



HAL
open science

Influence of the stress field on the flow in rock joints

X. Dunat, Marc Vinches, M. Bart, J.F. Shao

► **To cite this version:**

X. Dunat, Marc Vinches, M. Bart, J.F. Shao. Influence of the stress field on the flow in rock joints. 9th International Society of Rock Mechanics congress, Aug 1999, PARIS, France. hal-03260531

HAL Id: hal-03260531

<https://imt-mines-ales.hal.science/hal-03260531>

Submitted on 13 Jun 2024

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Influence du champ de contrainte sur les écoulements dans les joints rocheux

Influence of the stress field on the flow in rock joints Einfluß des Spannungsfeldes auf das Fließen in Klüften

X. DUNAT & M. VINCHES, Laboratoire GERM, Ecole des Mines d'Alès, France

M. BART & J. F. SHAO, Laboratoire Mécanique de Lille, URA CNRS, Université de Lille, Villeneuve d'Ascq, France

RESUME : Les modèles prédictifs des comportements mécaniques et hydromécaniques couplés de fractures rocheuses soumises à des contraintes et des gradients de pression de fluide sont l'objet de nombreuses recherches. Sont présentées ici deux approches complémentaires : l'une basée sur la modélisation d'une fracture en termes de géométrie et de comportement mécanique des lèvres du joint; l'autre sur la modélisation d'une fracture à partir d'une variable de compacité locale rendant compte du processus de modification de l'espace vide accessible au fluide. Les résultats de ces deux approches sont présentés en lien avec des essais hydromécaniques sur le granite.

ABSTRACT : Predictive modeling of hydraulical coupled behaviours of rock fractures under stresses and with fluid pressure gradients, are objects of intensive research. Here are presented two complementary approaches : one is based on the modeling of a fracture in terms of geometry and mechanical behaviour of the joint walls ; the other on the modeling of a fracture from a local compacity variable accounting for the modification process of the fracture space available to the fluid. The results of these two approaches are presented, together with hydro-mechanical tests results on granite samples.

ZUSAMMENFASSUNG : Viele Forschungen belangen voraussagende Modellen des mechanischen und hydromechanischen Verhaltens von felsigen Trennflächen, die hohen Spannungen und Fließigkeitsdruckgradienten bezwungen werden. Hier werden zwei ergänzende Methoden vorgezeigt : die erste benutzt eine Modellvorstellung einer Trennfläche für ihre Geometrie und für das mechanische Verhalten beider Seiten der Trennfläche ; die andere beschreibt eine Trennfläche mit der Hilfe einer Variable von lokaler Dichtigkeit ; diese Variable beschreibt das Änderungsprozess des Klüftenraums, der der Fließigkeit erreichbar ist. Ergebnisse beider Beschreibungen werden im Zusammenhang mit hydromechanischen Versuchen über Prüfkörpern aus Granite vorgezeigt.

1 EXTENDED ABSTRACT

The notion of hydro-mechanical coupling in rock joints was introduced a long time ago by hydrologists who had noticed a strong relation between the flow rate and the applied stresses (Lomize 1951, Louis 1969). The interpretation of the « coupling » was first refined with the determination of the nature of the flow (laminar or turbulent regime, Witherspoon and al. 1980) then by the modelling of the joint by two parallel planes with the opening being expressed as a function of the applied stresses (Detournay 1979). The interpretation was then refined by the introduction of models describing the contacts inside the fracture (Gentier 1986) or numerical models taking into account the progressive closure of the joint and the channel effect. All these approaches mainly concentrate on the study of the flow not on the stress. The stress is secondarily considered to « globally disturb » the flow. Apart from the numerical models (Lin 1994) which introduce an elastic behaviour of the rock (unable to predict the hysteresis often observed by experimentalists), the coupling is not a real coupling. In the porous media, the coupling is described locally by the action of the stresses tensor on the fluid pressure thanks to the strain tensor and of course, the rheological law (Coussy 1991).

A model of local behaviour for rock joint, based on this approach has been introduced. It did not allow the study of the influence of the joint on the surrounding matrix. We propose to consider it back, and modify it in order to study this influence.

These models define locally the action of the normal stress and of the fluid pressure on the joint displacement. The definition being local, the fitting tests will be performed in a uniform stress field.

Two models of rock joints under normal stress are presented and compared, with respect to hydraulical and mechanical tests on a granite sample.

The first model is a physical model, and the distribution of pins, whose behaviour is first elastic (elasticity modulus E), then plastic (plasticity modulus M) allowing the irreversibility of the displacement during the unloading of the joint to be taken into account. Several distribution laws were tested, by an inversion process, based on the best fitting of experimental curves at confining pressures of 1 and 15MPa. The log-normal distribution of the heights of the pins gave the more robust and better results. This type of distribution was used in a similar context by S. Gentier (1986).

