

INTERPRETATION DE L'ESSAI PRESSIOMETRIQUE AVEC PRISE EN COMPTE DU PHENOMENE DE FLUAGE

Par

Ramdane BAHAR

Docteur en Mécanique de l'Ecole Centrale de Lyon, Chargé de Recherche au CGS (*)

Résumé

L'étude présentée dans cet article porte sur l'interprétation de l'essai pressiométrique de fluage. Un modèle rhéologique visco-élastique non linéaire permettant une description correcte du fluage des sols in situ est proposé. Les différents résultats obtenus ainsi que les difficultés rencontrées lors des calculs sont analysés et discutés.

Mots clés : pressiomètre - fluage - comportement - identification.

1 INTRODUCTION

L'expérience courante montre que les structures lourdes peuvent subir des tassements secondaires non négligeables dus au fluage des sols. Il apparaît donc très important d'étudier le comportement à long terme de ces derniers afin de vérifier que l'évolution des déformations dans le temps est compatible avec le bon fonctionnement de l'ouvrage.

Dans la suite des opérations qui s'enchaînent pour une prévision des tassements, la détermination des caractéristiques des sols reste la tâche la plus délicate et la plus importante.

La prévision des tassements est en pratique basée sur plusieurs méthodes :

- ✓ essais de laboratoire (principalement l'œdomètre),
- ✓ essais in situ (principalement le pressiomètre).

Mais la prévision des tassements de fluage (consolidation secondaire) est basée sur l'interprétation d'essais œdométriques de longue durée. Ceux-ci présentent un certain nombre d'inconvénients bien connus (représentativité, volume sollicité faible, remaniement lors du carottage, etc.). La recherche des propriétés de fluage à partir d'essais in situ s'avère donc nécessaire et utile.

(*) Centre National de Recherche Appliquée en Génie Parasismique.

L'étude présentée dans cet article porte sur l'interprétation des résultats d'essais pressiométriques obtenus au Diflupress L.D (dispositif de fluage pressiométrique de longue durée) [Bufi, 1990]. Cet appareil, encore à l'état de prototype, a été développé par Electricité de France (Division Géologie-Géotechnique) ; il permet d'effectuer des essais de fluage in situ.

2 MODELE RHEOLOGIQUE

Le modèle proposé est constitué par l'assemblage en série d'un corps de Maxwell et d'un corps de Kelvin-Voigt dont les amortisseurs linéaires sont remplacés par des amortisseurs non linéaires [1], [2]. Ce type de modèle fait appel à la théorie de la viscoélasticité, qui ne peut constituer que la schématisation d'un phénomène observé dont la complexité est à l'échelle des arrangements entre les particules minérales du squelette intergranulaire. De ce fait, il ne fait pas la distinction entre les phénomènes physiques qui entrent en jeu (consolidation primaire, fluage, etc.).

Ce modèle rhéologique est représenté, en monodimensionnel sur la figure 1. La déformation totale est décomposée en une déformation non visqueuse qui caractérise la déformation instantanée du sol, et une déformation visqueuse qui traduit la déformation différée. La vitesse de déformation totale s'écrit alors sous la forme suivante :

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}^e + \dot{\epsilon}^M + \dot{\epsilon}^{kv} \quad (1)$$

ϵ : Tenseur des déformations totales.

ϵ^e : Partie non visqueuse du tenseur des déformations traduisant le comportement instantané des sols.

ϵ^M : Partie visqueuse du tenseur des déformations liée à l'amortisseur non linéaire (η_0, α, a).

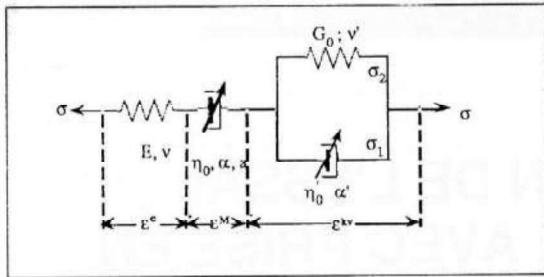


Figure 1 : Schématisation du modèle visco-élastique non linéaire.

