

Étude théorique et expérimentale de l'équilibre élasto-plastique d'un sol cohérent autour du pressiomètre

J. MONNET

T. CHEMAA

IRIGM,

Université Joseph-Fourier

B.P. 58

38041 Grenoble Cedex 9

Résumé

Cet article analyse le comportement tridimensionnel du sol cohérent autour du pressiomètre. Il est divisé en trois parties. Dans la première partie, nous décrivons la loi de comportement du sol. Le sol est supposé suivre un modèle élasto-plastique standard. Le sol est cohérent, et se comporte sans variation de volume en plasticité ce qui correspond à un comportement non drainé. Nous prenons en compte la contrainte verticale. Nous montrons qu'il peut exister deux zones plastiques différentes autour du pressiomètre. La première zone est liée à une plasticité de cisaillement entre les contraintes circonférentielles et radiales. La seconde zone est liée à une plasticité de cisaillement entre les contraintes verticales et circonférentielles. Un équilibre élastique se développe au-delà des zones plastiques. Nous mettons en évidence la valeur des deux rayons plastiques, la relation entre les contraintes, déformations et déplacements dans chaque zone. Dans la seconde partie, nous calculons avec un programme aux éléments finis, l'équilibre autour du pressiomètre. Le programme utilise la loi de comportement de Monnet (1992). La comparaison entre les résultats analytique et numérique est faite. Dans la troisième partie, nous analysons des essais pressiométriques Ménard pour en tirer les caractéristiques mécaniques du sol. Nous comparons les résultats analytiques et expérimentaux, et nous concluons sur la validité de la méthode d'estimation des paramètres mécaniques.

Theoretical and experimental study of the static equilibrium of the cohesive soil around pressuremeter

Abstract

This paper analyses the equilibrium around the pressuremeter. It is divided in three parts. In the first part, we describe the soil behaviour law. The soil is assumed to be elasto-plastic with associated plastic flow. The soil is cohesive, and shows no dilatancy in plasticity. This is an undrained behaviour. We take into account the vertical stress. We show that two different plastic zones may develop around the pressuremeter. The first one is linked to the difference between the circumferential stress and the radial stress. The second one is linked to the difference between vertical stress and the circumferential stress. The elastic equilibrium beyond the plastic area is used for the analysis. We derive the expression of the two plastic radii, the relation between stress and strain in each zone and the expression of displacements. In the second part, we compute with a finite element program the equilibrium around the pressuremeter. The program uses the behaviour law of Monnet (1992). The comparison between theoretical and experimental results for the stress distribution is shown. In the third part, we use transform Ménard tests to determine the mechanical characteristic of the soil. We compare the analytical and experimental results, and we conclude on the method used to find the mechanical parameters.

NOTATIONS

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: contraintes principales.
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$: déformations principales.
ν	: coefficient de Poisson.
E	: module d'Young.
λ et μ	: coefficients de Lamé.
C_u	: cohésion non drainée.
σ_1	: contrainte de compression majeure.
σ_3	: contrainte de compression mineure.
σ_θ	: contrainte circonférentielle.
σ_r	: contrainte radiale.
σ_z	: contrainte verticale.
P_f	: pression de fluage.
P_L	: pression limite.
ε_r	: déformation radiale.
ε_θ	: déformation circonférentielle.
ε_z	: déformation verticale.
γ	: poids volumique.
a	: rayon du forage.
b	: rayon externe de la première zone plastique.
c	: rayon externe de la seconde zone plastique.
u_a	: déplacement radial au niveau du forage.
σ_{rc}	: contrainte radiale à la limite du domaine élastique (fin de la seconde zone plastique).
$\sigma_{\theta c}$: contrainte circonférentielle à la limite du domaine élastique (fin de la seconde zone plastique).
u_a	: déplacement pour le rayon a du forage au niveau du pressiomètre.
u_b	: déplacement pour le rayon b .
u_c	: déplacement pour le rayon c .

1

Introduction

Le pressiomètre inventé par Louis Ménard (1955 et 1959) est un appareil massivement utilisé de nos jours dans les projets de fondations. Son utilisation s'est largement étendue grâce aux travaux de l'inventeur et de Michel Gambin (1963 et 1979). L'interprétation usuelle consiste à tirer de cet essai d'une part le module pressiométrique et, d'autre part, la pression limite. Ces paramètres sont ensuite rentrés dans des tableaux de corrélation pour déterminer la contrainte admissible et le tassement des fondations.

Cette méthodologie souffre de plusieurs imperfections :

- le module pressiométrique et la pression limite ne sont pas des caractéristiques mécaniques intrinsèques au sol, mais sont liées au terrain et à l'appareillage utilisé, ainsi qu'au mode de réalisation du forage ;

- il y a une certaine imprécision dans l'estimation de la contrainte admissible, et du tassement des fondations lorsqu'on utilise des corrélations, ce qui conduit à des surcoûts éventuels de dimensionnement.

Cependant, le pressiomètre est le seul appareil d'essai *in situ* qui mesure à la fois une caractéristique de déformabilité et une caractéristique de résistance du sol. Il permet de réaliser des mesures en place sur des sols non prélevables ou de forte granulométrie. Les travaux de F. Baguelin *et al.* (1972) ont réalisé une avancée importante dans l'interprétation de l'essai autoforeur. A partir d'une hypothèse de non-variation de volume du sol cohérent au cours du cisaillement, ils démontrent que l'on obtient la courbe de cisaillement du sol à partir d'une dérivation de la courbe pressiométrique. Cette méthode séduisante est toutefois sensible au mode de lissage de la courbe pressiométrique. Elle fait systématiquement apparaître un pic de cisaillement qui n'existe pas forcément dans la réalité comme l'ont montré R. Nagra et R. Frank (1986) dans leur analyse par éléments finis. Elle est enfin limitée au cisaillement du sol dans le plan horizontal, et ne prend pas en compte le cisaillement dans le plan vertical.

