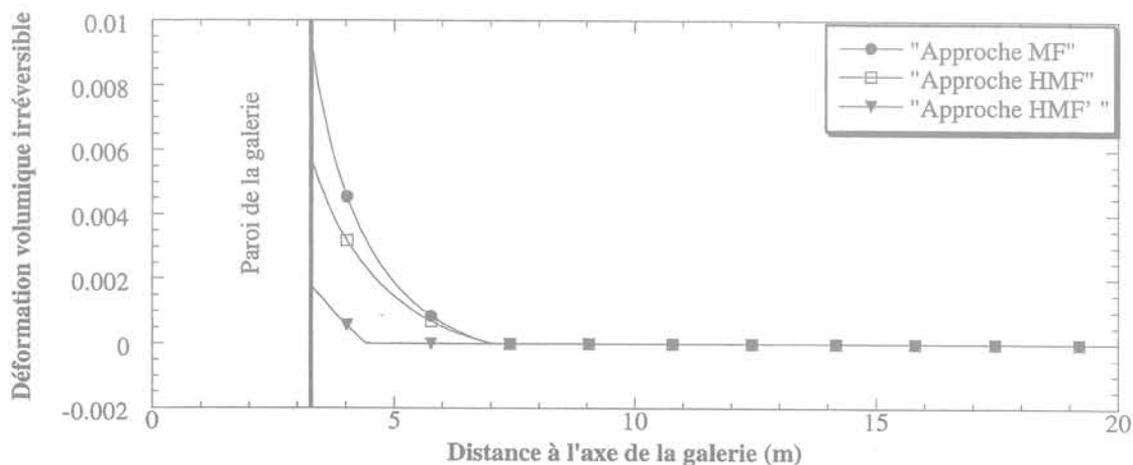


FIG. 1 Calculs mécaniques et hydromécaniques avec endommagement : déformation volumique irréversible à l'instant $t = 0$.
Mechanical and hydro-mechanical calculations with damage : irreversible volumetric strain at time $t = 0$.

D'un autre côté, en suivant les calculs dans le temps, on constate (Fig. 2) que l'amplitude de l'endommagement devient de plus en plus importante dans le cas de

« l'approche HMF ». L'endommagement ultime dans ce cas de figure est beaucoup plus important que celui obtenu par « l'approche MF ».

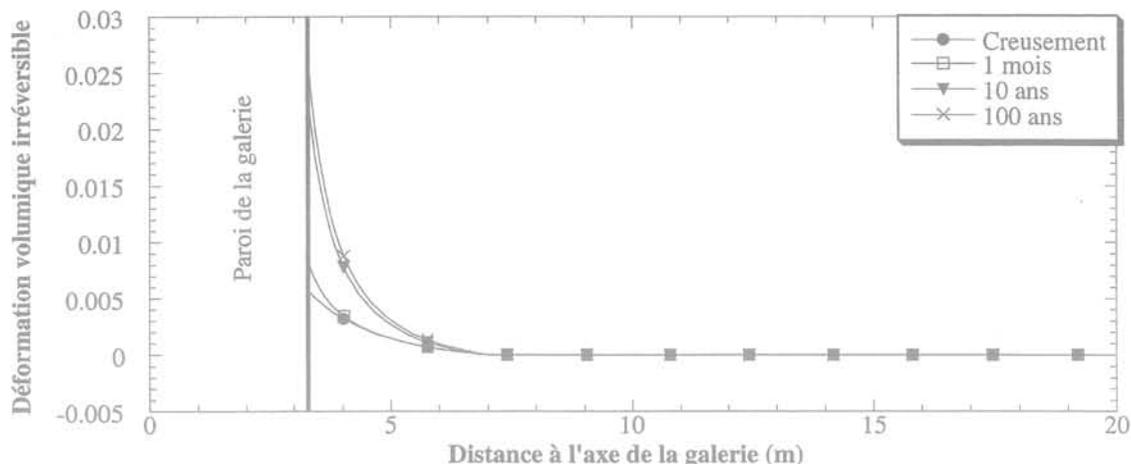


FIG. 2 Déformation volumique irréversible obtenue par un calcul hydromécanique avec critère en contrainte totale, « approche HMF » (coupes à différents instants). Irreversible volumetric strain obtained through a hydro-mechanical calculation with criteria expressed in terms of total stress, « HMF approach » (profiles at various instants).