ϵ^{kv} : Déformation différée dans l'élément de "Kelvin-Voigt" (amortisseur non linéaire).

○ Déformation instantanée

Nous proposons un modèle élastique linéaire. Ce comportement est représenté en monodimensionnel par un ressort. En tridimensionnel cette loi s'écrit sous la forme suivante :

$$\dot{\epsilon}_{ij}^e = \frac{1-2\nu}{3E} \dot{\sigma}_{kk} \delta_{ij} + \frac{1+\nu}{E} \dot{s}_{ij} \quad (2)$$

- s_{ij} est le déviateur des contraintes du tenseur σ_{ij} ,
- E et ν sont respectivement le module de Young et le coefficient de Poisson.

○ Déformation différée

Le comportement visqueux des sols sera traduit par l'amortisseur du corps de "Maxwell" et le corps de "Kelvin-Voigt" dont les équations constitutives sont définies par les relations suivantes :

● Amortisseur du corps de "Maxwell"

$$\dot{\epsilon}_{ij}^M = \frac{3}{2\eta_t} (s_{ij} - s_{ij}^0) \quad (3)$$

$\dot{\epsilon}_{ij}^M$ est la vitesse de déformation dans l'élément de "Maxwell",

s_{ij}^0 est le déviateur des contraintes initiales σ_{ij}^0 ,
 η_t est la viscosité du matériau qui dépend du temps et du déviateur des contraintes et a comme expression la relation suivante :

$$\eta_t = \frac{\eta_0}{\|S\|^{a-1}} \left(\frac{t}{t_r} \right)^a \quad \text{avec } t > t_r \quad (4)$$

dans laquelle

$$\|S\| = \sqrt{s_{ij} s_{ij}}$$

Il y a lieu de noter que les lois logarithmiques ou puissances se prêtent bien à la description du phénomène qu'on veut modéliser.

- ✓ t est le temps actuel,
- ✓ t_r est un temps de référence,
- ✓ η_0 , a et α sont des paramètres qui peuvent être déterminés à partir des essais de fluage ($a \leq 1$). Ce sont des paramètres qui ont pour but de contrôler la pente de la partie linéaire de la courbe $\Delta V = \log(t)$.

● Corps de "Kelvin-Voigt"

Dans l'élément de "Kelvin-Voigt" l'équation constitutive traduisant le comportement différé des sols est écrite sous la forme suivante : cette équation est obtenue en faisant l'hypothèse d'incompressibilité dans l'élément de "Kelvin-Voigt" ($\nu = 0.5$).

$$\eta_{(kv)} \dot{\epsilon}_{ij}^{(kv)} + E_{(kv)} \epsilon_{ij}^{(kv)} = \frac{3}{2} s_{ij} \quad (5)$$

avec

$$E_{(kv)} = 2G(1 + \nu) = 3G \quad (6)$$

$E_{(kv)}$ est le module élastique, ν est le coefficient de Poisson, G est le module de cisaillement dont la variation est exprimée à partir de la relation suivante :

$$G = \frac{G_0}{(1 + k \epsilon_{ij}^{(kv)})^2} \quad (7)$$

Cette expression implique une décroissance de G avec le niveau de déformation.

Avec :

$$\epsilon_{ij}^{(kv)} = \sqrt{\epsilon_{ij}^{(kv)} \epsilon_{ij}^{(kv)}} \quad (8)$$

G_0 est le module de cisaillement pour les très faibles déformations,

k est un paramètre caractéristique de la décroissance de G avec le niveau de déformation.

La viscosité dans l'amortisseur de "Kelvin-Voigt" est donnée par :

$$\eta_{(kv)} = \frac{\eta'_0}{\|S^{(kv)}\|^{a'-1}} \quad (9)$$

dans laquelle

$$\|S^{(kv)}\| = \sqrt{s_{ij}^{(kv)} s_{ij}^{(kv)}} \quad (10)$$

$s_{ij}^{(kv)}$ est le déviateur des contraintes dans l'amortisseur,

η'_0 et a' deux paramètres à déterminer à partir des essais de fluage.