Cet article propose une interprétation complète de l'essai pressiométrique ou de l'essai dilatométrique dans son mécanisme de cisaillement horizontal et vertical, qui permet dans tous les cas de sols cohérents :

- de déterminer les caractéristiques d'élasticité du sol en place, et sous l'état de contrainte moyen rencontré ;

- de déterminer la cohésion non drainée du sol en place.

Ces deux caractéristiques sont propres au sol et indépendantes de la sonde ou du type de forage réalisé. Elles permettent alors, sans passer par des corrélations toujours délicates, de prendre en compte dans le projet, à la fois, les caractéristiques élastiques et les caractéristiques de cisaillement du sol. Le pressiomètre peut alors être utilisé pour d'autres travaux que ceux de fondation, et son interprétation soignée peut conduire à des économies considérables sur le dimensionnement.

Cette nouvelle méthodologie repose sur une procédure expérimentale plus complète, qui inclut dans la séquence de chargement et avant d'atteindre la pression de fluage, un cycle de déchargement-rechargement. Ce cycle sert à déterminer les caractéristiques élastiques du sol en place, et permet d'éliminer la majeure partie des déformations plastiques. La procédure expérimentale inclut en outre un resserrement des mesures au-delà du fluage, de façon à obtenir plus de points expérimentaux dans cette zone de la courbe particulièrement fructueuse pour l'analyse. Cette méthode suppose une interprétation soignée des mesures de façon à prendre en compte tous les phénomènes hydrauliques, les phénomènes mécaniques qui se produisent pendant l'essai tel que décrit dans le brevet Gaiatech (1986), et qui peuvent altérer la valeur de la pression de réaction du sol et la valeur de la déformée du rayon moyen de la sonde. Enfin, cette méthode utilise une analyse complète du comportement élastoplastique du sol quand il est cisailé par la sonde pressiométrique. Ce dernier aspect est présenté ici.

La démarche théorique utilisée consiste à prendre en compte une loi de comportement élastique linéaire et plastique pour le sol, comme indiquée sur les figures 1 et 2. Pendant la phase élastique, une contrac-

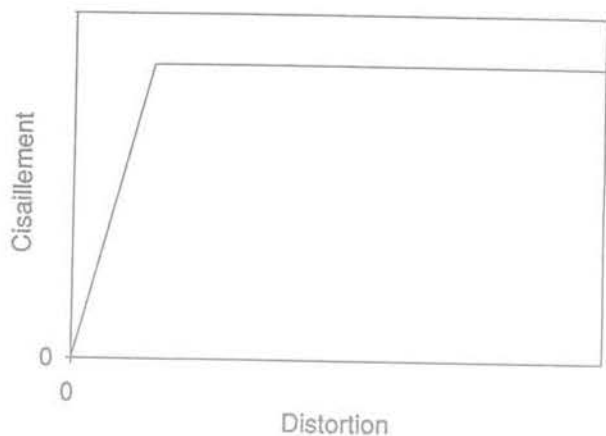


FIG. 1 Comportement théorique du sol au cisaillement.
Theoretical behaviour of soil when shearing occurs.

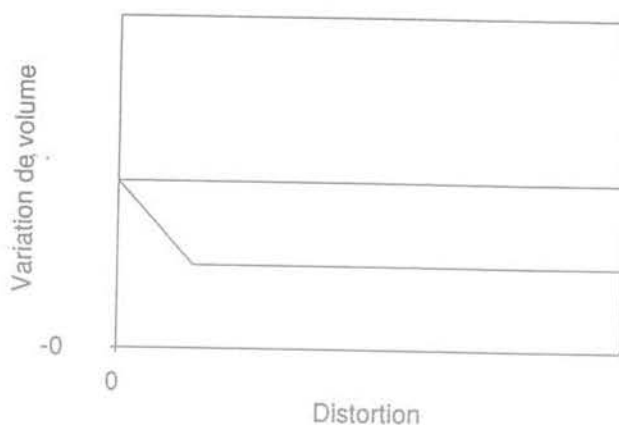


FIG. 2 Variation de volume théorique au cisaillement.
Theoretical volume change of soil when shearing occurs.

tance peut se produire. La phase plastique se développe sans variation de volume. Le critère de plasticité dépend uniquement de la cohésion non drainée c_u . Ce modèle de comportement simple permet de représenter les argiles et certaines roches tendres. Le comportement complètement non drainé peut être pris en compte avec un coefficient de Poisson égal à 0,5. L'analyse de l'équilibre se fait ici dans le plan horizontal, comme classiquement, mais aussi dans le plan vertical, de façon à tenir compte de l'influence éventuelle de la contrainte verticale. Suivant que la contrainte verticale intervient ou non dans la plasticité, on montre qu'il existe des formules différentes pour la pression de fluage (46) et (49), pour la pression limite (47) et (50), et pour l'équation de la courbe pressiométrique après le fluage (35) et (43). La méthode d'interprétation en cisaillement consiste à reporter le logarithme népérien de la déformée du forage en fonction de la pression corrigée de réaction du sol. Les formules (34) et (42) montrent alors que cette relation est linéaire, avec une pente correspondant à l'inverse de la cohésion pour tous les points au-delà de la pression de fluage. Cette première détermination est affinée par la superposition sur le même graphique donné par l'ordinateur des courbes pressiométriques expérimentale et théorique (35) et (43) en termes de pression en fonction de la déformée du forage. L'ajustement des deux représentations permet de déterminer définitivement la cohésion non drainée du sol.