The second model is based on a phenomenological description of the local state. The rock joint is considered like a series of voids between two rough surfaces (Tsang & Witherspoon 1981). Thus, the progressive closure of the joint under normal stress is considered as a modification process of the void space. A local state variable D_f is introduced to describe the compacity of the void space between the fracture surfaces. The compacity variable is thus proportional to the ratio between the closed surface A_c and the total surface of the joint A_r , i.e. $D_f = A_c / A_r$ and $D_f \in [0,1]$. The value $D_f = 0$ corresponds to the open state of the joint, $D_f = 1$ means that the joint is completely closed mechanically and hydraulically. The determination of the normal mechanical behaviour law consists in the identification of the evolution of the compacity variable as a function of the relative closure of the joint, from experimental data obtained in a normal compression test.

These two models allow the description of the non linear behaviour of the joints under load. A fitting of the model at pressure levels of 1 and 15MPa proves sufficient for a correct prediction of the mechanical behaviour at pressures up to 25MPa in the tested granite.

Differences between the hydraulical and the mechanical apertures are observed in the two models, a fact commonly known in this type of modeling (Gentier 1986, Barton 1985), and needs more attention.

2 INTRODUCTION

La plupart des modèles de couplage hydromécanique dans les joints rocheux mettent en avant le point de vue de l'hydraulicien. Ces modèles déterminent le débit en fonction de l'ouverture du joint, elle-même fonction des contraintes appliquées (Lomize 1951, Louis 1969). Ils ne permettent pas toujours de valider la loi cubique (Gentier 1986) et font généralement l'hypothèse de contraintes effectives. Des études récentes basées sur les couplages hydromécaniques au sens de Biot proposent des modèles qui vérifient tout d'abord des équilibres mécaniques (Soutoudeh 1995, Bart & Shao 1998, Dunat et al. 1998). Le présent article compare deux de ces modèles de couplage hydromécanique au sens de Biot. Le premier est une approche physique, il assimile une fracture rocheuse à un système de plots qui se mettent progressivement en contact sous l'effet du chargement. Pour le second modèle, la fermeture progressive de la fracture est considérée comme un processus de modification de l'espace vide, caractérisé par une variable de compacité interne. Une comparaison des deux modèles est donnée sur la prédiction des pertes de charge, des débits et des réponses hydromécaniques.

3 HYPOTHÈSES PRÉLIMINAIRES

Les modèles présentés se limitent à l'étude des joints faiblement ouverts.

Ces modèles supposent une largeur et une longueur (dans le sens de l'écoulement) unitaires. La fermeture du joint est normée de la manière suivante :

$$\text{pour le premier modèle, } V^* = V / V_{\max} \quad (1)$$

$$\text{pour le second modèle, } \tilde{V} = V / b_0 \quad (2)$$

V étant la fermeture, V_{\max} la fermeture maximale et b_0 l'ouverture initiale.

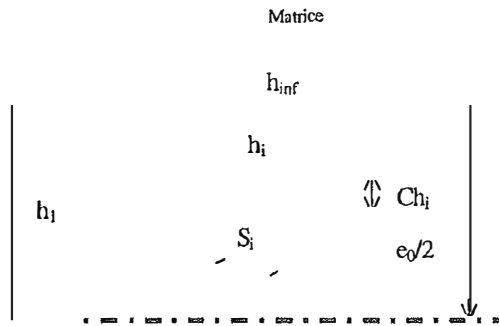


Figure 1 : représentation schématique du joint

4 LE PREMIER MODÈLE

4.1 Présentation conceptuelle

Ce modèle représente la fracture comme un assemblage de n plots de tailles variables (Fig. 1). Cette représentation permet de reproduire le comportement d'un joint. Lors d'une première phase nous obtenons une grande fermeture sous une faible contrainte. Cette phase est suivie d'un raidissement important du joint expliqué par une augmentation des surfaces en contact.

Plusieurs méthodes ont été utilisées pour calculer la dimension des plots.

La hauteur du plot i , sera notée $h(i)$ et varie de $h(1)=h_1$ (paramètre à définir en fonction des données expérimentales) à $h(n)=0$.

La première méthode suppose une variation géométrique des plots :

- les largeurs $S(i)$ varient géométriquement de raison r_1 ($S(i)=r_1 \times S(i-1)$),
- les hauteurs relatives $Ch(i)$ varient géométriquement de raison r_2 .

