

Les Cahiers de Rhéologie

Volume IX, Numéro 3

septembre 1991

Edités par :

Le Groupe Français de Rhéologie

Les Cahiers de Rhéologie

COMITE DE REDACTION

Rédacteur :
R. GAUDU

COMITE DE LECTURE

G. Antonini
D. Bourgoïn
P. Habib
C. Huet
T.E.R. Jones
I. Krieger
J-L. Lataillade
B. Launay
M. Lebouche
J. Lemaître
D. Lhuillier
M. Lucius
P. Papon
J-M. Pierrard
D. Quemada
K. Walters
J-D. Weber
C. Wolff
S. Zahorski
J. Zarka

GROUPE FRANCAIS DE RHEOLOGIE

Président : D. BOURGOIN

Trésorier : D. GEIGER

Secrétaire : R. GAUDU

ENSCP

351 cours de la Libération

33405 TALENCE CEDEX

Tél. 56 84 66 88

Fax. 56 84 66 68

SOUSCRIPTION AUX CAHIERS ET ABONNEMENTS

Les Cahiers paraissent deux à trois fois par an.

Les membres du G.F.R. les reçoivent gratuitement. Les non membres peuvent obtenir les numéros des Cahiers en s'adressant au Secrétariat du Groupe moyennant une participation au frais.

Les Cahiers de Rhéologie

SOMMAIRE DU VOLUME IX n° 3
Septembre 1991

ARTICLES

- 1 - Modélisation du sable soumis à des sollicitations rotationnelles
par Cheng-Hua TAN et Yves MEIMON p. 119
- 2 - Analyse acoustique de la rupture intergranulaire dans les matériaux
pulvérulents
par M. GHERBI, R. GOURVES et M.C. REYMOND p. 131
- 3 - Fluage et relaxation de tissus enduits sous sollicitations biaxiales
par Anne GUENAND et Patrice HAMELIN p. 140
- 4 - Comportement entrainement de matériaux de chaussées
traités au laitier
par R. LINDER, M. CHERFAOUI, M. C. REYMOND
et J. VECOVEN p. 153
- 5 - Sables renforcés : micromécanique de l'interface inclusion/matrice
par F. DELYON, D. DUFRESNE et Y. E. LEVY p. 165

MODELISATION DU SABLE SOUMIS A DES SOLLICITATIONS ROTATIONNELLES

Cheng-Hua TAN et Yves MEIMON

Institut Français du Pétrole

BP 311, 92506 Rueil Malmaison Cedex

Résumé

On présente un modèle élastoplastique à deux mécanismes pour la description du comportement tridimensionnel des matériaux granulaires sous chargements non-monotones statiques. Les déformations plastiques sont générées par deux mécanismes: un mécanisme déviatorique non associé dans lequel un écrouissage cinématique à mémoire discrète a été incorporé et un mécanisme volumique associé intégrant le concept de "Bounding Surface". Le modèle a été testé sur quatre types de sable. Les simulations montrent qu'avec un jeu de paramètres unique, le modèle donne de bonnes prédictions non seulement pour les chemins standard, mais également pour les chemins de sollicitations complexes. En particulier, le modèle est capable de décrire de façon satisfaisante l'évolution de l'état du matériau dû à l'anisotropie induite par des sollicitations non-monotones avec rotation continue des axes des contraintes principales.

Mots clés: modélisation, plasticité, chargement cyclique, rotation des axes principaux.

INTRODUCTION

En pratique, les sollicitations appliquées aux fondations d'ouvrages réels provoquent des rotations des directions des contraintes principales dans le sol. Par exemple, une étude théorique (Ishihara et Towhata, 1983) démontre que les chargements cycliques dus à la houle sur un sol sous-marin produisent une rotation continue des directions des contraintes principales à déviateur constant. D'autre part, les expériences montrent qu'une rotation des directions principales peut provoquer des variations significatives de la pression interstitielle en condition non-drainée ou de la déformation volumique en condition drainée et que cela s'accompagne d'une modification non négligeable de la relation contrainte-déformation au cours du chargement.

Pour modéliser ce type de comportement, on peut tout d'abord partir d'une description élémentaire qui en saisit les phénomènes fondamentaux, mais qui est mathématiquement simple et facile à incorporer dans le calcul, puis, essayer de la compléter de façon à approcher le plus près possible la réalité.

Ainsi, en utilisant un écrouissage isotrope, un modèle élastoplastique à deux mécanismes, caractérisés par des fonctions de charge f_m et des fonctions d'écoulement plastique $\partial g_m / \partial \sigma_{ij}$, a été proposé pour décrire les caractéristiques essentielles d'un

matériau granulaire (dilatance, effets de chemins parcourus, dépendance directionnelle etc...). Par hypothèse, les paramètres d'érouissage dans les deux mécanismes sont indépendants, c'est-à-dire que la plastification d'un mécanisme n'a pas de conséquence directe pour l'autre. La généralisation de ce modèle au chargement non-monotone a été réalisée de la manière suivante:

Lorsque le chargement est en régime monotone et correspond à une charge plastique ($f_m > 0$), on calcule la déformation plastique suivant le(s) mécanisme(s) isotrope(s) actif(s). Par contre, lorsqu'il y a déchargement, un mécanisme isotrope peut devenir inactif ($f_m < 0$): on dit qu'il est en chargement non-monotone et, à ce moment-là, ce mécanisme f_m est bloqué et on garde en mémoire la valeur de l'érouissage isotrope et le point de changement de sens jusqu'au moment où un chargement d'intensité supérieure le redéclenche. Pendant le régime non-monotone, la déformation plastique est calculée à l'aide de l'une des deux méthodes suivantes:

1. méthode dite de la "Bounding Surface": introduction d'une loi d'interpolation pour calculer le module plastique actuel à partir de sa valeur correspondant aux mécanismes isotropes vérifiant $f_m = 0$;
2. méthode de l'érouissage cinématique: incorporation d'un érouissage cinématique à mémoire discrète portant sur le degré de mobilisation des mécanismes isotropes.

La première approche a déjà été présentée (Tan, 1989; Meimon et Tan, 1989). Dans cet article, on développe la deuxième approche et on montre son application au cas des sollicitations non-monotones avec rotation des axes des contraintes principales.

RELATION CONSTITUTIVE MULTI-MECANISMES

Soit m_{adm} le nombre de mécanismes de plastification pour un matériau spécifique, on dit que le mécanisme m ($m \in m_{adm}$) est caractérisé par une surface de charge $f_m(\sigma_{ij}, \kappa_m) = 0$ et une fonction d'écoulement plastique $\partial g_m / \partial \sigma_{ij}$, où σ_{ij} est le tenseur des contraintes effectives et κ_m représente l'érouissage du matériau choisi comme une fonction scalaire de la déformation plastique ϵ_{ij}^p . Pour calculer le multiplicateur plastique λ_m , on distingue classiquement les cas suivants:

1. Si $f_m < 0$ ou $f_m = 0$ et $df_m \leq 0$, le mécanisme m est inactif, et $\lambda_m = 0$;
2. Si $f_m = 0$ et $df_m \geq 0$, le mécanisme m est actif, et $\lambda_m \geq 0$.

Soit m_{act} ($m_{act} \in m_{adm}$) le nombre des mécanismes actifs. L'application de la condition de consistance $df_m = 0$ conduit à un système de m_{act} équations:

$$\sum_{n \in m_{act}} \left\{ \frac{\partial f_m}{\partial \sigma_{ij}} D_{ijkl}^e \frac{\partial g_n}{\partial \sigma_{kl}} - \frac{\partial f_m}{\partial \kappa_m} \frac{\partial \kappa_m}{\partial \epsilon_{pq}^p} \frac{\partial g_n}{\partial \sigma_{pq}} \right\} \lambda_n = \frac{\partial f_m}{\partial \sigma_{ij}} D_{ijkl}^e d\epsilon_{kl} \quad (1)$$

où D_{ijkl}^e est la matrice d'élasticité. L'incrément des déformations plastiques est donc la somme de m_{act} termes: $d\epsilon_{ij}^p = \sum \lambda_m (\partial g_m / \partial \sigma_{ij})$.

MODELE PROPOSE

On suppose, qu'à tout instant, l'incrément de déformation est la somme d'un incrément de déformation élastique et d'un incrément de déformation plastique.

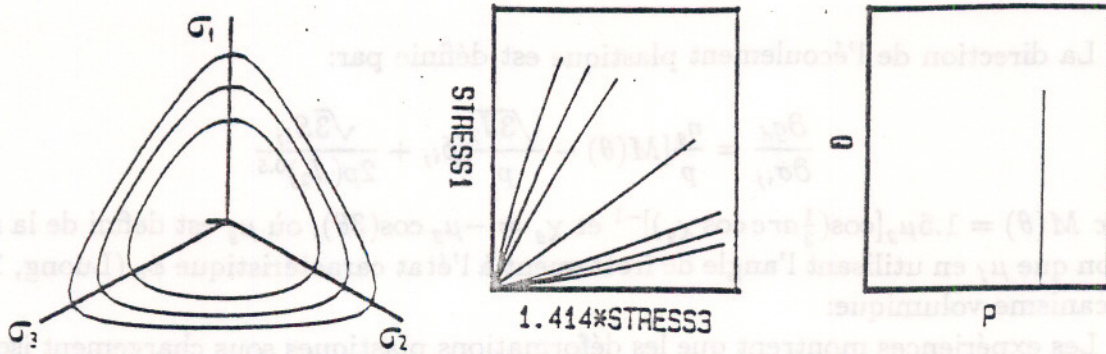


Figure.1 - Surface de charge déviatorique dans (a) le plan déviatorique, (b) le plan triaxial. (c) Surface de charge volumique.

Elasticité

Même si le domaine élastique pour les sols peut être très petit, la déformation élastique ne peut pas être négligée pour un modèle basé sur la théorie de l'élastoplasticité. Les propriétés élastiques des sols sont non-linéaires par nature ce qui justifie l'utilisation d'une loi d'élasticité non-linéaire classique: $E = E_0 \cdot p_{ref} \cdot (p/p_{ref})^n$, où E_0 est le module élastique à la pression de référence p_{ref} , n est un paramètre du modèle et p la contrainte moyenne effective. Le coefficient de Poisson ν est supposé constant.

Mécanismes isotropes de plastification

Mécanisme déviatorique:

Les résultats expérimentaux montrent que la surface de rupture n'est pas anguleuse dans le plan déviatorique et qu'elle a une forme plus ou moins incurvée dans le plan contenant l'axe hydrostatique suivant la densité initiale. Les expériences montrent également que l'écroutissage déviatorique a une importance prédominante pour déterminer la réponse des sols granulaires (Tatsuoka et Ishihara, 1974), mais qu'il est insuffisant, tout seul, pour évaluer correctement le comportement du matériau sous chargement cyclique. Ces considérations conduisent à écrire la surface de charge de ce mécanisme (appelée surface de charge primaire) sous la forme (figure 1(a),(b))

$$f_d = (3J_2)^{\frac{1}{2}} - 1.5\mu_f [\cos(\frac{1}{3} \arccos \chi_f)]^{-1} \cdot p \cdot (p_{ref}/p)^m \cdot [\gamma(\epsilon_q^p) + \epsilon_v^p] = 0 \quad (2)$$

où $\chi_f = -\mu_f \cos(3\theta)$, $\mu_f = [(k_f - 27)/k_f]^{0.5}$, $k_f = (A_f + 2)^3/A_f$ et $A_f = (1 + \sin \phi_f)/(1 - \sin \phi_f)$. ϕ_f représente l'angle de frottement au pic dans des essais triaxiaux drainés en compression. m est un paramètre du modèle. J_2 et J_3 sont les invariants classiques du tenseur des contraintes déviatoriques S_{ij} et θ l'angle de Lode ($\cos(3\theta) = (3\sqrt{3}J_3)/(2(J_2)^{1.5})$).

L'écroutissage déviatorique, représenté par la fonction $\gamma = \epsilon_q^p/[a_0(p_c/p_{ref}) + \epsilon_q^p]$, est combiné avec l'écroutissage volumique pour prendre en compte, de façon dissociée, l'effet cyclique. p_c est la contrainte moyenne effective initiale et a_0 est un paramètre du modèle. ϵ_v^p représente la déformation volumique plastique et ϵ_q^p la déformation déviatorique plastique, associées uniquement au mécanisme déviatorique.

La direction de l'écoulement plastique est définie par:

$$\frac{\partial g_d}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\eta_g}{p} [M(\theta) - \frac{\sqrt{3J_2}}{p}] \delta_{ij} + \frac{\sqrt{3}S_{ij}}{2p(J_2)^{0.5}} \quad (3)$$

avec $M(\theta) = 1.5\mu_g [\cos(\frac{1}{3}\text{arc cos } \chi_g)]^{-1}$ et $\chi_g = -\mu_g \cos(3\theta)$, où μ_g est défini de la même façon que μ_f en utilisant l'angle de frottement à l'état caractéristique ϕ_g (Luong, 1980).
Mécanisme volumique:

Les expériences montrent que les déformations plastiques sous chargement isotrope peuvent être modélisées assez correctement par un mécanisme associé (figure 1(c)):

$$f_c = \alpha(p/p_{ref})^{(1-n)} - \epsilon_v^p = 0 \quad g_c = f_c \quad (4)$$

où α est un paramètre du modèle.

Mécanisme déviatorique en régime non-monotone

Lors d'une décharge du mécanisme isotrope, on postule l'existence d'une surface de charge cinématique qui possède ses propres paramètres d'écrouissage évoluant continuellement entre deux inversions consécutives du sens de chargement. Ces paramètres sont remis à jour de manière discontinue au fur et à mesure que de telles séquences se représentent.

L'existence de cette surface cinématique correspond à l'observation expérimentale qui montre l'existence d'un domaine élastique au cours d'un déchargement dans un essai drainé. D'une manière générale, une déformation déviatorique irréversible crée un domaine quasi-élastique anisotrope qui ne sera plus centré sur l'axe hydrostatique. On peut, en première approximation, considérer qu'à tout moment une surface de charge f_d^c conique, dont le sommet est à l'origine des contraintes, est centrée sur un axe de référence α_{ij} lié à l'histoire antérieure (figure 2). Sa dimension est définie par un écrouissage isotrope similaire à celui figurant dans f_d . On retient donc la formulation suivante:

$$f_d^c = \sqrt{2J_2^l} - p^l \cdot [\epsilon_v^p + \gamma_c] \quad (5)$$

où γ_c est l'écrouissage déviatorique en régime non-monotone, réinitialisé à une faible valeur à chaque changement de sens. p^l et J_2^l sont deux invariants mixtes de contraintes: $p^l = \alpha_{ij}\sigma_{ij}$, $J_2^l = \frac{1}{2}S_{ij}^l S_{ij}^l$ et $S_{ij}^l = \sigma_{ij} - p^l \alpha_{ij}$.

Le tenseur normalisé α_{ij} (Ghaboussi et Momen, 1982) est très important: il définit avec p^l , J_2^l un mouvement de translation de la surface cinématique f_d^c . Donc, sa règle d'évolution constitue un élément clé dans cette approche:

$$\dot{\alpha}_{ij} = c[1 + c\epsilon_v^p] \cdot [1 - A \cdot F] \cdot \left[\frac{\partial g_d}{\partial p} + \dot{\gamma}_c \right] \cdot S_{ij}^l \quad (6)$$

avec

$$A = 1 \quad \text{si} : S_{kl} S_{kl}^l \geq 0 \quad \text{et} \quad A = -1 \quad \text{si} : S_{kl} S_{kl}^l < 0 \quad (7)$$

et

$$F = (3J_2)^{\frac{1}{2}} / 1.5\mu_f [\cos(\frac{1}{3}\text{arc cos } \chi_f)]^{-1} \cdot p \cdot (p_{ref}/p)^m \cdot (\epsilon_v^p + \gamma) \quad (8)$$

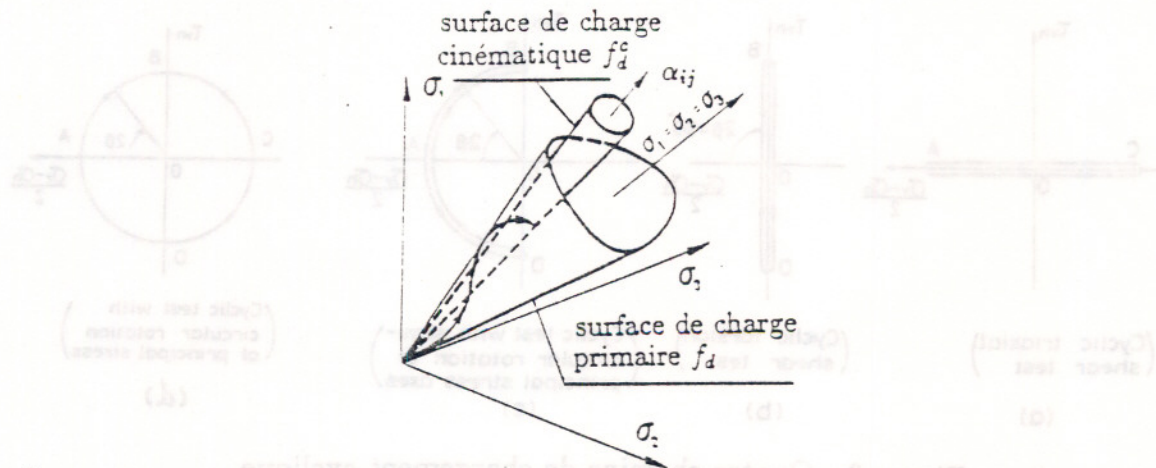


Figure.2 - Surface de charge cinématique dans l'espace de contraintes

où c est un paramètre qui contrôle la vitesse de translation des axes α_{ij} .

Notons les rôles joués par les trois termes entre parenthèses dans (6): le premier, dépendant de ϵ_v^p fait apparaître l'effet du phénomène de densification; le deuxième permet de fournir une mesure de proximité du point de contrainte actuel à la surface de charge isotrope f_d et enfin, le troisième associe les écrouissements de type volumique et déviatorique, générés par ce mécanisme.

L'évolution de γ_c ne tient compte que de la déformation plastique déviatorique ϵ_q^p pendant le chargement en régime non-monotone. Elle est définie par:

$$\dot{\gamma}_c = \frac{(1 - \gamma_c)^2}{a_0(p_c/p_{ref})} \quad (9)$$

Quant à la loi d'écoulement plastique anisotrope, on utilise les expressions suivantes:

$$\frac{\partial \bar{g}_d}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\eta_g}{p} B \left[M - \frac{\sqrt{3J_2}}{p} \right] \delta_{ij} + \frac{\sqrt{3}S_{ij}}{2p(J_2)^{0.5}} \quad \text{si : } \frac{\partial g_d}{\partial \sigma_{kl}} d\sigma_{kl} \geq 0 \quad (10)$$

$$\frac{\partial \bar{g}_d}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{3\eta_g}{p^i} B \left[M - \frac{3(J_2^i)^{0.5}}{p^i} \right] \alpha_{ij} + \frac{3}{2p^i(J_2^i)^{0.5}} [S_{ij}^i - (S_{kl}^i \alpha_{kl}) \alpha_{ij}] \quad \text{si : } \frac{\partial g_d}{\partial \sigma_{kl}} d\sigma_{kl} < 0 \quad (11)$$

avec $B = \exp(-b \cdot |\epsilon_v^p|)$ dans lequel b est un paramètre du modèle.

Mécanisme volumique en régime non-monotone

Du fait que ce mécanisme joue un rôle secondaire, on retient encore l'approche de "Bounding Surface". Pour plus de détails, on pourra se reporter à Tan (1989) ou Meimon et Tan (1989).

IDENTIFICATION DES PARAMETRES

Le modèle possède 11 paramètres. La démarche d'identification se divise en deux étapes. La modélisation du comportement monotone du matériau nécessite la détermination de 9 paramètres pour les mécanismes isotropes: les paramètres élastiques E_0 ,

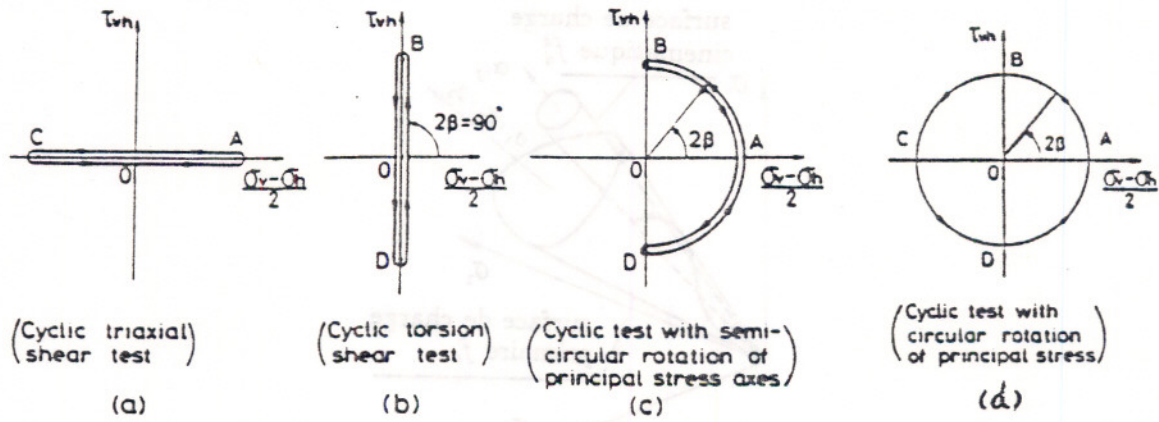


Figure.3 - Quatre chemins de chargement cyclique

ν et n sont définis à partir du chargement initial dans des essais triaxiaux drainés en compression. Les paramètres de rupture ϕ_f et m sont déterminés à partir du déviateur maximum dans les mêmes essais et ϕ_g est défini selon le concept de l'état caractéristique. On évalue α à partir d'un essai isotrope. Il reste 2 paramètres de calage a_0 et η_g : le premier définit la vitesse de l'évolution du déviateur et le deuxième contrôle la dilatance volumique, par exemple dans un essai triaxial drainé en compression.

Pour décrire le comportement sous chargement non-monotone, il faut 2 paramètres de plus: le paramètre c est identifié en simulant un essai triaxial cyclique. Le paramètre b a pour but de contrôler la vitesse de densification au cours du cyclage. Ainsi, il est nécessaire de disposer de plusieurs cycles dans la mesure où l'effet de densification du matériau sera mieux représenté.

Une étude de sensibilité utilisant VALOIS (Shahrour, 1987) montre qu'il y a peu d'interaction entre ces paramètres, ce qui est essentiel pour une détermination automatisée.

CALIBRATION DU MODELE

Le modèle a été validé sur plusieurs séries d'essais (Tan, 1990). On ne présente ici que la partie de cette calibration qui concerne les chemins cycliques avec rotation des axes de contraintes principales.

Essais de Ishihara (Ishihara et Towhata, 1983;1986)

Il s'agit d'essais sur le sable de Toyoura, destinés à explorer l'importance de l'anisotropie induite durant la rotation continue des axes principaux lors de chemins cycliques en conditions aussi bien drainée que non drainée. L'utilisation de l'appareil au cylindre creux avec différentes pressions internes (P_i) et externes (P_o) permet d'étudier séparément les effets de la valeur b_σ ($b_\sigma = (\sigma_2 - \sigma_3)/(\sigma_1 - \sigma_3)$) et de β , l'angle d'inclinaison de la contrainte principale majeure par rapport à l'axe vertical de l'échantillon. Les quatre chemins de chargement sont illustrés sur la figure 3. Dans les figures expérimentales, l'indice v ($P_i = P_o$) ou z ($P_i \neq P_o$) indique la composante verticale/axiale, l'indice h représente la composante horizontale et l'indice θ s'associe à la composante circonférentielle.

