Modélisation du comportement hydromécanique d'un joint rocheux sous contrainte normale

G. DUVEAU
M. SIBAI
X. DUNAT
Laboratoire de Mécanique de Lille, URA CNRS 1441, EUDIL département Géotechnique Génie civil, Cité scientifique, 59655 Villeneuve-d'Ascq Cedex

F. SKOCZYLAS
École Centrale de Lille, Cité scientifique, 59655 Villeneuve-d'Ascq Cedex

J.-P. HENRY
Laboratoire P3MG, groupe Géotechnique, Exploitation, Ressources, Minéralogie, École des Mines d'Alès, 6, avenue de Clavières, 30319 Alès Cedex

Résumé

Cet article présente une modélisation du comportement normal, hydromécanique, d'un joint rocheux. Souvent, un tel comportement est décrit par des relations empiriques permettant de reproduire la non-linéarité de la courbe d'écrasement (l'effet d'hystérésis observé pendant la réourverture du joint est rarement modélisé). Le modèle que nous exposons ici est une approche physique du processus d'écrasement. La rugosité du joint est prise en compte par un modèle géométrique composé d'un ensemble de plots de hauteurs et surfaces différentes qui se mettent successivement en contact avec l'augmentation de la contrainte normale. La non-réversibilité à la réouverture est obtenue en prenant un comportement élastoplastique avec écrouissage cinématique pour le plot. Moyennant l'identification de quelques paramètres par méthode inverse, il est possible avec ce modèle de reproduire avec une bonne corrélation le comportement de joints de roches de natures différentes (granite ; marbre...). Le modèle permet de trouver la surface en contact des différents plots et donc en cas de pression de liquide de définir une notion du type contrainte effective. On reproduit dans ce cas assez fidèlement le comportement d'une fracture sous contrainte normale et pression interne. Cette approche permet de calculer l'ouverture moyenne du joint, localement en fonction de la contrainte et de la pression. A partir de cette ouverture et de l'utilisation d'une loi classique d'écoulement – la loi cubique – il est possible de modéliser le comportement hydraulique du joint et d'y évaluer la distribution des pressions. De nouveau la correspondance entre la simulation et les résultats expérimentaux est bonne.

Modelling of the hydromechanical behaviour of rock joint under normal stress

Abstract

This paper deals with a model intended to describe the hydro-mechanical behaviour of a rock joint under normal stresses. Empirical formulas, which are often used to model such behaviour, are generally able to reproduce the stress strain relation non-linearity observed during joint crushing. However they are poorly efficient to simulate the joint re-opening when hysteretic effects take place. The joint geometry is specially designed in order to find a physically realistic joint behaviour. This geometry gives an image of joint roughness by the use of a collection of various pins. These pins, which have their own height and section, come gradually into contact during loading. Pins material is elasto-plastic with kinematic hardening. As a result the hysteretic effect, observed during unloading, can be reproduced. The model parameters are numerically calculated by inversion methods. Afterwards, the results of a number of laboratory tests on marble and granite joints are used to evaluate the ability of the model to reproduce the observed behaviour. The agreement between observed and calculated results is considered satisfactory. The model can also predict the surface area of the pins which are in contact. Thus, a stress quite similar to effective stress, can be calculated when internal pressure is applied within the joint. The joint opening can be then obtained with respect to stress and internal pressure. This allows to predict the hydro-mechanical behaviour by the use of cubic laws for hydraulic flowing. Hence the model produces good evaluation of flow rate or pressure distribution into the joint, under prescribed pressure conditions.

NOTATIONS

Paramètres du modèle

• *géométriques*

e_o, e : ouvertures initiale ou actuelle du joint (en m).

$S(i)$: surface normée du i^e plot.

$Ch(i)$: différence normée de niveau entre les plots i-1 et i.

N : nombre total de plots.

$S_t = 1$: surface totale normée du joint.

q_1 : raison géométrique sur la surface des plots.

q_2 : raison géométrique sur la différence de niveau des plots (Ch(i)).

• *mécanique*

E : module d'élasticité longitudinal d'un plot (MPa).

M : module tangent d'un plot (MPa).

K : module d'écrouissage d'un plot (MPa).

$\sigma_1 = E\,\varepsilon_1^e$: limite d'élasticité initiale (MPa).

Paramètres de calcul

σ_n : contrainte normale appliquée sur le joint (MPa).

σ_{eff} : contrainte effective (MPa).

$\varepsilon(i)$: déformation totale du plot i.

$\varepsilon^e(i)$: partie élastique de la déformation totale du plot i.

ε, ε_j : écrasements locaux du joint.

I_e : nombre de plots plastifiés.

S_c : surface normée de plots en contact.

Pi : pression uniforme de fluide dans le joint (MPa).

P, P_j : pressions locales de fluide dans le joint (MPa).

$S_e(\varepsilon) = S_e(\sigma_n, P)$: surface normée offerte à l'écoulement.

$Q = Q(\varepsilon) = Q(\sigma_n, P)$: débit volumique (m^3/s).

Paramètres mesurés

ε_r : écrasement résiduel.

p_1 : pente de la courbe de chargement d'un essai d'écrasement.

p_2 : pente de la courbe de déchargement d'un essai d'écrasement.

σ_M : contrainte normale maximale de fermeture du joint (MPa).

1

Introduction

La stabilité des massifs rocheux est essentiellement gouvernée par la présence et le comportement des discontinuités physiques. En effet, de ces discontinuités découlent une faiblesse et une déformabilité accrue des masses rocheuses. De plus, ces discontinuités sont des chenaux dans lesquels l'eau circule aisément. Dans le cas d'un ouvrage souterrain de stockage de déchets, elles peuvent accélérer les remontées de polluants vers la biosphère. Il paraît donc important de connaître à la fois le comportement mécanique mais aussi le comportement hydraulique de ces fractures et leur couplage éventuel.

Les discontinuités (connues aussi sous l'appellation de joints) ont deux modes principaux de déformations qui sont le glissement et l'ouverture (ou la fermeture). On définit alors une matrice de raideur pour les joints sous la forme suivante :

$$\begin{Bmatrix} \delta\sigma_n \\ \delta\tau \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Knn & Kns \\ Ksn & Kss \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta u \\ \delta v \end{Bmatrix} \quad (1)$$

où $\delta\sigma_n$ et $\delta\tau$ sont respectivement les incréments de contrainte normale et de contrainte tangentielle appliqués sur le joint et où δu et δv sont les incréments de déplacement normal et tangentiel. Enfin, *Knn* et *Kss* sont respectivement les raideurs normale et tangentielle du joint, *Ksn* et *Kns* traduisant la dilatance de la discontinuité ($Kns \neq Ksn$).

Tous les essais de chargement normal ont mis en évidence une relation non-linéaire (contrainte normale σ_n) ; (fermeture du joint v) (Fig. 1). Afin de rendre compte de ce comportement, Detournay (1979) propose des relations semi-logarithmiques entre la fermeture du joint et la contrainte normale appliquée. Goodman (1976) propose une fonction hyperbolique faisant intervenir la fermeture maximale du joint. Bandis *et al.* (1983) proposent une loi d'ajustement utilisée sous la forme suivante :

$$v(\sigma_n) = \frac{\sigma_n Vm}{Kni + \sigma_n} \quad (2)$$

où Vm est la fermeture maximale du joint, Kni sa raideur initiale, σ_n la contrainte normale appliquée et v la fermeture du joint.