Une deuxième méthode utilise différentes lois statistiques telles que pour $i=2..n-1$:

$$S(i) = P \left(\frac{h(i-1) + h(i)}{2}, \frac{h(i) + h(i+1)}{2} \right) \quad (3)$$

$$S(1) = P(\text{bornemin}, (h_1 + h(2)) / 2)$$

$$S(n) = P(h(n-1) / 2, \text{bornemax})$$

$$\text{et } h(i) = (n-i) \times h_1 / (n-1) \quad \text{pour } i=2..n. \quad (4)$$

Bornemin et bornemax correspondent aux bornes inférieures et supérieures de la loi utilisée. Nous avons étudié les lois normale, log-normale, bêta et gamma.

Le comportement mécanique d'un plot sera de type élastique (module élastique E identique à celui de la roche) suivi d'une phase plastique (module de plasticité F) permettant de reproduire les irréversibilités observées lors du déchargement. La limite élastique en déformation sera notée ϵ_1^e .

La contrainte d'un plot i peut s'écrire sous la forme :

$$\bullet \text{ si le plot n'est pas plastifié : } \sigma(i) = E \times \epsilon(i) \quad (5)$$

$$\bullet \text{ si le plot est plastifié : } \sigma(i) = E \times \epsilon_1^e + F \times (\epsilon(i) - \epsilon_1^e) \quad (6)$$

Où $\epsilon(i)$ représente la déformation du plot i , et est définie par la relation suivante :

$$\epsilon(i) = (h_1 - h(i) - V^*) / h_{\text{inf}} \quad (7)$$

avec h_{inf} la hauteur d'influence du joint sur la matrice rocheuse.

La contrainte totale du joint peut s'écrire

$$\sigma_n = \sum_{i=0}^{i_e} E \times \epsilon(i) \times S(i) + \sum_{i=i_e+1}^{i_c} \left(E \times \epsilon_1^e \times S(i) + F \times (\epsilon(i) - \epsilon_1^e) \times S(i) \right) \quad (8)$$

i_e est le nombre de plots non plastifiés en contact, et i_c représente le nombre total de plots en contact.

4.2 Calcul des paramètres du modèle

Les paramètres du modèle peuvent être classés en deux catégories. La première correspond aux paramètres mécaniques. Ce sont le module élastique E , le module plastique F , la limite élastique et la hauteur d'influence, les autres sont des paramètres géométriques, car ils définissent les dimensions des plots. Ces paramètres sont la hauteur du premier plot h_1 et soit les raisons géométriques r_1 et r_2 , soit les paramètres des lois statistiques (moyenne et écart-type pour la loi normale et log-normale, et les coefficients alpha et bêta pour les lois bêta ou gamma).

Ces paramètres ont été calculés par une méthode d'inversion (Dunat et al. 1998, Shao et al 1991, Tarantola A. 1987). Les pressions de confinement utilisées pour le calage varient entre 1.0 et 15MPa. Cette plage de données correspond approximativement à celle pouvant être obtenue in-situ.

4.3 Couplage hydromécanique

Nous pouvons généraliser le concept de contrainte effective de Biot pour matériaux poreux aux joints rocheux. Suivant ce principe, la contrainte effective s'écrit sous la forme :

$$\sigma_{\text{eff}} = \sigma_n - \beta \times P_f \quad (8)$$

Où β est le coefficient de Biot généralisé, et P_f la pression de fluide appliquée. Si nous appliquons l'équation d'équilibre au modèle nous obtenons :

$$\sum S(i) \sigma(i) = \sigma_n \times S_t - P_f \times (S_t - S_c) = \sigma_n - (1 - S_c) \times P_f \quad (9)$$

Soit $\beta = (1 - S_c)$, où S_c représente la surface des plots en contacts et S_t la surface totale du joint ($S_t=1$).

Les résultats sont présentés dans la figure 3. On peut observer que le modèle donne une déformation au début du chargement supérieure à celle mesurée.

4.4 Couplage avec gradient hydraulique

En fonction des contraintes appliquées au joint, les modèles nous permettent d'en déterminer l'ouverture.

Pour déterminer le couplage hydromécanique, pour une pression interstitielle variable, nous supposons vraies les hypothèses suivantes :

La relation (9) reste localement applicable,

La loi d'écoulement laminaire entre les parois parallèles est localement applicable.

Pour ce type d'essai, nous divisons le chargement hydraulique entre la pression d'injection P_0 et la pression de drainage P_k en k parties. La pression de fluide dans chaque section P_i et son incrément $\Delta P = P_i - P_{i-1} = (P_k - P_0) / k$ sont connus.