Les équations constitutives du modèle viscoélastique non linéaire s'écrivent finalement sous la forme tridimensionnelle suivante :

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1-2\nu}{3E} \dot{\sigma}_{kk} \delta_{ij} + \frac{1+\nu}{E} \dot{s}_{ij} + \frac{3}{2\eta_1} (s_{ij} - s_{ij}^0) + \dot{\varepsilon}_{ij}^{(kv)} \\ \eta_{(kv)} \dot{\varepsilon}_{ij}^{(kv)} + E_{(kv)} \varepsilon_{ij}^{(kv)} = \frac{3}{2} s_{ij} \end{cases} \quad (11)$$

Le modèle proposé fait donc intervenir 10 paramètres $E, \nu, G_0, k, \nu', \eta_0, \alpha, a, \eta_0'$ et α' .

t_r est fixé arbitrairement dans la suite de l'étude à 0.1mn (6 secondes).

3 SIMULATION DE L'ESSAI PRESSIOMETRIQUE DE FLUAGE

Le modèle rhéologique décrit ci-dessus a été introduit dans le code d'éléments finis Press'Ident avec fluage développé à l'Ecole Centrale de Lyon [1] afin d'effectuer des simulations de l'essai pressiométrique de fluage.

La comparaison des résultats obtenus aux mesures in situ, présentée sur la figure 2, montre une bonne concordance entre la simulation numérique et la réalité expérimentale. Le modèle décrit dans la présente étude semble donc approprié à la description du comportement de fluage des sols testés in situ.

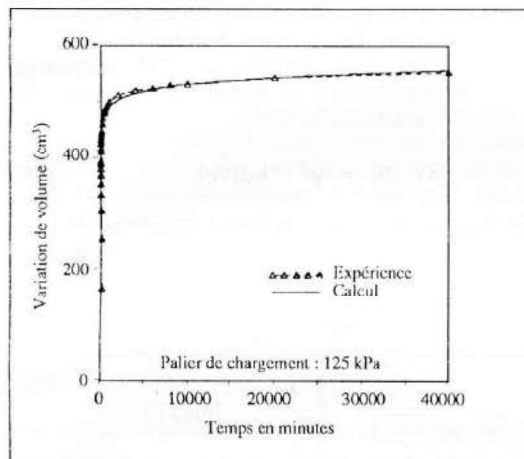


Figure 2 : Simulation de l'essai pressiométrique de fluage.

4 ANALYSE DE L'EFFET DES PARAMETRES DU MODELE POUR UNE SOLLECITATION PRESSIOMETRIQUE DE FLUAGE

Afin de mieux comprendre le mécanisme de fonctionnement de chacun des paramètres ; et donc de mettre en évidence les paramètres qui jouent un rôle prépondérant lors de la simulation pressiométrique et qui peuvent être éventuellement déterminés à partir de cet essai, une étude paramétrique a été menée en faisant varier de $\pm 25\%$ chacun des 10 paramètres du modèle.

Cette étude fait apparaître 6 paramètres ayant une influence importante sur la courbe variation de volume-logarithme du temps, 2 paramètres ayant une influence moyenne et un paramètre ayant une influence négligeable.

E a une influence importante sur la déformation instantanée. G_0 et k agissent sur le niveau des déformations de la partie linéaire de la courbe. Comme on pouvait s'y attendre η_0, α et a ont une influence importante sur la pente de la partie linéaire de la courbe variation de volume-logarithme du temps. η_0' et α' ont une influence sur la première partie de la courbe variation de volume-logarithme du temps.

5 SIMULATION DE L'ESSAI PRESSIOMETRIQUE DE FLUAGE AVEC PALIERS DE CHARGEMENT SUCCESSIFS

Les essais in situ de fluage sont effectués par des paliers de chargement successifs (Figure 3b). Dès lors, se pose le problème de la superposition des déformations différées (non linéarité).