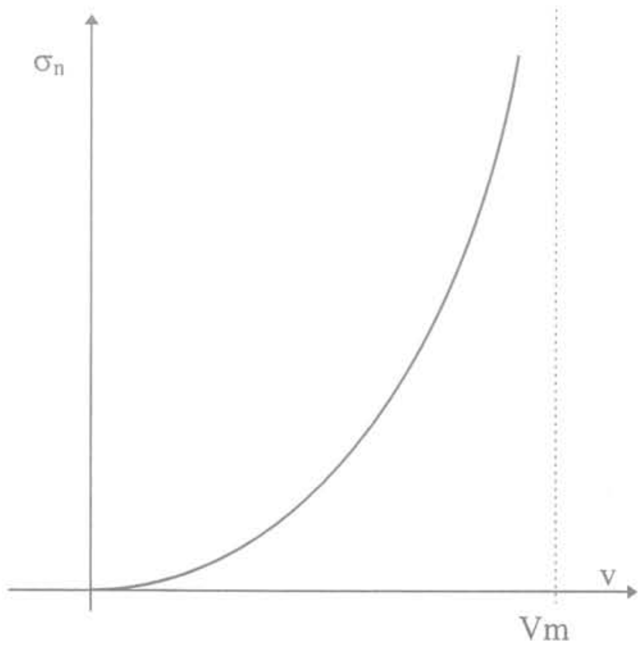

FIG. 1 **Représentation schématique du comportement d'un joint sous contrainte normale.**
Schematic representation of a joint's behaviour under normal stress.

Ces formulations simulent correctement le comportement des joints, mais elles ne permettent pas de comprendre les mécanismes physiques réels mis en jeu. En effet, ces relations ne prévoient pas le comportement d'une fracture à partir de ses caractéristiques géométriques ; le seul paramètre de cette nature intervenant dans ces relations étant la fermeture maximale du joint *Vm*. Bandis *et al.* (1983) proposent alors de relier *Vm* et *Kni* à des caractéristiques morphologiques à savoir ; l'ouverture du joint ainsi que sa rugosité mécanique *(JRC)* et la résistance des épontes *(JCS)*. Cependant, cette approche reste fortement empirique, l'étalonnage devant se faire directement sur les courbes expérimentales $(\sigma_n\,;\,v)$.

Pour pallier l'insuffisance de ces relations à prédire le comportement mécanique des discontinuités, des modèles dits physiques ont été proposés par différents auteurs. Les premiers modèles physiques sont obtenus à partir des équations de Hertz qui donnent, dans l'hypothèse d'un comportement élastique, une relation entre la charge normale et le déplacement induit par cette charge au contact entre deux sphères (ou une sphère et un plan) en fonction des rayons des surfaces en contact. Greenwood et Wiliamson (1966) supposant que toutes les aspérités ont des sommets de forme sphérique de même rayon, définissent un modèle issu directement de celui de Hertz (Fig. 2). Cependant ce modèle suppose que le contact des lèvres de la fracture est de type pic-plan et qu'un pic a un seul contact avec le plan. Une telle hypothèse n'est pas en accord avec la réalité puisque dans une fracture le contact se fait principalement sur les pentes des irrégularités et chaque aspérité peut avoir plusieurs contacts. Greenwood et Tripp (1971) étendent alors ce modèle en prenant en compte la rugosité de deux surfaces en contact. Le modèle ainsi obtenu permet de montrer que le comportement d'une fracture peut être décrit à l'aide des seules propriétés mécaniques des matériaux en contact et de la connaissance de la géométrie des surfaces des aspérités. Toutefois le traitement analytique de ce modèle est long et compliqué. De plus, pour une fracture donnée, il ne donne qu'une seule valeur de déplacement indépendante de l'ouverture initiale du joint.

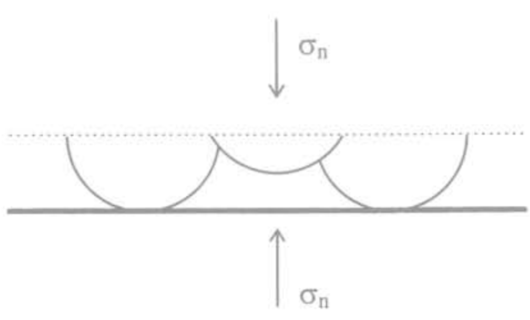

FIG. 2 **Schématisation d'une fracture par un modèle de sphères (contact sphères-plan) (d'après Greenwood et Williamson, 1966).**
Schematic representation of a fracture by the spheres model (plane-sphere contact) (after Greenwood and Williamson, 1966).

Pour décrire l'écoulement dans les discontinuités, de nombreux chercheurs utilisent une loi cubique, conséquence des lois de Navier-Stokes. Dans cette approche, initialement développée par Lomizé (1951), on considère la fracture comme une ouverture à parois parallèles (Fig. 3). La rugosité des surfaces est alors prise en compte par une correction empirique de la loi cubique à partir des résultats expérimentaux. Le débit de fluide dans la fracture est généralement donné par la relation suivante :

$$Q = \frac{1}{f}\frac{e^3}{12\mu}\frac{dp}{dx} \tag{3}$$

où Q est le débit volumique par unité de longueur, e l'ouverture hydraulique, μ la viscosité dynamique du fluide, $\frac{dp}{dx}$ le gradient de pression du fluide dans la direction de l'écoulement et $\frac{1}{f}$ $(\in[0\,;\,1])$ est un facteur empirique qui tient compte des effets de rugosité de surface.

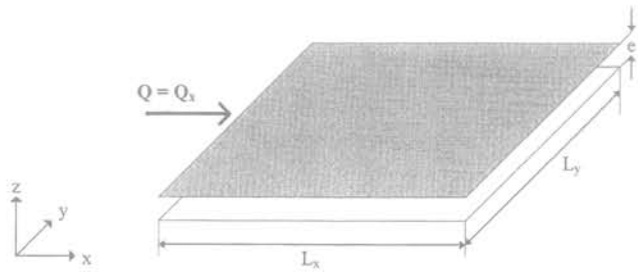

FIG. 3 **Modèle de plaques parallèles.**
Parallel plate model.

Les études expérimentales montrent que ces lois sont satisfaisantes pour des ouvertures assez grandes (Witherspoon *et al.*, 1980 ; Raven et Gale, 1985).

Ces lois « cubiques » ne sont cependant que la traduction d'un écoulement dans une fissure n'ayant qu'une certaine ouverture fixée sans prise en compte d'un réel couplage hydromécanique. Or l'écoulement hydraulique dans une fracture est lié à son ouverture e qui dépend de la charge appliquée et de la pression de fluide interstitiel. Toute variation de charge ou de pression va modifier l'ouverture de la fracture et entraîner une modification de l'écoulement. Il y a donc bien un couplage hydromécanique que plusieurs chercheurs ont tenté de traduire par des relations entre la variation de la conductivité hydraulique de la fracture et l'état de contrainte. La plupart d'entre eux ont essayé de relier, à chaque niveau de contrainte normale, la loi cubique à la fermeture de la fracture en introduisant généralement une correction empirique sur l'ouverture hydraulique (Detournay 1979 ; Barton *et al.*, 1985). Barton *et al.* proposent par exemple :

$$e = \frac{JRC^{2,5}}{\left(\frac{a}{e}\right)^2} \text{ en } \mu\text{m} \tag{4}$$

où *JRC* est la rugosité mécanique de la fracture et *a* l'ouverture mécanique de la fracture.

Comme le montre l'équation (4), ces corrections sont fonction de l'ouverture mécanique et peuvent être directement liées à l'état de contrainte sur la fracture. Barton *et al.* proposent par exemple :

$$a = \frac{JRC}{5}\left(\frac{0{,}2\sigma_c}{JCS} - 1\right) + \frac{c\sigma_n}{1 + b\sigma_n} \tag{5}$$

JCS étant la résistance à la compression simple des lèvres de la fracture.