Pour le premier modèle, la surface ouverte à l'écoulement A_e est égale à la surface entre les plots non en contact.

$$A_e = \sum_{i=i_c+1}^n (h_1 - h(i) - V^*) \times S(i) \quad (10)$$

Ces hypothèses nous permettent d'exprimer la vitesse sous la forme :

$$v_i = \sum_{i=i_c+1}^n (h_1 - h(i) - V^*)^2 \times S(i) \times \frac{\Delta P_i}{12\mu\Delta x_i} \quad (11)$$

En appliquant la loi de la conservation de la masse, nous pouvons écrire :

$$Q(\sigma_n, P_i) = - \left[\sum_{i=i_c+1}^n [h_1 - h(i) - V_1^*]^3 S(i) \right] e_0^3 \times \frac{\Delta P_i}{12\mu\Delta x_i}$$

$$Q(\sigma_n, P_i) = \dots = - \left[\sum_{i=i_{c1}+1}^n [h_1 - h(i) - V_1^*]^3 S(i) \right] e_0^3 \times \frac{\Delta P_n}{12\mu\Delta x_n}$$

d'où

$$Q(\sigma_n, P_i) = \sum_{j=1}^k \left[\sum_{i=i_{cj}+1}^n [h_1 - h(i) - V_j^*]^3 S(i) \right] e_0^3 \times \frac{\Delta P}{12\mu L} \quad (12)$$

Les valeurs de e_0 des différents modèles ont été calées sur les résultats expérimentaux pour $P_c=5\text{MPa}$, $P_0=4.1\text{MPa}$ et $P_k=0\text{MPa}$.

On remarque que nous obtenons des valeurs de e_0 (à titre d'exemple pour la loi log-normale $e_0=11,8\mu\text{m}$) beaucoup plus faibles que la fermeture mécanique (de l'ordre de $100\mu\text{m}$ pour $P_c=25\text{MPa}$).

5 LE DEUXIÈME MODÈLE (BART & SHAO 1998)

5.1 Présentation conceptuelle du modèle

Le deuxième modèle est basé sur une description phénoménologique de l'état local. Le joint rocheux est assimilé à une série de vides entre deux surfaces rugueuses (Tsang and Witherspoon 1981). Par conséquent, la fermeture progressive du joint sous contrainte normale est considérée comme un processus de modification de l'espace vide. On introduit alors une variable d'état locale D_f caractérisant la compacité actuelle de l'espace vide entre les épontes. La variable de compacité est donc proportion-

nelle au rapport entre la surface fermée A_c et la surface totale du joint A_t , soit formellement :

$$D_f \propto \frac{A_c}{A_t} \quad \text{et} \quad D_f \in [0, 1] \quad (13)$$

La valeur $D_f=0$ correspond à l'état complètement ouvert du joint tandis que $D_f=1$ signifie la fermeture complète du joint d'un point de vue mécanique et hydraulique. La variable de compacité varie en fonction du déplacement relatif normal du joint :

$$D_f = f_D(\tilde{V} = V/b_0) \quad (14)$$

où b_0 désigne l'ouverture initiale du joint.

Le comportement poromécanique du joint est décrit en utilisant la théorie générale de la poroélasticité de Biot (Biot 1941 et 1955, Coussy 1995) adaptée aux joints rocheux. Les études expérimentales sur les joints rocheux ont montré que le comportement mécanique sous contrainte normale est non linéaire. Il convient donc d'adopter une formulation incrémentale. Les lois de comportement poromécanique sont exprimées par les équations suivantes :

$$dp = M^f [d\zeta^f - b^f(D_f)d\epsilon_n] \quad (15)$$

$$d\sigma_n = K_n(D_f)d\epsilon_n - b^f(D_f)dp \quad (16)$$

où p est la pression de fluide dans le joint et $d\epsilon_n = dV/b_0$ étant la déformation normale du joint. b^f et M^f sont respectivement le coefficient de Biot et le module de Biot généralisés au joint. K_n est le module normal du joint. $\zeta^f = m^f/\rho^0$ est la variation de masse fluide par unité de volume dans le joint.

Pour le comportement mécanique du joint sous contrainte normale, une courbe type de contrainte - fermeture est présentée sur la figure 2. La raideur normale augmente avec la fermeture du joint, donc en fonction de la variable de compacité. La détermination de la fonction $K_n(D_f)$ doit tenir compte des hypothèses suivantes

- Quand le joint est entièrement ouvert ($D_f = 0$), la raideur normale tangente du joint est considérée comme nulle.
- quand le joint est entièrement fermé ($D_f = 1$), la raideur normale tangente du joint s'approche de l'infini.