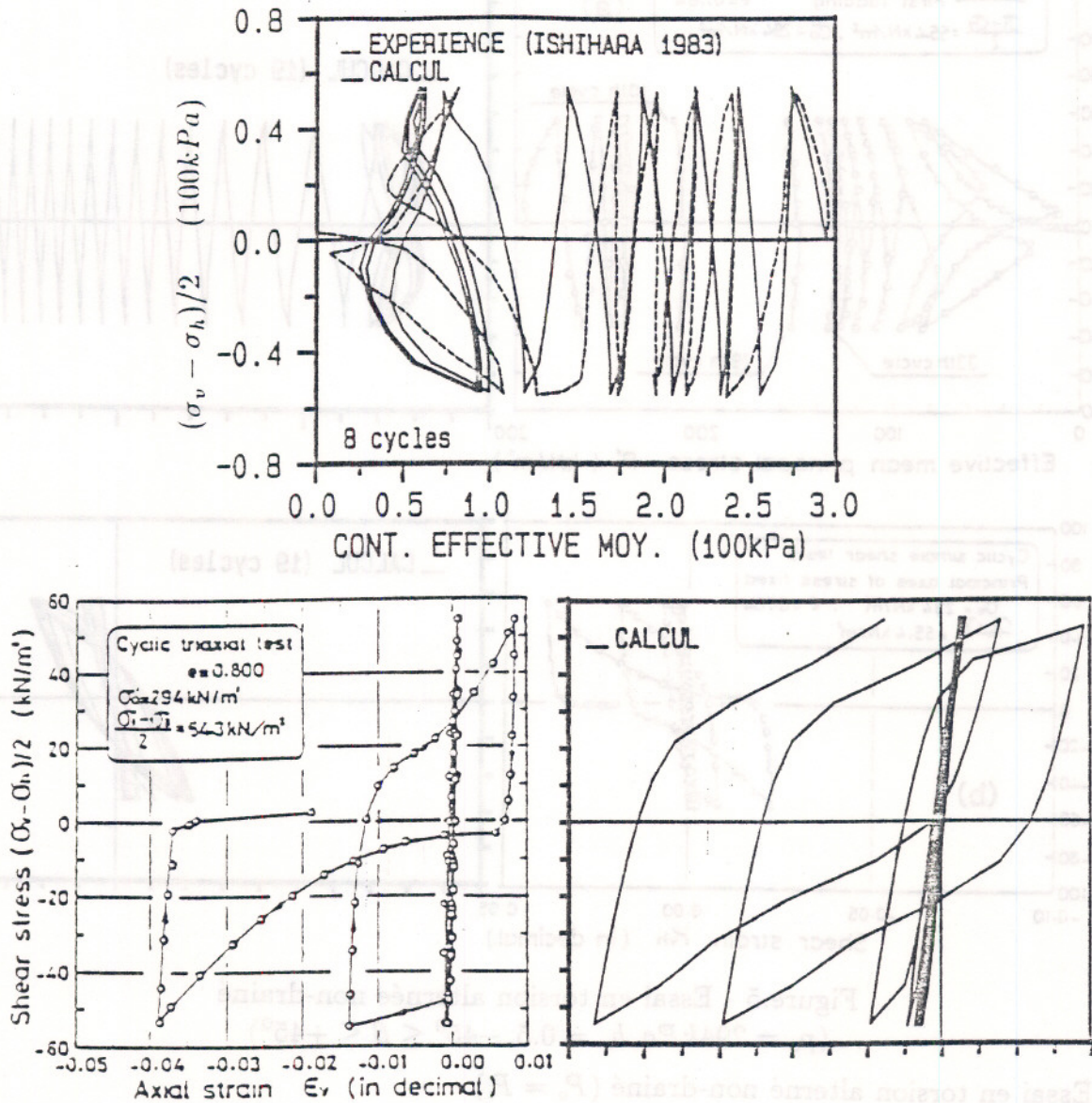


Figure.4 - Essai triaxial alterné non-drainé utilisé pour l'identification des paramètres du modèle ($p_c = 294 \text{ kPa}$)

1. Essai triaxial alterné non-drainé ($P_o = P_i$)

Il s'agit d'un essai non-drainé classique (figure 3(a)) confiné à 294 kPa . En l'absence des essais de calage nécessaires, nous l'utilisons pour déterminer les paramètres du modèle: $E_0 = 210$, $\nu = 0.31$, $n = 0.7$, $\phi_f = 38$, $\phi_g = 36$, $m = 0.6$, $a_0 = 0.0005$, $\eta_g = 0.9$, $\alpha = 0.0128$, $c = 50$, $b = 200$. La figure 4 présente le résultat de l'identification.

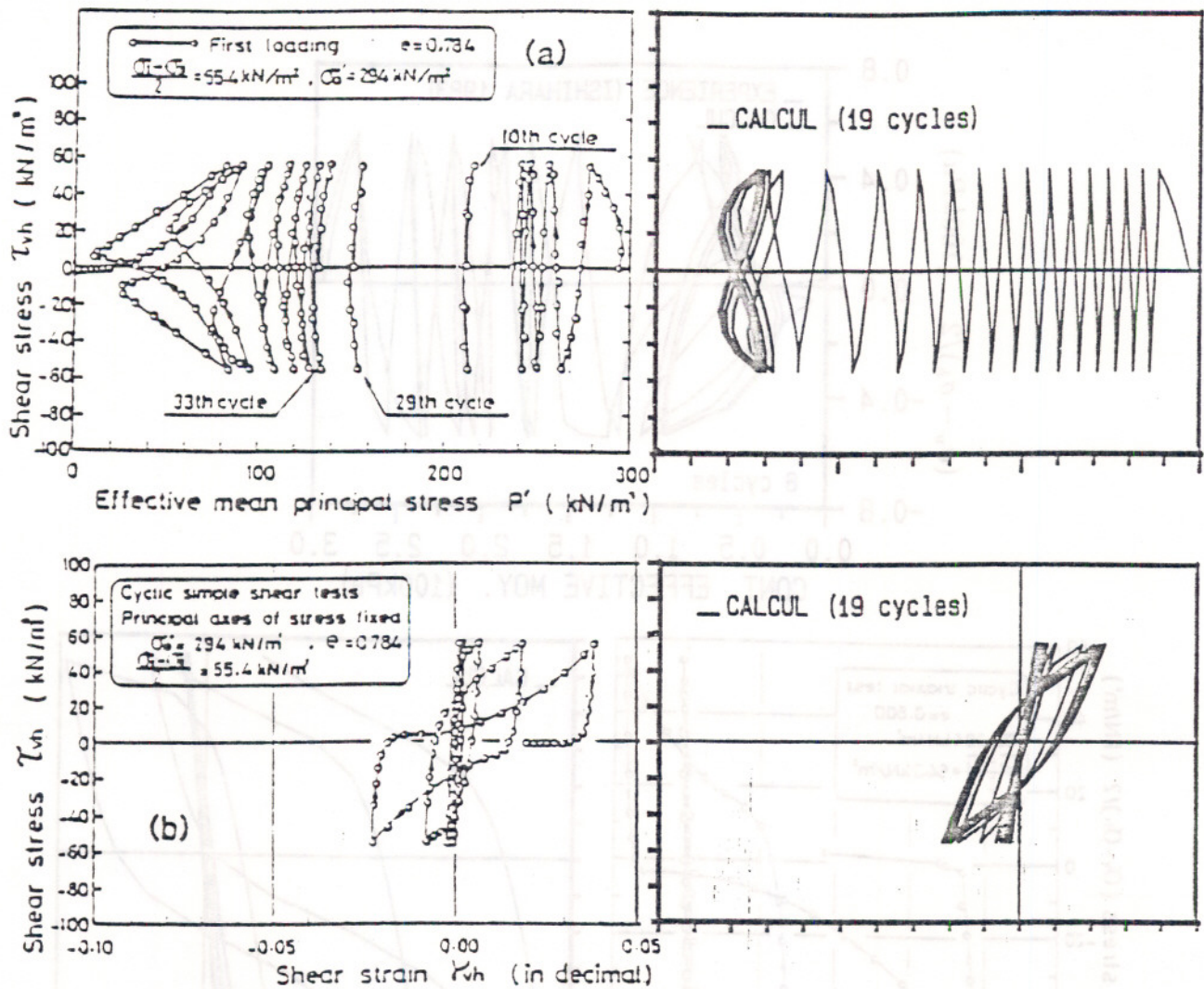


Figure.5 - Essai en torsion alternée non-drainé
 $(p_c = 294kPa, b_\sigma = 0.5, -45^\circ \leq \beta \leq +45^\circ)$

2. Essai en torsion alterné non-drainé ($P_o = P_i$)

Dans cet essai (figure 3(b)), β varie entre -45° et $+45^\circ$ et la valeur b_σ reste égale à 0.5. La figure 5 montre la prédiction d'un essai confiné à $294kPa$ et d'amplitude $\tau_{vh} = 55.4kPa$. On voit que le modèle donne, dans l'ensemble, un résultat qualitativement correct: l'augmentation de pression interstitielle se produit jusqu'à ce que le cycle de contrainte rencontre les lignes caractéristiques, ce qui explique la rotation de courbe $\tau_{vh} - \gamma_{vh}$ autour de l'origine. La différence se situe dans le nombre de cycles pour obtenir la liquéfaction: au lieu de 38 cycles dans l'expérience, le modèle prédit des cycles stabilisés après 19 cycles de chargement.

3. Essais avec rotation semi-circulaire des axes principaux ($P_o = P_i$)

Dans ces essais (figure 3(c)), β varie également entre -45° et $+45^\circ$ mais, la valeur b_σ n'est plus constante et varie entre 0 et 0.5. La figure 6 illustre la prédiction d'un essai non-drainé avec $(\sigma_1 - \sigma_3)/2 = 65.1kPa$ imposé. Les résultats sont satisfaisants tant pour le "chemin de contraintes effectives" $\beta - P'$ que pour la déformation axiale et $\epsilon_1 - \epsilon_3$. La figure 6(a) montre que, pour le premier chargement triaxial O - A. le

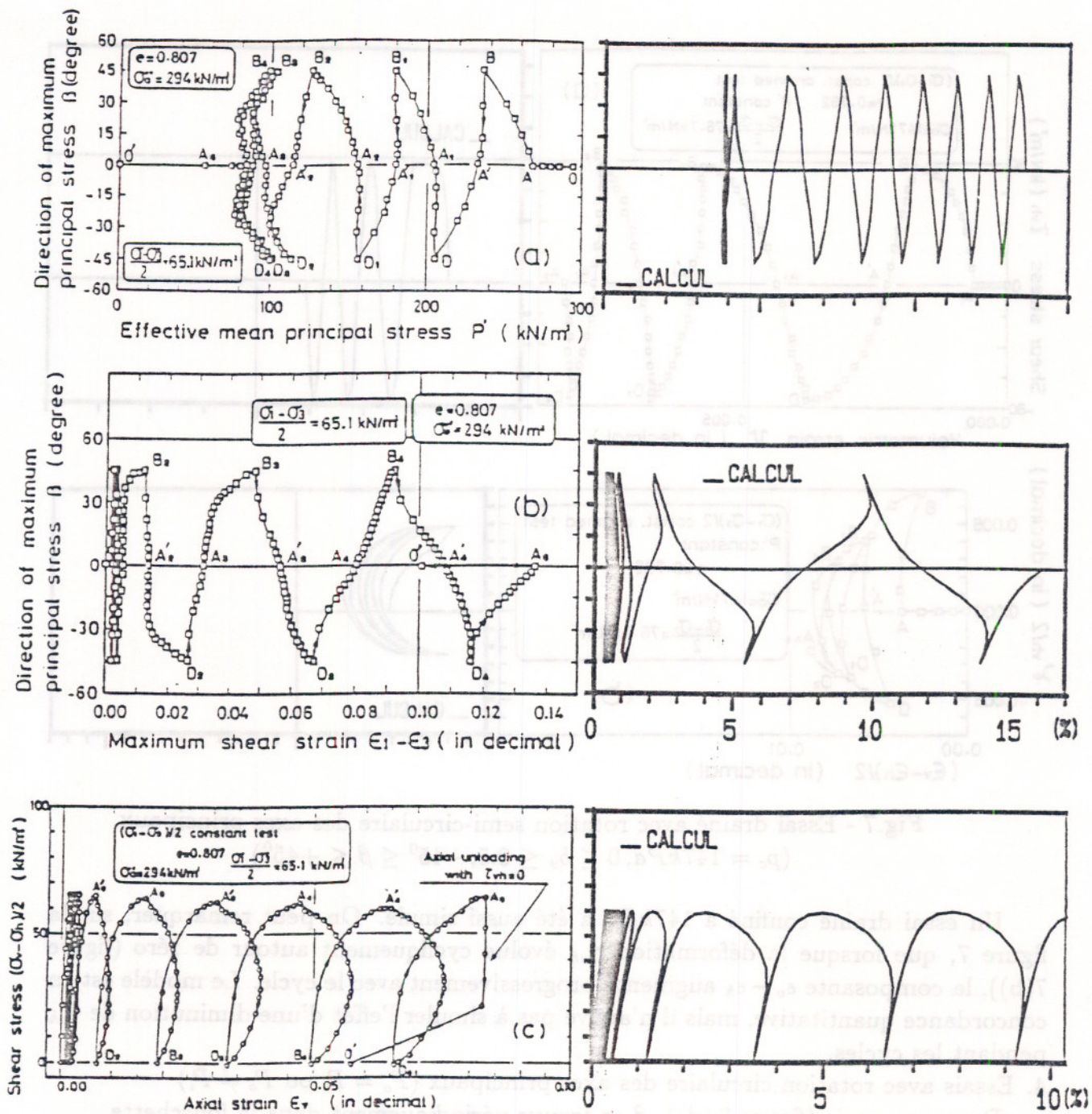


Figure.6 - Essai non-drainé avec rotation semi-circulaire des axes principaux
 $(p_c = 294 \text{ kPa}, 0 \leq b_\sigma \leq 0.5, -45^\circ \leq \beta \leq +45^\circ)$

modèle donne une augmentation de pression interstitielle de 25 kPa qui correspond bien à l'expérience. Les cycles répétés avec rotation des axes principaux provoquent une montée progressive en pression interstitielle qui tend à se stabiliser autour de 78% de la contrainte de confinement comme on l'observe dans la courbe expérimentale, ce qui, par contre, n'était pas le cas pour le chemin en torsion alternée. La déformation axiale obtenue dans la figure 6(c) a une allure similaire à celle de l'expérience, la différence essentielle étant que le modèle ne reproduit pas l'hystérésis obtenue expérimentalement. On peut également remarquer que la prédiction de $\epsilon_1 - \epsilon_3$ est bonne qualitativement et quantitativement (figure.6(b)).

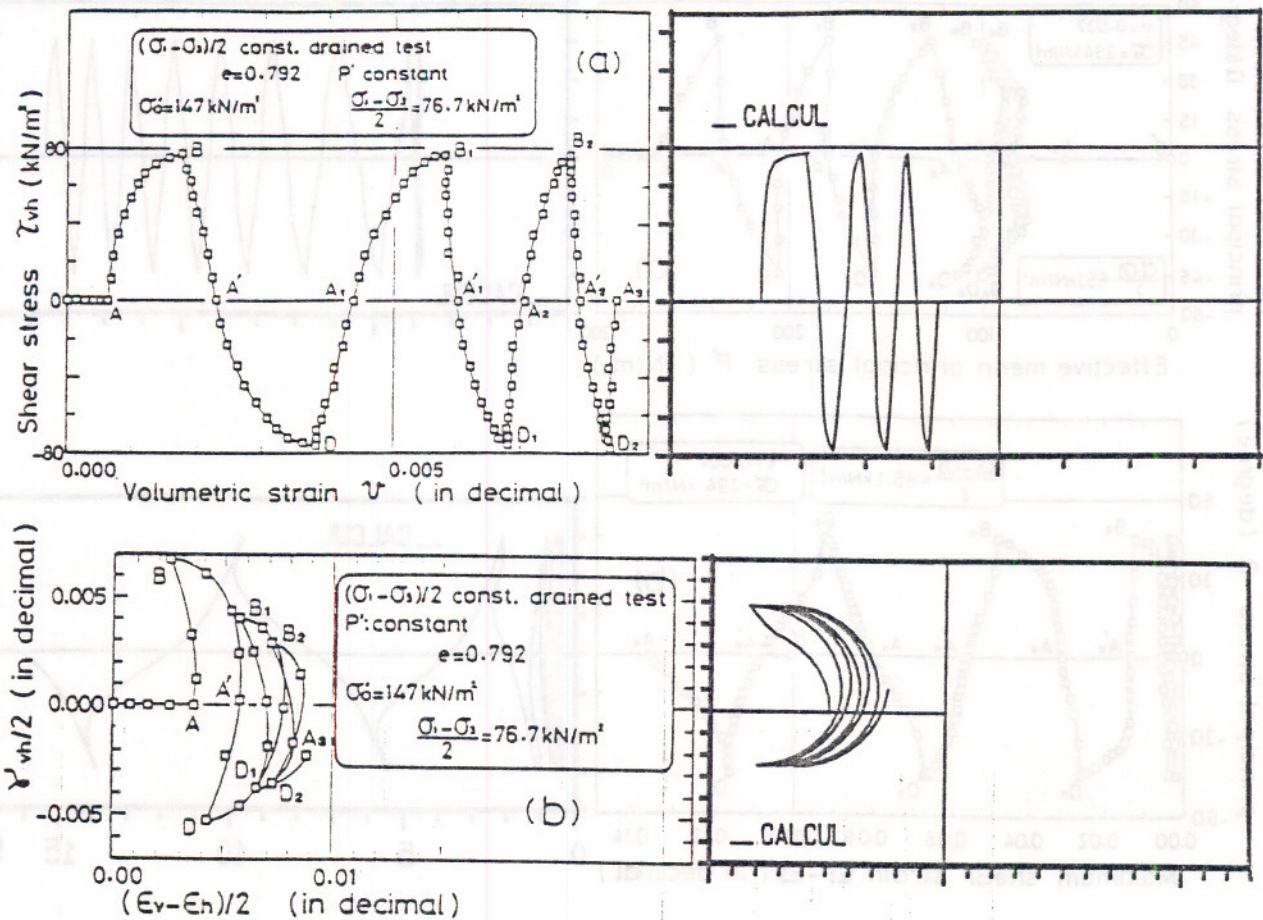


Fig.7 - Essai drainé avec rotation semi-circulaire des axes principaux
 $(p_c = 147 \text{ kPa}, 0 \leq b_\sigma \leq 0.5, -45^\circ \leq \beta \leq +45^\circ)$

Un essai drainé confiné à 147 kPa a été aussi simulé. On peut remarquer, sur la figure 7, que lorsque la déformation γ_{vh} évolue cycliquement autour de zéro (figure 7(b)), la composante $\epsilon_v - \epsilon_h$ augmente progressivement avec le cycle. Le modèle est en concordance quantitative, mais il n'arrive pas à simuler l'effet d'une diminution de γ_{vh} pendant les cycles.

4. Essais avec rotation circulaire des axes principaux ($P_o = P_i$ ou $P_o \neq P_i$)

Dans ces essais (figure 3.(d)), β se trouve périodiquement dans la fourchette $0 \leq \beta \leq 180^\circ$. La figure 8 présente la simulation d'un essai non-drainé confiné à 294 kPa avec $0 \leq b_\sigma \leq 1$ ($P_o = P_i$). Pour faciliter le dépouillement automatique, l'effet d'une rotation des axes principaux est présenté par la courbe $\tau_{vh} - P'$ dans le calcul au lieu de $\beta - P'$ dans l'expérience. On voit que, comme dans l'essai semi-circulaire, la liquéfaction ne survient que par une décharge complète au bout d'un certain nombre de cycles (branche A_170' dans la figure 8(a)). La figure 8(b) montre l'évolution de la déformation de cisaillement au cours du cyclage.

Sur la figure 9(a), il s'agit de la prédiction d'un essai drainé confiné à 98 kPa avec $P_o = P_i$. On observe une contractance importante pendant les cycles. La prévision apparaît satisfaisante, en particulier avec une reproduction précise des deux premiers cycles.

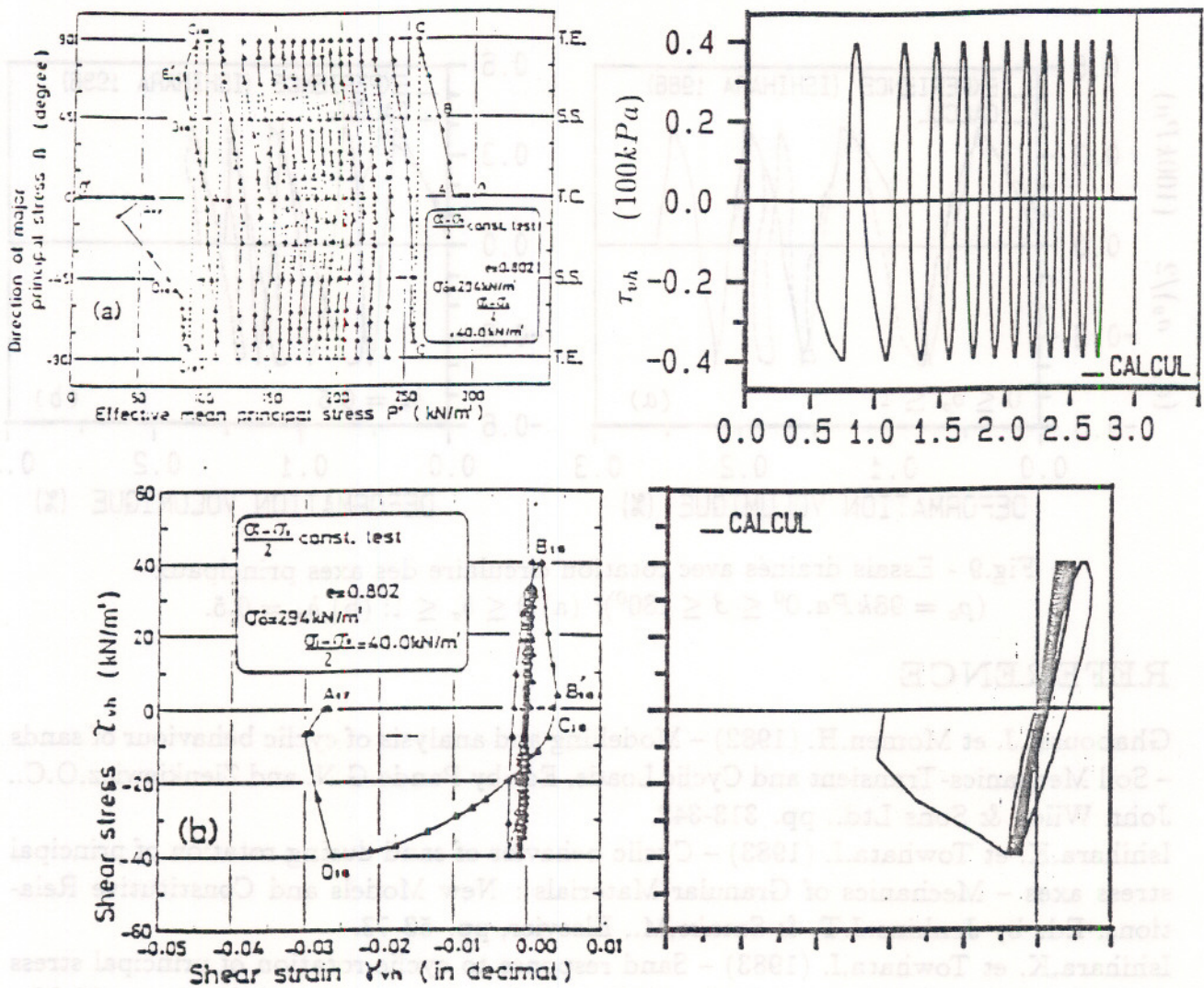


Fig.3 - Essai non-drainé avec rotation circulaire des axes principaux
 $(p_c = 294 \text{ kPa}, 0 \leq b_\sigma \leq 1, 0^\circ \leq \beta \leq 180^\circ)$

Pour mettre en évidence l'effet de b_σ en condition drainée, la figure 9(b) présente la prédiction d'un autre essai similaire avec $b_\sigma = 0.5$ pendant la rotation ($P_o \neq P_i$). Là aussi, on observe un compactage progressif, qui est cependant moins fort que celui obtenu dans l'essai précédent (figure.9(a)) à cause du blocage de b_σ . Le modèle peut bien prendre en compte la différence entre ces deux chemins de chargement et fournit une prédiction quantitativement acceptable.

CONCLUSION

Dans cette communication, on a présenté l'introduction d'un écrouissage cinématique à mémoire discrète dans un modèle élastoplastique à deux mécanismes de plastification isotropes afin de décrire le comportement du matériau granulaire sous chargement non-monotone. La calibration sur les essais de Ishihara montre que la prise en compte de l'écrouissage cinématique avec 2 paramètres de plus permet de décrire de façon satisfaisante l'évolution de l'état du matériau due à l'anisotropie induite lors des chargements cycliques avec rotation des axes de contraintes principales.