La vérification de cette nouvelle théorie se fait sur les essais pressiométriques réalisés lors de la campagne de reconnaissance complémentaire pour la construction du Centre de conférences international de Paris, dans les argiles plastiques de la région parisienne et de la construction de l'autoroute SN1A pour le contournement de Plan-les-Ouates, à côté de Genève, dans les limons argileux du Würm. Ces essais sont interprétés par le logiciel Gaiapres de façon à obtenir les pressions corrigées et les déformations moyennes du forage. La valeur des modules d'élasticité est déterminée à partir des cycles de déchargement-rechargement. Dans un premier temps, la représentation du logarithme népérien de la déformée du rayon du forage, en fonction de la pression donne une

droite de régression dont la pente est l'inverse de la cohésion non drainée (Fig. 10 et 12). Dans un second temps, la superposition des courbes théoriques obtenues par les relations (35) et (43) pressiométriques et des courbes expérimentales permet d'affiner la cohésion (Fig. 11 et 13), qui est ainsi corrigée et portée dans les tableaux IV et V. Enfin, les paramètres d'élasticité et de cohésion sont introduits dans les formules (47) et (50) de la pression limite théorique. On vérifie alors le bon accord des pressions limites théoriques et expérimentales pour une expansion conventionnelle de la sonde.

2

Étude analytique

L'article de Gibson *et al.* (1961) sur l'essai pressiométrique dans les argiles est une contribution très importante à la connaissance de l'équilibre autour du pressiomètre.

Cependant cette étude souffre d'une simplification. Une hypothèse de déformation plane est prise dans la direction verticale, et aucun déplacement n'est autorisé le long de cet axe. L'équilibre est seulement étudié dans le plan horizontal, et les forces verticales ne sont pas prises en compte. La possibilité d'une rupture se produisant entre les contraintes circonférentielles et verticales de façon à ce que la contrainte radiale devienne intermédiaire avait été envisagée par Wood *et al.* (1977), mais aucune formulation n'avait été proposée.

L'étude présente est une tentative pour répondre à ces questions non résolues. Elle englobe le cas où la contrainte verticale constitue une direction de déformation plastique, et le cas où la contrainte verticale ne joue pas de rôle dans l'écoulement plastique. Elle est limitée actuellement à la prise en compte des petites déformations, ceci permettant d'obtenir une formulation simple pour l'expression théorique des courbes pressiométriques. Cette approche nous paraît suffisante dans cette première phase d'analyse.

Hypothèses

Les contraintes sont négatives en compression et positives en traction.

Les petites déformations sont prises en compte.

Le sol est considéré avoir un comportement élasto-plastique standard représenté sur la figure 1. La partie élastique est liée aux constantes d'élasticité E (module d'Young) et ν (coefficient de Poisson), qui permettent de définir les coefficients de Lamé λ et μ :

$$\lambda = E \cdot \nu / [(1 + \nu) \cdot (1 - 2 \cdot \nu)] \quad \mu = E / [2 \cdot (1 + \nu)] \quad (1)$$

La partie plastique du comportement est liée à la cohésion non drainée C_u . L'écoulement plastique standard utilise le scalaire ζ qui définit la longueur de la déformation plastique standard:

$$d\varepsilon^p = \zeta \cdot dF(\sigma) / d\sigma \quad (2)$$

avec la fonction associée (3).

L'équilibre limite est atteint quand le critère de Mohr-Coulomb (3) s'annule:

$$F(\sigma) = (\sigma_3 - \sigma_1) - 2 \cdot C_u \quad (3)$$

Trois différentes zones de sol sont considérées. Si nous partons de l'axe du forage (voir Fig. 3), nous trouvons:

a) une zone plastique dans laquelle la plasticité se produit entre la contrainte circonférentielle σ_θ et la contrainte radiale σ_r , c'est-à-dire entre les rayons a (rayon du forage) et b (rayon externe de la première zone plastique);

b) selon les conditions de contraintes que nous expliciterons, une seconde zone plastique peut se développer entre les contraintes circonférentielles σ_θ et verticales σ_z , c'est-à-dire entre les rayons b (rayon externe de la première zone plastique) et c (rayon externe de la seconde zone plastique) (voir sur la Fig. 3). Cette zone peut ne pas exister (voir sur la Fig. 4);

c) une zone élastique se développe au-delà.

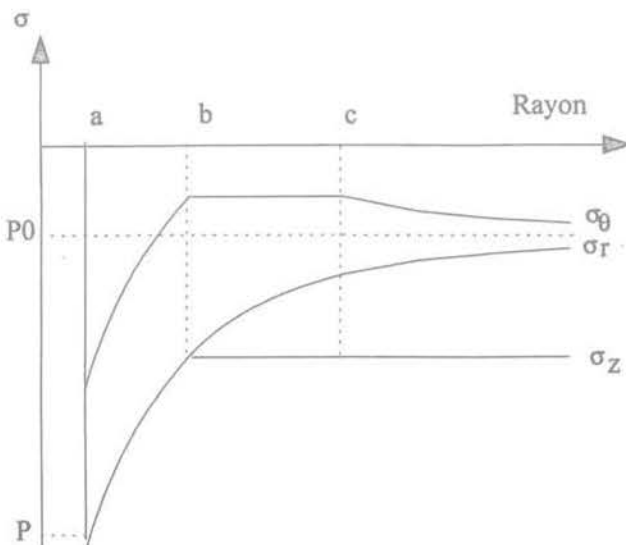


FIG. 3 Premier cas : état des contraintes le long du rayon avec deux zones plastiques.
First theoretical case : state of stresses along the radius with two plastic zones.