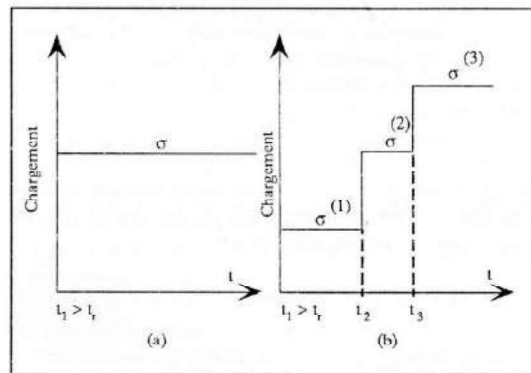


Figure 3 : Chargement par paliers.

Dans ce paragraphe nous proposons une méthode de résolution permettant d'étendre la modélisation d'un essai de fluage à un seul palier à un essai de fluage avec paliers de chargement successifs.

Comme le temps t intervient de manière explicite seulement dans l'expression de la viscosité caractérisant l'amortisseur de "Maxwell", nous ne considérerons que cet élément pour cette analyse.

Le chargement par paliers intervenant dans les simulations des essais pressiométriques de fluage est idéalisé par la figure 3b. Nous avons considéré qu'aux différents temps d'application des charges, celles-ci sont appliquées instantanément, puis maintenues constantes jusqu'à la fin de l'essai.

Au cours du deuxième palier de chargement, pour un temps t , la vitesse de déformation de fluage est égale à :

$$\dot{\epsilon}_{ij}^M = \frac{3}{2} * \left(\frac{\|S^{(2)}\|^{\alpha-1}}{\eta_o} \left(\frac{t_r}{t-t_1} \right)^a \right) (s_{ij}^{(2)} - s_{ij}^{(1)}) + \frac{3}{2} * \left(\frac{\|S^{(2)}\|^{\alpha-1}}{\eta_o} \left(\frac{t_r}{t-t_2} \right)^a \right) (s_{ij}^{(2)} - s_{ij}^{(1)}) \quad (12)$$

(*) signifie : $*f(t-t_i) = \begin{cases} 0 & \text{si } t \leq t_i \\ f(t-t_i) & \text{si } t > t_i \end{cases}$

avec :

$s_{ij}^{(2)}$: état de contraintes actuellement développé (2ème palier) ;

$s_{ij}^{(1)}$: état de contraintes développé au premier palier de chargement ;

t_r : temps de référence ;

t_1 : temps origine d'application du premier palier de chargement ;

t_2 : temps origine d'application du deuxième palier de chargement.

Cette formule se généralise aux paliers suivants. Au cours du deuxième palier de chargement, on note dans chacun des termes de la relation 12 que c'est la contrainte actuellement appliquée $s_{ij}^{(2)}$ qui est prise en compte pour évaluer la viscosité non linéaire η_t (amortisseur de "Maxwell"). La sommation ainsi définie a l'avantage d'aboutir à un comportement équivalent pour t_∞ que le chargement ait été réalisé en une seule étape ou en plusieurs étapes.

On vérifiera bien que pour $t_r < t_1 < t < t_2$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^M = \frac{3}{2} \frac{\|S^{(1)}\|^{\alpha-1}}{\eta_o} \left(\frac{t_r}{t-t_1} \right)^a (s_{ij}^{(1)} - s_{ij}^{(0)}) \quad (13)$$

Cependant, l'introduction de la formulation 12 dans le programme Press'Ident avec fluage, au deuxième palier de chargement, nécessite le stockage des contraintes actuelles et des contraintes dues aux précédents paliers de chargement. Ceci rend sa programmation lourde pour un nombre de paliers dépassant 2.