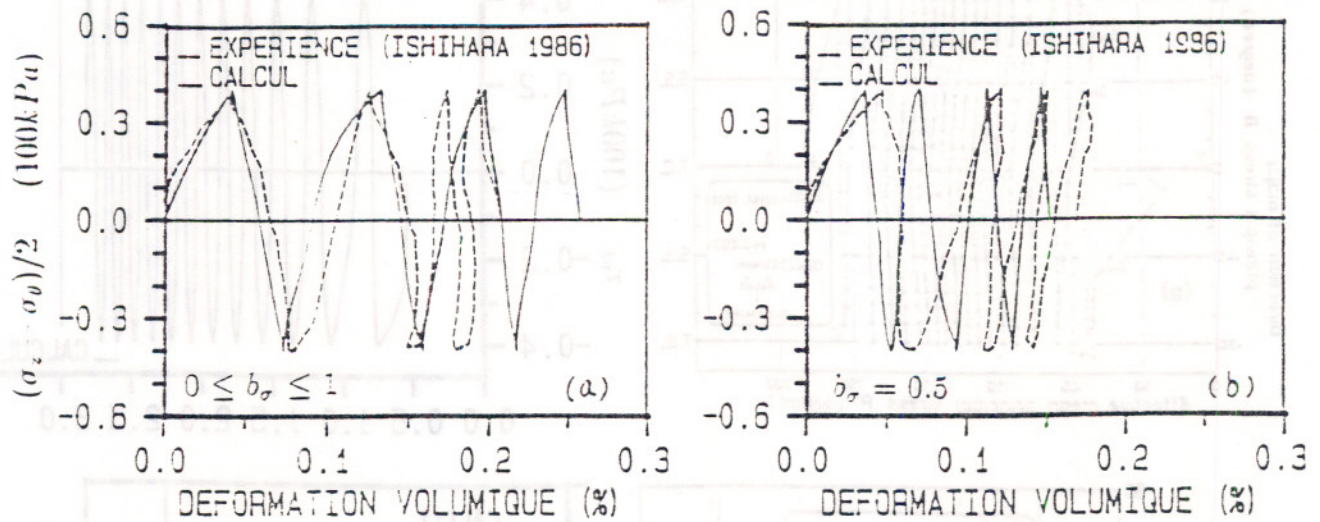


Fig.9 - Essais drainés avec rotation circulaire des axes principaux
 $(p_c = 98kPa, 0^\circ \leq \beta \leq 180^\circ)$: (a) $0 \leq b_\sigma \leq 1$; (b) $b_\sigma = 0.5$.

REFERENCE

- Ghaboussi, J. et Momen, H. (1982) - Modelling and analysis of cyclic behaviour of sands - Soil Mechanics-Transient and Cyclic Loads, Ed. by Pande, G.N. and Zienkiewicz, O.C., John Wiley & Sons Ltd., pp. 313-342.
- Ishihara, K. et Towhata, I. (1983) - Cyclic behavior of sand during rotation of principal stress axes - Mechanics of Granular Materials : New Models and Constitutive Relations, Ed. by Jenkins, J.T. & Satake, M., Elsevier, pp. 53-73.
- Ishihara, K. et Towhata, I. (1983) - Sand response to cyclic rotation of principal stress direction as induced by wave loads - Soils and Foundations, Vol.23, No.4, pp. 11-26.
- Ishihara, K. et Towhata, I. (1986) - Influence of rotation of principal stress directions on the cyclic behaviour of sand - 2nd Int. Symp. on Nume. Models in Geomech., Ghent, pp. 827-835.
- Luong, M.P. (1980) - Phénomènes cycliques dans les sols pulvérulents - Revue Française de Géotechnique, Vol.10, pp. 39-53.
- Meimon Y. et Tan C.H. (1989) - A new double hardening model for soils under cyclic loading - 3rd Int. Symp. on Nume. Models in Geomech. (NUMOG III), Niagara Falls, Canada, pp. 28-35.
- Shahrour, I. (1987) - VALOIS: un système automatisé pour la validation des modèles rhéologiques de géomatériaux - Rapport IFP Réf.35673
- Tan, C.H. (1989) - Présentation d'un modèle élastoplastique cyclique pour les sols non cohérents - Rencontres 89, Association Universitaire de Génie Civil (AUGC), Rennes, France, pp. 57-64.
- Tan, C.H. (1990) - Contribution à la modélisation du comportement des géomatériaux et application au calcul des ouvrages en mer - Thèse de Doctorat, IFP - USTL, à paraître.
- Tatsuoka, F. et Ishihara, K. (1974) - Yielding of sand in triaxial compression - Soils and Foundations, Vol.14, No.2, pp. 63-76.

ANALYSE ACOUSTIQUE DE LA RUPTURE INTERGRANULAIRE DANS LES MATERIAUX PULVERULENTS

M. GHERBI, Laboratoire de Génie Civil, Clermont-Ferrand (*)
R. GOURVES, Laboratoire de Génie Civil, Clermont-Ferrand (*)
M. C. REYMOND, umr 113 CNRS-LCPC, Paris (**)

MOTS-CLES : milieux granulaires-comportement mécanique-micromécanique-acoustique-modèle analogique-niveau d'intensité-fréquence-glisserment spectral.

Résumé

L'utilisation de l'analyse acoustique, désormais courante en métallurgie et dans le contrôle non destructif des structures en béton trouve une application intéressante en mécanique des milieux granulaires. En effet, l'émission acoustique enregistrée lors d'essais de cisaillement du matériau analogique de Schneebeli permet de mieux cerner les mécanismes d'irréversibilité qui se développent localement avant de se généraliser au moment de l'écoulement.

Autrement dit, l'émission acoustique permet de mieux comprendre l'évolution des contacts entre grains en cours de sollicitation et l'initiation des microruptures, leurs progressions ainsi que les ruptures plus globales.

Mots clés : -milieux granulaires-comportement mécanique- micromécanique-acoustique-modèle analogique-niveau d'intensité -fréquence- glissement spectral.

INTRODUCTION

L'analyse acoustique des bruits émis lors des essais mécaniques sur les milieux granulaires permet de repérer les microruptures et les ruptures généralisées en leur sein ainsi que leur évolution en cours de sollicitation. Cela peut permettre de mieux saisir les problèmes d'irréversibilité du comportement mécanique et d'améliorer la connaissance des relations entre les phénomènes discrets qui se produisent au niveau des particules et les propriétés rhéologiques du milieu considéré comme continu.

Ce travail se situe dans ce contexte et l'expérimentation nécessaire au déroulement de cette étude a été effectuée essentiellement sur un modèle analogique bidimensionnel de Schneebeli [10] possédant les caractéristiques d'un milieu pulvérulent.

MILIEUX GRANULAIRES

Définition

Un milieu granulaire est formé d'un ensemble complexe de grains solides, disjoints les uns des autres, visibles à l'oeil nu, et qui sont de dimensions, de formes et d'orientations diverses. Nous avons utilisé un matériau de Schneebeli composé de rouleaux PVC de 2, 3 et 4mm de diamètre et de 6cm de longueur, répartis à poids égal dans le milieu. Les essais mécaniques ont été effectués sur biaxial, sur boîte de Casagrande et également sur massif (chargement d'une maquette simulant une fondation).

(*) Université Blaise Pascal, Rue des meuniers, BP 206 63174, Aubière Cedex

(**) 58 Boulevard Lefebvre 75732, Paris Cedex 15

Modèle analogue de Schneebeli

Les avantages de ce modèle sont multiples :

-Les conditions aux limites et les paramètres rhéologiques du matériau sont bien définis.

-Il représente un milieu pulvérulent, homogène, bidimensionnel et obéissant à la loi de Coulomb.

-Il est possible d'étudier le comportement des ouvrages à la rupture, ce qu'en général ne permettent pas les ouvrages réels.

-Il permet l'étude du comportement du sol sous l'effet de différents chargements, de même que l'étude cinématique des particules.

-Il est simple de mise en oeuvre. De plus, les essais sont rapides et peu coûteux, comparés aux essais en vraie grandeur.

-Une très bonne répétitivité dans l'assemblage des rouleaux permet d'obtenir une densité de mise en place initiale pratiquement constante.

-Tout frottement parasite est éliminé.

Toutefois une limite importante est l'impossibilité d'extrapoler les résultats obtenus aux ouvrages réels du fait du non-respect des règles de similitude. Le modèle n'est donc qu'un outil expérimental permettant de valider à deux dimensions des lois mécaniques élaborées pour des milieux granulaires.

COMPORTEMENT DU MATERIAU DE SCHNEEBELI

L'étude a été effectuée sur des chemins de contrainte monotones croissants à rapport de contraintes $R = \frac{\sigma_1}{\sigma_2}$ variable [5], à l'aide de l'appareil de compression biaxiale (Fig. 1).

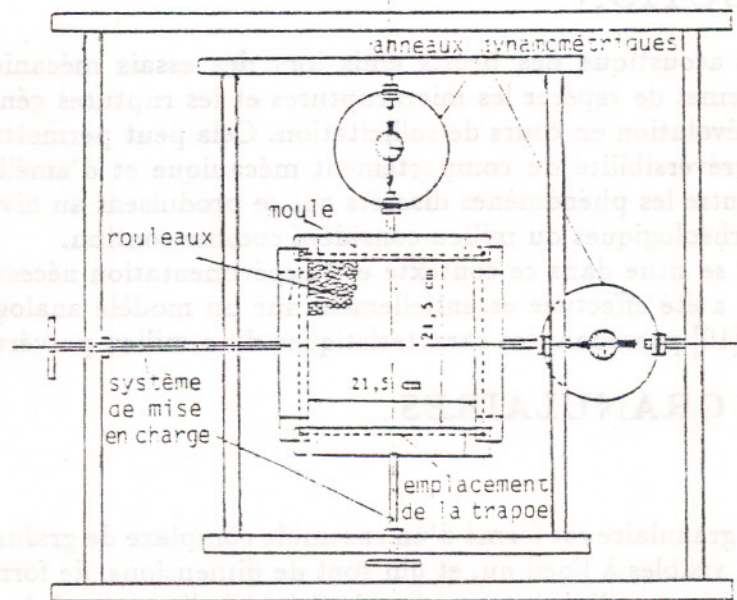


Fig. 1 — Appareil biaxial

Les essais suivent un chemin isotrope ($\sigma_1 = \sigma_2$) jusqu'à une certaine valeur, puis la contrainte dans la direction 2 est maintenue constante tandis que la contrainte σ_1 continue à croître (Fig. 2).

Les résultats obtenus montrent que le matériau de Schneebeli présente de nombreux points communs avec le sable dense. Sa résistance est très sensible à la valeur de la pression latérale; en particulier le phénomène de dilatance apparaît nettement pour une valeur de la déformation latérale de l'ordre de 0.5% (Fig. 3).

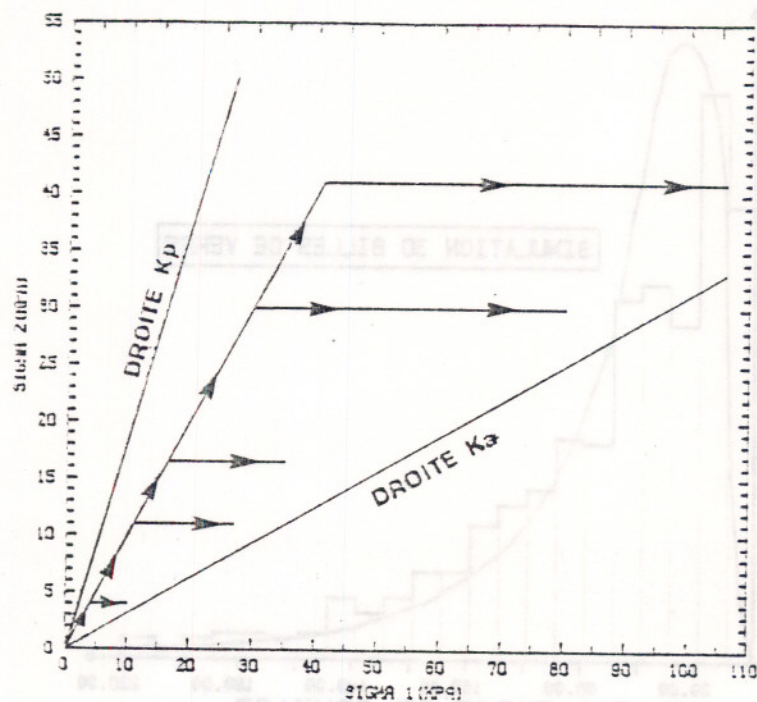


Fig. 2 — Chemins de contraintes étudiés

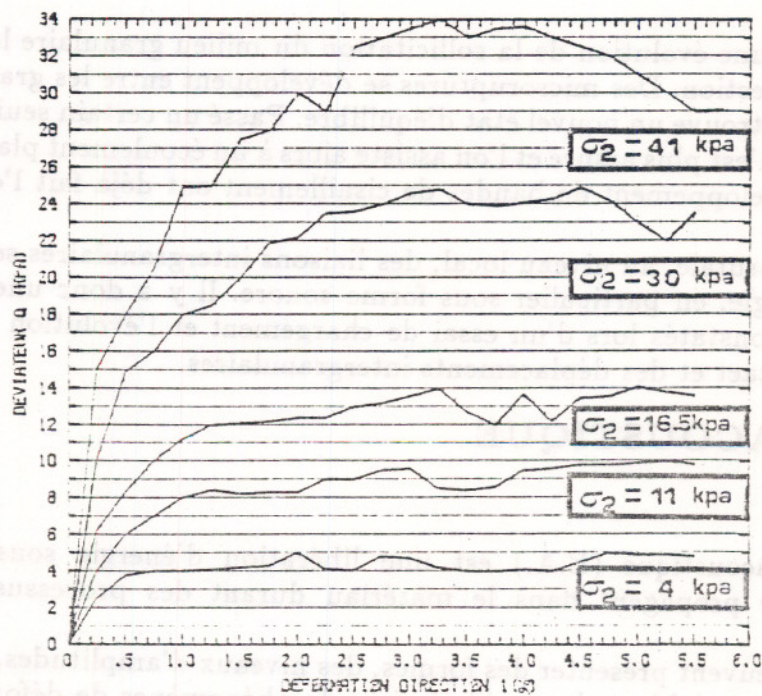


Fig. 3 — Courbe effort-déformation

COMPORTEMENT MICROSCOPIQUE

La distribution des efforts intergranulaires a fait l'objet de nombreuses études qui montrent une loi du type \log normale (Fig. 4).

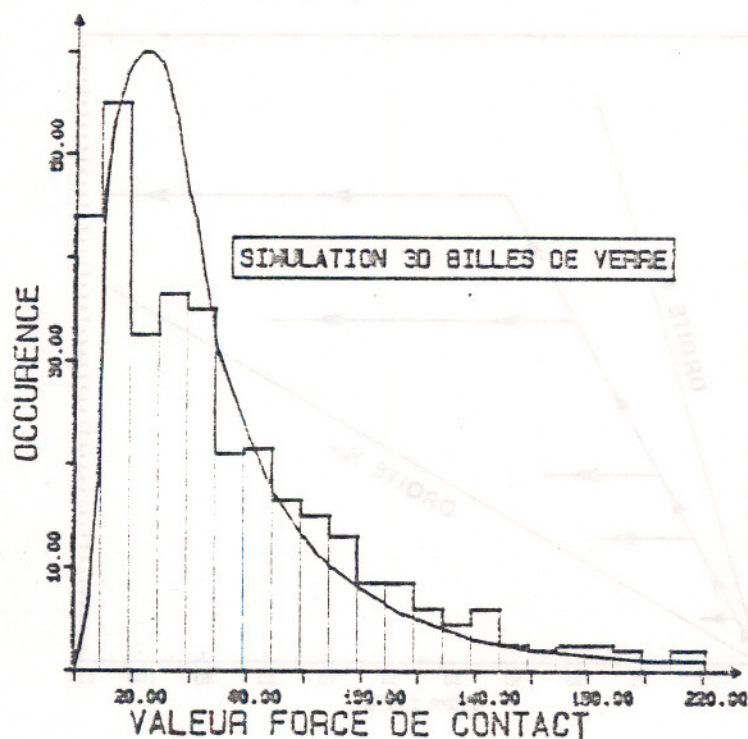


Fig. 4—Histogramme des forces de contact (d'après Cundall)

Ainsi, lors d'une évolution de la sollicitation du milieu granulaire les efforts varient en intensité et direction. Des microruptures se développent entre les grains de façon à ce que le matériau retrouve un nouvel état d'équilibre. Passé un certain seuil de chargement, l'équilibre stable n'est plus assuré et l'on assiste alors à un écoulement plastique. L'amorce de celui-ci, le développement de bandes de cisaillement ont déjà fait l'objet de diverses recherches[4].

L'évolution brutale, au niveau local, des liaisons intergranulaires se traduit par une dispersion d'énergie, en particulier sous forme sonore. Il y a donc une relation directe entre les bruits constatés lors d'un essai de chargement et l'évolution de la répartition des forces de contact et des déplacements intergranulaires.

ANALYSE ACOUSTIQUE

Définition

L'émission acoustique (E.A.) est une libération d'énergie sous formes d'ondes élastiques qui se propagent dans le matériau durant des processus dynamiques de déformation[1].

Ces ondes peuvent présenter des formes, des niveaux d'amplitudes, des distributions et des fréquences variables selon qu'il s'agisse de phénomènes de déformation plastique (maclage, mouvement de dislocations, glissement aux joints des grains ...) ou au contraire de naissance et de propagation de fissures (corrosion, fatigue ...).

Comportement acoustique de divers matériaux

DEMONCHY et al [3] font état de 5 types de comportements acoustiques des métaux sollicités en traction qui diffèrent selon le type de déformation. Ainsi, ils associent à l'E.A. continue une déformation plastique du métal (comportement ductile) et à l'E.A. discontinue (par salves) des phénomènes de ruptures (comportement fragile).

PEYRE, ROGET, SOUQUET [8] ont étudié, lors de sollicitations simples en flexion, la ductilité des couches traitées en surface notamment les couches nitrurées composées.

- une couche de surface d'épaisseur $\leq 30\mu\text{m}$.
- une couche de diffusion de quelque $100\mu\text{m}$.

Ils ont mis en évidence deux phases distinctes de l'endommagement de la couche :

- La 1^{ère} est caractérisée par des salves de faibles amplitudes.

- La 2^{ème} est caractérisée par l'addition des salves d'amplitude faible et d'amplitude très élevée.

La 1^{ère} correspond à l'apparition de petites fissures, la 2^{ème} à la superposition de ces petites fissures et de grandes fissures se propageant à travers les deux couches.

CHERFAOUI et al [2] lors de tests de pression sur tube en résine époxyde-fibres de verre et LENAIN [7] lors d'essais de traction sur éprouvette époxyde-fibres de carbone confirment que l'amplitude est un paramètre important de distinction des mécanismes d'endommagement dans les composites.

Enfin, REYMOND [9] a étudié, lors de sollicitations en compression ou en flexion, le comportement mécanique du béton et des roches afin de mieux caractériser l'endommagement qui se produit en son sein.

ANALYSE ACOUSTIQUE SUR MATERIAUX GRANULAIRE

Description de la chaîne de mesure

L'enregistrement des bruits émis par le matériau de Schneebeli sous contraintes s'est fait à l'aide d'un microphone de mesure couvrant une gamme de fréquence allant de 20Hz à 25KHz .

Le magnétophone étant relié à l'analyseur numérique de fréquence type 2131 permettant la mesure et l'affichage en temps réel de spectres de fréquences en bandes de tiers-octave en fonction de l'intensité de la charge.

Resultats et analyses

biaxial : (Fig. 5)

Sur le chemin isotrope (0% - 40% de la charge σ_r de rupture), une prédominance des signaux d'émission acoustique en basses fréquences est observée ($25-800\text{Hz}$) avec une énergie mise en jeu faible (niveau d'intensité de 8 dB).

Celles-ci sont liées à un réarrangement du milieu qui passe d'une phase assez dense à une phase plus dense (contractance).

Sur le chemin déviatorique on distingue :

- entre 45% et 70% de la charge de rupture σ_r , un début de glissement spectral vers des fréquences plus élevées avec une fréquence maximale de 2.5KHz et une énergie acoustique relativement faible (niveau d'intensité de 10 dB).

Ceci semble correspondre à un début de ruptures localisées de quelques grains isolés dus à leurs glissements latéraux sur les rouleaux voisins sans toutefois que la distribution du nombre de contact par grains ne change.

BIAXIAL

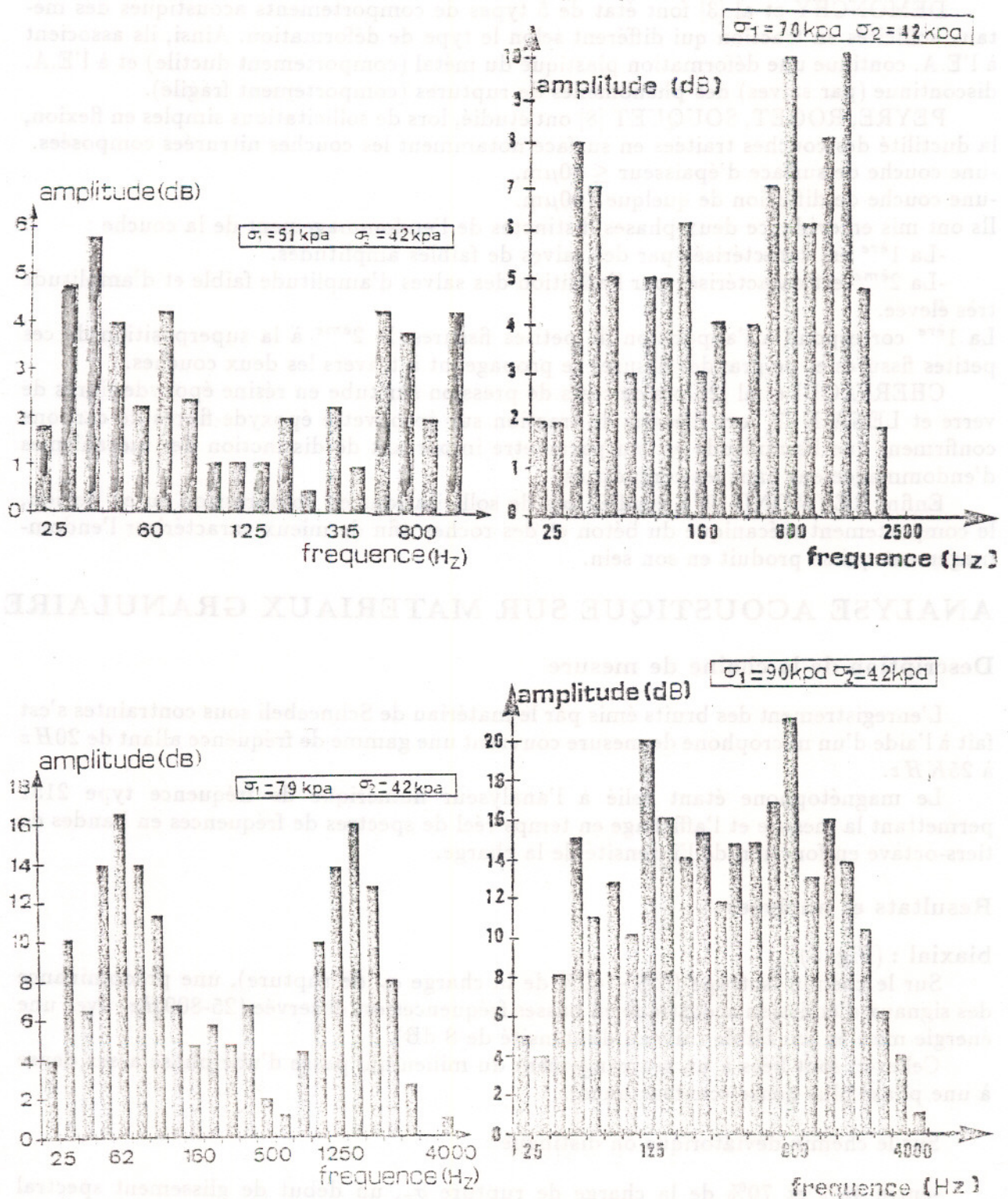


Fig. 5—Spectre de fréquence sur le chemin déviatorique

-entre 75% et 81% de la charge de rupture σ_r , deux familles de fréquences apparaissent comportant respectivement des maximums en amplitude pour les fréquences de 63Hz et 1.25KHz. Le carré de l'amplitude du signal (correspondant à l'énergie acoustique) est assez important. Il croît proportionnellement à la charge appliquée au milieu. Cette étape pourrait correspondre au début de la phase de dilatance du milieu qui apparaît lorsqu'on dépasse 0.5% de la déformation. Il y a rupture des contacts entre grains dus aux déplacements de certains grains qui font dévier de leur trajectoire normale de glissement les grains voisins.