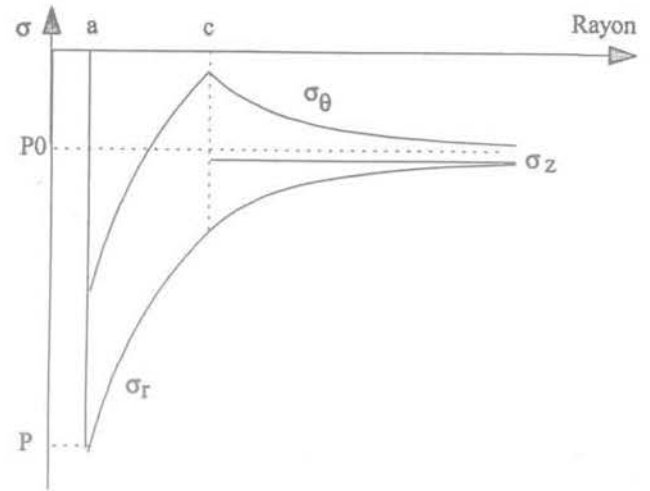


FIG. 4 Second cas : état des contraintes le long du rayon avec une zone plastique.
Second theoretical case : state of stresses along the radius with one plastic zone.

2.2

Conditions d'équilibre

Dans le plan horizontal, la condition d'équilibre en petite déformation est:

$$\sigma_\theta - \sigma_r - r \cdot d\sigma_r / dr = 0 \quad (4)$$

Dans le plan vertical, la condition d'équilibre est:

$$d\sigma_z / dz = -\gamma \quad (5)$$

2.3

Première zone plastique

Cette zone plastique est limitée par le rayon a du forage et du pressiomètre, et par le rayon b limite externe de la zone considérée. L'équilibre limite se produit entre les contraintes circonférentielles σ_θ et radiale σ_r selon le critère de Mohr-Coulomb (5), ce qui permet d'écrire:

$$\sigma_\theta - \sigma_r = 2 \cdot C_u \quad (6)$$

La condition d'équilibre (4) peut être écrite en fonction de la cohésion et intégrée entre les valeurs a du rayon du forage où la pression p est appliquée, et le rayon r quelconque, interne à la première zone plastique où la contrainte radiale σ_r s'applique. On en déduit la relation (7):

$$\ln(r/a) = 1/(2 \cdot C_u) \cdot (\sigma_r - p) \quad (7)$$

La condition de plasticité standard (2) montre que le rapport entre les incréments de déformation plastique radiale ε_r et circonférentielle ε_θ est constant:

$$d\varepsilon_r^p / d\varepsilon_\theta^p = -1 \quad (8)$$

L'équation (8) peut être intégrée, et il apparaît la constante C_1 qui ne dépend pas du déplacement u et du rayon r :

$$\varepsilon_r^p = -\varepsilon_\theta^p + C_1 \quad (9)$$

Nous supposons que la partie élastique de la déformation est négligeable dans cette zone, et nous utilisons les relations entre déformations et déplacements:

$$\varepsilon_r = du/dr \quad \varepsilon_z = dv/dz \quad \varepsilon_\theta = u/r \quad (10)$$

L'équation (9) peut être écrite en termes de déplacement par les relations (10), et nous pouvons intégrer entre les valeurs a et r du rayon. Nous trouvons :

$$\ln(r/a) = 1/2 \cdot \ln [(2 \cdot u_a/a - C_1)/(2 \cdot u/r - C_1)] \quad (11)$$

A partir des relations (7) et (11), nous trouvons la relation liant la contrainte radiale, le déplacement au forage, et le déplacement u pour le rayon r :

$$\ln[(2 \cdot u_a/a - C_1)/(2 \cdot u/r - C_1)] = 1/Cu \cdot (\sigma_r - p) \quad (12)$$

2.4

Seconde zone plastique

Dans certaines conditions, une seconde zone plastique se développe entre la contrainte verticale et la contrainte circonférentielle. La condition d'équilibre vertical (5) donne la contrainte verticale à la profondeur z , sans force de surface :

$$\sigma_z = -\gamma \cdot z \quad (13)$$

Dans le cas où la plasticité se développe dans cette zone, le critère de Mohr-Coulomb (3) donne une différence constante entre les contraintes circonférentielles et verticales. Ceci conduit à une valeur constante de la contrainte circonférentielle :

$$\sigma_\theta = -\gamma \cdot z + 2 \cdot Cu \quad (14)$$

La condition d'équilibre (4) peut alors être écrite en fonction de σ_r seul et peut être intégrée entre les valeurs c et r du rayon. Nous utilisons la notation σ_{rc} pour la contrainte radiale à la limite avec le domaine élastique, pour la valeur du rayon c . Nous avons alors la contrainte radiale pour un rayon r quelconque telle que :

$$(2 \cdot Cu - \gamma \cdot z - \sigma_{rc}) / (2 \cdot Cu - \gamma \cdot z - \sigma_r) = r/c \quad (15)$$

La condition de plasticité standard (2) donne le rapport entre les incréments de déformations plastiques circonférentielle et verticale. Nous utilisons les constantes d'intégration C_2 et C_3 :

$$d\epsilon_r^p / d\epsilon_\theta^p = -1 \quad d\epsilon_r^p = 0 \quad (16)$$

$$\epsilon_z^p = -\epsilon_\theta^p + C_2 \quad \epsilon_r^p = C_3 \quad (17)$$

Nous négligeons la partie élastique de la déformation, et nous utilisons les relations (10) entre déformation et déplacement. La déformation radiale dans (17) peut être écrite en termes de déplacement et intégrée. Nous utilisons la constante d'intégration C_4 :

$$u = C_3 \cdot r + C_4 \quad (18)$$

Cette équation, ainsi que la formule (15) donne la relation entre les contraintes et les déplacements dans la seconde zone plastique, avec u_c qui est le déplacement pour le rayon c , limite externe de la seconde zone plastique et début de la zone élastique.

$$(2 \cdot Cu - \gamma \cdot z - \sigma_{rc}) / (2 \cdot Cu - \gamma \cdot z - \sigma_r) = (u - C_4) / (u_c - C_4) \quad (19)$$