Par conséquent, on propose d'approcher la variation de la raideur normale par la relation suivante :

$$\tilde{K}_n = \hat{E} \frac{D_f}{1 - D_f} \quad \text{où} \quad \tilde{K}_n = \frac{d\sigma_n}{dV} = \frac{K_n}{b_0} \quad (17)$$

Dans ces relations, \hat{E} est un paramètre qui se détermine pour un état de référence de compacité donné. La détermination de la loi de comportement normal mécanique consiste donc à identifier l'évolution de la variable de compacité en fonction de la fermeture relative du joint, à partir des données expérimentales lors d'une compression normale.

En ce qui concerne le comportement poromécanique, il convient de déterminer la corrélation entre le coefficient de Biot tangent généralisé b^f et la variable de compacité D_f . Des études expérimentales antérieures ont clairement montré que l'ouverture hydraulique diffère généralement de l'ouverture mécanique du joint. Il convient donc d'introduire un facteur de correction entre les deux ouvertures ou compactations. En tenant compte du fait que b^f diminue quand le joint se ferme et en supposant que $b^f=1$ quand le joint est entièrement ouvert ($D_f=0$), on peut écrire :

$$b^f = \beta (1 - D_f) \quad (18)$$

où β est le paramètre qui caractérise l'ouverture hydraulique effective du joint, qui doit dépendre de la rugosité, de l'état de remplissage et de la « canalisation » du joint. Quant au module de Biot généralisé pour des joints frais et ouverts, il est raisonnable de considérer que la valeur de M^f est proche du module de compressibilité du fluide.

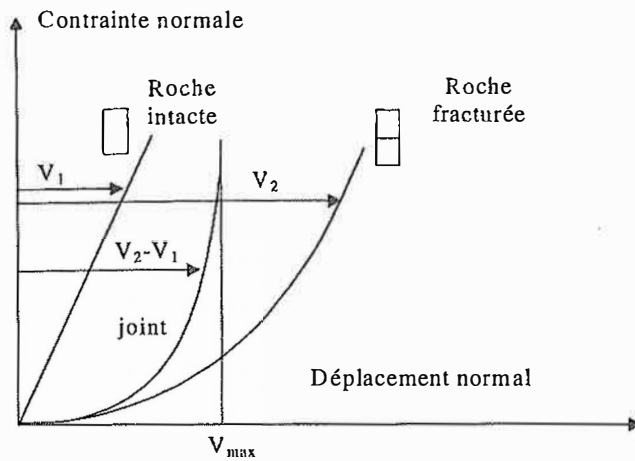


Figure 2 : Courbe de contrainte - déplacement type d'un joint rocheux soumis à une contrainte normale

5.2 Calibration du modèle

La calibration du modèle est effectuée en utilisant les résultats expérimentaux obtenus sur des joints granitiques de Tennesse (Haji Soutoudeh 1995). L'essai de compression normale sur un joint sec est utilisé pour l'identification du comportement mécanique. L'exploitation des données expérimentales a permis d'obtenir l'expression suivante pour la variation de la variable de compacité D_f :

$$D_f = \frac{D_i}{D_i + (1 - D_i)(1 - \tilde{V})^\alpha} \quad (19)$$

où D_i , la valeur initiale de D_f , caractérise l'état initial de contact du joint. α est un paramètre du modèle. Une comparaison est présentée entre les données expérimentales et la simulation à l'aide du modèle sur la figure 4. Une bonne concordance est obtenue.

Pour le comportement poromécanique, des essais de couplage ont été effectués (Haji Soutoudeh 1995). Ces essais sont composés de trois phases : le joint est d'abord soumis à une contrainte normale dans la première phase, puis on injecte le fluide dans le joint en imposant la contrainte normale constante et enfin, on diminue la pression de fluide. La variation du déplacement normal (ouverture relative) du joint en fonction de la pression du fluide lors de la phase de déchargement de la pression de fluide est présentée sur la figure 3 pour une contrainte normale imposée. Elle est comparée aux simulations numériques obtenues avec différentes valeurs de β .

L'ensemble des paramètres du modèle pour le granite de Tennesse est résumé dans le tableau 1.

Tableau 1 : paramètres du second modèle

Paramètres du modèle	Valeur
E	3500 GPa
b0	102 μ m
D_i	0,00248
α	2,4
σ_i	0,094 MPa
β	0,7

5.3 Modélisation du couplage hydromécanique dans le joint

Les équations de base pour un problème d'évolution quasi - statique sont les équations d'équilibre mécanique, la conservation de masse fluide et la loi de conduction de Darcy. Dans cet article, comme on s'intéresse à un joint isolé, on se limite au cas particulier d'un joint soumis à une contrainte normale imposée.