-au delà de 83% de la charge de rupture σ_r , une chute des fréquences les plus élevées accompagnée d'une augmentation sensible des amplitudes (notamment les basses fréquences situées entre 125 et 800Hz) qui correspond à une libération d'énergie importante. Cette dernière phase semble correspondre à la partie essentielle de la dilatance et au début des ruptures plus globales au sein du matériau (bande de cisaillement)[6].

massif d'essai : (Fig. 6)

Trois phases distinctes semblent se présenter dans ce cas.

De 15% à 25% de la charge de rupture σ_r , on constate une famille de fréquence (25Hz-500Hz) avec un niveau d'intensité moyen de (10dB-12dB) et le début de naissance d'une seconde famille de haute fréquence (2KHz-12.5KHz) avec un niveau d'intensité plus faible (6dB-8dB). Ceci correspond à un réajustement de grains lié à la régénération du milieu. C'est une phase de pseudo-contractance avec un indice des vides initial assez faible.

De 30% à 45% de la charge de rupture σ_r , l'augmentation nette du niveau d'intensité passe de (10-12dB) à (16dB-18dB) dans les basses fréquences (25Hz-500Hz), la deuxième famille de haute fréquence (2KHz-20KHz) se distingue mieux avec une variation sensible du niveau d'intensité qui passe à 12dB. De plus, on remarque un léger glissement spectral dans les basses fréquences (31.5Hz-50Hz) et un glissement spectral dans les hautes fréquences (6.3KHz-8KHz). Ceci semble correspondre à un mouvement brusque des particules (petits déplacements et légers glissements) le long des lignes de courant elliptiques. C'est l'amorce de la microrupture.

De 50% à 75% de la charge de rupture σ_r , le spectre de fréquence est continu avec l'apparition de fréquence moyenne (630Hz-1.6KHz) à niveau d'intensité moyen (12dB-14dB) qui relie les deux familles de fréquences principales (25Hz-500Hz) et (2KHz-20KHz). Les niveaux d'intensité restent constants pour les basses fréquences (16dB-18dB) alors que pour les hautes fréquences le niveau d'intensité passe de (12dB-22dB) avec un glissement spectral (8KHz-10KHz). Ceci correspond au passage de la microrupture vers la macrorupture avant d'atteindre la phase ultime qui se traduit par une rupture généralisée du milieu.

MASSIF

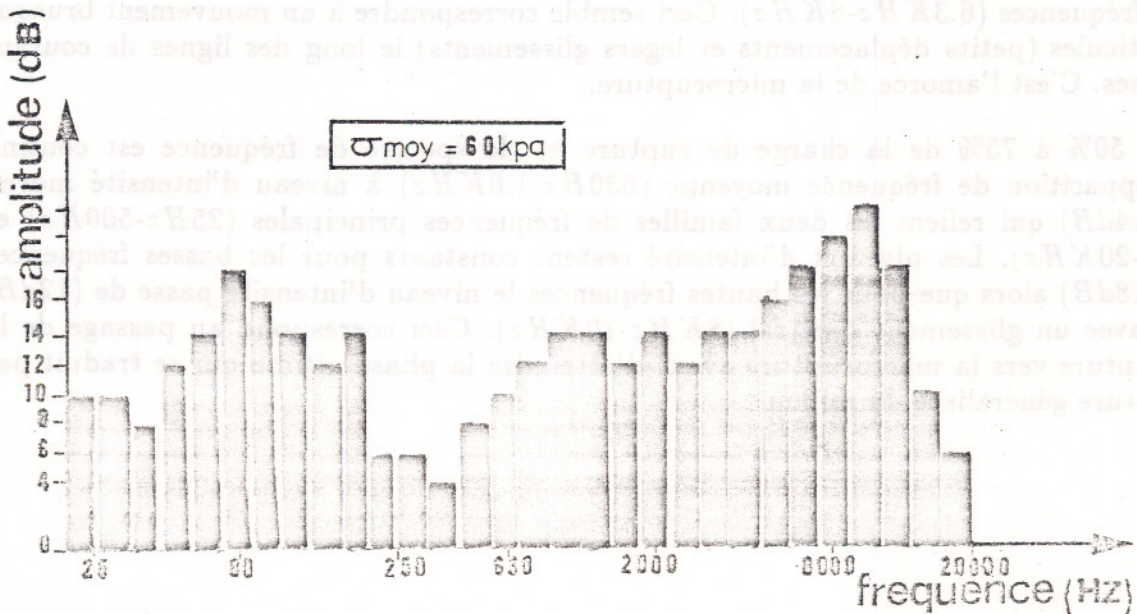
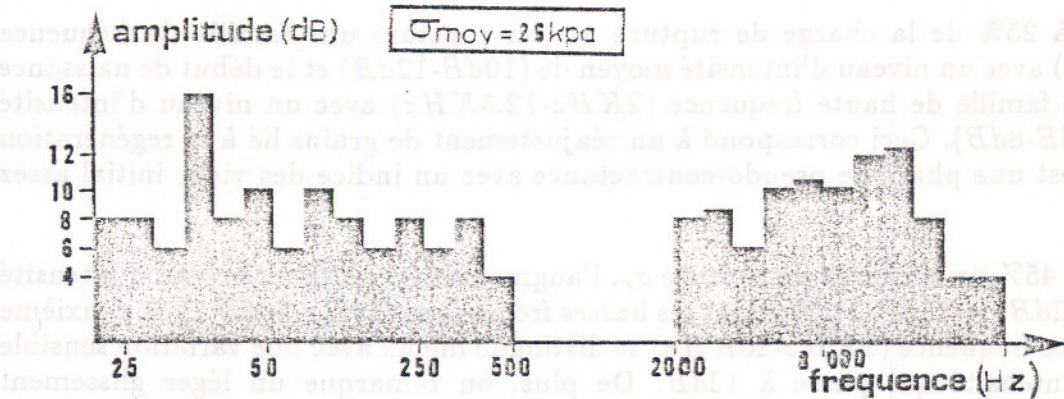
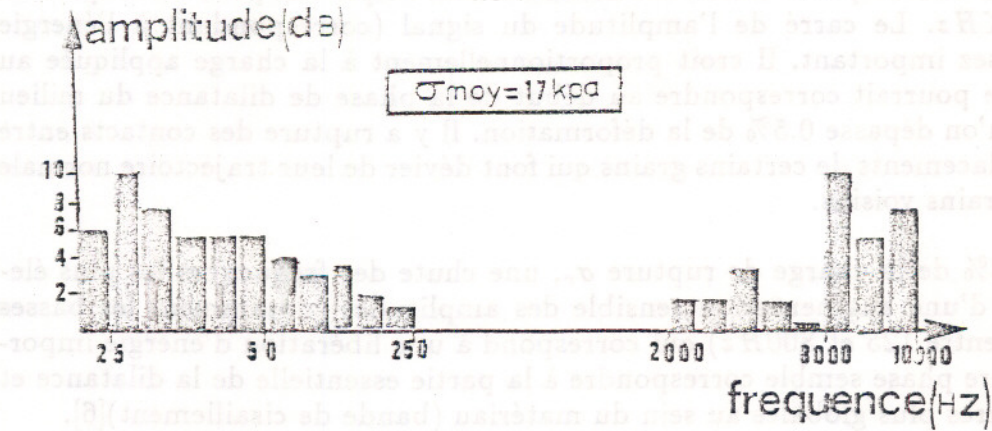


Fig. 6—Spectre de fréquence

CONCLUSION

L'analyse acoustique a montré tout son intérêt dans l'étude mécanique des matériaux à la rupture. Cette technique a été particulièrement développée pour les métaux. Depuis une quinzaine d'années, d'autres matériaux ont aussi été étudiés, notamment les roches, le béton, plus récemment le bois.

Les matériaux granulaires n'ont pratiquement pas fait l'objet d'une telle analyse. Pourtant ce travail montre que le signal émis n'est pas très difficile à enregistrer et à analyser. On retrouve ici toutes les caractéristiques du développement de la rupture (micro et macrofissuration). Evidemment, la nature minéralogique du matériau, l'apparition de ruptures granulaires éventuelles, la granulométrie, la forme des particules, l'existence d'eau interstitielle sont de nature à influencer les paramètres acoustiques. Pour notre part, nous avons mis en évidence le comportement acoustique du matériau de Schneebeli et montré que les matériaux granulaires peuvent faire l'objet d'une étude d'émission acoustique.

Références bibliographiques

- [1] ASTM STP 505, 1973. Acoustic emission.
- [2] CHERFAOUI, M. & HERVE, C. 1988. Développement de méthodes de contrôles des structures composites, *Composites*, N° 3, p 97-103.
- [3] DEMONCHY, L. 1983. Société EURO PHYSICAL ACOUSTICS S.A. l'émission acoustique dans les métaux, EA, N° 5.
- [4] DESRUES, J. 1984. Localisation de la déformation dans les matériaux granulaires, thèse de doctorat d'état, USMG Grenoble.
- [5] GHERBI, M. & GOURVES, R. & MEZGHANI, F. 1988. Approche probabiliste du passage entre le milieu non continu et le milieu continu par expérimentation sur le modèle analogique de Schneebeli, Mesures et essais en génie-civil, colloque international. Lyon, Vol II, p 345-354, Ed. CAST-INSA.
- [6] GHERBI, M. & GOURVES, R. & REYMOND, M.C. 1989. Acoustics analysis of the intergranular failure in the analogical material of Schneebeli, *Powders and grains, proceedings of the international conference*. Clermont-Ferrand, p 129-133, Ed. Balkema, Rotterdam.
- [7] LENAIN, J.C. Société EURO PHYSICAL ACOUSTICS S.A, Application de l'E.A. dans le contrôle industriel des structures en matériaux composites.
- [8] PEYRE, J.P & ROGET, J. & SOUQUET, P. 1985. E.A. Mesure de la ductilité des couches obtenues par traitements superficiels, *CETIM INFORMATION*, N°92, p53-61.
- [9] REYMOND, M.C. 1981. Essai de caractérisation de l'endommagement du béton par analyse de l'émission acoustique, *Annales des travaux publics de Belgique*, N°6, p 503-520.
- [10] SCHNEEBELI, G. 1956. Une analogie mécanique pour les terres sans cohésion. *Comptes rendus des séances de l'Académie des Sciences*. Paris.

FLUAGE ET RELAXATION DE TISSUS ENDUITS SOUS SOLLICITATIONS BIAxiaLES

Anne GUENAND, C.E.R.M.A.C. INSA-UCB

Patrice HAMELIN, C.E.R.M.A.C. INSA-UCB

C.E.R.M.A.C. INSA-UCB. Bâtiment 304 - I.N.S.A. 20, Avenue Albert Einstein
69621 VILLEURBANNE CEDEX. Tél : 72.43.82.41. Fax : 72.44.08.00

MOTS-CLES : Essais de traction biaxiale - rhéologie - fluage relaxation - viscoélastimétrie - temps de relaxation-

RESUME : Le présent travail porte sur l'étude du comportement de tissus techniques sous sollicitations biaxiales. L'essai biaxial est effectué sur une éprouvette cruciforme plane soumise à des efforts normaux de traction dans chaque direction. Le matériau testé est un tissu de fibres de polyester enduit de PVC souple. Les fonctions relaxation établies par lissage des points expérimentaux sont confrontées à celles obtenues à partir de modélisation prenant en considération les caractéristiques viscoélastiques des fibres.

FLUAGE ET RELAXATION DE TISSUS ENDUITS SOUS SOLlicitATIONS BIAxiaLES

INTRODUCTION

L'apparition de nouvelles fibres synthétiques et le développement des méthodes de calcul des structures tendues permettent d'assister à la renaissance de l'architecture textile. (TN Mars 1989 "Un matériau composite souple"). On trouve des applications dans les grandes surfaces couvertes, les salles de spectacles, de sport et les aires de stockage. Les exigences dictées par les cahiers des charges sont :

- La nécessité d'avoir des structures mobiles qui permettent un montage et un démontage faciles.
- Le maintien de la structure dans son état initial, sans besoin de retension après quelques mois d'utilisation.
- La recherche d'une durabilité au delà de 15 ans.

Ces besoins peuvent-êtré satisfait par l'emploi d'un composite souple : les membranes imperméables à renforts textiles.

La plupart des structures en matériaux composites sont soumises à des états de contraintes multiaxiaux. Il est alors nécessaire de définir des critères de ruptures propres aux matériaux composites tenant compte à la fois de la multiaxialité du chargement et du caractère orthotrope du matériaux.

Les critères élaborés jusqu'alors, comme celui de Tsai & Wu (1971) demandent des essais multiaxiaux pour la détermination des coefficients d'interaction.

Ainsi, dans le cas plan, le critère s'écrit :

$$F_1 \sigma_1 + F_2 \sigma_2 + F_{11} \sigma_1^2 + F_{22} \sigma_2^2 + 2F_{12} \sigma_1 \sigma_2 + F_6 \sigma_6^2 = 1$$

Tous les coefficients peuvent êtré déterminés par des essais de traction ou compression simples sauf F_{12} qui nécessite la réalisation d'un essai biaxial.

En général, que ce soit pour élaborer de nouvelles théories de la rupture ou pour calculer des coefficients, on a besoin de résultats expérimentaux sur des essais de sollicitations multiaxiales. Dans le cas plan, il faut un équipement expérimental permettant de faire varier s_1 s_2 et s_6 , (contraintes principales et de cisaillement respectivement).

De plus, l'essai doit autant que faire ce peut respecter les conditions suivantes :

- L'état de contrainte dans l'éprouvette ou du moins dans sa partie utile doit êtré homogène.
- Les composantes de l'état de contrainte doivent pouvoir varier indépendamment.
- La rupture doit intervenir dans la section testée.

Les méthodes d'essais proposées présentent toutes des avantages et des inconvénients. Les essais sur éprouvettes cruciforme induisent des concentrations de contraintes au niveau des bras (Owen 1983) mais ont l'avantage de permettent des modes de chargement divers et d'êtré bien représentatif du cas unidirectionnel ou stratifiés plans.

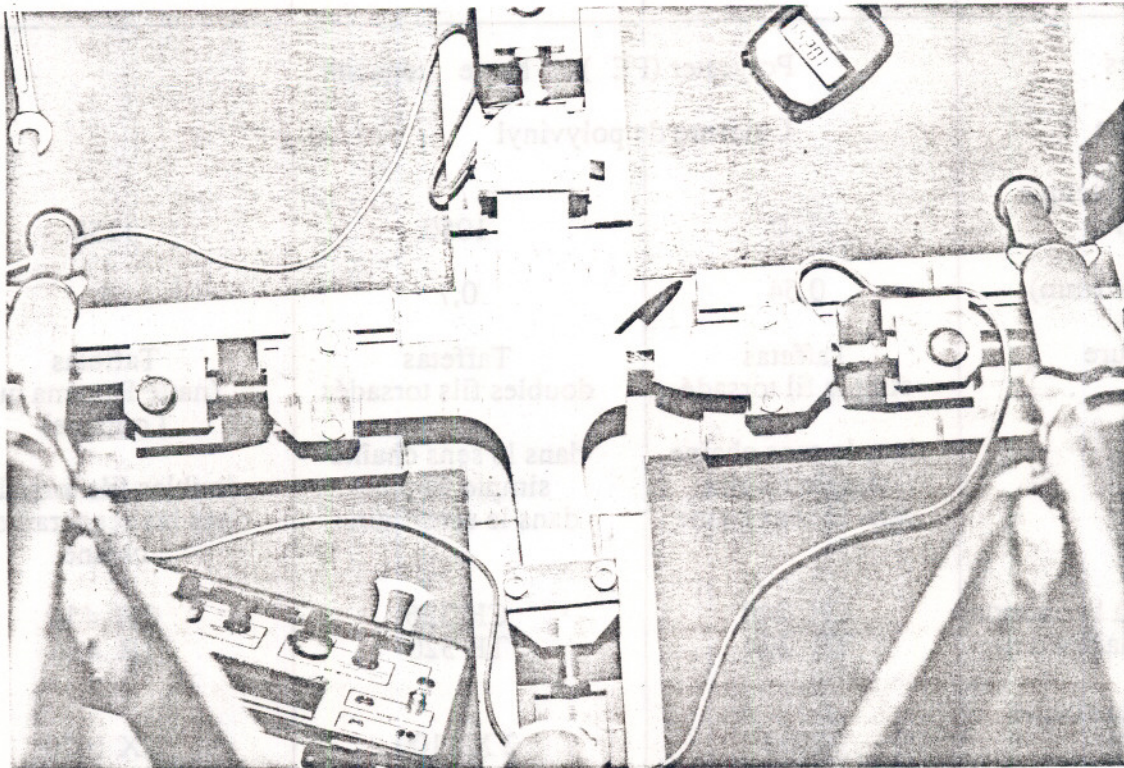
Nous nous penchons dans cette étude sur ce mode d'investigation, de l'état de contrainte biaxiale plan.

APPROCHE PHENOMENOLOGIQUE DU COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE

MATERIELS ET METHODES

Machine biaxiale :

On étudie le comportement de textiles techniques de polyester enduits PVC soumis à des chargements biaxiaux croissants.



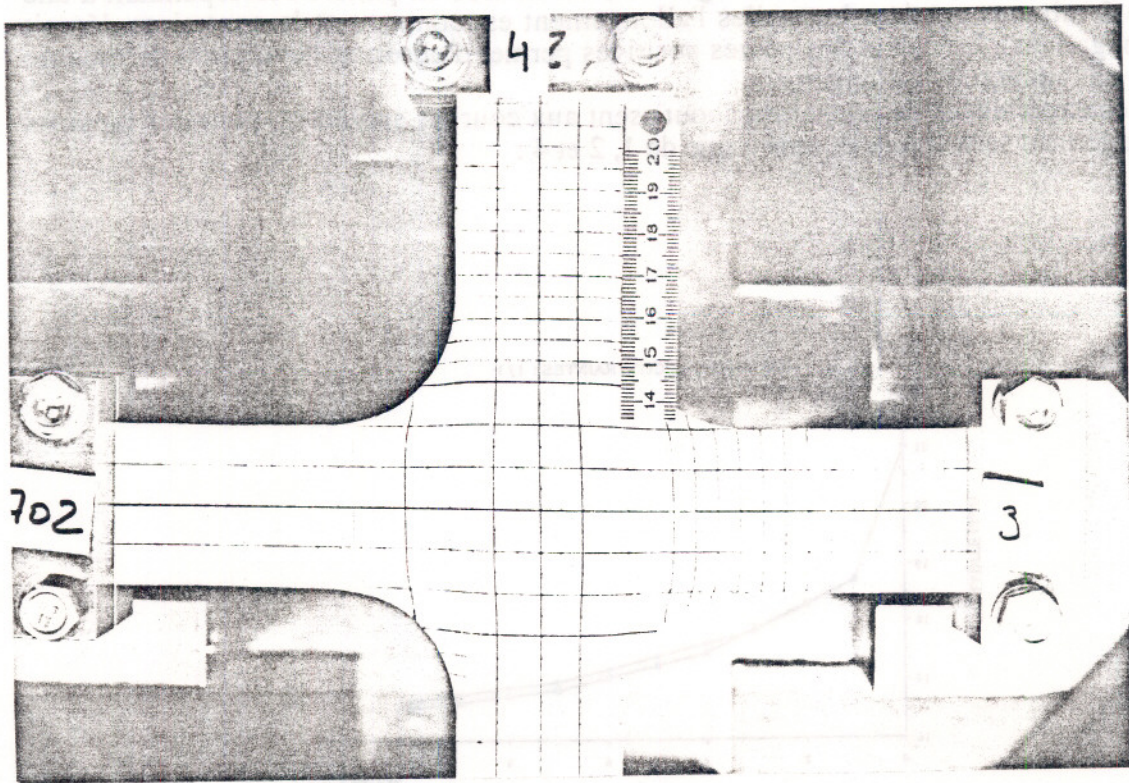
L'état biaxial est obtenu par une sollicitation plane, dans deux directions perpendiculaires sur une éprouvette cruciforme. Le déplacement des mors est assuré par une vis à pas fin (1,5 mm/T), la force de traction maximale est de 2000 Newtons ce qui entraîne sur une éprouvette fictive de 40 x 1 mm² une contrainte maximale de 50001Pa.

PRINCIPES DE L'ESSAI

Il nous faut connaître les efforts appliqués sur l'éprouvette dans les deux directions. On peut ainsi obtenir les courbes contrainte-allongement qui nous permettent de caractériser le comportement biaxial du matériau. Des jauges sont collées sur chaque axe reliées au pont de mesure extensométrique ce qui nous permet de connaître l'allongement pour une charge appliquée. Les déformations dans les directions x et y sont observées par une méthode photographique et pour de grandes déformations, par mesure directe.

Nature des matériaux testés:

Tissu	702	1002	1202
Fibres	Polyester (PE) haute ténacité		
Matrice	Chlorure de polyvinyl		
Masse surfacique (g/m ²)	750	1050	1250
Epaisseur (mm)	0,54	0,7	1
Armure	Taffetas simple fil torsadé dans le sens chaîne simple fil plat dans le sens trame	Taffetas doubles fils torsadés dans le sens chaîne simple fil plat dans le sens trame	Taffetas (natté Panama ou Louisine) doubles fils torsadés dans les sens trame et chaîne
Résistance à la traction uniaxiale (daN/4 cm)	CH 240 TR 224	CH 336 TR 320	CH 456 TR 416
Titre fils de chaîne (dtex)	1100	2 X 1100	2 X 1670
Titre fils de trame (dtex)	1100	2200	2 X 2200
Dessin			
% volumique fibre matrice (annexe 1)	26	27	29
Nombre de fils de chaîne par cm	9	6	9
Nombre de fils de trame par cm	9	7	4,5
Références : NF G 07-106			

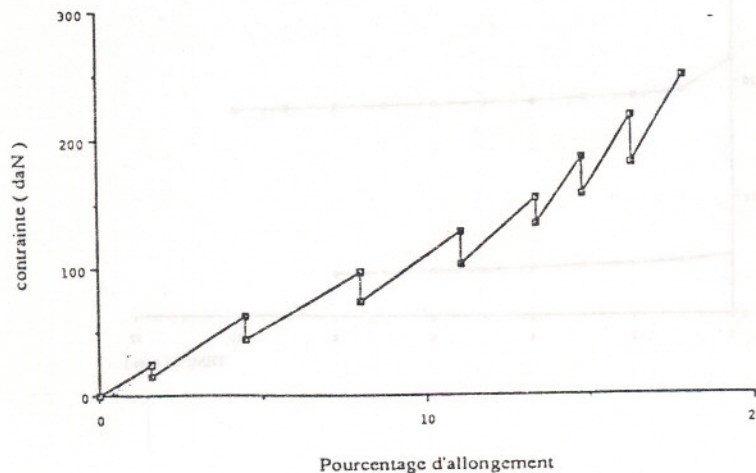


EXEMPLE DE RESULTATS

Les principaux paramètres ayant une influence sur le comportement des tissus enduits sont d'une part, le rapport des contraintes sens trame et chaîne dans le cas d'une sollicitation biaxiale et d'autre part l'action de conditions d'environnement (température et pourcentage humidité relative).