Le travail présenté dans cet article est une approche simplifiée du couplage hydromécanique dans un joint rocheux et seul le comportement sous charge normale du joint sera étudié. Dans ce comportement l'effet de la pression de fluide et de son écoulement seront pris en compte, de nombreuses études (Barton *et al.*, 1985 ; Gale, 1982) ayant montré dans ce cas l'effet prépondérant du comportement normal du joint. Le modèle développé s'inspire d'une approche physique du mécanisme d'écrasement d'un joint rocheux et tient compte de l'apparition des irréversibilités (effet d'hystérésis). Les paramètres utilisés seront déterminés à partir des résultats expérimentaux obtenus par Sibaï *et al.* (1997) à l'aide de méthodes inverses numériques.

2 Description et conception des essais

La caractérisation du comportement hydromécanique d'un joint rocheux a fait l'objet de nombreux travaux expérimentaux (Gale, 1982 ; Gentier, 1986) qui ont montré la difficulté à obtenir des relations générales entre la morphologie des épontes, l'ouverture et la conductivité hydraulique de la fracture. La rugosité de celle-ci est une donnée supplémentaire dont l'influence sur le couplage mécanique, en rapport avec l'écoulement, est généralement mal connue ou incomplète. D'un point de vue expérimental, quelques éléments de réponse peuvent être apportés par l'étude de joints de granite ou de marbre de rugosités très différentes. L'étude hydromécanique imposera la réalisation, dans le joint, d'un écoulement de géométrie connue : radial (Gale, 1982 ; Gentier, 1986) ou parallèle (Detournay, 1979).

Le dispositif expérimental conçu au Laboratoire de Mécanique de Lille et développé par Sotoudeh (Sibaï *et al.*, 1997), permet de réaliser un écoulement de type parallèle dans un joint rocheux sollicité par une contrainte normale (par confinement) et une pression interstitielle. L'appareillage permet la mesure des pressions de fluide en différentes zones du joint, les débits et la variation de son ouverture. La figure 4 donne un aperçu complet du montage expérimental comprenant :

- une cellule hydrostatique à haute pression (200 MPa) ;
- deux pompes Gilson pour réguler la pression de confinement (Pc) et la pression d'injection (Pi) ;
- une centrale d'acquisition Vishay pour les mesures de déplacements (par LVDT) et d'extensométrie ;
- des capillaires calibrés de différents diamètres pour mesurer les volumes de fluides injectés et/ou expulsés.

Les échantillons testés sont cylindriques, de diamètre 65 mm et de hauteur 120 mm. Le joint est réalisé par essai Brésilien. La figure 5 représente cet échantillon fissuré et le dispositif de mesure qui l'équipe. La pression de fluide est mesurée en quatre points P_1, P_2, P_3 et P_4 par l'intermédiaire de capteurs de pression. Les capteurs P_2 et P_3 permettent une mesure directe de la pression dans la fissure. Pour mesurer l'écartement du joint, six capteurs LVDT diamétralement opposés sont utilisés et placés à des niveaux différents. Des jauges de déformation sont collées sur le matériau pour évaluer la déformation propre de la matrice rocheuse (hors écrasement du joint). Cette conception permet alors de mesurer :

- la variation d'ouverture-fermeture du joint ;
- les déformations de la matrice ;
- la courbe de perte de charge hydraulique (évolution et distribution de la pression du fluide) ;
- la variation du débit en fonction de la variation de la pression d'injection (charge hydraulique) et du chargement normal du joint (pression de confinement).

Trois types d'essais ont été réalisés sur différentes natures de roches :

- type I : essai de compressibilité classique sans pression interstitielle ;
- type II : essai de compressibilité avec pression de fluide uniforme dans le joint ;
- type III : essai d'écoulement dans le joint.

Le second type d'essai consiste à augmenter la pression de fluide dans le joint en maintenant la pression

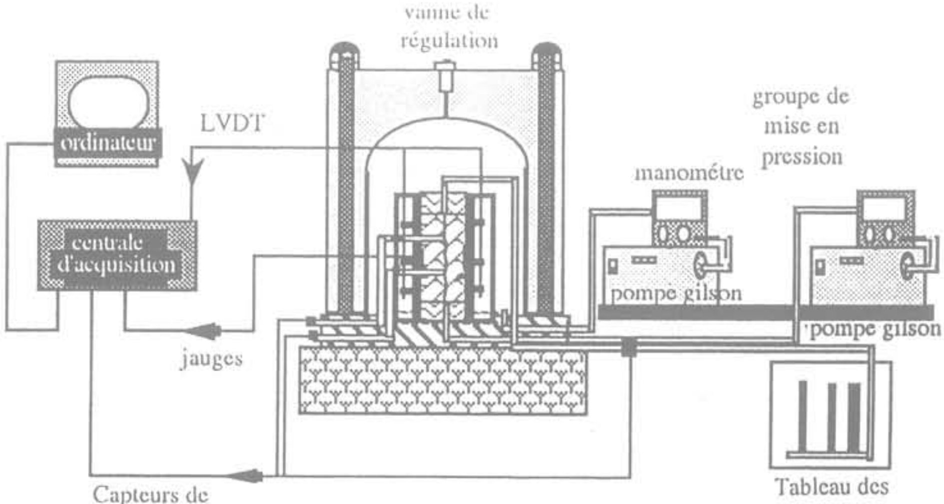

FIG. 4 **Dispositif expérimental.**
Experimental device.

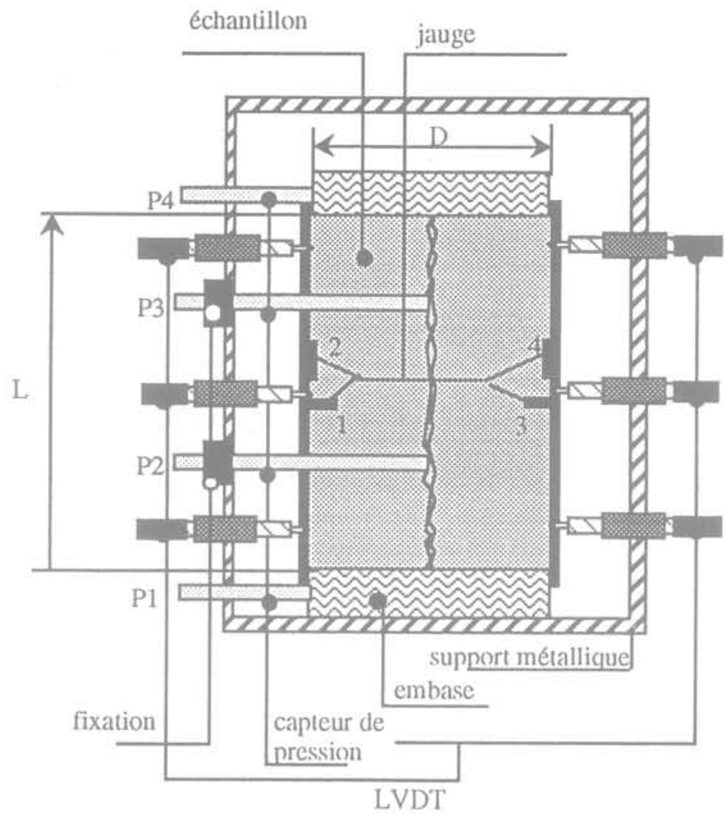

FIG. 5 **Système de mesure équipant l'échantillon.**
Sample instrumentation.

de confinement constante. Cet essai est précieux pour décrire le couplage hydromécanique. L'essai d'écoulement permet, à différents niveaux de confinement (et donc de fermeture du joint), de mesurer le débit hydraulique induit par des conditions variables de pression d'injection et de drainage et d'évaluer ainsi la conductivité hydraulique du joint. L'essentiel des résultats obtenus est présenté plus loin dans la comparaison des résultats expérimentaux et ceux donnés par le modèle.