La comparaison des résultats de la modélisation hydromécanique avec ou sans critère en contrainte effective (Figs. 2 et 3), montre que la zone endommagée par le creusement est beaucoup moins importante dans le cas où le critère d'endommagement est exprimé en contrainte effective. Ce résultat est logique : en effet, au début de la plastification (la pression vaut alors P^0), on a vu que $F > F'$ (parce que $B_s > \frac{P^i}{\rho}$ pour le matériau étudié). Donc la plastification doit être moins étendue avec F' . Cet aspect est renforcé par le fait que la pression P diminue à cause de la dilatance engendrée par l'endommagement, puisqu'une diminution de P correspond à une diminution de F' .

Cependant, il peut être utile de revenir à l'expression des critères. Lors de la construction du critère F' , on a fait l'hypothèse que la contrainte effective moyenne σ_m^0 était nulle initialement lors des essais.

Or, il est possible, dans ce type d'argile, que l'eau interstitielle soit sous tension dans les échantillons. On aurait alors :

$$\sigma_m^0 = b \cdot S \quad , \text{ où } S > 0 \text{ est une succion} \quad (15)$$

Dans ce cas, le critère F' aurait pour expression :

$$F' = Q^2 + \alpha' (J_m) \alpha'_m + \alpha' (J_m) \cdot b \cdot S \quad (16)$$

Sans aller plus loin dans les calculs, on voit bien que cette nouvelle expression de F' ne vérifie pas forcément $F' < F$ (cela dépend de la valeur de la succion S), et que l'endommagement pourrait sans doute être plus significatif dans le cas d'une « approche HMF ».

La zone endommagée dans le cas de « l'approche HMF' » (Fig. 3) évolue dans le temps, tandis que cette zone reste stable dans le cas de « l'approche HMF ». Cela découle en fait de l'effet de la pression du fluide qui agit sur l'endommagement dans le sens d'une augmentation de la valeur de la fonction critère effectif F' . Tout se passe comme si nous avions un écrouissage provenant de la pression interstitielle. Ce phénomène sera commenté en détail par la suite lors de l'analyse de l'évolution de la pression interstitielle.

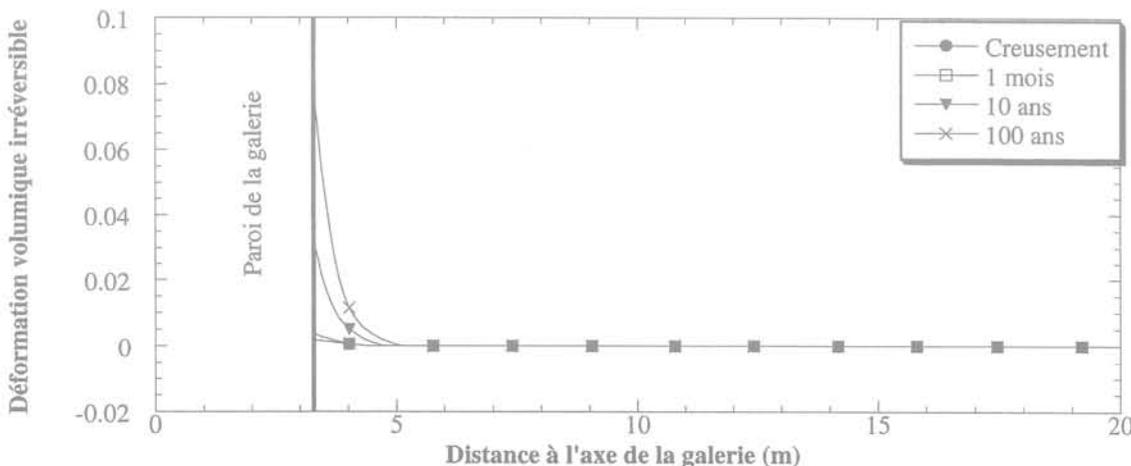


FIG. 3 Déformation volumique irréversible obtenue par un calcul hydromécanique avec critère en contrainte effective, « approche HMF' » (coupes à différents instants). Irreversible volumetric strain obtained by a hydro-mechanical calculation with criteria expressed in terms of effective stress, « HMF' approach » (profiles at various instants).