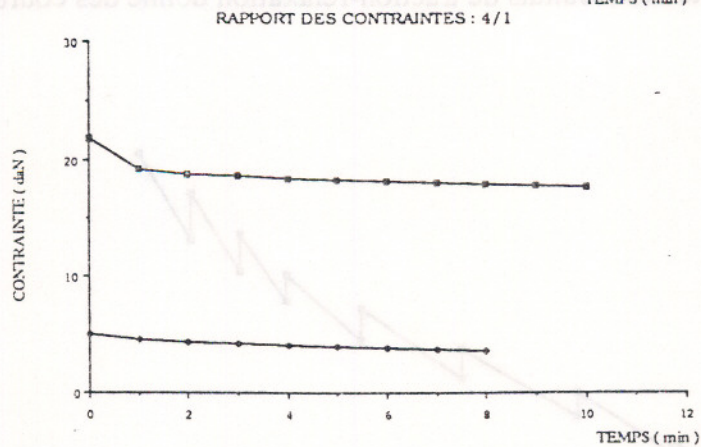
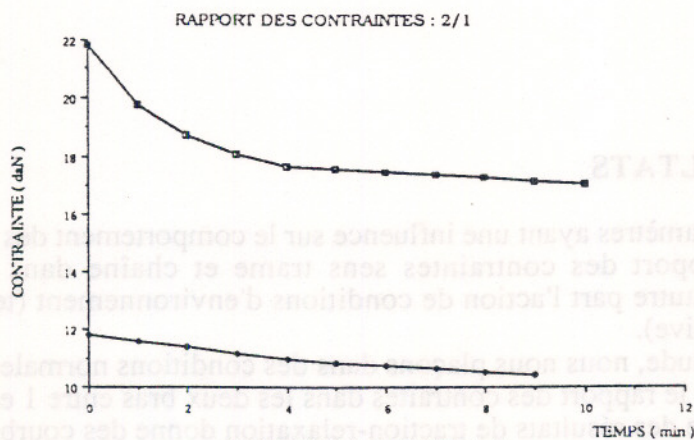
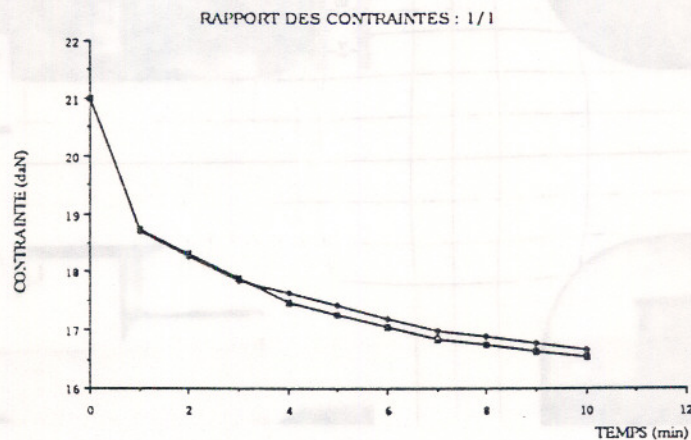
Dans la présente étude, nous nous plaçons dans des conditions normales (20°C, 65% HR) et nous faisons varier le rapport des contraintes dans les deux bras entre 1 et 4.

L'exploitation brute des résultats de traction-relaxation donne des courbes contrainte-allongement du type :



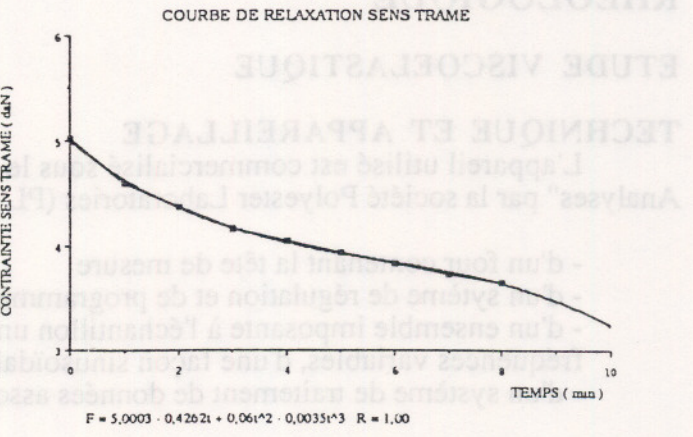
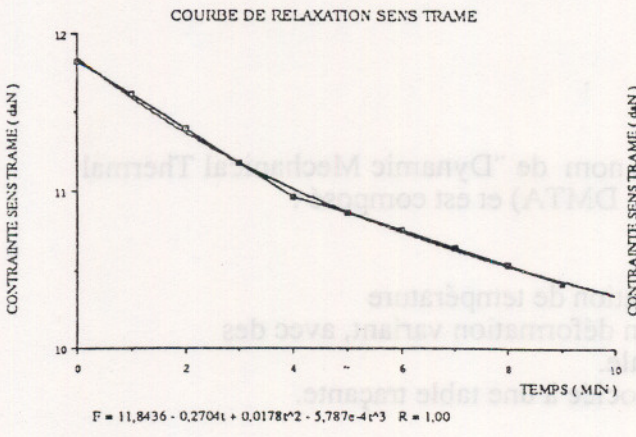
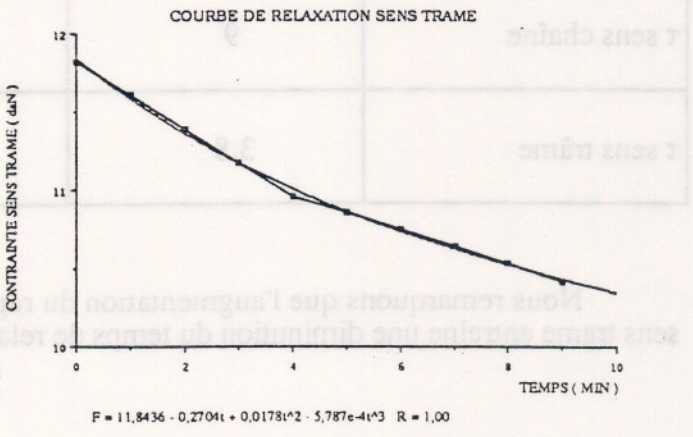
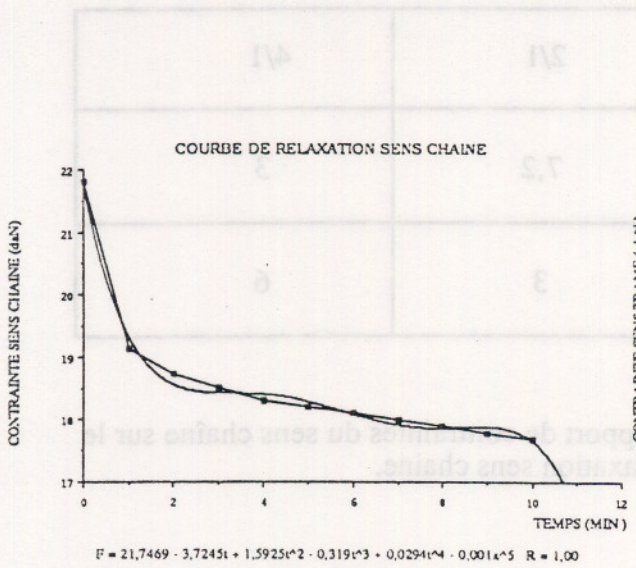
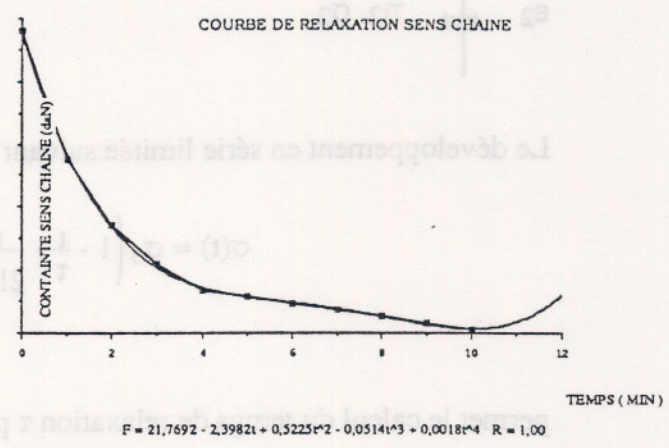
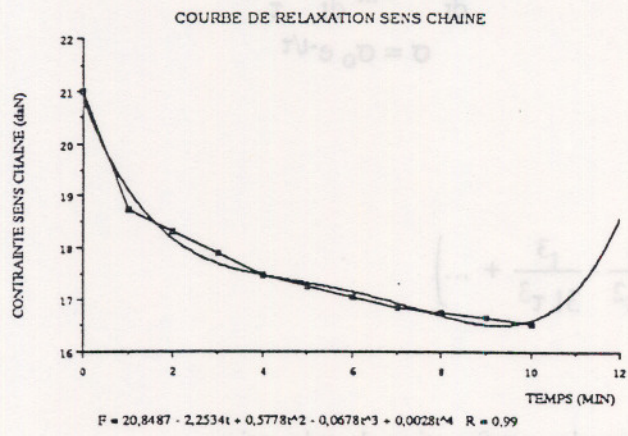
L'échelle des abscisses (% allongement) est divisée en paliers correspondant à une durée de 5 minutes pendant lesquelles l'allongement est constant et la contrainte décroît (pentes négatives). Le calcul des pentes positives permet d'observer l'évolution du module élastique en fonction de l'allongement.

Les expériences de relaxation aboutissent aux courbes suivantes, pour des rapports entre chargement sens chaîne et sens trame de 1, 2 et 4 :



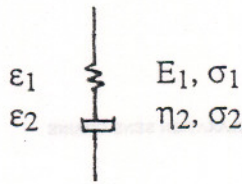
ANALYSE DU COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE

Le lissage des courbes de relaxation permet d'obtenir les fonctions sous forme polynômiale (Macintosh II, Logiciel Cricket Graph) :



MODELISATION DU COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE : APPROCHE GLOBALE

En fonction des résultats expérimentaux, nous choisissons le modèle de Maxwell pour décrire la fonction relaxative des composites.



$$\frac{d\sigma}{dt} = E_m \frac{d\epsilon}{dt} - \frac{1}{\tau} \sigma$$

$$\sigma = \sigma_0 e^{-t/\tau}$$

Le développement en série limitée suivant :

$$\sigma(t) = \sigma_0 \left(1 - \frac{t}{\tau} + \frac{t^2}{2! \tau^2} - \frac{t^3}{3! \tau^3} + \dots \right)$$

permet le calcul du temps de relaxation τ pour chaque fonction de relaxation :

Rapport des contraintes	1/1	2/1	4/1
τ sens chaîne	9	7,2	3
τ sens trame	3,8	3	6

Nous remarquons que l'augmentation du rapport de contraintes du sens chaîne sur le sens trame entraîne une diminution du temps de relaxation sens chaîne.

APPROCHE PREVISIONNELLE DU COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE

ETUDE VISCOELASTIQUE

TECHNIQUE ET APPAREILLAGE

L'appareil utilisé est commercialisé sous le nom de "Dynamic Mechanical Thermal Analyses" par la société Polyester Laboratories (PL DMTA) et est composé :

- d'un four contenant la tête de mesure
- d'un système de régulation et de programmation de température
- d'un ensemble imposant à l'échantillon une déformation variant, avec des fréquences variables, d'une façon sinusoïdale.
- d'un système de traitement de données associée à une table traçante.

Les conditions d'utilisation sont les suivantes :

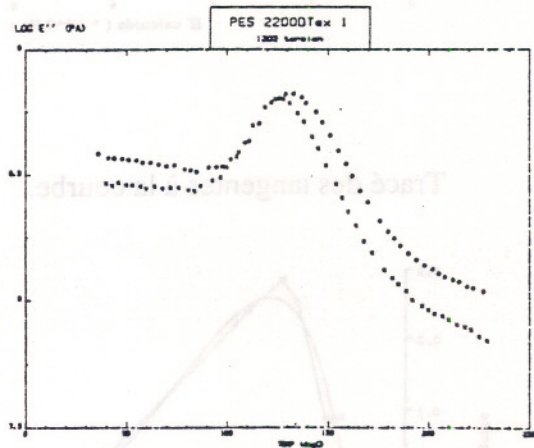
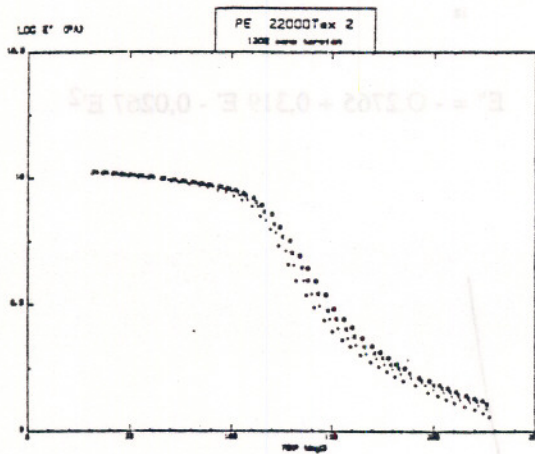
- les fréquences peuvent varier de 0,033 à 90 Hz (3 décades)
- les vitesses de montée en T de 0,1 à 10 K mn-1
- la sollicitation peut se faire soit en traction, soit en flexion.

Le système de traitement de données fournit directement les valeurs des logarithmes de la partie réelle du module d'Young E' ainsi que l'angle delta qui caractérise l'amortissement.

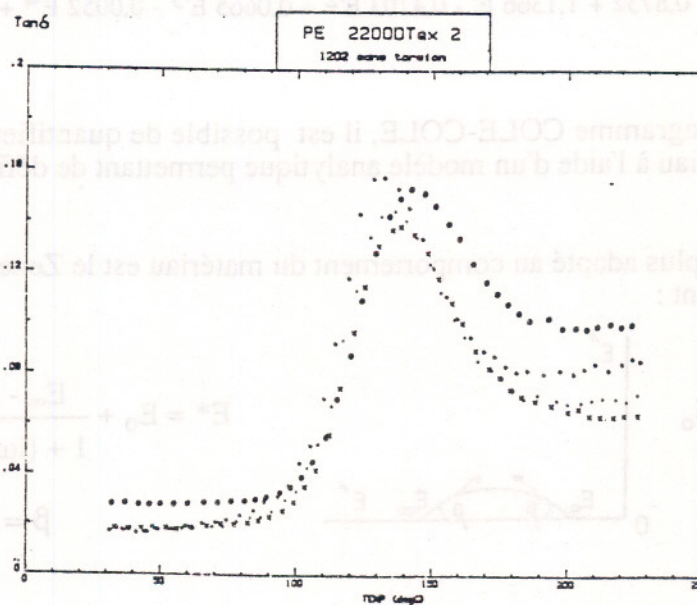
Type de courbes obtenues en montée en T :

Module élastique :

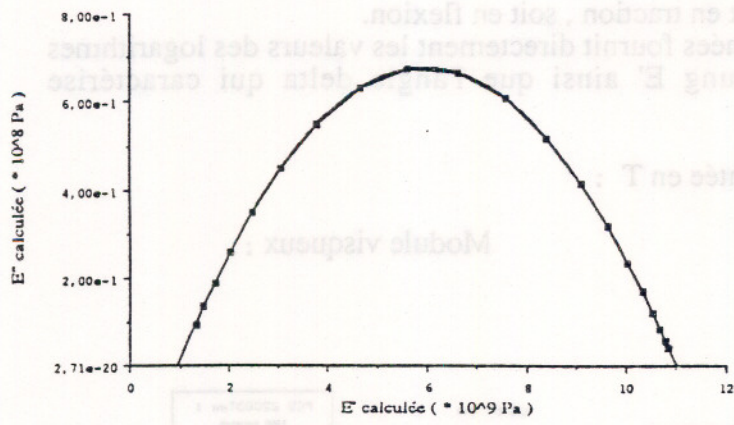
Module visqueux :



Tangente :

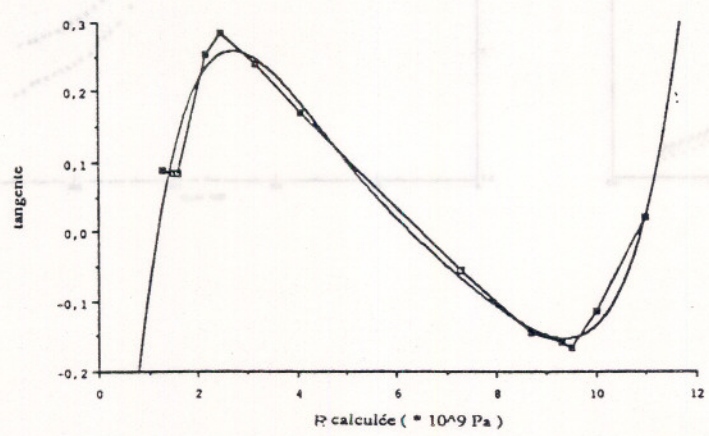


Tracé du diagramme COLE-COLE, modélisation du comportement rhéologique et détermination des paramètres viscoélastiques.



$$E'' = -0,2765 + 0,319 E' - 0,0267 E'^2$$

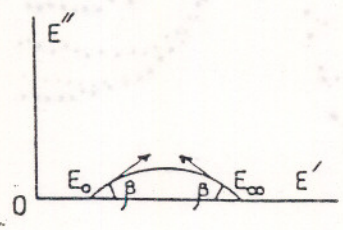
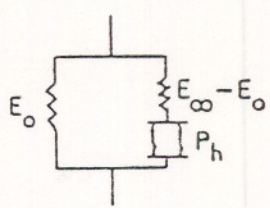
Tracé des tangentes à la courbe.



$$\text{Tan} = -0,8732 + 1,1366 E' - 0,4103 E'^2 + 0,0665 E'^3 - 0,0052 E'^4 + 1,6626e^{-4} E'^{-5}$$

A partir du diagramme COLE-COLE, il est possible de quantifier le comportement rhéologique du matériau à l'aide d'un modèle analytique permettant de définir des paramètres viscoélastiques.

Le modèle le plus adapté au comportement du matériau est le Zener parabolique dont le schéma est le suivant :



$$E^* = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + (i\omega\tau)^{-h}} \quad 0 < h < 1$$

$$\beta = h \frac{\pi}{2} = \alpha$$

Ce modèle linéaire dérive des modèles classiques : base de ressorts et d'éléments visqueux.

h : paramètre caractérisant les temps longs (basses fréquences et hautes températures)

$E_{\infty} - E_0$ = dispersion mécanique

DETERMINATION DES PARAMETRES DU MODELE ZENER PARABOLIQUE

La détermination des valeurs de E_0 , E_{∞} , h et k s'effectue graphiquement par agrandissement des parties extérieures du diagramme COLE-COLE.

On obtient :

$$E_0 = 11,5 \times 10^9$$

$$E_{\infty} = 10^9$$

$$h = 0,17$$

$$k = -0,17$$

La détermination de la valeur de δ peut s'effectuer par une courbe de proche en proche :

On se donne des valeurs arbitraires de terme paramétrique $\omega\tau$ allant par exemple de 10^{-3} à 10^{+10} en choisissant des valeurs arbitraires pour δ , puis on calcule E' et E'' à l'aide des expressions :

$$E^* = E_0 + \frac{E_{\infty} - E_0}{1 + \delta (i\omega\tau)^{-h}}$$

$$\text{or } (i\omega\tau)^{-h} = (\omega\tau)^{-h} \left(\cos h \frac{\pi}{2} - i \sin h \frac{\pi}{2} \right)$$

$$\text{d'où } E^* = E_0 + \frac{E_{\infty} - E_0}{1 + \delta (\omega\tau)^{-h} \left(\cos h \frac{\pi}{2} - i \sin h \frac{\pi}{2} \right)}$$

$$\text{soit } A = \delta (\omega\tau)^{-h} \cos h \frac{\pi}{2} + (\omega\tau)^{-k} \cos k \frac{\pi}{2}$$

$$B = \delta (\omega\tau)^{-h} \sin h \frac{\pi}{2} + (\omega\tau)^{-k} \sin k \frac{\pi}{2}$$

$$E^* = E_0 + \frac{E_{\infty} - E_0}{1 + A - iB}$$

$$\text{d'où } E^* = E_0 + E_{\infty} - E_0 \frac{A + 1 + iB}{(A + 1)^2 + B^2}$$

d'où

$$E' = \frac{E_0 (A^2 + B^2) + A (E_0 - E_{\infty}) + E_{\infty}}{(A + 1)^2 + B^2}$$

$$\text{Il vient : } E'' = \frac{B(E_{\infty} - E_0)}{(A + 1)^2 + B^2}$$

Lorsque les valeurs obtenues sont loin des valeurs expérimentales, on modifie la valeur de δ et on recommence ainsi jusqu'à ce que la valeur donnée pour δ permette, avec les variations du paramètre $\omega\tau$, de décrire totalement et avec une bonne précision l'ensemble de la courbe expérimentale $E'' = f(E')$. La valeur δ obtenue par cette méthode est de 1,5.

Le report de cette valeur dans les expressions de E' et de E'' conduit, en se donnant une série de valeurs discrètes du paramètre $\omega\tau$ (de $\omega\tau = 10^{-6}$ à $\omega\tau = 10^{+13}$) à la courbe suivante:

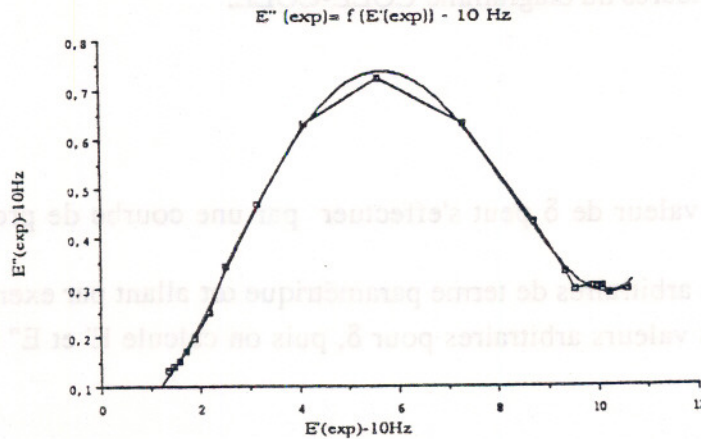
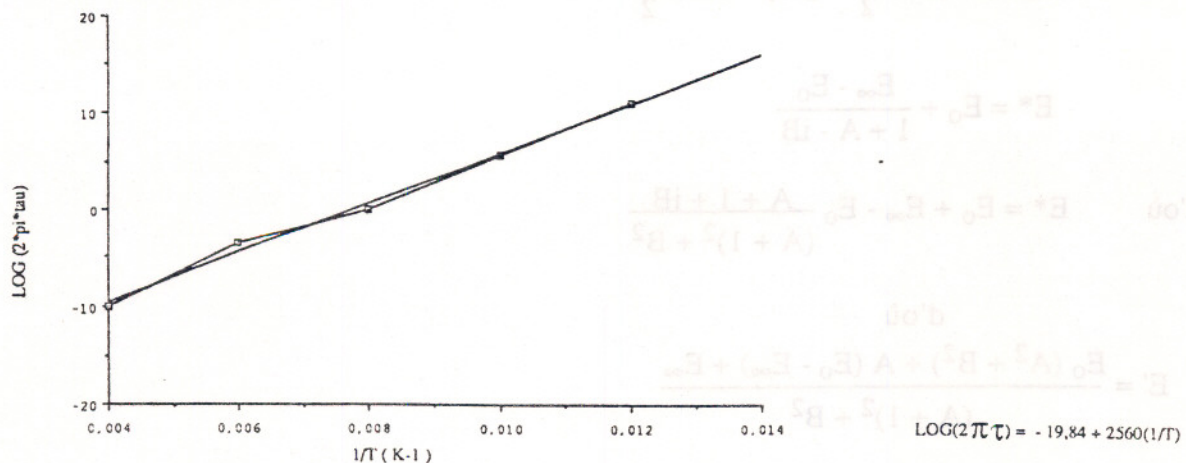


Diagramme COLE-COLE calculé avec $\delta = 1,5$
Parfait accord avec les courbes expérimentales.

CALCUL DES TEMPS DE RELAXATIONS A TOUTE TEMPERATURE

Courbe du temps de relaxation à toutes températures :



Nous voyons que la variation de $\log 2\pi\tau$ en fonction de $1/T$ peut très valablement être considérées comme linéaire.

La variable $2\pi\tau$ peut donc se représenter sous la forme : $\text{Log } 2\pi\tau = a \cdot 1/t + b$
Les coefficients a et b sont déterminés par régression linéaire sur les points expérimentaux et ont pour valeur :

$$a = 2560 \quad b = -19,4$$

On peut donc mettre τ sous la forme suivante : $\tau = \tau_0 e^{W/RT}$. Connaissant tous les paramètres nécessaires à l'équation 1, il est possible de déterminer la valeur de E' au temps $t = 0$ et à la température ambiante (20°).

$$\tau = \exp(2,3a / T) / 2\pi - 2,3b / 2\pi$$

Les résultats ainsi obtenus sont rentrés dans le logiciel TISSU(CERMAC, 1990) et nous permettent de connaître les constantes d'ingénieur du matériau qui sont confrontées aux résultats expérimentaux de tractions biaxiales.

Nous obtenons par le calcul un module élastique sens trame de 1000 MPa et sens chaîne de 1200 MPa. En ce qui concerne les résultats expérimentaux de traction biaxiale, le module élastique sens trame est de 1000 MPa et sens chaîne de 1200 MPa.

CONCLUSION

Vis-à-vis du dispositif d'essais, l'expérience acquise nous conduit à développer actuellement une nouvelle machine susceptible de minimiser les erreurs induites par la technique d'asservissement et par les systèmes de mesures de déplacements..

Nous devons retenir que le matériau étudié présente un comportement rhéologique marqué correspondant à une réponse viscoélastique.

La prise en considération de la matrice et des fibres polymériques est particulièrement intéressante en ce qui concerne l'étude du fluage.

L'utilisation du logiciel TISSU (CERMAC, 1990) permet une approche prévisionnelle du comportement des tissus sous chargement biaxial en introduisant les caractéristiques viscoélastiques des composants.