3

Modélisation d'un joint rocheux sous contrainte normale

3.1

Généralités

La réponse d'un joint rocheux, non cimenté, à une sollicitation normale présente généralement deux phases distinctes au cours du chargement. La première phase est caractérisée par une fermeture du joint sous faible contrainte et est suivi d'une seconde phase de durcissement où la contrainte normale croît rapidement (Fig. 1). Ce phénomène est en partie dû à un écrasement progressif des grains qui augmente la surface de contact dans la fracture, rendant alors le joint de plus en plus raide. Cette fermeture n'est pas réversible, et un déchargement entraîne une réouverture incomplète. Cette non-réversibilité peut s'expliquer par des frottements au niveau des contacts rocheux mais également par un écrasement irréversible des aspérités de la fracture.

Pour modéliser un tel comportement, on propose de schématiser la fracture par un assemblage de plots, de hauteurs et sections variables, qui viendront successivement se mettre en contact au cours du chargement (Fig. 6). Pour que le comportement global du joint soit irréversible, on a choisi un modèle simple d'élastoplasticité avec écrouissage cinématique (Fig. 7). On peut ainsi reproduire, qualitativement, le comportement complet sous charge et décharge d'un joint (Fig. 8).

3.2

Détermination des paramètres du modèle. Hypothèses

Ce modèle de comportement d'un joint rocheux est d'une grande simplicité conceptuelle mais nécessite la détermination de nombreux paramètres qu'il s'agira de calculer en fonction du comportement réel d'une fracture. Ces paramètres sont de deux natures distinctes :

– mécanique avec E, K, σ_1(ou ε_1^e) ;

– géométrique avec e, $S(i)$, $Ch(i)$ et le nombre de plots N.

Les définitions des différents paramètres sont données sur les figures 6 et 7.

Pour simplifier la détermination de ces paramètres quelques hypothèses sont nécessaires ; en particulier si

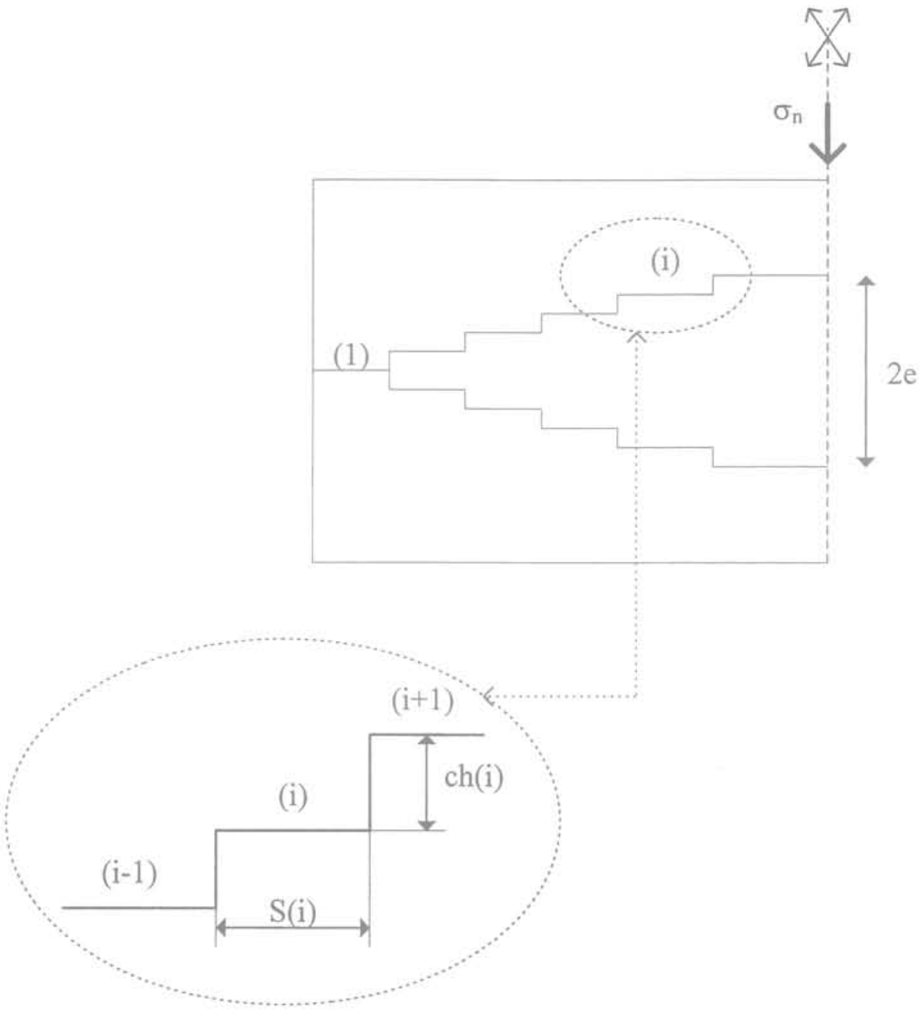

FIG. 6 **Description géométrique du joint par le modèle de « plots ».**
Geometrical description of joint by pin's model.

l'écrasement total du joint mesuré vaut e_0, il est possible pour une fracture d'envisager une ouverture normée variant de 0 à 1 (rapport e/e_0). Le comportement réel sera donc défini à un facteur multiplicatif près. Dans ce même esprit, on norme également l'écrasement ε possible d'un plot en supposant que la hauteur totale de chaque plot $h(i)$ vaut 1. La déformation d'un plot $\varepsilon = \dfrac{\Delta h}{h}$ variera donc de 0 à 1, la valeur unité ne sera éventuellement atteinte que pour le premier plot lors d'un écrasement total.

Pour traduire les variations de surface ou de hauteur d'un plot à l'autre on suppose une variation géométrique de raison q_1 (pour la surface) et q_2 (pour la hauteur) ; soient :

$$S(i) = q_1\, S(i-1) \text{ et } Ch(i) = q_2\, Ch(i\text{-}1) \qquad (6)$$

On norme également la surface totale du joint par $\sum_{i=1}^{N} S(i) = 1 = S_t$.

Les paramètres géométriques sont donc réduits à l'ouverture e, la surface initiale en contact $S(1)$, les raisons géométriques q_1 et q_2 et enfin le nombre total de plots N.

Lors d'un essai d'écrasement total d'un joint, on a accès à différentes informations qui permettront la détermination des paramètres, soit directement, soit par méthode inverse. On peut en particulier observer sur la figure 8 les pentes p_1 et p_2 et l'écrasement résiduel ε_r. Les pentes p_1 et p_2 permettent d'estimer les valeurs de E et $S(1)$, car si l'écrasement est total, la pente en décharge p_2 donne directement la valeur de E. Si on suppose que le joint a été complètement fermé par la contrainte normale σ_M, un déchargement de celui-ci marquera un retour élastique et concernera la totalité des plots, soit la surface $S_t = 1$. Chaque plot se déforme élastiquement de la même valeur ε^e (Fig. 8) et on a par équilibre statique :

$p_2\, \varepsilon^e = S_t\, \Delta\sigma = S_t\, E\, \varepsilon^e$ soit $p_2 = E$. On peut ensuite estimer la surface $S(1)$ par :

$$S(1) = \frac{p_1}{E} \qquad (7)$$

En effet, si σ_n est la contrainte normale appliquée au joint elle sera équilibré par le seul plot (plot 1) chargé et sollicité par $\sigma(1)$. Cette contrainte provoque une déformation $\varepsilon(1)$ supposée élastique au début de l'écrasement. σ_n s'appliquant sur la surface totale $S_t = 1$ du joint, la force à équilibrer sera : $S_t\, \sigma_n = \sigma_n = p_1\, \varepsilon(1)$. Cette force est équilibrée par le premier plot ce qui donne :

$$S_t\, \sigma_n = \sigma_n = p_1\, \varepsilon(1). = \sigma(1)\, S(1) = E\, \varepsilon(1)\, S(1) \qquad (8)$$

La relation (7) s'en déduit immédiatement.