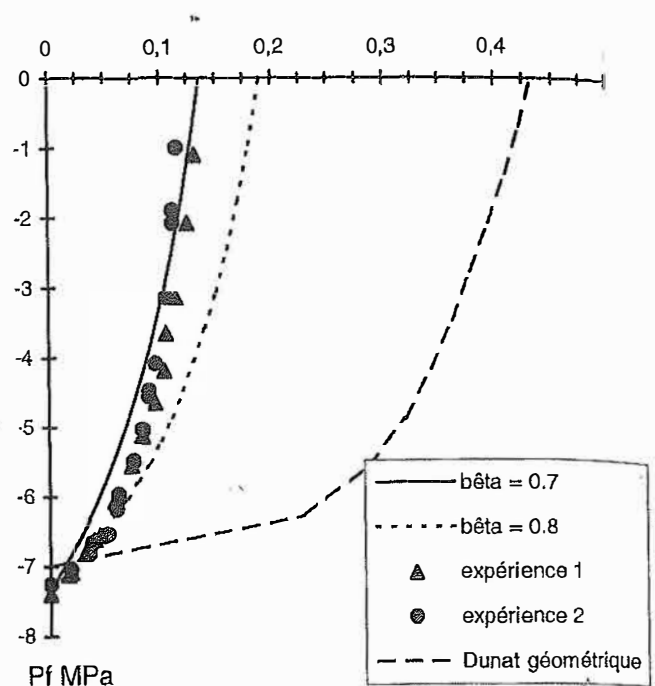


Figure 3 : Essais de couplage (Haji Soutoudeh 1995) - Comparaison entre les données expérimentales et les simulations pour $\sigma_n = 7,5$ MPa

Il suffit de résoudre le problème d'écoulement hydraulique tout en tenant compte du couplage poromécanique. L'équation de diffusion généralisée est obtenue en utilisant la conservation de masse, la loi de Darcy et la loi de comportement :

$$\text{div}\left(\frac{k^f}{\mu} \nabla p\right) = \frac{1}{M^f} \frac{\partial p}{\partial t} + b^f \frac{\partial \epsilon_{kk}}{\partial t} \quad (20)$$

En supposant un écoulement laminaire parallèle aux plans du joint et en se limitant aux problèmes 2D, on obtient :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{k^f}{\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \right) = \frac{1}{M^f} \frac{\partial p}{\partial t} + b^f \frac{\partial \epsilon_n}{\partial t} \quad (21)$$

Or, l'écoulement entre deux plaques parallèles séparées d'une distance de $e(x)$ est donné par :

$$k^f(x) = \frac{e^2(x)}{12} \quad (22)$$

Ainsi, dans le cas stationnaire et pour une matrice imperméable, la conservation de masse impose que :

$$Q(x) = \frac{e^3(x)}{12\mu} \frac{dp}{dx}(x) \quad (23)$$

Le joint est alors décomposé en n intervalles et sur chaque intervalle, on effectue l'approximation suivante :

$$\frac{dP}{dx} \cong \frac{\Delta P}{\Delta x} \quad (24)$$

En $\Delta P = \frac{P_{inj} - P_{drainage}}{n}$ imposant, l'équation (23) donne :