BIBLIOGRAPHIE

BONNEL P., 1990

"Création d'un logiciel d'aide à la conception des composites stratifiés : Multicouche CERMAC". Mémoire de DEA. Université Lyon 1.

HUET C., 1963

"Etude, par une méthode d'impédance, du comportement viscoélastique des matériaux hydrocarbonés".Thèse de Docteur Ingénieur.Faculté des Sciences à l'Université de Paris.

HUET C., BOURGOIN D., RICHEMOND S., 1984

"Rhéologie des matériaux anisotropes".Compte rendu du 19e colloque national annuel,Paris. Cepadues Editions. 591 p.

JEANNE Ph., 1986

"Contribution à l'étude des zones interfaciales dans les composites polyépoxyde. Fibres de verre".Thèse de Docteur Ingénieur. Ecole Centrale de Lyon. 253 p.

TSU-WEI CHOU et FRANK K.KO, 1989

"Textile structural composites".Volume 3. Elsevier Editions. 387 p.

COMPORTEMENT EN TRACTION DE MATERIAUX DE CHAUSSEES TRAITES AU LAITIER

R. Linder (1), M. Cherfaoui (2), M.C. Reymond (3), J. Vecoven (4).

(1) LCPC Service Mecanique UMR 113 . La Courtine . 93167 NOISY le GRAND Cedex.

(2) CETIM . 52 Avenue Felix Louhat . BP 67 . 60304 SENLIS Cedex.

(3) LCPC Cellule CNRS UMR 113 . 58 Boulevard Lefebvre . 75732 PARIS Cedex 15.

(4) Labo des Ponts et Chaussées . Zone Industrielle . BP 141 . 71405 AUTUN.

Résumé

Les matériaux traités au laitier sont utilisés en sous couches de chaussées. Leur mode de sollicitation critique est la tension due à des retraits-dilatations ou au trafic . Nous étudions leur comportement avant le pic de contrainte à l'aide d'un petit nombre de cycles charge-décharge d'amplitude croissante; on a ainsi accès simultanément à l'évolution des déformations permanentes et à l'endommagement . La technique de l'émission acoustique sert de moyen de contrôle et d'analyse des essais . On développe une modélisation des contraintes internes initiales qui jouent un rôle dominant dans le processus d'endommagement sous sollicitation; on obtient notamment une liaison entre déformations permanentes et dommage, entre dommage et émission acoustique .

Mots clés : laitier, essai de traction, contrainte interne, endommagement, déformation permanente, émission acoustique .

PRESENTATION

Les matériaux traités au laitier sont utilisés en sous couches des chaussées épaisses ; ils sont revêtus par une structure bitumineuse. Ils sont proches des bétons par le phénomène de prise hydraulique qui est très lente . Leur faible maniabilité nécessite un compactage énergique par des rouleaux vibrants. Leur résistance est plus faible et leur endommagement est plus progressif.

Leur principal mode de sollicitation dans les chaussées est la flexion produite par les charges roulantes, en dehors du retrait thermique empêché longitudinalement et qui provoque une fissuration transversale de période assez grande, en général le premier hiver après réalisation (sinon le second). La phase de fissuration de fatigue est courte par rapport à la durée de vie totale .

C'est pourquoi nous avons cherché à étudier l'endommagement de ces matériaux en traction avant le pic. Pour atteindre cet objectif notre stratégie expérimentale consiste à réaliser un petit nombre de cycles de charge-décharge dont les amplitudes croissent régulièrement; on a ainsi accès à la déformation permanente et au module élastique résiduel en fonction de l'émission acoustique.

Nous présentons d'abord une synthèse bibliographique sur les mécanismes d'endommagement dans les bétons qui sont proches des graves traitées, puis le matériau étudié, le dispositif expérimental et la méthode d'essai, l'analyse des essais et l'interprétation de leurs différents aspects. Nous mettrons l'accent sur le rôle important que jouent les contraintes internes initiales dues aux phénomènes de gonflement-retrait. Un modèle permettra de calculer les déformations résiduelles dues à l'endommagement et de relier celui-ci au nombre de salves acoustiques.

I - SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE SUR LA STRUCTURE ET LES MÉCANISMES DE RUPTURE DU BÉTON

1) Le premier aspect concerne la *morphologie granulaire* et ses conséquences. L'interface entre le liant et les grains est une zone d'accumulation de défauts dont l'effet est de diminuer l'énergie de cohésion interfaciale (Maso /1/). De plus le phénomène de gonflement du liant dans la première phase de la prise (Paillère /2/) peut provoquer des décollements d'interfaces (Dron /3/). La faible valeur de l'énergie de fissuration interfaciale et la présence de fissures initiales peuvent expliquer l'existence d'une propagation stable en tension, jusqu'à ce que la condition de branchement de la fissure d'interface vers la matrice soit vérifiée (Victor, Li, Huang /4/).

2) Le deuxième aspect concerne les contraintes internes autoéquilibrées développées par des phénomènes de retrait-dilatation liés à la prise, par la dessiccation d'origine externe (Paillère /2/, Baron /5/, Buil /6/, Acker /7/) et par les dilatations thermiques différentielles. D'après ces auteurs on observe successivement pendant la prise :

- Une contraction liée au début de l'hydratation du ciment .
- Un gonflement lié à l'hydratation de l'ettringite qui est l'un des constituants du ciment. On observe alors une mise en compression importante dans un essai à déformation de retrait empêchée /2/. Cette réaction qui domine la seconde phase de la prise peut endommager les interfaces.
- Une nouvelle contraction due au fait que le gonflement précédent s'est ralenti et que l'hydratation de Le Chatelier redevient dominante.

3) Le troisième aspect concerne les mécanismes d'endommagement produits successivement par le gonflement et le retrait liés à la prise, puis par les sollicitations mécaniques externes.

Stroeven /8/ observe sur les bétons une microfissuration initiale d'interface très importante autour des grains les plus gros; les dimensions des microfissures (mf) sont relativement uniformes, nettement plus petites que celles des gros grains. Leur origine est souvent attribuée aux contraintes de retrait de la 3ème phase de la prise ; il nous semble qu'elle est due au gonflement de la 2ème phase. Le début des processus d'endommagement est nettement déterminé par cet état dont les évolutions diffèrent progressivement en fonction du mode de sollicitation

En traction Stroeven observe en début d'essai une situation proche de celle de l'essai de compression, à cause du rôle dominant des défauts initiaux. A la tension ultime la coalescence entre mf est peu marquée, la dimension moyenne des mf étant encore faible : 0,65 mm, soit une extension angulaire moyenne de 60°; la direction des nouvelles fissures est essentiellement perpendiculaire à la tension. Alors que les essais sont effectués sur des éprouvettes comprenant deux rainures latérales symétriques destinées à localiser l'endommagement, l'auteur n'observe pas ce phénomène. Au contraire les fissures sont les plus développées au centre de l'éprouvette et sur une hauteur égale à trois fois la taille des gros grains, traduisant un mécanisme d'interaction entre les fissures . La fissuration distribuée subsiste très au-delà du pic d'effort qui n'est pas accompagné par la formation d'une fissure macroscopique. Cette observation semble liée à la faible section des éprouvettes d'essai (6 x 6 cm² avec deux entailles de 0,5 cm. chacune).

L'interaction entre microfissures ainsi que la localisation de l'endommagement se présentent de façon différente dans des essais de traction effectués sur des éprouvettes de taille comparable mais entaillées sur un seul bord par Cedolin /9/ et Shah /10/. Ces auteurs mesurent les déformations et les ouvertures en mode I au voisinage de la tête de fissure à l'aide de l'interférométrie holographique. La modélisation de Hillerborg /11/ basée sur le modèle de Barenblatt semble corroborer leurs mesures. Barenblatt avait pris en compte l'existence de forces de refermeture des fissures, malgré un début de séparation de la matière. L'intensité et la répartition de ces forces est telle que la singularité de contrainte à la tête de la fissure disparaît, le matériau ne pouvant résister qu'à des contraintes finies, même sur de très petites surfaces.

Cedolin et Al /9/ utilisent ce modèle; ils trouvent un seuil de déformation $\epsilon = 7.10^{-4}$ à partir duquel le matériau devient discontinu et qui détermine la pointe de la fissure . A l'arrière se situe une zone fissurée qui transmet un vecteur contrainte t non nul tant que l'ouverture w a une valeur inférieure à 25 μm environ; la longueur de cette zone varie en fonction du mode de sollicitation (aux environs de 10 cm d'après Shah) .Cedolin recherche alors un modèle de comportement uniaxial $\sigma(\epsilon)$ dans la zone endommagée à l'avant de la fissure et un modèle de séparation $t(w)$ mode I, de façon à décrire au mieux le champ de déformations et de déplacements mesurés. Il calcule l'énergie dissipée devant la fissure par l'endommagement diffus et le travail des forces de refermeture. Il trouve que l'énergie dissipée par la zone de décohéation représente 94% de l'énergie totale dissipée; la microfissuration devant la fissure ne joue donc qu'un rôle mineur.

Shah /10/ utilise une superposition des modèles de Griffith et de Barenblatt. Dans ce modèle la singularité de contrainte coexiste avec les forces de refermeture. L'amorçage de la fissure est déterminé par une valeur intrinsèque K_{IC} . Lorsque cette valeur est atteinte il y a une propagation stable pendant laquelle la zone de Barenblatt se développe. Lorsque l'ouverture sur l'entaille initiale ou sur le défaut initial atteint sa valeur critique $CTOD_C$, alors la fissure se propage : le point d'arrêt de la transmission de force et la tête de fissure se déplacent. K_{IC} et $CTOD_C$ sont donc les caractéristiques intrinsèques dans cette modélisation; ils permettent de décrire différents effets de géométrie et d'échelle. Il convient de noter que la valeur de K_{IC} n'est pas définie par la valeur initiale de l'entaille, mais par la longueur totale de la vraie fissure.

Quelques conclusions

Chacune des modélisations citées donne une explication partielle des phénomènes de rupture et d'endommagement ; elles prennent peu en compte le développement des contraintes internes. Les théories de l'endommagement, non citées ici, pourraient s'appliquer à l'échelle des gros grains pour modéliser l'effet de la structure du matériau.(des paramètres de formulation) et des contraintes internes sur l'endommagement macroscopique.

II - PRESENTATION DES MATERIAUX ET DU DISPOSITIF D'ESSAI

2. 1 Le laitier et les mélanges

Le laitier est utilisé pour obtenir la cohésion entre les grains. Il s'agit d'un sous-produit de l'élaboration de la fonte, obtenu par la fusion de la gangue du minerai et du fondant. Ses constituants principaux sont la chaux, la silice, l'alumine et la magnésie. Sorti du haut-fourneau il subit un traitement de trempé dans l'eau dont l'effet est d'inhiber la cristallisation à cause de la rapidité du refroidissement. On obtient un sable à structure vitreuse qui a des propriétés hydrauliques. Au contraire le laitier refroidi lentement donne un produit cristallisé mais inerte.

Pour entrer en réaction avec l'eau et faire prise, le laitier a besoin de la présence d'un activant, à la différence du ciment classique. Les activateurs les plus utilisés sont la chaux ou le sulfate de calcium, c'est ce dernier qui est utilisé dans cette recherche. L'hydratation s'effectue par dissolution des produits dans l'eau, suivie d'une cristallisation des hydrates (dont l'ettringite).

On étudie deux formules de matériaux : une grave et un sable laitier qui ont une granulométrie 0/20 mm. et 0/1 mm. respectivement. Les teneurs en laitier sont respectivement de 10% et 12%. Leur fabrication nécessite une faible teneur en eau et un compactage par vibro-compression dans des moules, fournissant des éprouvettes de diamètre 16 cm et de hauteur 32 cm.

2. 2 Dispositif d'essai

- a. Les essais ont été réalisés sur la MAER (machine asservie d'essais rhéologiques, construite par les Ponts et Chaussées). Les déformations servant au pilotage sont mesurées par un extensomètre LCPC à 3 capteurs, très précis (sensibilité 0,02 μm), montés sur 2 anneaux qui sont fixés sur l'éprouvette par un serrage à lames munies de couteaux. La base de longueur est de 20 cm. On utilise des jauges à fil résistant (2 longitudinales et 6 diamétrales) pour mesurer le coefficient de Poisson. La vitesse de déformation imposée est d'environ 10^{-6}s^{-1} .
- b. Le dispositif de localisation et d'analyse des émissions acoustiques (figure 1) comprend deux capteurs résonnants de 70 KHz, montés aux 2 extrémités de l'éprouvette. Deux chaînes d'analyse permettent : le comptage du nombre de salves et d'alternances, la mesure de l'amplitude et de la valeur efficace ; la localisation des événements ayant une amplitude suffisante, la mesure du temps de montée, de la durée, de leur amplitude maximale, et de la force.

III - LES RESULTATS ET LEUR ANALYSE

Pour observer l'évolution des déformations irréversibles et de l'endommagement au cours d'un essai à chargement monotone croissant nous remplaçons celui-ci par une suite de cycles charge-décharge dont les amplitudes croissent régulièrement, de façon à obtenir la rupture après 6 ou 7 cycles. L'expérience montre que cette stratégie d'essai ne modifie pas trop le déroulement des phénomènes par rapport à l'essai monotone. Il sera cependant nécessaire d'analyser les phénomènes secondaires pour déterminer le mieux possible les grandeurs qui nous intéressent.

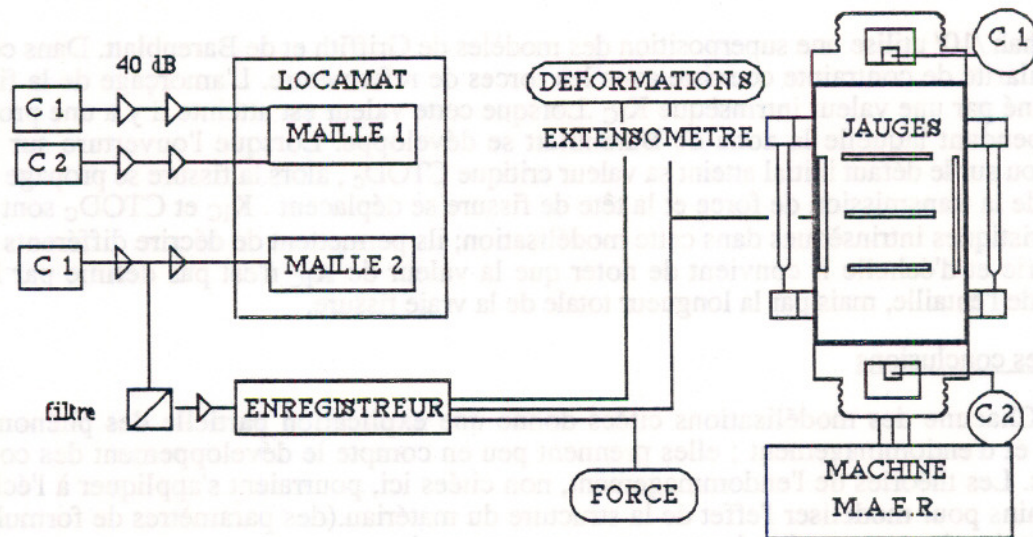


figure 1 : dispositif d'essai et de mesure acoustique

Pour la clarté de l'exposé nous présenterons d'abord le schéma de comportement mécanique simple qui représente l'essentiel des phénomènes. Puis nous analyserons la suite des cycles réels.

3.1. Le schéma d'analyse simple

On utilise l'hypothèse de partition des déformations :

$$(1) \quad \varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^i \quad (2) \quad \sigma = E \varepsilon^e$$

ε^i est la déformation irréversible due à des déformations plastiques et à la libération des contraintes internes initiales par des microruptures ; ε^i reste constant dès que l'on décharge; un nouveau chargement ne produit pas de nouvelles déformations irréversibles tant qu'on n'a pas atteint le maximum de contrainte (de déformation) du cycle précédent.

ε^e est la déformation élastique, reliée à la contrainte (2). E_0 est le module élastique initial; E le module actuel.. Le paramètre d'endommagement classique D est défini par l'équivalence en déformation élastique de Lemaitre

$$(3) \quad \varepsilon^e = \frac{\sigma}{E} = \frac{\sigma_v}{E_0} \quad (4) \quad \sigma_v = \frac{\sigma}{1-D}$$

où σ est la contrainte apparente (macroscopique) et σ_v la contrainte effective ("vraie").

On peut définir D , le module sécant S , et un facteur de non linéarité Γ de l'essai à chargement monotone croissant :

$$(5) \quad D = 1 - \frac{E}{E_0} \quad (6) \quad S = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (7) \quad \Gamma = \frac{S}{E_0}$$

On déduit de (1) à (7) des relations entre ces grandeurs :

$$(8) \quad \frac{S}{E} = \frac{\varepsilon^e}{\varepsilon^e + \varepsilon^i} \quad (9) \quad \Gamma = (1-D) \frac{\varepsilon^e}{\varepsilon} \quad (10) \quad \frac{S}{E_0} = (1-D) \left(1 - \frac{\varepsilon^i}{\varepsilon}\right)$$

3.2 Analyse de la suite des cycles, méthodes d'exploitation

Le modèle simple ne peut pas tenir compte de l'hétérogénéité du matériau; il existe des interactions entre l'évolution des contraintes internes, l'endommagement et la plasticité. On peut penser qu'une grande partie des déformations permanentes résulte des microruptures obtenues en traction. Nous présenterons une schématisation de ce phénomène dans la dernière partie. Nous allons examiner l'évolution précise du comportement révélé par la suite des cycles.

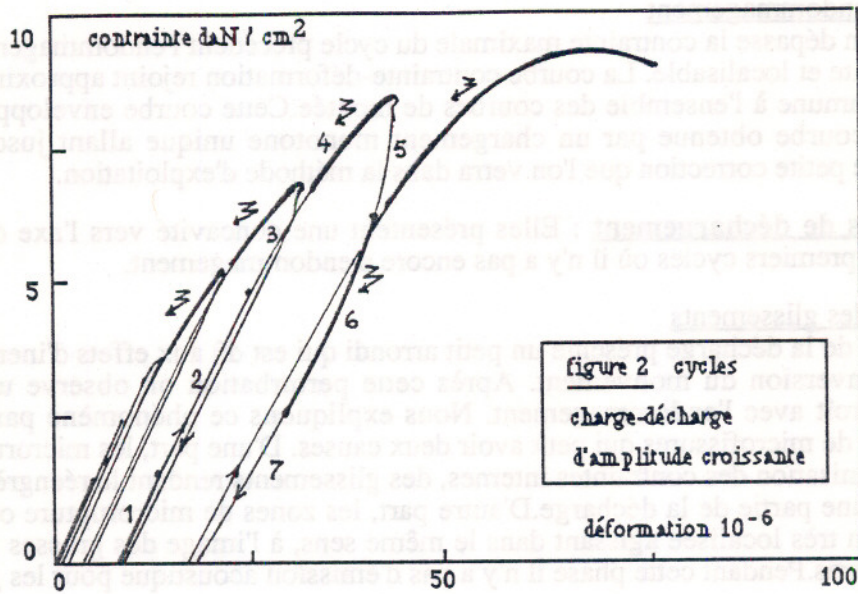


figure 2 cycles
charge-décharge
d'amplitude croissante

A. Montées en charge

1. Le domaine élastique initial et son évolution par écrouissage

Les premiers cycles (1 et 2) montrent un comportement quasi élastique avec une apparition très progressive de déformations permanentes faibles, le module élastique étant constant. Ce domaine représente environ 1/3 de la contrainte de rupture σ_R pour les graves. Ensuite (cycle 3) la croissance des déformations permanentes produit un effet d'écrouissage et un agrandissement du domaine d'élasticité observable à la décharge (comme pour l'effet Bauschinger sur les métaux); le module élastique est encore constant. L'effet d'écrouissage peut s'expliquer par des phénomènes de frottement accompagnant les glissements, permettant un stockage d'énergie élastique.

2. Apparition de l'endommagement et d'effets d'engrènement

Le début des premières courbes de montée suivantes (4 à 7) présente un petit domaine linéaire (sauf le dernier qui est trop près de la rupture) dont le module E_0 est conservé, et ceci en dépit de la croissance de l'endommagement révélée par l'émission acoustique sur la partie haute du cycle précédent. L'amplitude de ce domaine devient plus petite au cours des cycles jusqu'à disparaître, le module devenant alors inférieur au module initial E_0 . Nous avons pu faire la même observation sur des essais compression

On peut expliquer ce phénomène par le désengrènement des microfissures, phénomène bien connu pour les fissures macroscopiques. On peut penser qu'à l'échelle microscopique la forme des fissures reste similaire à celle de l'échelle supérieure, et cette self similarité peut se conserver sur plusieurs échelles qui correspondent aux échelles d'hétérogénéité des constituants. L'amplitude du phénomène de réengrènement produit par la décharge est réduite progressivement au cours de la succession des cycles par un processus d'endommagement qui accompagne la ~~refermeture des microfissures créées, ce qui est révélé par l'émission acoustique pendant la~~ décharge sur les graves.

3. Domaine quasi élastique et zone de transition

A la fin du désengrènement on observe une zone rectiligne importante qui se termine un peu avant la contrainte maximale du cycle précédent, lorsque celle-ci est inférieure à la moitié de la contrainte de rupture. Pour les cycles suivants la limite ne s'élève qu'aux environs des deux tiers de la rupture. La pente de ce domaine correspond au véritable module élastique du matériau dans un état d'endommagement et de déformation plastique constant et avec un effet d'engrènement négligeable (les fissures sont ouvertes et il ne s'en crée pas de nouvelles).

La transition avec le domaine suivant correspond probablement à l'apparition de déformations plastiques qui sont accompagnées d'un endommagement faible.

4. reprise de l'endommagement

Lorsqu'on dépasse la contrainte maximale du cycle précédent l'endommagement reprend de façon importante et localisable. La courbe contrainte-déformation rejoint approximativement une enveloppe commune à l'ensemble des courbes de montée. Cette courbe enveloppe semble assez proche de la courbe obtenue par un chargement monotone unique allant jusqu'à la rupture, moyennant une petite correction que l'on verra dans la méthode d'exploitation.

B Les courbes de déchargement : Elles présentent une concavité vers l'axe des contraintes, sauf celles des premiers cycles où il n'y a pas encore d'endommagement.

5. Le blocage des glissements

Le début de la décharge présente un petit arrondi qui est dû aux effets d'inertie produits par une brusque inversion du mouvement. Après cette perturbation on observe un arrondi dont l'importance croît avec l'endommagement. Nous expliquons ce phénomène par le blocage du réengrènement de microfissures qui peut avoir deux causes. D'une part, les microruptures ont produit une réorganisation des contraintes internes, des glissements rendant le réengrènement impossible pendant une partie de la décharge. D'autre part, les zones de microrupture ont pu subir une désorganisation très localisée agissant dans le même sens, à l'image des grosses fissures où l'on observe des débris. Pendant cette phase il n'y a pas d'émission acoustique pour les graves

6. Le réengrènement et la reprise de l'émission acoustique

Après le blocage des glissements lié à la difficulté de réengrènement, il se produit une accélération de la recouvrance des déformations et un réveil de l'émission acoustique pour les graves, alors que l'émission des sables est faible. Cette différence de comportement s'explique par la différence des tailles des grains, le réengrènement étant plus difficile pour les plus gros.

7. La fin de décharge élastique : définition du module élastique résiduel

La dernière partie de la décharge est rectiligne et il n'y a plus d'émission acoustique. On peut en déduire que les phénomènes de refermeture, de glissement et d'endommagement ne sont plus actifs. On remarque que la pente de cette partie droite est très voisine de celle qu'on peut définir sur le deuxième domaine de la partie montante .

Nous utiliserons la valeur de cette pente pour définir le module élastique résiduel qui sert à définir l'état d'endommagement atteint au maximum de contrainte précédent. En effet, on peut estimer que l'état d'endommagement atteint à cet endroit n'a été que peu aggravé par la décharge qui exerce un effet de rabotage sur des fissures qui existent déjà (et qui continuent à gémir).

3.3 Evolution des déformations permanentes, de l'endommagement et de l'émission acoustique

Définition des déformations permanentes

Pour déterminer les valeurs obtenues au maximum de chaque cycle nous effectuons une partition en deux parties : celle qui représente l'effet de non fermeture dû à la résistance à l'engrènement pendant la décharge, et celle qui est due à tous les effets antérieurs au déchargement. Ce défaut de réengrènement et l'endommagement apparaissent simultanément . De plus la déformation permanente associée est proportionnelle à D. Pour obtenir la déformation permanente relative à l'état de contrainte maximale du cycle on considère une décharge purement élastique linéaire dont la pente est égale à celle du module élastique résiduel.