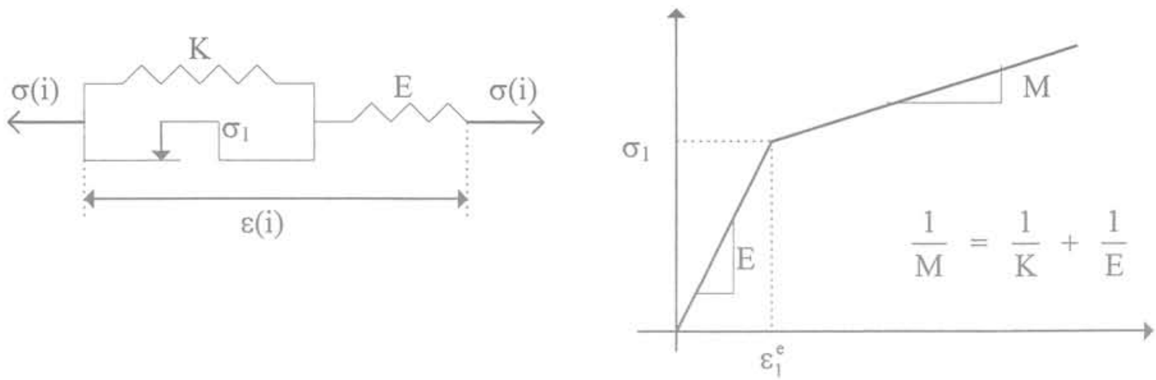

FIG. 7 **Modélisation rhéologique du comportement d'un plot.**
Rheological modelling of pin's.

S(1) et E peuvent être ensuite utilisées comme valeurs initiales dans des méthodes inverses de détermination numérique ou gardées telles quelles. Le paramètre S(1) peut alors paraître ici redondant si la raison q_1 et N sont connus. Mais, si on fixe la valeur de $S(1)$ grâce aux pentes p_1 et p_2, la série géométrique sur la surface débute à partir de $S(2)$.

Après une décharge totale du joint, fermé au préalable par la contrainte σ_M, il reste une ouverture résiduelle ε_r. La composante élastique de la déformation du premier plot aura donc été : $\varepsilon^e(1) = 1 - \varepsilon_r$. La loi de comportement d'un plot (Fig. 7) permet alors d'écrire :

$$\begin{cases} E\,\varepsilon_l^e + M[1-\varepsilon_1^e] = E(1-\varepsilon_r) \\ \text{ou} \\ M = E\dfrac{1-\varepsilon_1^e-\varepsilon_r}{1-\varepsilon_1^e} \end{cases} \quad (9)$$

L'équilibre global du joint, pour un écrasement total, si Ie est le nombre de plots plastifiés, s'écrit :

$$\sigma_M = E\left[\sum_{i=1}^{N} S(i)\varepsilon(i) - \frac{\varepsilon_r}{1-\varepsilon_1^e}\sum_{i=1}^{Ie} S(i)\left(\varepsilon(i)-\varepsilon_1^e\right)\right] \quad (10)$$

Cette relation permet le calcul explicite de E, et donc de M en fonction de σ_M. Il faut noter que, si ε_1^e est connu, Ie se calcule aisément en fonction de ce paramètre. Il apparaît donc qu'il suffit de calculer q_1, q_2 et ε_1^e, après avoir arbitrairement choisi une valeur de N, pour être en mesure de simuler le comportement du joint. On a employé, pour déterminer ces paramètres une méthode d'inversion directe (Shao *et al.*, 1991). Ces calculs ont été faits pour des joints de roches de natures très différentes. Les paramètres ainsi déterminés sont donnés dans le tableau I et les figures 9 et 10 montrent les bonnes simulations obtenues avec un faible nombre de plots (7 plots).

TABLEAU I **Valeurs calculées des paramètres du modèles.**
Values of model parameters

Roche	*q1*	*q2*	ε^e (1)	*E* (MPa)	*M* (MPa)
Granite	2,5	0,7	6,2 10^{-5}	748,55	441,62
Marbre	3,2	1,1	4,6 10^{-6}	700,6	421,5

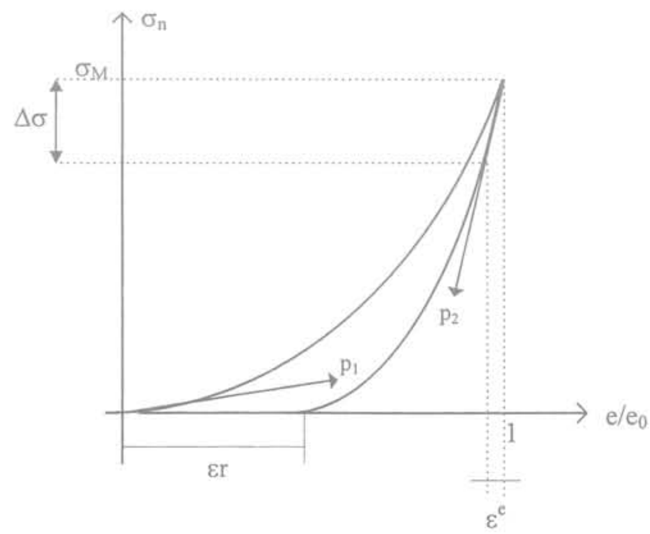

FIG. 8 **Réponse qualitative de la modélisation.**
Qualitative prediction of the model.

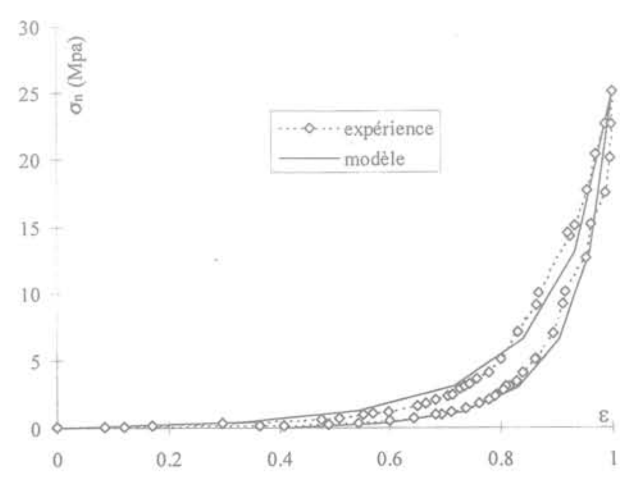

FIG. 9 **Comparaison modélisation-expérience du comportement d'un joint de granite.**
Comparison between experience and model for a joint granite.

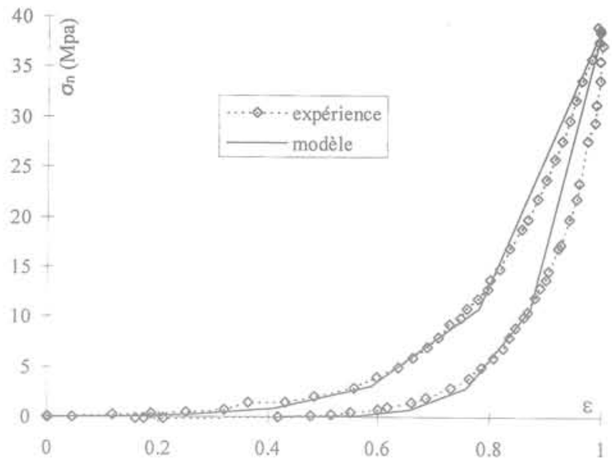

FIG. 10 **Comparaison modélisation-expérience du comportement d'un joint de marbre.**
Comparison between experience and model for a marble granite.