$$\Delta x_i = L \frac{e_i^3}{\sum_{i=1}^n e_i^3} \quad (25)$$

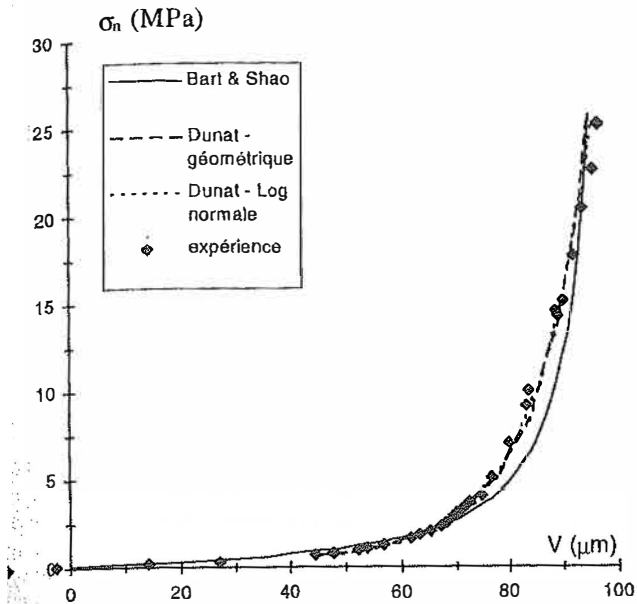


Figure 4 : Modélisation du comportement mécanique d'un joint de granite

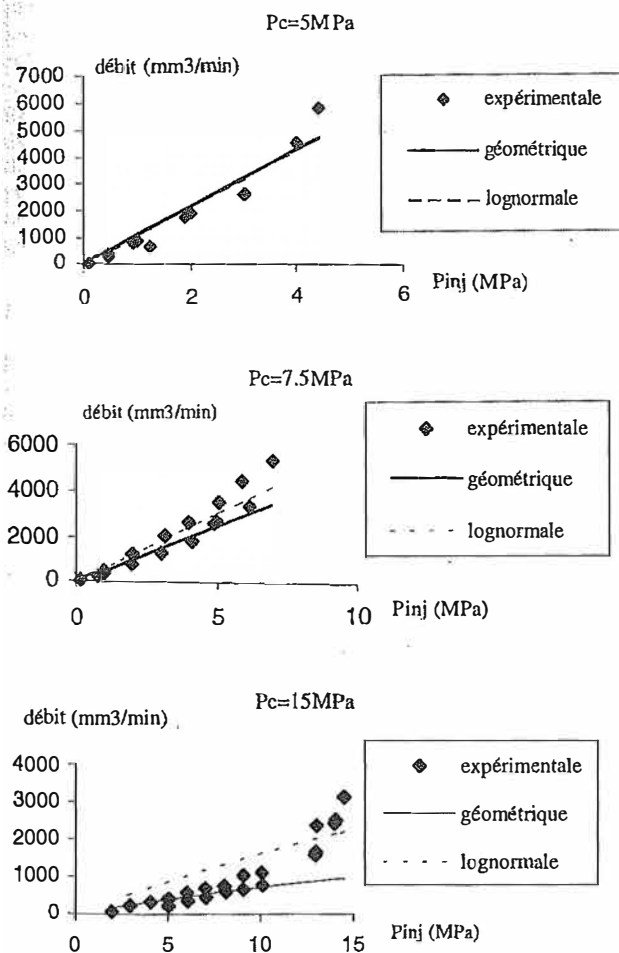


Figure 5 : Modélisation du débit dans un joint de granite (premier modèle)

où e_i est l'ouverture sur chaque intervalle et est exprimée par :

$$e_i = b_3 - V_i \quad (26)$$

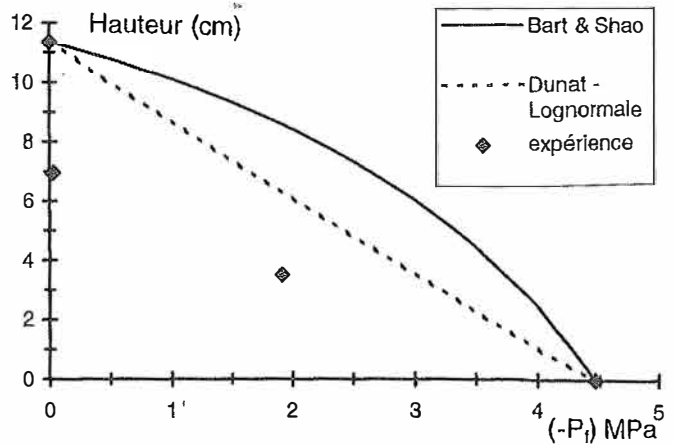


Figure 6 : Modélisation des essais de perte de charge hydraulique dans un joint de granite

6 VALIDATION DU MODÈLE

Pour tester la validité des modèles nous avons comparé les résultats obtenus par ces modèles et les résultats expérimentaux (Soutoudeh 1995) pour des pressions de confinement variant de 0 à 25MPa pour un joint de granite. On rappelle que le calage du premier modèle est effectué entre 1 et 15 MPa, le second a été fait entre 0 et 15MPa(Fig. 3, 4, 5 et 6).

La loi de distribution des hauteurs de plots retenue pour cette étude correspond à la loi log-normale. C'est en effet la loi qui nous permet d'obtenir la meilleure simulation du comportement mécanique(Fig. 4) et hydromécanique (Fig. 5) à partir d'un calage de même qualité pour les trois matériaux étudiés. Ceci confirme d'autres travaux (Gale 1987, Hakami & Barton 1990, Stratfort et al. 1990, Tsang & Tsang 1990) montrant que l'histogramme des ouvertures suit une loi log-normale.