2.5

Zone élastique

L'analyse de la zone élastique est bien connue et peut être trouvée dans Cassan (1978) ou Baguelin *et al.* (1978). Nous développons cette analyse avec nos propres notations. Les contraintes radiales et circonférentielles s'écrivent alors :

$$\sigma_r = (\lambda + 2\mu) \cdot \epsilon_r + \lambda \cdot \epsilon_\theta + \lambda \cdot \epsilon_z \quad \sigma_\theta = \gamma \cdot \epsilon_r + (\lambda + 2\mu) \cdot \epsilon_\theta + \lambda \cdot \epsilon_z \quad (20)$$

La condition d'équilibre horizontal (4) et les relations (10) donnent une équation différentielle du second

ordre qui peut être intégrée avec la constante C_5 , le déplacement étant nul pour un rayon infini :

$$u = C_5 / r \quad (21)$$

La relation (21) peut être introduite dans les équations élastiques (20). Pour un rayon infini, la contrainte radiale est liée à la contrainte verticale par le coefficient des terres au repos K_0 , si bien que les relations deviennent en termes de contrainte et de déformation :

$$\sigma_r = -2\mu \cdot C_5 / r^2 - K_0 \cdot \gamma \cdot z \quad \sigma_\theta = 2\mu \cdot C_5 / r^2 - K_0 \cdot \gamma \cdot z \quad (22)$$

$$\epsilon_r = -C_5 / r^2 \quad \epsilon_\theta = C_5 / r^2 \quad (23)$$

2.6

Condition de continuité entre les différentes zones

Ces conditions dépendent de l'existence ou non de la seconde zone plastique. Nous allons d'abord examiner le cas plus général où deux zones plastiques différentes se développent, puis le cas particulier où seule la première zone plastique existe.

2.6.1

Premier cas : deux zones plastiques se développent

La limite entre les zones élastique et plastique est localisée à la valeur c du rayon. Nous connaissons la différence $2 \cdot Cu$ entre les contraintes circonférentielle et verticale. La contrainte circonférentielle peut être écrite en fonction de la cohésion Cu par l'intermédiaire du critère de Mohr-Coulomb et en fonction de C_5 par les équations élastiques. En tenant compte des formules (22), nous trouvons la valeur de la constante C_5 et de σ_{rc} qui est constant et indépendant du chargement p appliqué par le pressiomètre à la paroi du forage :

$$C_5 = c^2 \cdot [2 \cdot Cu - \gamma \cdot z \cdot (1 - K_0)] / (2 \cdot \mu) \quad (24)$$

$$P_r = -\sigma_{rc} = \gamma \cdot z \cdot (2 \cdot K_0 - 1) + 2 \cdot Cu \quad (25)$$

La relation (25) donne la pression de fluage dans le cas où deux zones plastiques se développent. Les relations (10), (23) peuvent être utilisées pour trouver le déplacement radial à la limite c :

$$u_c = c \cdot [2 \cdot Cu - \gamma \cdot z \cdot (1 - K_0)] / (2 \cdot \mu) \quad (26)$$

Pour la valeur c du rayon, les déformations sont alors :

$$\epsilon_{rc} = -[2 \cdot Cu - \gamma \cdot z \cdot (1 - K_0)] / (2 \cdot \mu)$$

$$\epsilon_{\theta c} = [2 \cdot Cu - \gamma \cdot z \cdot (1 - K_0)] / (2 \cdot \mu) \quad (27)$$

La constante C_3 qui est égale à la déformation ϵ_r dans la seconde zone plastique, est ainsi définie :

$$C_3 = -[2 \cdot Cu - \gamma \cdot z \cdot (1 - K_0)] / (2 \cdot \mu) \quad (28)$$

A la limite de la première zone plastique, la contrainte radiale prend la valeur de la contrainte verticale (voir Fig. 3). L'expression (7) permet dans ces conditions de trouver l'extension de la première zone plastique :

$$b = a \cdot e^{[(\sigma_z - p) / (2 \cdot Cu)]} \quad (29)$$

L'équation (15) peut s'appliquer entre les rayons plastiques b et c . Avec la condition σ_{rb} égale à la contrainte verticale, σ_{rc} égale à l'expression (25) et b donné par l'équation (29), on obtient finalement l'équation du second rayon plastique :

$$c = b \cdot Cu / [2 \cdot Cu - \gamma \cdot z \cdot (1 - K_0)] \quad (30)$$

$$c = a \cdot e^{[(\sigma_z - p) / (2 \cdot Cu)]} \cdot Cu / [2 \cdot Cu - \gamma \cdot z \cdot (1 - K_0)] \quad (31)$$

Entre les rayons plastiques b et c la relation (17) s'applique. En tenant compte de la relation (30) entre b et c , on trouve finalement l'équation de la déformation circonférentielle pour le rayon plastique b :

$$\epsilon_{\theta b} = -\gamma.z(K_0 - 1)/(2.\mu) \quad (32)$$

A la limite entre la première et la seconde zone plastique, l'équation (9) s'applique. La valeur de la déformation plastique radiale peut être égale à la constante C_2 , la déformation circonférentielle étant donnée par l'équation (32), ce qui donne:

$$C_1 = -Cu/\mu \quad (33)$$

La distribution des contraintes dans la première zone plastique (12) peut être utilisée entre les valeurs a et b du rayon, et nous trouvons la relation générale (34), qui est l'expression théorique de la courbe pressiométrique dans le cas où deux zones distinctes de plasticité se développent.

$$\begin{aligned} \text{Ln}[u_a/a + Cu/(2.\mu)] = \\ -p/Cu - \gamma.z/Cu + \text{Ln}[(1 - K_0).\gamma.z/(2.\mu) + Cu/(2.\mu)] \end{aligned} \quad (34)$$

Le terme $Cu/(2.\mu)$ est très petit. Si nous le négligeons, nous trouvons une relation linéaire entre les logarithmes du déplacement u_a au niveau du forage et la pression p appliquée, dont la pente est l'inverse de la cohésion. La mesure de la pente permet alors de déterminer la cohésion non drainée Cu .