On peut conclure que ce modèle simple est apte à décrire le comportement d'un joint rocheux sous contrainte normale suite à un seul écrasement de celui-ci et moyennant le calcul de quelques paramètres dont le sens physique peut être aisément interprété. Si par exemple le joint est très rugueux avec de nombreuses aspérités il faudra augmenter le nombre de plots et prendre une surface $S(1)$ très petite. En revanche, pour un joint plus lisse, $S(1)$ peut être plus grand et les plots moins nombreux. Le « degré » d'irréversibilité est directement lié aux valeurs de K et ε_1^e, c'est donc sur ces paramètres qu'il faudra jouer si l'effet d'hystérésis est plus ou moins marqué.

Il faut noter ici que la rugosité du joint n'est pas un paramètre explicite du modèle. L'association des plots de géométrie différente permet de représenter le comportement d'un joint, dans son état actuel, sans faire appel à la description précise de la rugosité. Celle-ci n'est implicitement prise en compte que sous la forme d'une valeur moyenne des pics et vallées des surfaces en contact, que les raisons q_1 et q_2 permettent d'appréhender. La méthode d'inversion numérique choisie pour calculer ces paramètres, ne permet pas d'établir une réelle corrélation avec la rugosité qui n'est pas mesurée ici. Même si les paramètres ont un sens physique, il n'est pas certain que d'autres valeurs de ceux-ci ne conduisent pas à la même simulation du comportement d'un joint donné. Il apparaît cependant que la recherche d'une corrélation entre la rugosité et les paramètres de ce modèle serait un axe d'investigation digne d'intérêt car, en cas de succès, il deviendrait possible de prédire, pour un matériau donné, le comportement d'un joint par sa seule identification géométrique.

3.3

Contrainte effective. Comportement hydraulique

3.3.1

Contrainte effective

Pour décrire le comportement hydromécanique d'un joint on dispose des essais de couplage effectués par Sibaï *et al.* (1997) en condition statique (sans gradient hydraulique). C'est le second type d'essai décrit au § II. Expérimentalement, la pression de fluide dans le joint ne peut excéder la pression de confinement pour des raisons d'étanchéité mais la simulation permettrait des valeurs plus élevées jusqu'à la limite d'équilibre statique du joint. Expérimentalement le joint est chargé mécaniquement puis une pression de fluide *Pi* (eau) est appliquée, progressivement croissante, dans le joint. Le modèle proposé permet de simuler le comportement du joint sous ce type de sollicitation. La figure 11 schématise un tel comportement et le décollement des plots suite à l'augmentation de la pression *Pi*. Dès qu'il y a décollement de plots, la pression *Pi* s'exerce sur une surface plus importante. Un test est donc prévu pour repérer ce phénomène, et la mise en pression s'apparente à un déchargement élastique du joint. σ_n joue en quelque sorte le rôle de contrainte totale, la « contrainte effective » σ_{eff} est la résultante apparente des efforts de contact entre les plots. Comme pour les matériaux poreux cette contrainte effective s'avère être la contrainte responsable des déformations de la matière (les plots) mais a aussi une signification mécanique par l'équilibre statique dont elle est déduite. Cette notion n'est donc pas purement rhéologique. L'équilibre mécanique impose :

$$\sum_{i=1}^{J} S(i)\sigma(i) = \sigma_n S_t - Pi(S_t - Sc) = \sigma_{eff} S_t \qquad (11)$$

d'où :

$$\sigma_{eff} = \sigma_n - Pi(1 - S_c) \qquad (12)$$

où J est le nombre de plots en contact à la pression *Pi*.

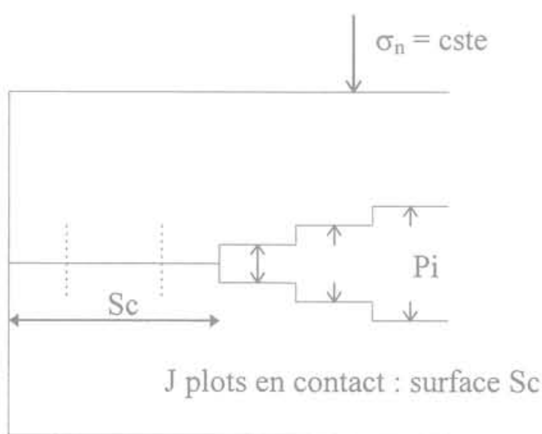

FIG. 11 **Équilibre statique d'un joint, sous pression, partiellement fermé.**
Static equilibrium of a partially close joint under pressure.

Les figures 12 et 13 présentent les résultats comparés de la modélisation et des mesures expérimentales et montrent de nouveau la bonne aptitude du modèle à décrire le comportement, hydromécanique, d'un joint.

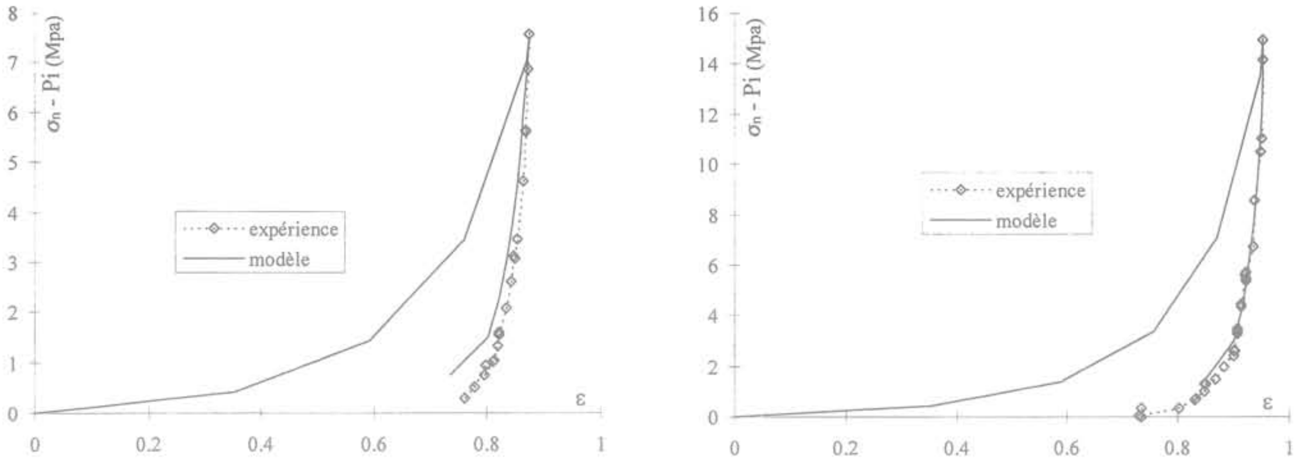

FIG. 12 **Comparaison modèle expérience du comportement hydromécanique d'un joint de granite ; a) σ_n = 7,5 MPa et b) σ_n = 15 MPa.**
Comparison between experience and model for the hydromechanical behaviour of granite joints ; a) σ_n = 7,5 MPa and b) σ_n = 15 MPa.

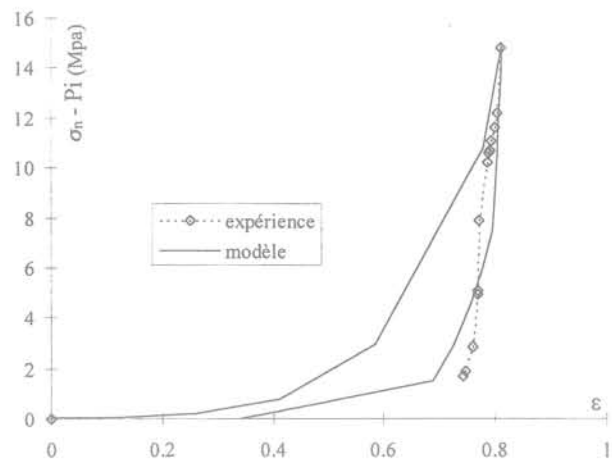

FIG. 13 **Comparaison modèle expérience du comportement hydromécanique d'un joint de marbre ; σ_n = 15 MPa.**
Comparison between experience and model for the hydromechanical behaviour of marble joint σ_n = 15 MPa.