Évolution de la pression interstitielle

La chute de la pression interstitielle (Figs. 4 et 5) est beaucoup plus importante dans le cas de « l'approche HMF ». La plastification instantanée est alors plus forte puisque les seuils de plasticité sont plus faibles. Aussi dans ce cas, nous pouvons constater (Fig. 4) que la pression interstitielle se dissipe plus vite. Enfin, la modélisation hydromécanique avec ou sans critère en

contrainte effective conduit à l'apparition de pressions interstitielles négatives, c'est-à-dire inférieures à la pression initiale (la pression atmosphérique ayant été choisie comme origine). Dès lors, une approche de type milieu poreux saturé n'est sans doute plus valable, d'autant que l'endommagement, voire la rupture, en paroi est susceptible de favoriser l'entrée d'air dans le massif. Il conviendra d'élargir le cadre de cette modélisation à celui des milieux poreux non saturés (Coussy *et al.*, 1998 ; Lassabatère *et al.*, 1998 ; Lassabatère *et al.*, 1999 ; Thomas *et al.*, 1996).

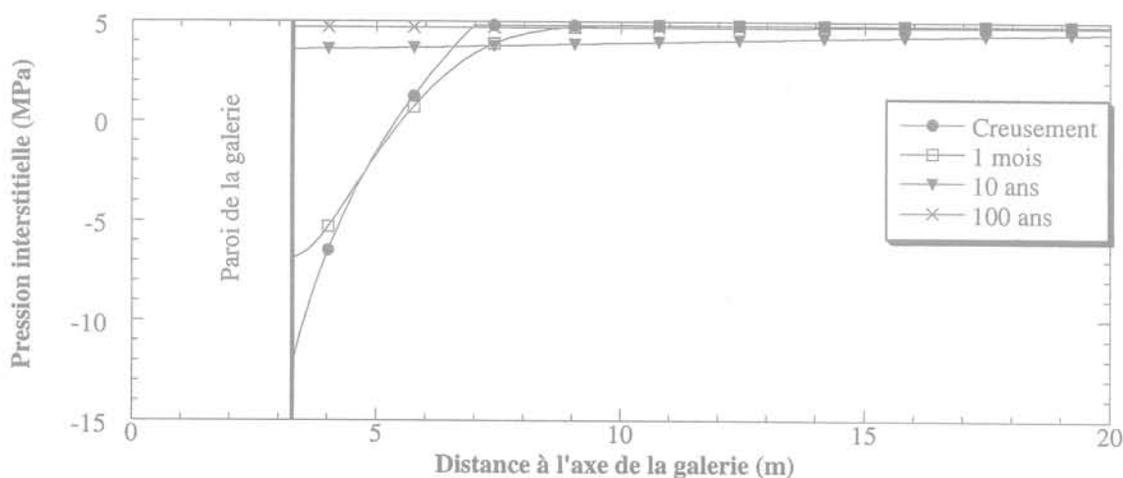


FIG. 4 Évolution de la pression interstitielle au niveau de la galerie pour un calcul hydromécanique avec critère en contrainte totale, « approche HMF » (coupes à différents instants).
Evolution of interstitial pressure around a drift through a hydro-mechanical calculation with criteria expressed in terms of total stress, « HMF' approach » (profiles at various instants).