D'autre part, si après chaque incrément de charge appliqué à l'instant t_i , on ne prend en compte que l'effet de cet incrément de charge, la déformation calculée est alors égale à :

$$\dot{\epsilon}_{ij}^M = \frac{3}{2} \frac{\|S^{(i)}\|^{\alpha-1}}{\eta_o} \left(\frac{t_r}{t-t_i} \right)^a (s_{ij}^{(i)} - s_{ij}^{(i-1)}) \quad (14)$$

Mais ceci ne tient pas compte des déformations antérieures. Pour y remédier nous proposons la procédure suivante.

Au Diflupress L.D, on mesure une variation de volume dans la sonde pressiométrique en fonction du temps. Pour les calculs (Figure 4), au ième incrément de chargement, et pour un temps donné ($t > t_i$), la variation de volume dans la cavité est égale à :

$$\Delta V_T(t) = \Delta V_T(t_i) + \Delta V(t_i) + \delta V_{i-1}(t) \quad (15)$$

pour $t > t_i$

avec :

t_i : temps de l'application du ième incrément de charge.

t : temps actuel.

$\Delta V_T(t)$: variation totale de volume à l'instant t due à l'ensemble des paliers de chargement.

$\Delta V_T(t_i)$: variation cumulée de volume induite par les chargements précédents à l'instant de l'application (t_i) de ième incrément de charge.

$\Delta V(t_i)$: variation de volume à l'instant t due uniquement au ième incrément de charge seulement. $\Delta V(t_i)$ est calculée à partir de la formule 14.

$\delta V_{i-1}(t)$: effets différés des chargements précédents intervenant dès qu'un palier nouveau est appliqué. $\delta V_{i-1}(t)$ est calculé à partir de la pente de la partie linéaire de la courbe (ΔV -log t) correspondant aux chargements précédents ; on propose de le calculer par la relation suivante :

$$\delta V_{i-1}(t) = \psi^{(i-1)} \log(t/t_i) \quad (16)$$

$\psi^{(i-1)}$: pente de la partie linéaire de la courbe (ΔV -log t) calculée à partir du chargement précédent.

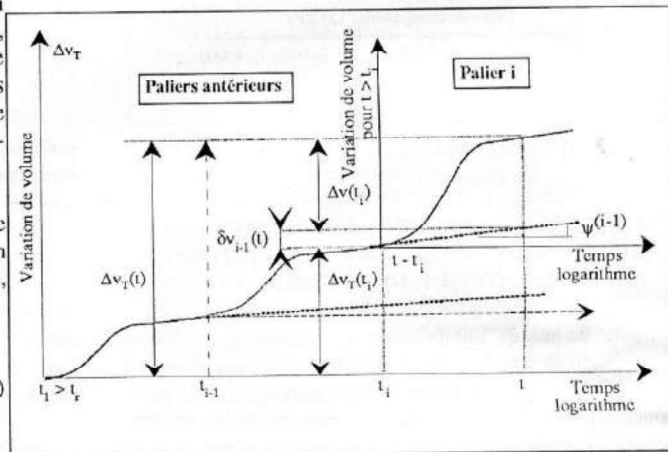


Figure 4 : Méthode de calcul des déformations différées dans le cas de paliers de chargement successifs.

6 CONFRONTATION AVEC L'EXPERIENCE

Le jeu de paramètres défini à partir des résultats obtenus in situ lors du premier palier de chargement est utilisé pour simuler les résultats obtenus lors des paliers suivants. La confrontation des simulations et des mesures est présentée sur la figure 5.

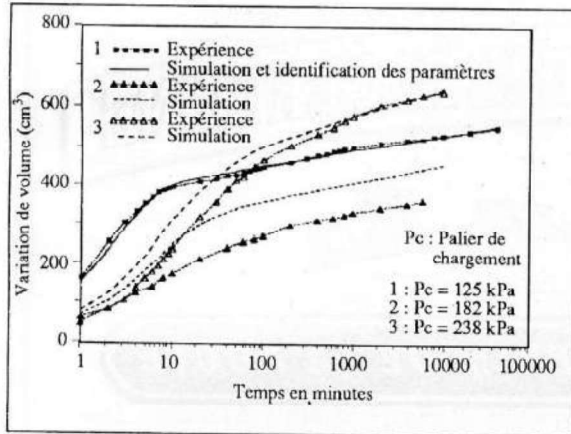


Figure 5 : Identification des paramètres de comportement de la craie pâteuse de Nogent sur Seine (Essai réalisé à 10 m de profondeur).