En passant à l'exponentielle, cette expression donne la relation contrainte-déplacement pour l'essai pressiométrique dans l'argile:

$$u_a/a = e^{(p/Cu)} \cdot [(1 - K_0).\gamma.z/(2.\mu) + Cu/(2.\mu)] - Cu/(2.\mu) \quad (35)$$

2.6.2

Second cas : la plasticité se développe seulement entre les directions circonférentielles et radiales

Dans cette configuration, la seconde zone plastique disparaît, et le rayon b , qui déterminait la limite entre les deux zones plastiques, n'a plus de raison d'être. Il subsiste seulement, dans ce cas, le rayon a du forage et le rayon c , qui limite la zone plastique et la zone élastique.

Les contraintes au niveau du rayon c peut s'exprimer par les relations (22), ce qui donne:

$$\sigma_{rc} = -2\mu.C_2/c^2 - K_0.\gamma.z \quad \sigma_{\theta c} = 2\mu.C_2/c^2 - K_0.\gamma.z \quad (36)$$

La condition de plasticité (3) appliquée à ces valeurs des contraintes donne la valeur de la déformation circonférentielle au rayon c qui est constante:

$$C_2/c^2 = Cu/(2\mu) = \epsilon_{\theta c} = -\epsilon_{rc} \quad (37)$$

On en déduit la valeur des contraintes radiales et circonférentielles pour cette valeur du rayon qui sont constantes toutes deux:

$$P_r = -\sigma_{rc} = Cu + K_0.\gamma.z \quad (38)$$

$$\sigma_{\theta c} = Cu - K_0.\gamma.z \quad (39)$$

La relation (38) donne la pression de fluage dans le cas où il y a une zone plastique. On retrouve ainsi la formule de Gibson *et al.* (1961). La relation (7) est appliquée pour le rayon c et la contrainte radiale σ_{rc} définie par la relation (38) ce qui donne la valeur du rayon plastique c :

$$c = a \cdot e^{[(K_0.\gamma.z - Cu - p)/(2.Cu)]} \quad (40)$$

De la même façon que précédemment, on néglige les déformations élastiques devant les déformations plastiques. La formule (9), dans laquelle on introduit la

valeur des déformations (37), permet de trouver la nouvelle constante C_1 de cet état d'équilibre:

$$C_1 = 0 \quad (41)$$

La formule (12) appliquée entre les rayons a et c donne la formule de la courbe pressiométrique:

$$\text{Ln}[u_a/a] = -p/Cu - K_0.\gamma.z/Cu - 1 + \text{Ln}[Cu/(2.\mu)] \quad (42)$$

Nous trouvons une relation linéaire entre les logarithmes du déplacement u_a/a au niveau du forage et la pression p appliquée, dont la pente est l'inverse de la cohésion. La mesure de la pente permet alors de déterminer la cohésion non drainée Cu .

En passant à l'exponentielle, cette expression donne la relation contrainte-déplacement pour l'essai pressiométrique dans l'argile:

$$u_a/a = e^{(-p/Cu)} \cdot e^{(-K_0.\gamma.z/Cu - 1)} \cdot Cu/(2\mu) \quad (43)$$

La distinction entre les deux comportements possibles se fait sur la valeur de la contrainte radiale pour le rayon c . Pour le second cas de comportement, c'est-à-dire pour qu'une seule zone plastique existe seulement, il suffit que la contrainte radiale au rayon plastique c dépasse la valeur de la contrainte verticale en compression ($\sigma_{rc} < \sigma_z$) ou encore:

$$-Cu - K_0.\gamma.z < -\gamma.z \quad (44)$$

ce qui se simplifie en:

$$Cu > (1 - K_0).\gamma.z \quad (45)$$

Le cas du cisaillement avec deux zones plastiques ne peut se produire que lorsque le coefficient K_0 est plus petit que 1, ce qui correspond à un coefficient de Poisson inférieur à 0,5 et à une argile au-dessus de la nappe phréatique.

2.7

Pression de fluage et pression limite

Deux cas peuvent se présenter selon qu'une ou deux zones plastiques se développent.

2.7.1

Premier cas : deux zones plastiques se développent

Nous avons montré que la formule (25) donne la pression de fluage:

$$P_f = \gamma.z.(2.K_0 - 1) + 2.Cu \quad (46)$$

Lorsque le volume injecté correspond au volume initial, u_a/a est égal à 1/2, et la pression est égale à la pression limite conventionnelle. Si nous considérons maintenant l'équation (34), elle se transforme en:

$$P_{lim} = \gamma.z + Cu.\text{Ln} + ((\mu + Cu)/[(1 - K_0).\gamma.z + Cu]) \quad (47)$$

Dans cette relation, la pression limite n'est pas proportionnelle à la profondeur de l'essai, elle est proportionnelle à la cohésion non drainée, ce qui semble logique dans un sol cohérent. Par contre, cette relation est sensiblement différente de celle de Amar *et al.* (1991):

$$\begin{aligned} P_{lim} = 5,5.Cu + K_0.\gamma.z \text{ si } P_{lim} - K_0.\gamma.z < 300 \text{ kPa} \\ P_{lim} = 10.Cu + K_0.\gamma.z - 250 \text{ si } P_{lim} - K_0.\gamma.z > 300 \text{ kPa} \end{aligned} \quad (48)$$

2.7.2

Second cas : une seule zone plastique se développe

Nous avons montré que la formule (38) donne la pression de fluage:

$$P_f = C_u + K_0 \cdot \gamma \cdot z \quad (49)$$

Lorsque le volume injecté correspond au volume initial, u_g/a est égal à 1/2, et la pression est égale à la pression limite conventionnelle. Si nous considérons maintenant l'équation (43), elle se transforme en :

$$P_{lim} = K_0 \cdot \gamma \cdot z + C_u \cdot (1 + \ln[E/(C_u \cdot 2 \cdot (1 + \nu))]) \quad (50)$$

Dans cette relation, comme précédemment, la pression limite conventionnelle est proportionnelle à la cohésion non drainée, ce qui semble logique dans un sol cohérent. Cette relation correspond à la formule proposée par Bishop *et al.* (1945), Ladanyi (1963) et Salençon (1966) pour la pression limite théorique lorsque le volume injecté est infini.