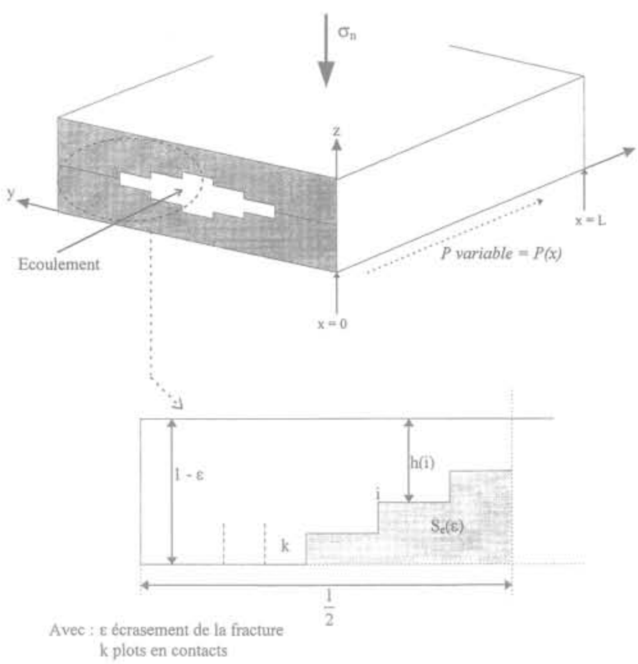

FIG. 14 **Écoulement dans un joint – calcul de la surface offerte à l'écoulement.**
Flow in a joint – calculation of the area associated to the flow.

3.3.2 Couplage hydromécanique avec gradient hydraulique

La notion de contrainte normale effective développée précédemment permet de calculer l'ouverture (normée) du joint rocheux en fonction de la sollicitation *(σ_n, P)*. Pour un écrasement donné, il est possible de calculer l'ouverture entre les plots qui ne sont pas en contact et de définir alors l'ouverture hydraulique de la fracture. Lors d'un écoulement la pression interstitielle varie dans la fissure et nous supposerons que la relation (11) reste applicable localement (Fig. 14).

En supposant que pour le couple *(σ_n, P)* appliqué localement au joint, il y a *k* plots en contact et que l'écrasement local vaut ε (Fig. 14), la surface $S_e(\varepsilon)$ offerte à l'écoulement sera

$$S_e(\sigma_n, P) = S_e(\varepsilon) = \sum_{i=k+1}^{N} (1 - h(i) - \varepsilon)\, S(i) \qquad (13)$$

Pour calculer le débit local de fluide Q, nous supposerons que l'écoulement entre les plots est laminaire et s'écrit :

$$Q(\sigma_n, P) = Q(\varepsilon) = \frac{g}{12\nu} J \left[\sum_{i=k+1}^{N} (1 - h(i) - \varepsilon)^3 S(i) \right] l\, e_0^3 \qquad (14)$$

avec l largeur du joint (Fig. 14) ; e_0 ouverture initiale du joint ; ν viscosité cinématique de l'eau ; *J* gradient hydraulique.

Il est aussi possible avec cette valeur du débit de calculer une vitesse moyenne de fluide par :

$$V_{moy} = \frac{Q(\varepsilon)}{l\, e_0\, S_e(\varepsilon)} \qquad (15)$$

3.3.3

Calcul du paramètre e_0

e_0 représente l'ouverture moyenne initiale du joint, sa mesure directe est délicate et on l'estime par une méthode indirecte basée sur la mesure de débit Q pour la sollicitation représentée sur la figure 15.

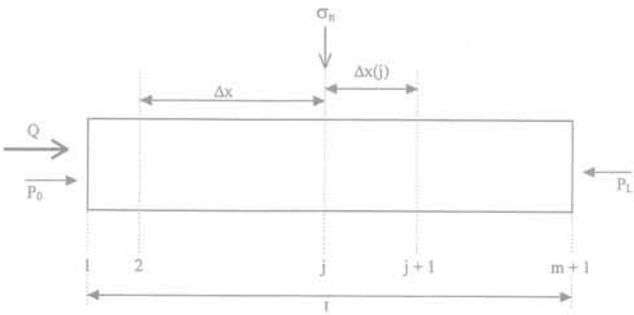

FIG. 15 Discrétisation de la pression dans le joint.
Pressure discretisation in joint.

Dans la section d'abscisse j, l'état local de sollicitation est donnée par le couple (σ_n, P_j) induisant un écrasement ε_j. On peut donc noter :

$$\alpha(k, j) = \sum_{i=k+1}^{N} (1 - h(i) - \varepsilon_j)^3 \, S(i) \tag{16}$$

Le domaine est subdivisée en m tronçons, de longueurs inégales, telles qu'entre deux points consécutifs j et $j+1$ on ait :

$$\Delta P_j = \frac{P_L - P_0}{m} = P_{j+1} - P_j \tag{17}$$

Le débit Q s'interpole alors entre deux sections consécutives par :

$$Q(\varepsilon_j) = \frac{l \, e_0^3}{12\mu} \frac{\Delta P_j}{\Delta x_j} \left[\frac{\alpha(k,j) + \alpha(k,j+1)}{2} \right] \tag{18}$$

avec μ viscosité dynamique du fluide.

Ou encore, en remarquant que $\Sigma \, \Delta x_i = L$:

$$Q(\varepsilon_j) = \frac{l \, e_0^3}{12} \frac{P_0 - P_L}{\mu} \frac{1}{L} \sum_j \left[\frac{\alpha(k,j) + \alpha(k,j+1)}{2} \right] \tag{19}$$

Dans cette dernière équation e_0 est inconnue mais peut être estimée par la mesure du débit Q dans une fracture donnée à une contrainte totale σ_n donnée.

e_0 étant connue, il est alors possible de calculer le débit Q pour différents niveaux de pression d'injection. C'est ce qu'illustrent les figures 16 et 17 avec de nouveau une bonne corrélation entre l'expérience et la modélisation. Les relations (18) et (19) permettent également le calcul de Δx_j, ceci fournit le profil de pression dans le joint dont la figure 18 présente une illustration.

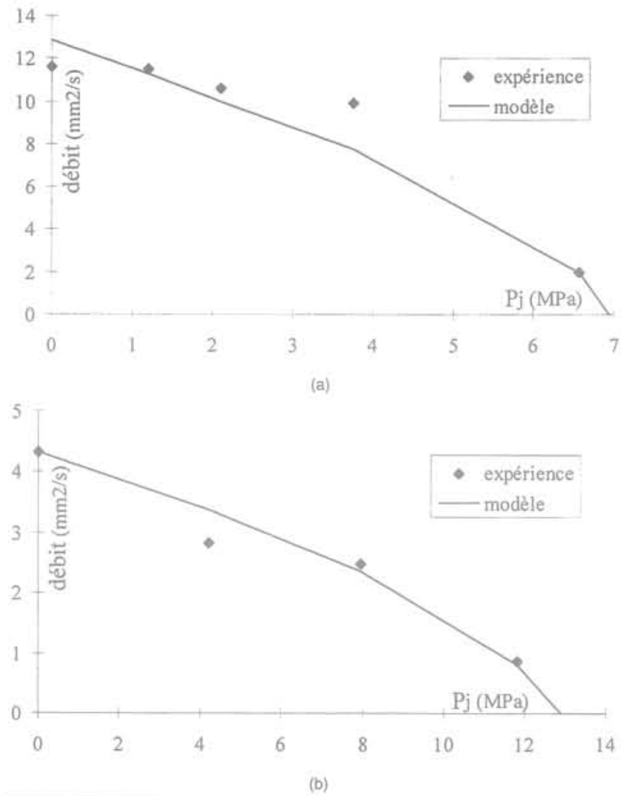

FIG. 16 Variation du débit en fonction de la pression de fluide dans un joint de granite soumis à une contrainte normale donnée ; a) σ_n = 7,5 MPa et b) σ_n = 15 MPa.
Flow rate variation with respect to the fluid pressure in a granite joint under normal stress ; a) σ_n = 7,5 MPa and b) σ_n = 15 MPa.