1. Relation nombre d'événements localisés - nombre total d'événements, seuils d'émission

La localisation des sources d'émission acoustique est calculée d'après la différence des temps d'arrivée du train d'ondes (ou salve) sur les deux capteurs placés à chaque extrémité d'éprouvette, et d'après la vitesse du son mesurée avant chaque essai. Le nombre d'événements localisés est faible, de 1/5 à 1/70 du nombre total d'événements (d'amplitude plus faible). Certaines caractéristiques mécaniques (déformations irréversibles, perte de linéarité) montrent une bonne corrélation avec le nombre d'événements localisés seulement On utilise néanmoins le nombre total d'événements pour déterminer le seuil d'émission en fonction de la contrainte de rupture .

- Pour les graves-laitier le seuil est entre 14 et 20%

- Pour les sables laitier le seuil est à 27%,

mais il correspond à peu près à la même valeur en contrainte : 2,5 daN/cm²

2. Répartition spatiale des sources d'émissions localisées

Pour les graves-laitier la distribution du nombre d'événements suivant l'axe de l'éprouvette reste assez homogène, indiquant une bonne dispersion géographique des sources jusqu'au voisinage de la contrainte de rupture où il y a une localisation brutale dans la zone de rupture. Le nombre d'événements localisés avant le maximum de contrainte est compris entre 15 et 26.

Pour les éprouvettes de sable-laitier la distribution spatiale des sources paraît souvent très dissymétrique, révélant une dissymétrie de fabrication; le compactage de ces éprouvettes étant plus difficile que celui des graves. La distribution spatiale des sources reste cependant conservée au cours des cycles comme précédemment.

D'après nos observations il sera nécessaire d'observer systématiquement la localisation des sources d'émission sur ces matériaux très hétérogènes dont la fabrication est difficile à maîtriser.

3. Déformations irréversibles en fonction de la contrainte et du nombre de sources

Les deux matériaux présentent un seuil de réversibilité faible que la méthode ne permet pas de déterminer avec précision. On peut représenter $\epsilon^i(\sigma)$ par $\epsilon^i = a \sigma^\alpha$ où α varie de 1,8 à 2,7. Alors que cette relation est assez dispersée sur différentes éprouvettes d'un même matériau, la relation en fonction du nombre d'événements localisés NE est plus précise. Pour les graves on obtient une courbe unique ϵ^i (NE) passant par l'origine; les événements précédant juste le maximum produisent en moyenne presque deux fois plus de déformations irréversibles qu'en début d'émission, ce qui peut être lié à la plus grande taille des microfissures mises en jeu. Pour les sables les déformations permanentes précèdent un peu le début de l'émission localisée; cependant seule l'éprouvette 8 ayant émis sur toute sa longueur présente un résultat objectif.

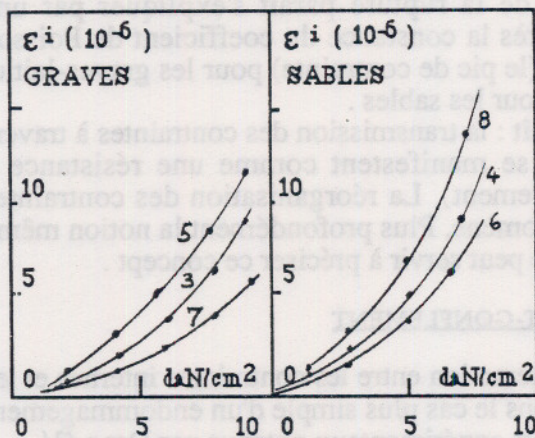


figure 5: déformations irréversibles en fonction de la contrainte maximale (daN/cm^2)

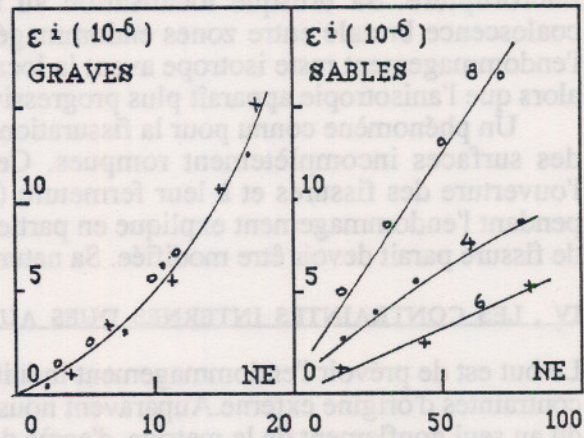


figure 6: déformations irréversibles en fonction du nombre de salves (NE)

4. L'endommagement en fonction de la contrainte et du nombre d'événements localisés

a) Les seuils en contrainte

Par rapport à la contrainte de rupture, l'endommagement défini par le module élastique présente un seuil assez uniforme sur l'ensemble des éprouvettes et des deux mélanges :

$$\frac{\sigma_s}{\sigma_r} = 0.43 \quad \text{mais pour les sables et les graves les valeurs absolues valent respectivement } \frac{2.9}{6.5} \text{ et } \frac{3.9}{9.1}$$

Ces seuils sont supérieurs à ceux qui sont obtenus avec un filtrage faible.

b) Les relations D (NE) et D (σ)

Pour les sables D est proportionnel à NE pour toutes les éprouvettes, même celles qui n'émettent que sur la moitié de la base extensométrique. L'explication de la linéarité peut être la suivante. Les défauts dominants sont induits par les plus gros grains; leurs dimensions sont toutes égales à celles des gros grains. La linéarité suppose de plus que la densité des microruptures soit encore trop faible pour entraîner une interaction importante, et que les fissures restent bloquées jusqu'à la rupture due au branchement. Pour les graves l'émission débute peu avant l'endommagement.

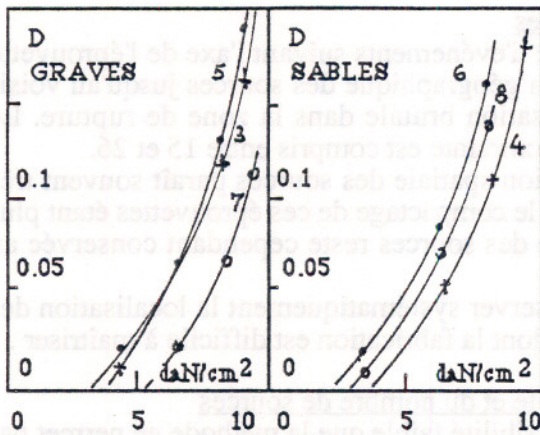


figure 7: paramètre d'endommagement en fonction de la contrainte maximale (daN/cm²)

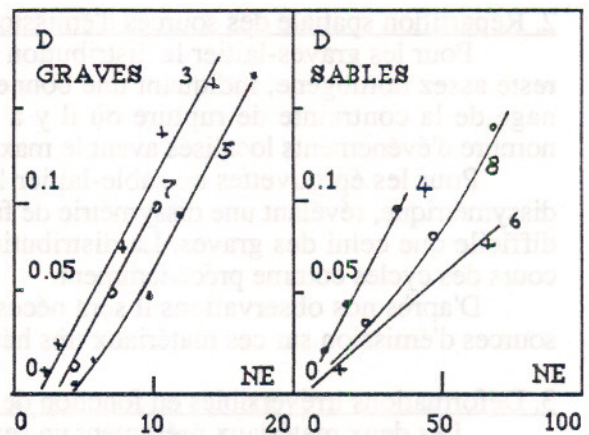


figure 8: paramètre d'endommagement en fonction du nombre de salves (NE)

Conclusions provisoires et questions

Les déformations irréversibles paraissent très liées à des microruptures à l'échelle granulaire, interagissant avec les contraintes internes initiales. La part des déformations plastiques résultant de mécanismes de glissement diffus à l'échelle moléculaire est difficile à isoler. L'analyse de ces phénomènes passe à notre avis par une modélisation prenant en compte la structure granulaire.

L'endommagement est un phénomène diffus qui correspond à des phénomènes discrets de microrupture. Sa brusque localisation au moment de la rupture paraît s'expliquer par une coalescence brutale entre zones endommagées. D'après la constance du coefficient de Poisson l'endommagement reste isotrope avant la localisation (le pic de contrainte) pour les graves-laitier alors que l'anisotropie apparaît plus progressivement pour les sables.

Un phénomène connu pour la fissuration réapparaît : la transmission des contraintes à travers des surfaces incomplètement rompues. Ces effets se manifestent comme une résistance à l'ouverture des fissures et à leur fermeture (réengrènement). La réorganisation des contraintes pendant l'endommagement explique en partie ce phénomène. Plus profondément la notion même de fissure paraît devoir être modifiée. Sa nature fractale peut servir à préciser ce concept.

IV. LES CONTRAINTES INTERNES DUES AU RETRAIT-GONFLEMENT

Le but est de prévoir l'endommagement induit par l'interaction entre les contraintes internes et les contraintes d'origine externe. Auparavant nous étudierons le cas plus simple d'un endommagement dû au seul gonflement de la matrice, d'après des résultats expérimentaux obtenus par Dron /3/.

4.1. La modélisation du matériau non endommagé par le modèle de Hashin /18/

Pour trouver une modélisation des matériaux granulaires liés nous avons utilisé des résultats expérimentaux obtenus sur des mélanges bitumineux dont la structure granulaire est proche de celle des graves laitier et qui présentent l'avantage de permettre une variation facile du module E_m de la matrice par la température (le bitume passe de l'état liquide à l'état vitreux). Nous avons effectué des comparaisons avec différents modèles : le modèle de Hashin à inclusions sphériques ou cylindriques, un modèle self consistant et un modèle à éléments finis plans, en élasticité /16/.

Lorsque la matrice est très déformable par rapport aux inclusions les modèles ne fonctionnent bien qu'aux faibles concentrations en inclusions ($\leq 30\%$) et très mal aux valeurs fortes. Tout se passe comme si une partie du liant dont le volume est égal au volume vide minimal laissé par les minéraux seuls constituait un volume mort. Par contre, lorsque le contraste est plus faible ($E_m/E_c = 1/3$ ou $1/10$) le modèle de Hashin tridimensionnel fournit une bonne prévision du module macroscopique sur une grande gamme de concentrations. Nous adopterons donc ce modèle.

Il est constitué d'un empilement d'éléments sphériques comprenant un noyau et une couronne, tous les éléments composites étant semblables géométriquement (rayon extérieur/rayon intérieur = constante). A l'aide de tels éléments de dimensions décroissantes on peut remplir tout l'espace contenu dans un volume représentatif. On obtient le module de compressibilité exact du milieu par le simple calcul de celui d'une cellule. Pour estimer le coefficient de Poisson et donc le module d'élasticité macroscopique, nous avons utilisé une modélisation par éléments finis /16/.

4.2 Calcul des contraintes internes dans le modèle de Hashin simple non endommagé

Dans une sphère qui n'est soumise qu'à des déplacements radiaux uniformes sur le contour, le champ des déplacements internes $u(r)$ est radial. L'équation d'équilibre est dans ce cas

$$(10) \quad \frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{2(\sigma_r - \sigma_\theta)}{r}$$

La loi de comportement est obtenue en supposant que l'effet du gonflement est linéaire et isotrope:

$$(11) \quad \sigma_{ij} = \lambda \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij} - 3\alpha K \delta_{ij}$$

α est le coefficient d'expansion linéaire, fonction du degré d'avancement θ de la réaction; le module de compressibilité K , les coefficients de Lamé λ et μ sont supposés indépendants de θ . L'équation d'équilibre devient (12) dont la solution est (13) où A et B sont des constantes:

$$(12) \quad \frac{d^2 u}{dr^2} + 2 \frac{d}{dr} \left(\frac{u}{r} \right) = 0 \quad (13) \quad u(r) = Ar + Br^{-2}$$

Les conditions de continuité et conditions aux limites (14) déterminent A et B sur chaque domaine.

$$(14) \quad \sigma_r(R_2) = 0 ; \quad \sigma_r(R_1^-) = \sigma_r(R_1^+) ; \quad u(0) = 0$$

Sur le noyau (1) la solution fait intervenir des constantes C_1 et la concentration en inclusions C :

$$(15) \quad u^{(1)}(r) = A_1 r ; \quad \sigma_r^{(1)} = \sigma_\theta^{(1)} = \sigma_\phi^{(1)} = 3A_1 K_1 = cte$$

$$\text{avec } A_1 = -\alpha \frac{1 - \frac{C_1}{C} + \frac{C_3}{C}(1 + C_2)}{C_2 + \frac{C_1}{C}} \quad C_1 = 1 + \frac{3K_1}{4\mu_2} \quad C_2 = \frac{K_1 - K_2}{K_2} \quad C_3 = \frac{3K_2}{4\mu_2} \quad 3K_1 = \lambda_1 + 2\mu_1$$

Sur l'enveloppe (2) on obtient les résultats suivants où interviennent les constantes A_2 et B

$$(16) \quad u^{(2)}(r) = A_2 r + Br^{-2} ; \quad \sigma_r^{(2)}(r) = \alpha \frac{3K_1}{C_2 + C_1/C} \left(\left(\frac{R_2}{r} \right)^3 - 1 \right) ; \quad \sigma_\theta^{(2)}(r) = -\alpha \frac{3K_1}{C_2 + C_1/C} \left(1 + \frac{1}{2} \left(\frac{R_2}{r} \right)^3 \right)$$

$$\text{avec } A_2 = \alpha \frac{1 - C_1/C}{C_2 + C_1/C} \quad B = -\alpha \frac{(1 + C_2)C_3}{C_2 + C_1/C} R_2^3$$

On voit que ces contraintes sont d'amplitude maximale sur les interfaces inclusion-couronne :

$$(17) \quad \sigma_r(R_1) = \alpha \frac{3K_1(1 - C)}{C_1 + C_2 C} \quad \sigma_\theta^{(2)}(R_1^+) = -\alpha \frac{1.5K_1(1 + 2C)}{C_1 + C_2 C}$$

Lorsque la couronne se dilate ($\alpha > 0$) il y a donc un risque de décollement de l'interface, d'autant plus qu'elle est en pratique la plus fragile et que les contraintes de traction diminuent très rapidement lorsqu'on se déplace de la périphérie de la couronne où elle est nulle vers l'interface où elle est maximale. On peut définir une variation volumique relative :

$$(18) \quad \frac{\theta}{3\alpha} = \frac{u_r^{(2)}(R_2)}{\alpha R_2} = \frac{C_1(1 - C)}{C_1 + C_2 C}$$

Pour fixer les idées considérons les valeurs numériques suivantes pour les coefficients élastiques

$$E_1 = 3 ; \quad E_2 = 1 \text{ ou } 0.3 ; \quad \nu_1 = \nu_2 = 0.25$$

Lorsque l'unité de module est 10^4 MPa et que $\alpha = 10^{-4}$ σ_θ, σ_r sont lues en MPa dans le tableau 1

	E2	C	0	0.1	0.25	0.5	0.7	0.8	0.9	1-
$\sigma_\theta^{(2)} / \alpha$	0.3		-0.22	-0.25	-0.28	-0.33	-0.36	-0.37	-0.39	-0.4
	1		-0.63	-0.73	-0.86	-1.04	-1.20	-1.22	-1.28	-1.33
σ_r / α	0.3		0.44	0.37	0.28	0.16	0.09	0.06	0.03	0
	1		1.26	1.09	0.86	0.63	0.29	0.19	0.09	0
$\theta_r / 3\alpha$	0.3		1	0.84	0.63	0.36	0.19	0.17	0.09	0
	1		1	0.86	0.68	0.41	0.23	0.15	0.07	0

4.3. Rupture des interfaces par dilatation d'une matrice contenant des inclusions unimodales

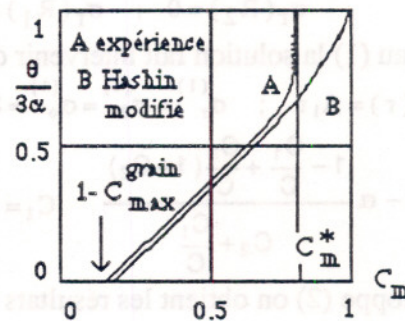
Pour ce type de mélange il existe une concentration maximale du squelette granulaire C_{max} permettant un remplissage connexe par la matrice ; en dessous de cette valeur la matrice n'est plus continue et la résistance du matériau devient très faible; le modèle est alors inadapté. Par ailleurs les contraintes de traction à l'interface, dues à la dilatation de la matrice, croissent régulièrement avec la concentration matricielle; mais peu à peu des ruptures complètes d'interface se produisent (K_I est monotone décroissant pendant le décollement), en commençant par les plus gros grains .

Si la granulométrie des inclusions est assez uniforme, il se produira un effet d'avalanche : le décollement du premier grain accroît les contraintes sur l'interface des voisins qui sont déjà près de leur limite et se décollent à leur tour. Ceci explique les expériences de Dron /3/ sur le gonflement par l'eau d'un mélange d'ettringite et de billes de verre de diamètre uniforme de 100 μm . La rupture se traduit par une discontinuité de la dilatation relative qui atteint sa valeur maximale 1 pour une concentration critique d'ettringite $C^* = 82\%$ (fig.9 Dron). La courbe théorique est obtenue par (18) où l'on a pris $E_1/E_2 = 10$ et où on a remplacé C par la concentration effective $f = C/C_{max}$.

$$\sigma_r = \sigma_r^* = \alpha \frac{3K_1 (1 - C^*)}{C_1 + C_2 C^*}$$

$$C^* = \frac{3\alpha K_1 - \sigma_r^* C_1}{3\alpha K_1 + \sigma_r^* C_2}$$

figure 9 expansion relative en fonction de la concentration en matrice



Si on connaît les caractéristiques élastiques des constituants, la valeur expérimentale C^* permet de calculer la contrainte de rupture σ_r^* . Ceci constitue un moyen d'étude original des résistances d'interface. Cela suppose que les coefficients de la matrice soient constants et que le coefficient d'expansion soit suffisamment important pour développer des contraintes assez fortes. On peut penser que la résistance est une fonction des dimensions du grain; il faudrait donc effectuer des expériences sur différentes dimensions de grains et sur des mélanges multimodaux.

4.4. Un schéma de matériau récursif dans les mélanges réels

Les mélanges réels sont constitués d'une granulométrie très étalée et les caractéristiques de rupture d'interface d'une classe granulaire donnée (par exemple la plus grosse) sont aléatoires . En conséquence l' effet d'avalanche ne se produit pas au premier décollement qui peut survenir à une contrainte macroscopique très inférieure à celle de la rupture globale.

Pour représenter les mélanges réels on peut utiliser la notion de structure récursive /16/. On considère des milieux homogénéisés emboîtés ; la seule structure qui apparaisse explicitement est la plus grosse. Un exemple est défini par la relation MHE2 où chaque niveau est une structure constituée d'un noyau et d'une enveloppe. Le réseau sémantique du milieu est donné figure 10 .Ce réseau est constitué de noeuds (carrés) indiquant les objets; les flèches indiquent les relations entre les objets; les noeuds terminaux ou feuilles contiennent les caractéristiques des objets (volume V, coefficients élastiques). Le niveau MHE1 peut être itéré vers le haut pour constituer une matrice entourant un noyau représentant les gros grains collés; il constitue alors un niveau intermédiaire MHE1' placé entre MHE2 et MHE1.

Pour définir les limites entre les différentes fractions il faut tester un mélange sur lequel on fait varier fortement le contraste entre le liant et des inclusions .Les valeurs des concentrations sont celles qui minimisent l'écart entre le modèle et l'expérience sur toute la plage des contrastes et sur la plus grande plage possible de concentration d'inclusions. Nous avons appliqué cette procédure à des mélanges bitumineux /16/ .

Il faut noter que ce modèle n'est pas autocohérent : par exemple si les grains sont plus rigides que la pâte, le module global augmente lorsqu'on emboîte des niveaux successifs avec une teneur totale en inclusions constante (pour un milieu autocohérent il est constant).

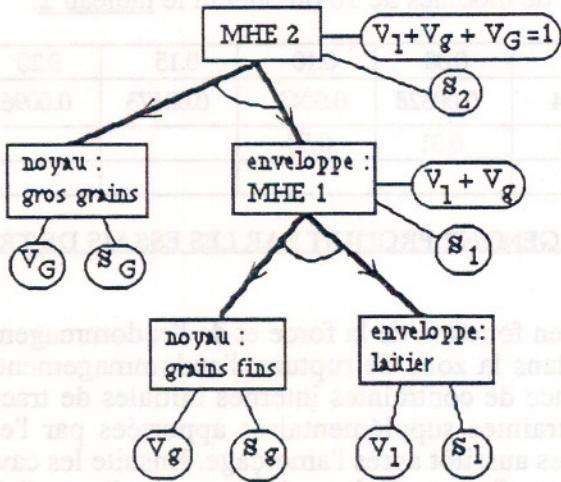


figure 10 : schéma récursif de matériau sans décollement

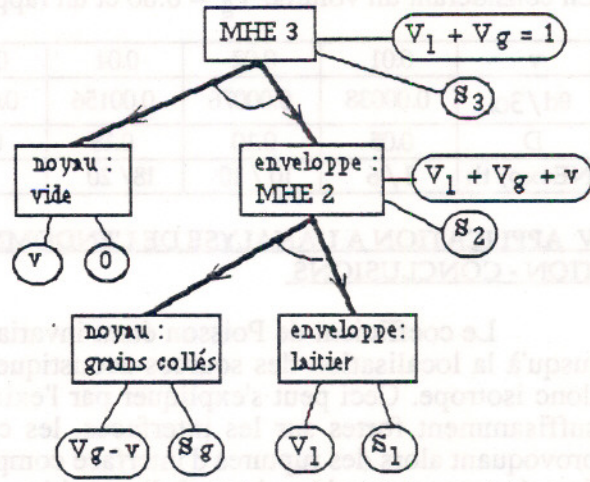


figure 11 : schéma récursif de matériau avec décollement

4.5. Gonflement macroscopique produit par des ruptures d'interface

D'une part le gonflement produit par la pâte est amplifié par des ruptures d'interface dues à ce seul gonflement. De plus, une tension macroscopique uniaxiale appliquée sur un volume élémentaire peut provoquer une rupture complète d'autres interfaces qui étaient déjà sous tension. Dans les deux cas on observe une déformation permanente due à l'endommagement.