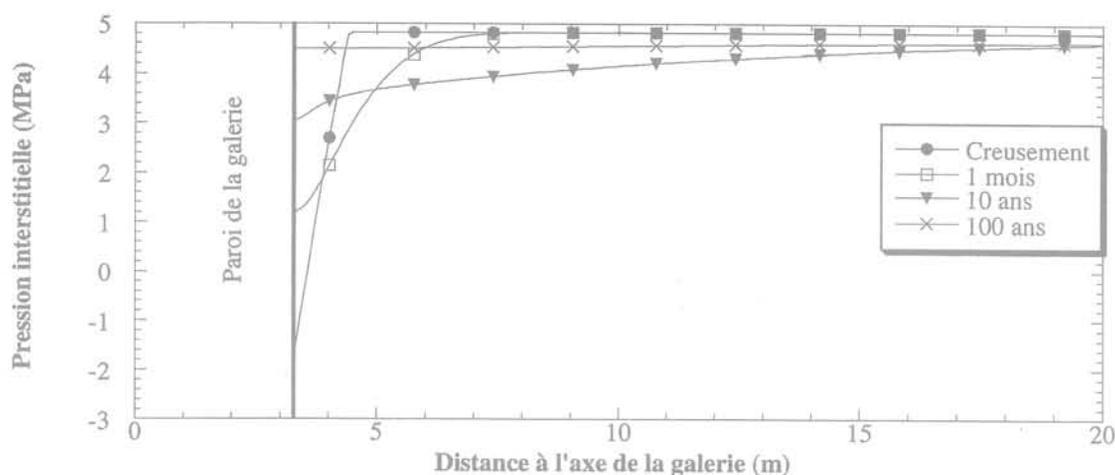


FIG. 5 Évolution de la pression interstitielle au niveau de la galerie pour un calcul hydromécanique avec critère en contrainte effective, « approche HMF' » (coupes à différents instants).
Evolution of interstitial pressure around a drift through a hydro-mechanical calculation with criteria expressed in terms of effective stress, « HMF' approach » (profiles at various instants).

Si on poursuit le calcul (dans le temps), c'est uniquement pour observer l'effet d'une resaturation sur l'endommagement. Dans le cas de « l'approche HMF' », on a vu que la zone endommagée évolue dans le temps. On peut l'expliquer de la manière suivante : la pression interstitielle a tendance à remonter ce qui induit une baisse de la contrainte effective moyenne (en valeur absolue), donc le critère effectif F' augmente, ce qui provoque un endommagement supplémentaire.

Il apparaît ici un couplage fort entre mécanique et hydraulique : l'endommagement s'accompagne d'une

augmentation de volume des pores, ce qui provoque une diminution de la pression interstitielle. Lorsque la pression tend à remonter, on endommage encore, ce qui ralentit la resaturation. Ce couplage fait intervenir la perméabilité du fluide, qui est le paramètre qui influe sur la vitesse de remontée de la pression par arrivée de fluide en provenance du massif. On peut se poser les questions suivantes : la perméabilité hydraulique est-elle fonction de l'endommagement ? la perméabilité hydraulique est-elle fonction de la saturation ? Autant d'inconnues qui peuvent changer de plusieurs années le temps de resaturation.

Conclusion

La stabilité mécanique des ouvrages dans les argiles raides a été analysée à travers deux types d'approches : l'approche du milieu monophasique et l'approche de la mécanique des milieux poreux saturés.

A l'aide du code de calcul ANTHYC, nous avons discuté des phénomènes mécaniques et hydrauliques induits par le creusement d'une galerie cylindrique dans un massif argileux raide.

D'une manière générale, le choix d'une approche monophasique simple suffit *a priori* pour évaluer l'extension de la zone endommagée résultant du creusement. Cette approche permet d'estimer la zone endommagée à partir des données de laboratoire facilement accessibles, par exemple, le critère d'endommagement non drainé. En revanche, l'approche monophasique est insuffisante et ne permet pas de tenir compte des effets de la pression de pores sur l'endommagement : nous avons vu que l'amplitude de l'endommagement est beaucoup plus importante dans

une approche biphasique avec critère en contrainte totale que celle obtenue par l'approche monophasique.

L'utilisation d'un critère en contrainte effective est nécessaire si on veut suivre le formalisme des milieux poreux. Ce choix a conduit à une zone endommagée qui s'étend dans le temps, ce qui montre l'existence d'un couplage fort entre l'hydraulique et la mécanique. Ce couplage est conditionné par l'incertitude liée d'une part à la valeur des paramètres de couplage hydromécanique et d'autre part aux hypothèses adoptées lors de l'élaboration du critère en contrainte effective. L'estimation de la zone endommagée pourrait ainsi être aussi bien optimiste (plus faible qu'en réalité) que pessimiste.