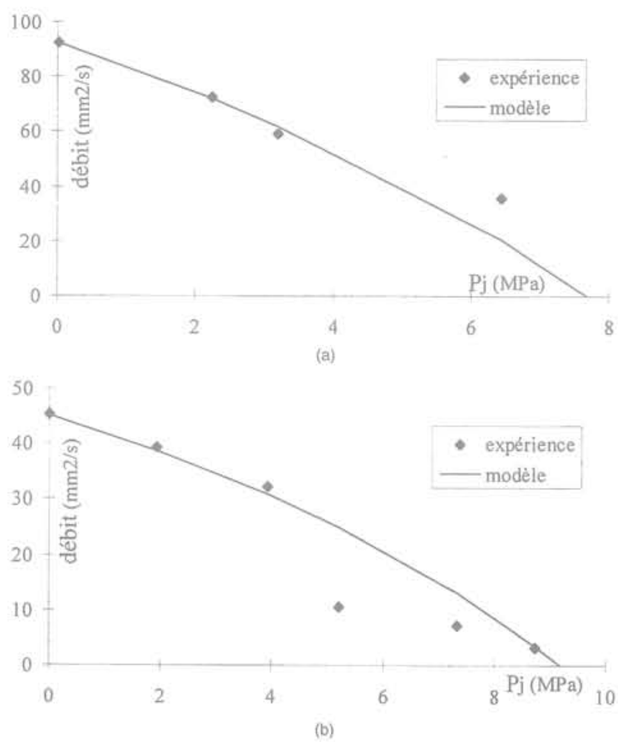

FIG. 17 Variation du débit en fonction de la pression de fluide dans un joint de marbre soumis à une contrainte normale donnée ; a) σ_n = 7,5 MPa et b) σ_n = 15 MPa.
Flow rate variation with respect to the fluid pressure in a marble joint under normal stress ; a) σ_n = 7,5 MPa and b) σ_n = 15 MPa.

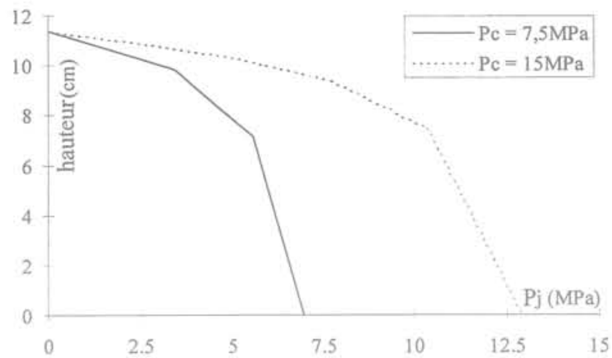

FIG. 18 **Modélisation de la perte de charge hydraulique dans le joint de granite.**
Modelling of hydraulic gradient in a joint.

4

Conclusion

Cette étude, qui s'appuie pour une large part sur de nombreux essais de laboratoire sur les joints rocheux, a permis de développer un modèle de comportement physique assez simple. Ce modèle n'est pas encore complet et devra être prolongé par la prise en compte du comportement du joint sous cisaillement. Dans sa version actuelle, ses paramètres peuvent être identifiés par un essai de compressibilité et l'emploi de méthodes d'inversion numérique. Ce modèle permet de reproduire le comportement réel du joint sous sollicitation normale, en charge et décharge, avec un degré de précision très satisfaisant. Il permet aussi de reproduire assez fidèlement le comportement du joint chargé par une pression interne de fluide et de retrouver une notion de contrainte effective par l'intermédiaire du degré de fermeture du joint (section *Sc* en contact). Une approche plus fine de ce comportement pourrait être envisagée dans l'avenir par la prise en compte d'une certaine filtration de liquide entre les plots et écrire alors $\sigma_{eff} = \sigma_n - P[1 - \psi Sc]$ ψ étant un facteur correctif inférieur à l'unité dont le rôle apparaît si la surface en contact *Sc* tend vers 1. Dans ce cas la pression doit prendre de très grandes valeurs pour écarter le joint ce qui mène assez rapidement à une instabilité dans son comportement. La correction numérique permet alors « d'adoucir » ce phénomène. Finalement la simulation du comportement hydraulique d'un joint a également pu être réalisée avec une corrélation satisfaisante entre les débits de fluide mesurés et simulés pour diverses conditions d'injection ce qui prouve une nouvelle fois que cette modélisation de type physique présente quelques aspects pertinents vis-à-vis du comportement réel du joint.

Bibliographie

Bandis S.C., Lumsden A.C., Barton N.R. – Fundamentals of rock joint deformation. *Int J of Rock Mech Min Sci*, 1983, vol. 20, n° 6, p. 249.

Barton N.R., Bandis S.C., Baktar K. – Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints. *Int J of Rock Mech Min Sci*, 1985, vol. 22, n° 3, p. 121.

Detournay E. – *The interaction of deformation and hydraulic conductivity in rock fracture, an experimental and analytical study. Improved stress determination procedures by hydraulic fracturing.* Final report. Minneapolis, University of Minnesota, 1979, vol. 2.

Gale J.E. – *The effect of fracture type (induced versus natural) on the stress ; fracture closure ; fracture permeability relationships.* Proc 23rd US Rock Mech Symp, Berkeley, California, 1982, p. 290.

Gentier S. – Morphologie et comportement hydromécanique d'une fracture naturelle dans un granite sous contrainte normale. Thèse de doctorat, université d'Orléans, 1986.

Goodman R.E. – *The mechanical properties of joints.* Proc 3rd Cong ISRM, Denver Colorado, 1974, vol. 1A, p. 127.

Goodman R.E. – *Methods of geological engineering in discontinuous rocks.* West Publishing Company, 1976.

Greenwood J.A., Tripp J.H. – *The contact of two nominally flat rough surfaces,* Proc Int Mech Engrs, vol. 185, 1971, p. 525.

Greenwood J.A., Williamson J.B.P. – *Contact of nominally flat surfaces,* Proc Roy Soc London, série A, vol. 295, 1966, p. 300.

Lomizé G.M. – *Water flow through jointed rock.* (En russe Gosenergoizdat), Moscow, 1951.

Shao J.-F., Dahou A., Henry J.-P. – Application de la théorie des problèmes inverses à l'estimation des paramètres des modèles rhéologiques. *Revue française de Géotechnique,* 1991, n° 57, pp. 75-80.

Sibaï M., Haji-Sotoudeh M., Henry J.-P. – Étude expérimentale du couplage hydromécanique de joints rocheux. *Revue française de Géotechnique*, à paraître.

Raven K.G., Gale J.E. – Water flow in a natural rock fracture as a function of stress and sample size. *Int J Rock Mech Min Sci,* 1985, vol. 22, n° 4, p. 251.

Whiterspoon P.A., Wang J.S.Y., Iwai K, Gale J.E. – Validity of cubic law for fluide flow in a deformable rock fracture. *Water Ressources Research,* 1980, vol. 16, n° 6, p. 1016.