3

Calcul numérique de l'équilibre autour du pressiomètre

Nous utilisons le programme Gaiaef qui fonctionne avec des éléments quadrilatères à 16 nœuds. Nous avons introduit la loi de comportement MCK (Monnet, 1992) qui tient compte de l'élasticité et de la plasticité non standard, ainsi que du chargement réellement tridimensionnel. Le maillage éléments finis qui a été utilisé est représenté sur la figure 5 ci-après, sur laquelle les cotes sont portées en centimètres. Il comprend 84 éléments Q16 et 665 nœuds. Il représente une coupe verticale du terrain autour du pressiomètre. Le plan horizontal de symétrie à la partie inférieure correspond au plan passant par le milieu de la sonde pressiométrique. Le bord vertical gauche du maillage correspond au bord du forage, alors que l'axe de symétrie vertical du maillage est décalé de 3 cm vers la gauche par rapport à celui-ci. La partie fléchée correspond à la partie du forage chargée par la sonde pressiométrique. Le maillage faisant 1 m de haut, les différentes profondeurs calculées sont prises en compte en introduisant

une surcharge uniforme qui correspond au poids des terres, et qui est appliquée à la partie horizontale supérieure du maillage. Les paramètres utilisés pour le calcul sont indiqués dans le tableau I, ci-après, et correspondent à deux essais pressiométriques présentés dans la partie expérimentale de cet article.

3.1

Premier cas : deux zones plastiques se développent

Le calcul par éléments finis représente un essai supposé être exécuté à 13,20 m de profondeur dans une argile hors d'eau qui poss une cohésion de 120 kPa et un module d'élasticité de 7 800 kPa, pour un coefficient de Poisson de 0,33. Le calcul par éléments finis donne l'évolution des contraintes le long du rayon, qui est représentée sur la figure 6 pour une pression appliquée de 460 kPa. On constate une évolution de l'état de contrainte conforme à ce que prévoyait la théorie, avec en particulier une valeur de la contrainte verticale σ_z telle qu'elle devient principale majeure entre 6,4 et 7,9 cm de rayon. Au-delà de 7,9 cm de rayon, la contrainte orthoradiale décroît rapidement, ce qui correspond au début de la zone élastique.

Le calcul par éléments finis permet également de connaître l'évolution de la déformation du forage en fonction de la pression appliquée. Cette représentation est faite sur la figure 7, sur laquelle la courbe théorique (35) est représentée en trait continu, et le calcul éléments finis est représenté en trait discontinu. On constate que la coïncidence entre les deux courbes donne un écart maximal de 3,4 % en déformation et 30 kPa en pression. Cet écart peut être considéré comme faible en regard de la précision de la mesure.

Les formules théoriques présentées pour le cas où deux zones plastiques se développent sont assez proches du résultat numérique.

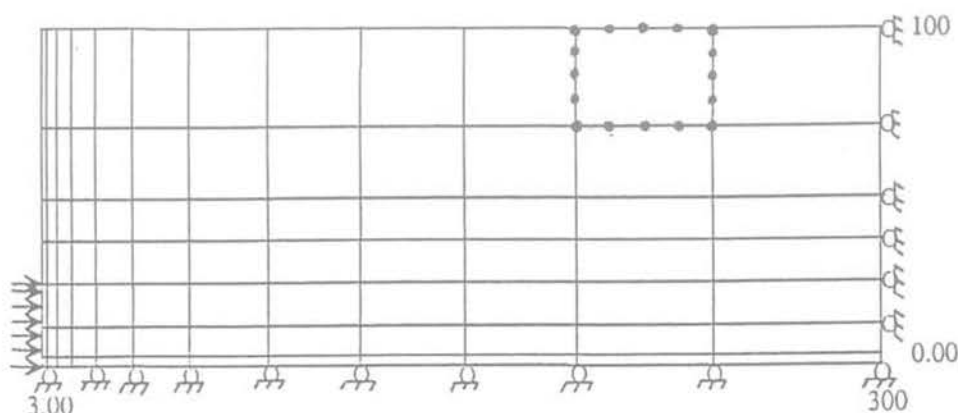


FIG. 5 Le maillage utilisé dans le calcul par éléments finis.
The mesh used for the finite element method.

TABLEAU I Les paramètres utilisés dans le calcul par éléments finis.
Numerical values used in the finite element calculation.