7 CONCLUSION

Ces deux modèles basés sur des approches différentes, le premier ayant une représentation locale et le deuxième une approche globale, permettent d'obtenir une bonne simulation du comportement normal du joint ainsi que du couplage hydromécanique non linéaire.

Cependant nous remarquons que les ouvertures hydrauliques calculées par le premier modèle sont beaucoup plus faibles que la fermeture mécanique mesurée. Un problème similaire apparaît pour le second modèle. En effet, si on pose b_0 égal à la fermeture maximale (ce qui est la valeur limite) les débits obtenus sont trop grands par rapport à ceux mesurés expérimentalement dans un rapport de 100.

Ce problème n'est pas nouveau. Barton (1985) donne la relation : $e_h = e_m^2 / (JRC^{2.5})$, où e_h représente l'ouverture hydraulique, e_m l'ouverture mécanique et JRC le coefficient de rugosité du joint. Nous pouvons également citer Gentier (1987) qui obtient des valeurs de transmissivité du joint systématiquement 10 à 100 fois supérieures à celles mesurées.

REFERENCES

- Bart M, Shao J.F, 1998, Damage mechanics approach for hydro-mechanical coupling in rock joints under normal stress, Proceedings of the third mechanics of jointed and faulted rock, Vienna, Rossmanith (ed.), Balkema, Rotterdam, p 613-619.
- Barton N., Bandis S., Bakhtar K., 1985, Strength, deformation and conductivity coupling in rock joint, Int. J. Rock. Mech. Min. Sci., Vol 22, n° 3, p121-140
- Biot M. A., 1941. General theory of three dimensional consolidation. J. Appl. Phys. 12, 155-164.

- Biot M. A., 1955. Theory of elasticity and consolidation for a porous anisotropic solid. *J. Appl. Phys.* 26,182-185.
- Coussy O. 1991, *Mécanique des milieux poreux*. Ed. Technip
- Coussy O., 1995. *Mechanics of Porous Continua*. Wiley, New York.
- Detournay E. 1979, The interaction of déformation and hydraulic conductivity in rock fracture : an experimental and analytical study. Improved Stress determination procedures by hydraulic fracturing. *Final report. Mineapolis*, University of Minnesota, Vol.2
- Dunat X., Sibaï M, Vinches M., Henry J.P., 1998, Modelling of hydro-mechanical coupling in rock joints, *Proceedings of the third mechanics of jointed and faulted rock*, Vienna, Rossmannith (ed.), Balkema, Rotterdam, p 573-578.
- Gale J.E., 1987, Comparison of coupled fracture deformation and fluid flow with direct measurements of fracture pore structure and stress-flow properties, *Proceedings of the 28th U.S. Symposium of Rock Mechanics*, p 1213-1222.
- Gentier S., 1986, Morphologie et comportement hydromécanique d'une fracture naturelle dans un granite sous contrainte normale, Thèse, Université d'Orléans.
- Gentier S., 1987, Comportement hydromécanique d'une fracture naturelle sous contrainte normale, 6th ISRM.
- Haji Soutoudeh M., 1995, Etude expérimentale et modélisation du couplage hydromécanique des joints rocheux, Thèse, Université de Lille.
- Hakami E, Barton N., 1990, Aperture measurements and flow experiments using transparent replicas of rock joints. *Rock joints*, Barton & Stephansson (ed.), Balkema, Rotterdam, p383-390
- Lomize G.M., 1951, *Water flow through jointed rock*, Gosenergoizdat, Moscou (en russe).
- Louis C., 1969, A study of groundwater flow in jointed rock and its influence on the stability of rock masses, *Rock mechanics research report Nr. 10*, Imperial College, University of London.
- Shao J.F, Dahou A., Henry J.P., 1991, application de la théorie des problèmes inverses à l'estimation des paramètres des modèles rhéologiques, *Revue Française de géotechnique*, n° 57, p 75-80.
- Stratford R.G., Herbert A.W., Jackson C.P., 1990, A parameter study of influence of aperture variation in fracture flow and the consequences in a fracture network, *Rock joints*, Barton & Stephansson (ed.), Balkema, Rotterdam.
- Tarantola A., 1987, *Inverse problem theory*, Elsevier.
- Tsang Y.W., Tsang C.F., 1990, hydrological characterization of variable aperture fractures, *Rock joints*, Barton & Stephansson (ed.), Balkema, Rotterdam, p 423-431.
- Tsang Y.W., Witherspoon P. A., 1981. Hydromechanical behavior of a deformable rock fracture subject to normal stress. *J. of Geoph. Res.*, vol 86, n°. B10, p 9287-9298.