Les résultats de tous les calculs hydromécaniques effectués avec diverses hypothèses montrent l'apparition de zones désaturées dans le massif. Cette désaturation n'est pas prise en compte par le modèle de comportement poreux biphasique. Une approche triphasique s'avère ainsi certainement plus adaptée pour décrire finement le comportement du massif au voisinage d'une cavité.

REMERCIEMENTS

Les auteurs tiennent à remercier le G.3S (Groupement pour l'étude des Structures Souterraines de Stockage) pour les soutiens financier et matériel fournis dans le cadre de ce travail, et plus particulièrement, MM. Jérôme Gaombalet, Mehdi Ghoreychi et Pierre Bérest, directeur du G.3S et du LMS, pour leur précieuse support scientifique.

Bibliographie

- Bérest P., Bergues J., Nguyen M.D. (1979) – « Comportement des roches au cours de la rupture : applications à l'interprétation des essais sur des tubes épais ». *Revue française de Géotechnique*, n° 9, p. 5-12.
- Biot M.A. (1941) – « General theory of three dimensional consolidation ». *Journal of App. Physics*, n° 12, p. 155-164.
- Biot M.A. (1973) – « Non linear and semi linear rheology of porous solids », *J. Geophys. Res.*, p. 78.
- Bouteca M., Sarda J.-P. (1995) – *Experimental measurements of thermoporoelastic coefficients. Mechanics of Porous Media*, Charlez (ed.), Rotterdam, A.A. Balkema, ISBN 90 5410 628 X.
- Coussy O. (1991) – *Mécanique des milieux poreux*. Paris, Éditions Technip, ISBN 2 7108 0595 2.
- Coussy O., Eymard R., Lassabatère T. (1998) – « Constitutive modelling of unsaturated drying deformable materials ». *Journal of Engineering Mechanics*, p. 658-667.
- Ghoreychi M. (1997) – « Comportement rhéologique et couplages thermo-hydro-mécaniques dans les argilites de l'Est : expériences macroscopiques et analyse microscopique ». Journées scientifiques de l'ANDRA, Bar-le-Duc, EDP sciences, 20-21 octobre, ISBN 2 86883 411 9, p. 109-126.
- Ghoreychi M. (1999) – « Comportement thermo-hydro-mécanique des argilites de l'Est et son incidence sur les ouvrages souterrains ». Journées scientifiques de l'ANDRA, Nancy, 7-9 décembre, à paraître.
- Giraud A. (1993) – « Couplages thermo-hydro-mécaniques dans les milieux poreux peu perméables : application aux argiles profondes ». Thèse de l'École nationale des ponts et chaussées.
- Giraud A., Picard J.-M., Rousset G. (1993) – « Time dependent behavior of tunnels excavated in porous mass ». *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, vol. 30, n° 7, p. 1453-1459.
- Halphen B., Nguyen Q.S. (1975) – « Sur les matériaux standards généralisés ». *Journal de mécanique*, vol. 14, n° 1, p. 39-63.
- Lassabatère T., Imbert C., Ettilé M.A. (1998) – « Biot modelling of unsaturated porous media and resaturation of clay barriers ». *Poromechanics*, Thimus et al. (eds), Rotterdam, Balkema, ISBN 90 5809 0035.
- Lassabatère T., Imbert C., Ettilé M.A. (1999) – « Comportement hydromécanique d'une argile gonflante non saturée : expérience, modélisation et application à la resaturation d'une barrière ouvragée ». *Bull. Soc. Géol. Fr.*, tome 170, n° 2, p. 241-252.
- Lemaître J., Chaboche J.-L. (1985) – *Mécanique des matériaux solides*. Paris, Dunod, ISBN 2 10 001397 1.
- Thomas H.R., He Y., Sansom M.R., Li C.L.W. (1996) – « On the development of a model of the thermo-mechanical-hydraulic behaviour of unsaturated soils ». *Engineering Geology*, Elsevier, n° 41, p. 197-218.
- Thorel L., Ghoreychi M. (1996) – « Plasticité et endommagement du sel gemme ». *Revue française de Géotechnique*, n° 77, p. 3-17.