Il faut noter que pour obtenir ces résultats, la valeur de G_0 a dû être modifiée (valeur plus grande que la valeur initiale) pour caler la partie linéaire de la simulation sur la partie linéaire de la courbe expérimentale obtenue au troisième palier de chargement. Cependant, cette modification n'a aucune incidence sur la pente de la partie linéaire de cette courbe. Cette modification se justifie par la prise en compte du remaniement du sol provoqué par l'exécution du forage, qui n'a d'influence qu'au premier palier de chargement.

L'analyse des différents résultats obtenus permet de dégager les constatations suivantes :

- 1/ On obtient une mauvaise simulation des courbes ΔV -logt pour les paliers effectués après la première mise en pression.
- 2/ Le jeu de paramètres du modèle proposé défini à partir des résultats du premier palier simule mal le deuxième essai (déformations nettement surestimées). Cependant, on retrouve la pente finale expérimentale. On observe un décalage de la courbe.
- 3/ La modélisation montre comme l'expérience l'indique que les déformations initiales ($t < 1$ mn) lors du premier palier sont plus importantes que pour les paliers suivants.
- 4/ La relation entre le logarithme des pentes relatives des parties linéaires en fonction de la pression effective appliquée est linéaire. Ce qui est conforme à l'observation (Figure 6).

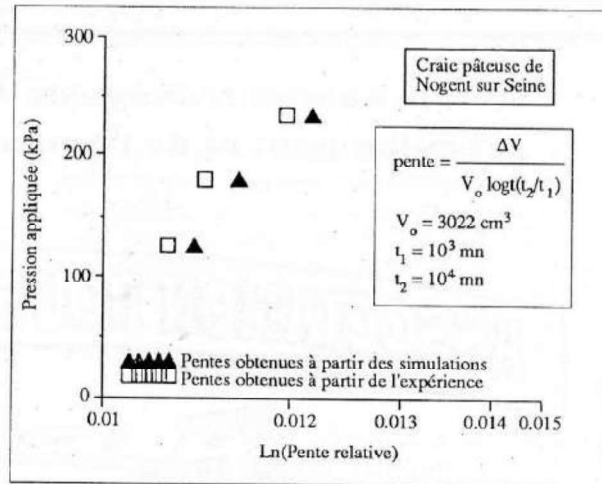


Figure 6 : Courbe Ln (pente relative) en fonction de la pression appliquée.

7 CONCLUSION

Le modèle rhéologique viscoélastique non linéaire proposé a permis de simuler correctement le comportement des sols in situ soumis à des essais de fluage lors du premier palier de chargement.

L'extension de la modélisation proposée à des sollicitations par paliers a mis toutefois en évidence quelques imperfections, notamment le choix du temps origine et du temps de référence à considérer à chaque application d'un nouveau palier de chargement. Une méthode a été proposée pour surmonter cette difficulté : elle constitue une approximation du problème considéré.

Remerciements

Ce travail a été développé au laboratoire de Mécanique des Solides de l'Ecole Centrale de Lyon sous la direction du professeur B. Cambou. Il a bénéficié du soutien du SEPTEN et CNEH (EDF).

BIBLIOGRAPHIE

- [1] R. Bahar (1992) : "Analyse numérique de l'essai pressiométrique : application à l'identification de paramètres de comportement des sols". Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Lyon, 225 pages.
- [2] R. Bahar, B. Cambou & J.J Fry : " Forecast of creep settlements of heavy structures using pressurometer tests". Computers and Geotechnics Review, accepté à paraître.
- [3] G. Bafi (1990) : "New long-term pressurometer creep test, Proceedings of the third International Symposium on Pressurometers". Thomas Telford, London, pp 95-104.