Considérons le cas où seules quelques grosses inclusions sont décollées, assez éloignées pour que l'on puisse leur associer un volume élémentaire dont le réseau sémantique est désigné par MHE3 (figure 11). Nous supposons qu'un empilement aléatoire d'éléments MHE3 de type Hashin constitue le modèle du milieu endommagé réel. Dans MHE2 la concentration efficace en inclusions est $V_g - v$ où V_g est la concentration granulaire et v est la fraction volumique de grains décollés. Dans MHE3 on a un vide entouré d'une enveloppe qui est soumise à une dilatation θ ; la dilatation résultante de MHE3 est $\theta_3 = \theta$ et le vide initial de l'inclusion subit une dilatation que l'on négligera. Le MHE2 est encore du type Hashin défini en 4.2; son coefficient de compressibilité K (dont le calcul classique n'est pas rappelé), donné par (20) où il faudra faire $C = \frac{V_g - v}{1 - v}$

$$(20) \quad K = \frac{C K_1 (3 K_2 + 4 \mu_2) + (1 - C) K_2 (3 K_1 + 4 \mu_2)}{C (3 K_2 + 4 \mu_2) + (1 - C) (3 K_1 + 4 \mu_2)} = \frac{E}{3(1 - 2v)} \quad ; \quad 2\mu = \frac{E}{1 + v}$$

les indices 1 et 2 désignant les inclusions et la pâte. A défaut d'une relation fiable sur le coefficient de Poisson on adoptera une valeur expérimentale. D'après (18) la dilatation de MH2 est θ :

$$(21) \quad \frac{\theta}{3\alpha} = \frac{C_1(1 - V_g)}{C_1(1 - v) + C_2(V_g - v)}$$

Le MH3 est caractérisé par un module de compressibilité K_3 ; d'après (20) on a :

$$(22) \quad K_3 = \frac{4(1 - v)K\mu}{v(3K + 4\mu) + (1 - v)4\mu} = \frac{E_3}{3(1 - 2v_3)}$$

Dans le cas d'inclusions vides on considérera que $v_3 = v$ conformément au résultat expérimental obtenu sur nos matériaux (coefficient de Poisson indépendant de l'endommagement qui est donc isotrope). En notant θ_1 la dilatation du milieu sans endommagement donnée par (18) on a la dilatation différentielle qui est due à l'endommagement $\theta_d = \theta_3 - \theta_1$; d'après (18), (21) on a :

$$(23) \quad \frac{\theta_d}{3\alpha} = \frac{C_1(C_1 + C_2)v(1 - V_g)}{(C_1(1 - v) + C_2(V_g - v))(C_1 + C_2V_g)}$$

En considérant un volume $V_g = 0.80$ et un rapport de modules de 10 on obtient le tableau 2:

v	0.01	0.02	0.04	0.06	0.08	0.10	0.15	0.20
$\theta_d/3\alpha$	0.00038	0.00076	0.00156	0.0024	0.00328	0.0042	0.00673	0.00962
D	0.05	0.10	0.18	0.25	0.31	0.50		
NEexp/th	8/6	10/10	18/20					

V APPLICATION A L'ANALYSE DE L'ENDOMMAGEMENT PRODUIT PAR LES ESSAIS DE TRACTION - CONCLUSIONS

Le coefficient de Poisson étant invariant en fonction de la force et de l'endommagement jusqu'à la localisation des sources acoustiques dans la zone de rupture, l'endommagement est donc isotrope. Ceci peut s'expliquer par l'existence de contraintes internes initiales de traction suffisamment fortes sur les interfaces, les contraintes supplémentaires apportées par l'essai provoquant alors des ruptures d'interface complètes aussitôt après l'amorçage. Ensuite les cavités formées restent stables jusqu'à l'apparition d'une fissure de branchement sur l'une d'elles, perpendiculairement à la tension, entraînant la rupture macroscopique. D'après (20),(22) on obtient (24), relation entre le paramètre d'endommagement isotrope D et le volume des cavités formées v, dont une représentation numérique est donnée dans le tableau 2.

$$(24) \quad D = 1 - \frac{E_3}{E} = 1 - \frac{K_3}{K} = 1 - \frac{(1 - v)(1 + R n_g)((1 - d)k + R(n_g + d))}{(1 + p v)(k + R n_g)(1 - d + R(n_g + d))}$$

$$\text{avec} \quad d = \frac{v}{V_g} \quad k = \frac{E_1}{E_2} \quad n_g = \frac{1 - V_g}{V_g} \quad p = \frac{3(1 - v)}{2(1 - 2v)} \quad R = \frac{3K_1 + 4\mu_2}{3K_2 + 4\mu_2}$$

Sur les graves laitier on a mesuré en moyenne $D = 0.18$ peu avant la rupture; d'après la relation (24) on obtient $v = 0.04$; en supposant que seuls les gros grains sont décollés, on obtient environ 20 décollements avec un volume de grain de 8 cm^3 . Le nombre d'évènements acoustiques localisés obtenus avec un filtrage assez fort est d'environ 18, ce qui est bon accord avec la théorie. L'optimisme de cette conclusion doit être tempéré par le fait que certains paramètres sont seulement estimés ($k = 10$). On remarque également une relation quasi-linéaire entre D et la déformation permanente liée à l'endommagement D dans cette modélisation.

La linéarité et l'isotropie de l'effet du gonflement dans la loi de comportement (11) appliquée à l'étude de deux mélanges et dans deux types d'expériences différents, ne sont pas mises en défaut; cependant nous ne connaissons pas leur domaine de validité. Si les contraintes développées pendant la croissance cristalline de l'ettringite deviennent trop fortes elles modifieront cette croissance et la loi de comportement deviendra non linéaire.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- /1/ Maso. La liaison pâte granulats. -In : Le béton hydraulique - Presses de l'E.N.P.C.. 1982.- PP. 247/259.
- /2/ Paillère. Appareil d'étude de la fissuration du béton - Bull. de Liaison Ponts et Ch. N°83 .1976.- PP. 29/38.
- /3/ Dron. Le gonflement ettringitique -Bulletin de Liaison des Ponts et Chaussées N° 161. 1990. -PP. 25/32.
- /4/ Victor, Li, J.Huang. Relation of concrete toughness to its internal structure. -Eng. Fract. Mec. vol. 35 n° 1/2/3 PP.39/46.
- /5/ J. Baron. La résistance à la fissuration. In : Le béton hydraulique. Presses de l'E.N.P.C. .1982.-PP. 317/333.
- /6/ Buil. La structuration progressive du ciment. In : Le Béton Hydraulique. Presses de l'E.N.P.C. .1982.-PP. 223/236.
- /7/ Acker, Boulay, Rossi. L'importance des contr. initiales dans le béton et les effets mécaniques. -Cement and Concr. Res. 1987.
- /8/ Stroeven. Microcracking of concrete in various loading. -Eng. Fract. Mec., vol. 35, n° 4/5-PP. 775-782, 1990.
- /9/ Cedolin, Poli, Ivori. Tensile behaviour of concrete. -Eng. Mec. vol. 113 - n° 3, Mars 87 - PP. 431/449
- /10/ Shah. Experimental methods determ. fract. process zone and fract. param. - Eng. Fract. Mec., vol. 35 n° 1-2-3 -PP. 3/14, 1990.
- /11/ Hillerborg. A model for structural analysis. -Rep.TVBM 3005. Lund.Sweden.
- /12/ A.K. Maji, P. Shah. Appl. acoustic emission, laser holography to microfracture. -ACI conv., Texas, 1987.
- /13/ H.D. Bui. Rupture et endom. : applic. aux matér. fragiles. Méca. de la Rupt.- Conseil Int. de la Langue française. Paris 1983.
- /14/ J.G. Rats, De Borst. Analysis of concrete fracture in direct tension. -Int. J. Sol. Struct. vol. 25 N° 12. 1989.-PP. 1381/1394.
- /15/ Carpinteri. Decrease of tensile bending strength with specimen size. -Int. J. Sol. Struct. vol. 25 n° 4 -PP. 407/429.
- /16/ Goacolou, Linder. Matériaux hétérogènes modélisés. -8° congrès français de mécanique .1987.
- /17/ Dron, Voinovitch. L'activation hydraulique des laitiers. -Presses de l'E.N.P.C..1982.-PP. 237/245.
- /18/ Hashin. -J. Mech.Phys. Solids 13 .1965.-PP.119/134.
- /19/ Sidoroff. -Colloque IUTAM. 1981.-PP. 237/244.

SABLES ,RENFORCES : MICROMECHANIQUE DE L'INTERFACE INCLUSION/MATRICE

Communication au 25 ème colloque du Groupement Français de Rhéologie
(Grenoble, novembre 1990)

F. DELYON ⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾

D. DUFRESNE ⁽²⁾⁽³⁾

Y. E. LEVY ⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾

MOTS-CLES : Forces de contact, micromécanique, sable, sols renforcés

RESUME : Le présent travail est une contribution à l'étude de l'interaction grain/inclusion dans les matériaux granulaires renforcés. Des travaux antérieurs ont proposé les deux hypothèses suivantes : i) on peut représenter l'effet des forces de contact par un tenseur de pression moyenne de contact ; ii) le caractère encombrant d'une inclusion (en d'autres termes le fait qu'elle soit moins mobile qu'un grain de la matrice) a pour effet d'accroître le nombre de contacts grain/inclusion jusqu'au maximum autorisé par la géométrie, ce qui renforce la liaison matrice/inclusion. Un programme expérimental mené sur un nouveau type d'inclusion et s'appuyant sur un nouveau type de capteur de forces de contact, fournit des résultats conformes à ces hypothèses.

1) Centre de Physique Théorique, Ecole Polytechnique, 91128 Palaiseau Cedex

2) Physique des Milieux Granulaires et poreux, Service de Physique, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Orly 155, 94396 Aéroport Cedex

3) Laboratoire des Matériaux et Structures du Génie Civil, CNRS UMR 113, 58 Boulevard Lefebvre, 75732 Paris Cedex15

INTRODUCTION

Cet article s'inscrit dans une recherche sur le comportement des sols granulaires composites. L'approche choisie consiste à essayer de décrire le comportement de l'interaction grain/inclusion, afin d'aboutir à des lois susceptibles d'être exploitées par un logiciel de simulation du composite.

Dans une précédente publication [1], nous rapportons les résultats d'expériences d'extraction d'un fil rectiligne hors d'une matrice granulaire soumise à une sollicitation (statique). Moyennant l'hypothèse de linéarité du frottement grain/fil, les valeurs de la force d'extraction enregistrées fournissent une évaluation de la pression d'étreinte (somme des composantes normales des forces de contact, rapportée à l'unité de surface) exercée par les grains sur l'inclusion.

Il est possible par ailleurs dans les cas simples de matériau granulaire pur (c'est-à-dire sans inclusion) [1], [2] d'exprimer analytiquement l'effet moyen (c'est-à-dire moyenné sur la population des grains) des forces de contact agissant (par unité de surface) sur une facette donnée des grains ; on peut calculer la pression d'étreinte qui serait exercée par la matrice sur l'inclusion si la pression moyenne de contact grain/fil dans le composite avait la même expression que la pression moyenne de contact entre grains dans le matériau granulaire pur.

La comparaison de ces deux évaluations fait ressortir que l'étreinte effectivement exercée sur l'inclusion est différente de la valeur obtenue en utilisant l'expression de la pression de contact valable pour le matériau pur. Dans [1], on propose d'interpréter ces résultats au moyen des hypothèses suivantes. La statistique des intensités des forces grain/grain semble relativement peu sensible aux détails de l'empilement ; les premiers résultats expérimentaux sur ce point, présentés dans [2],[3], confirment les résultats théoriques [4] qui prévoient pour ces intensités une distribution de Poisson. On supposera donc que la statistique des forces grain/grain est la même que la statistique des forces grain/inclusion. La pression exercée par les grains sur l'inclusion doit donc être calculée en corrigeant la pression moyenne de contact grain/grain par le rapport entre les densités surfaciques de contact (nombres de contacts par unité de surface), respectivement grain/grain et grain/inclusion.

Ces densités surfaciques de contact sont évaluées de la façon suivante dans [1]. Pour des raisons de stabilité sous les petites perturbations, il est naturel de supposer que le nombre moyen de contacts actifs par grain (en dimension 3) n'est que de 4 ; il est en effet clair qu'en général un motif de 5 forces actives à l'équilibre se réduit à 4 à la suite, par exemple, d'un léger déplacement d'un des grains. A l'opposé, en raison du fait qu'elle constitue un obstacle aux déplacements des grains, on supposera qu'une inclusion attire les contacts, c'est-à-dire que les contacts avec les grains ont sur la surface de

l'inclusion la densité maximum.

On peut illustrer cette hypothèse de la façon suivante (fig.1). Considérons, dans un matériau constitué de grains sphériques identiques, un grain peu éloigné de la surface d'une inclusion, supposée plane pour simplifier. Parmi les réorganisations possibles, il en est un grand nombre qui ont pour effet d'amener le grain en question au contact de l'inclusion. Mais, une fois ce contact établi, il est intuitif qu'une configuration de forces de contact ayant pour effet d'écarter le grain de l'inclusion est fort peu probable ; selon toute probabilité, les forces exercées par les grains voisins tendent à plaquer notre grain sur l'inclusion.

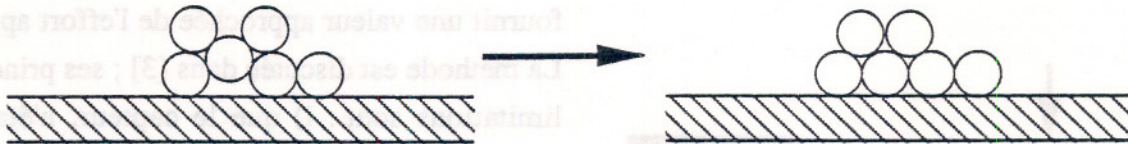


Figure 1 : si des réarrangements de grain ont lieu, ils ont selon toute probabilité pour effet d'accroître la densité des contacts à la surface d'une inclusion-obstacle.

L'objet de [1] était de présenter une expérience destinée à tester les hypothèses ci-dessus. L'expérience était menée en utilisant comme inclusion un fil de même diamètre que les grains (sphériques et identiques). Pour ce cas, dans lequel la densité surfacique de contacts calculée comme décrit plus haut est plus élevée à l'interface grain/inclusion qu'à l'interface grain/grain, l'expérience était en très bon accord avec la théorie. L'objet du présent article est de rapporter une expérience similaire, dans laquelle l'inclusion est, non plus un fil, mais une portion de bande métallique. L'effort exercé par la matrice sur l'inclusion est évalué cette fois directement, contact par contact, grâce à un capteur constitué d'une feuille piézosensible intercalée entre l'inclusion et les grains. Nous verrons que pour ce cas aussi les résultats sont en accord avec les hypothèses.

MATERIELS

Matériau

Le matériau granulaire utilisé est constitué de billes en verre grossièrement sphériques (défaut de sphéricité $\leq 10\%$) de diamètre $1,85 \pm 0,15$ mm.

Récipient

Une hauteur de 5 cm de ce matériau est mise en place dans un moule cylindrique rigide (plexiglass d'épaisseur 2 cm) de diamètre intérieur 10 cm. Le fond du moule est obstrué ; un piston s'adapte à sa

section supérieure, sur lequel un vérin permet d'exercer un effort vertical contrôlé.

Inclusion

L'inclusion est constituée d'une bande d'acier inoxydable (clinquant) large de 8 mm, longue de 9 cm et épaisse de 0,5 mm.

Capteur de force

Le capteur piézosensible est constitué d'une feuille de papier carbone et d'une feuille de papier blanc l'une contre l'autre (fig.2). Sous l'action d'un effort exercé à travers cet assemblage (soit entre deux grains, soit entre un grain et la surface du clinquant), le papier carbone laisse une trace sur le papier blanc. Moyennant un étalonnage préalable du capteur, cette trace (analysée par traitement d'image)

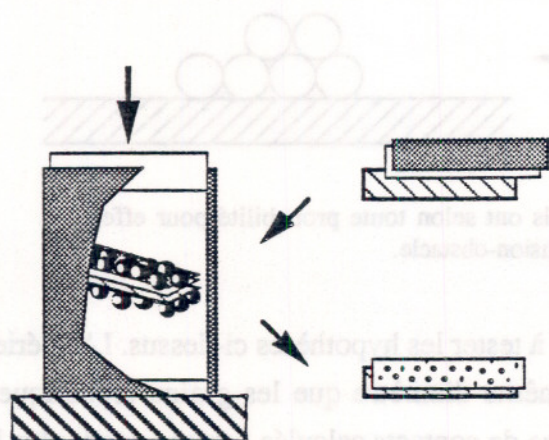


Figure 2 : la feuille blanche, en sandwich entre le papier carbone et l'inclusion, détecte les efforts exercés à travers le sandwich.

fournit une valeur approchée de l'effort appliqué. La méthode est discutée dans [3] ; ses principales limitations sont : i) que le capteur, n'étant pas infiniment ductile, perturbe le matériau qu'il est sensé tester ; ii) qu'il est étalonné sur des efforts exercés normalement, et qu'on néglige par la suite l'influence de la composante tangentielle ; iii) qu'il ne fonctionne que dans une certaine gamme. Le capteur choisi ici permet de mesurer avec fidélité des efforts compris approximativement entre 0,1 et 4 kg.

METHODES

La moitié de l'échantillon granulaire choisi est mise en place dans le moule vertical, dans l'état foisonné. Le clinquant est alors disposé à plat suivant un diamètre à la surface des grains ainsi déposés (rectifiée et horizontale autant que possible). On met en place la seconde moitié du matériau, puis le piston supérieur. On applique alors pendant quelques secondes sur le piston supérieur un effort fixé (400 kg) ; l'effort est relâché, le moule vidé, et le capteur dépouillé. Il fournit une évaluation exhaustive des forces de contact enregistrées, d'où on tire une valeur de l'effort total, donc une valeur de la pression. Des essais menés avec différentes valeurs de l'effort appliqué [2] ont montré une très bonne linéarité entre les forces de contact et l'effort appliqué ; la valeur de 400 kg a été choisie comme valeur maximum ne provoquant pas de dégradation notable des grains (les grains subissent des ruptures pour des forces de contact dépassant env.4 kg).

Selon qu'on souhaite autoriser ou interdire les réarrangements de grain, on immerge ou non au sein de l'échantillon granulaire (au cours de sa mise en place) une petite baudruche d'air (env. 30 cm³), qui accroît la liberté de mouvement de l'empilement.

RESULTATS

On évalue la moyenne de la pression $\sigma_{g/incl}$ exercée par la matrice sur la surface du clinquant. Une série de 10 expériences a fourni les valeurs $\sigma_{g/incl}(\text{expérience}) = 7,2 \pm 0,5 \text{ kg/cm}^2$ avec baudruche incluse et $\sigma_{g/incl}(\text{expérience}) = 5,3 \pm 0,5 \text{ kg/cm}^2$ sans baudruche.

INTERPRETATION

Appliquons les idées développées dans l'introduction. Le moule peut être considéré comme indéformable ; sa rigidité est telle que, s'il est par exemple rempli du matériau granulaire pur, l'application de la sollicitation ne s'accompagne d'aucun bruit audible, indice qu'aucun réarrangement n'a lieu. Nous prendrons donc comme tenseur macroscopique σ_{macro} des contraintes un tenseur isotrope, qui est donc égal à la contrainte contrôlée σ_{app} en partie supérieure, soit :

$$\sigma_{macro} = \sigma_{app} = 5,1 \text{ kg/cm}^2$$

Dans le cas isotrope, la pression équivalente de contact $\sigma_{g/g}$ exercée sur les grains est isotrope, et vaut :

$$\sigma_{g/g} = \sigma_{macro}/c$$

où c est la fraction volumique occupée par le matériau granulaire, c'est-à-dire le complément à 1 de la porosité. Cette fraction a été mesurée :

$$c = 0,62 \pm 0,01$$

Dans le cas où aucun réarrangement n'est autorisé (expériences sans baudruche), l'inclusion ne joue pas le rôle d'obstacle. La pression à sa surface est donc égale à la pression moyenne exercée sur tout plan horizontal, soit σ_{app} . Si la baudruche est présente, les déplacements ont lieu, et il faut pour obtenir la pression effective $\sigma_{g/incl}$ à l'interface matrice/inclusion, corriger $\sigma_{g/g}$ par un facteur prenant en compte la densité surfacique de contacts. A la surface des grains (rayon r), le nombre moyen de contacts étant 4, la densité surfacique de contacts est :

$$n_{g/g} = 4/(4\pi r^2) = 1/(\pi.r^2)$$

A la surface du clinquant, sous l'hypothèse que la densité surfacique $n_{g/incl}$ des contacts grain/inclusion est maximale, la densité est celle de l'empilement plan triangulaire compact de disques de rayon r :

$$n_{g/incl} = 1/(2\sqrt{3}.r^2)$$

On obtient donc une borne supérieure pour la pression à l'interface :

$$\sigma_{g/incl}(\text{théorie}) = \sigma_{g/g} \cdot (n_{g/incl}/n_{g/g}) = 7,45 \pm 0,1 \text{ kg/cm}^2$$

CONCLUSIONS

Le présent travail, à la lumière des résultats de [1], conforte l'hypothèse selon laquelle la densité surfacique de contacts à la surface d'une inclusion-obstacle prend (pourvu qu'on autorise les réarrangements nécessaires) la valeur maximum autorisée par la géométrie. Le terme inclusion-obstacle fait référence à tout objet qui soit moins facilement déformable que le serait un volume équivalent du matériau granulaire pur (c'est par exemple le cas général d'une paroi rigide).

Inversement, on a effectué une série d'expériences exploratoires en utilisant comme inclusion une baudruche remplie d'eau, de volume faible devant le volume de la matrice, et reliée à un manomètre : dans ce cas, l'inclusion ne constitue pas un obstacle, mais au contraire une zone plus facilement déformable que la matrice. On a pu observer que la pression à l'intérieur de la baudruche n'est qu'une faible fraction (1/3 à 1/5) de la contrainte macroscopique appliquée.

REFERENCES

- [1] D. DUFRESNE, F. DELYON, Y.E. LÉVY, A new probe for intergranular forces, Comptes-rendus du colloque Poudres et Grains (Clermont-Ferrand), Balkema ed., Rotterdam (1989)
- [2] D. DUFRESNE, F. DELYON, Y.E. LÉVY, Physique et Génie Civil : 2 illustrations simples, Annales des Ponts et Chaussées, 1er et 2ème trimestre (1990)
- [3] D. DUFRESNE, F. DELYON, Y.E. LÉVY, Modélisation de la rupture des sables armés de fil : approche micromécanique de l'interaction inclusion/matrice, Bulletin de liaison du LCPC, 167 (1990)
- [4] M.E. HARR, Stochastic approach to granular media, Comptes-rendus du colloque Poudres et Grains (Clermont-Ferrand), Balkema ed., Rotterdam (1989)

GROUPE FRANCAIS DE RHEOLOGIE

La RHEOLOGIE est la Science des DEFORMATIONS et des ECOULEMENTS de la matière, des CONTRAINTES qui en résultent et des EFFORTS qu'il faut lui appliquer pour les obtenir.

UNIVERSELLE, on la rencontre dans tous les domaines de l'activité humaine, et ses applications vont de la mise en forme des produits industriels quel qu'en soit le matériau, aux comportements de la matière vivante, en passant par la tenue des pneumatiques ou la durabilité des constructions. Son impact économique est donc considérable.

INTERDISCIPLINAIRE, elle fait appel à la MECANIQUE, à la PHYSIQUE, à la CHIMIE, à la BIOLOGIE qui lui fournissent ses instruments de base, et se montre utile à chacune de ces disciplines.

ASSOCIATION SANS BUT LUCRATIF à vocation purement scientifique fondée en 1964 et régie par la Loi de 1901, le GROUPE FRANCAIS DE RHEOLOGIE a pour OBJECTIFS de contribuer au DEVELOPPEMENT des études et recherches relatives à la Rhéologie et de favoriser la DIFFUSION ou le TRANSFERT des progrès accomplis dans ses diverses branches.

Dans ce but, le GROUPE FRANCAIS DE RHEOLOGIE :

- Est membre du Groupe de concertation de la Mécanique et du Comité de Liaison des Présidents des Associations intéressées par le Génie Civil
- Entretient des relations avec le COMITE INTERNATIONAL DE RHEOLOGIE et les SOCIETES DE RHEOLOGIE d'autres pays,
- Organise un COLLOQUE NATIONAL ANNUEL,
- Edite des CAHIERS consacrés aux exposés scientifiques (une cinquantaine de numéros édités à ce jour), et un BULLETIN consacré aux informations courantes.
- Contribue à la clarification du langage par l'établissement d'un DICTIONNAIRE.

**COLLOQUES ANNUELS
DU GROUPE FRANÇAIS DE RHEOLOGIE**

1.	Rhéologie des systèmes à deux phases	1965
2.	Aspects ébergétiques en Rhéologie	1966
3.	Progrès récents des effets du 2ème ordre	1967
4.	Rhéologie en relation avec la structure	1968
5.	Comportement mécanique des matériaux composites	1969
6.	Influence de la température et de la pression sur les comportements rhéologiques	1970
6. bis	Rhéologie et hydrotechnique	1971
7.	Viscoplasticité	1972
8.	Rhéologie des bétons	1973
9.	Phénomènes de surface	1974
10.	Influence de la température sur les comportements rhéologiques	1975
11.	Rhéologie des corps mous	1976
12.	Thermodynamique des comportements rhéologiques	1977
13.	Aspects rhéologiques de la mécanique de la rupture	1978
14.	Rhéologie des couches minces	1979
15.	Comportement rhéologique et structure des matériaux	1980
16.	Application de la rhéologie aux problèmes defabrication industrielle	1981
17.	Comportement réhologique sous sollicitations rapides ou dynamiques	1982
18.	Méthodes et appareils de mesure rhéologique	1983
19.	Rhéologie des matériaux anisotropes	1984
20.	Vingt ans du Groupe Français de Rhéologie : progrès récents	1985
21.	Rhéologie des fluides hétérogènes	1986
22.	Rhéologie des fluides industriels	1987
23.	Endommagement et rhéologie des solides	1988
24.	Rhéologie et industries alimentaires, cosmétiques et pharmaceutiques	1989
25.	Rhéologie des Matériaux du Génie Civil	1990

*Les Comptes rendus des Colloques Annuels peuvent être obtenus en s'adressant au
Secrétariat du Groupe Français de Rhéologie.*

GROUPE FRANÇAIS DE RHEOLOGIE

Association régie par la loi du 1.07.1901 - J.O. du 30.07.1964

J. MANDEL (Président Fondateur 1964-1967)

M. JOLY (1967-1970)

B. PERSOZ (1970-1973)

P. HABIB (1973-1976)

R. COURTEL (1976-1979)

C. HUET (1979-1983)

J.D. WEBER (1983-1987)

Président Actuel : D. BOURGOIN (1987-)