Paramètre	Plan-les-Ouates à 13,2 m.	Paris à 18 m
Indice des vides e_0	0,581	0,80
Coefficient de Poisson ν	0,33	0,49
Indice de gonflement C_s	0,044	0,004
Indice de compression C_c	0,40	0,04
Cohésion C_u	120 kPa	100 kPa
Angle de frottement interne ϕ	0	0
Angle de frottement intergranulaire ϕ_μ	0	0
Rapport de rupture R_f	0,90	0,95

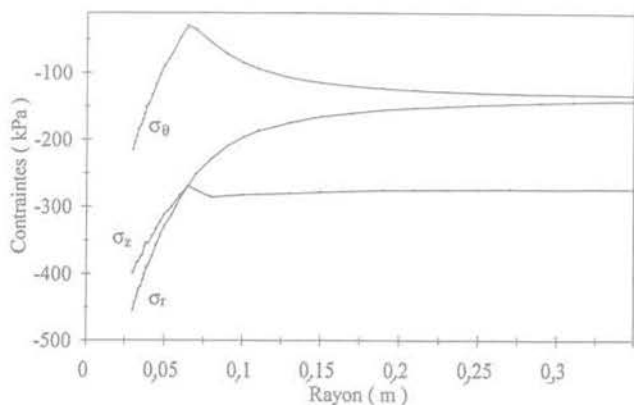


FIG. 6 Évolution des contraintes calculées le long du rayon, pour un essai à 13,20 m de profondeur dans une argile de 120 kPa de cohésion.
Variation of calculated stresses along the radius, for a pressuremeter test at 13.20 m depth made in clay of 120 kPa of cohesion.

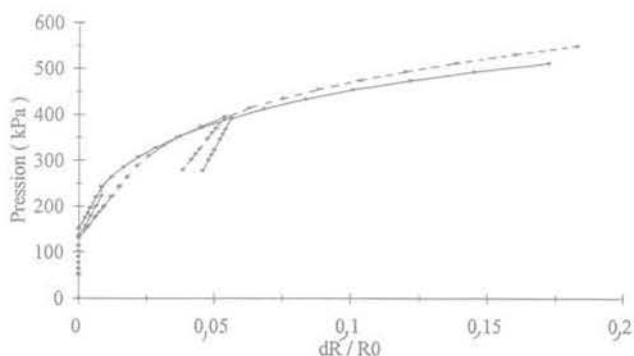


FIG. 7 Comparaison entre les courbes analytique en continu et numérique en discontinu pour un essai à 13,20 m de profondeur dans une argile de 120 kPa de cohésion.
Comparison between the analytic curve in full line and numerical curve in dash line for a pressuremeter test at 13.20 m depth made in a clay of 120 kPa of cohesion.

Second cas : une seule zone plastique se développe

Le calcul par éléments finis représente un essai supposé être exécuté à 18 m de profondeur dans une argile saturée qui possède une cohésion de 100 kPa et un module d'élasticité de 14 000 kPa, pour un coefficient de Poisson de 0,49. Le calcul par éléments finis donne l'évolution des contraintes le long du rayon, qui est représentée sur la figure 8 pour une pression appliquée de 460 kPa. On constate une évolution de l'état de contrainte conforme à ce que prévoyait la théorie, avec en particulier une valeur de la contrainte verticale σ_z qui reste toujours à l'état de contrainte principale moyenne dans la zone de plastification. Au-delà de 5 cm de rayon, la contrainte orthoradiale décroît rapidement, ce qui correspond au début de la zone élas-

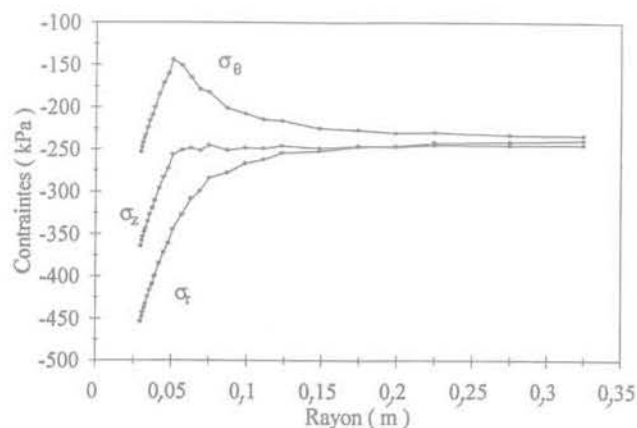


FIG. 8 Évolution des contraintes calculées le long du rayon, pour un essai à 18 m de profondeur dans une argile de 100 kPa de cohésion.
Variation of calculated stresses along the radius for a pressuremeter test at 18 m depth made in a clay of 100 kPa of cohesion.

Revue Française de Géotechnique, 1995

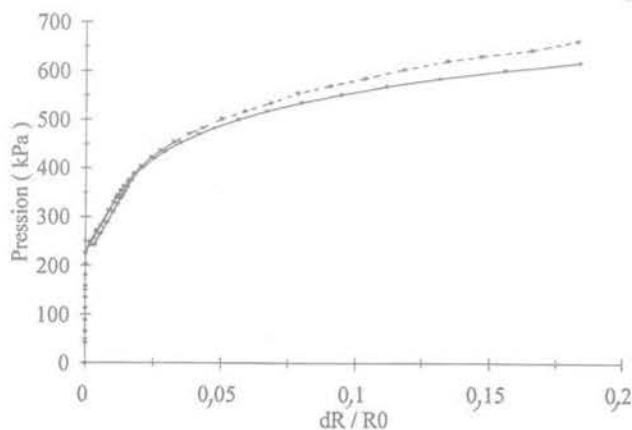


FIG. 9 Comparaison entre les courbes analytique en continu et numérique en discontinu pour un essai à 18 m de profondeur dans une argile de 100 kPa de cohésion.
Comparison between the analytic curve in full line and the numeral curve in dash line for a pressuremeter test at 18 m depth in a clay of 100 kPa of cohesion.

tique. La contrainte verticale ne devient jamais contrainte principale majeure.

Le calcul par éléments finis permet également de connaître l'évolution de la déformation du forage en fonction de la pression appliquée. Cette représentation est faite sur la figure 9, sur laquelle la courbe théorique (3) est représentée en trait continu, et le calcul éléments finis est représenté en trait discontinu. La coïncidence entre les deux courbes donne un écart maximal de 4,9 % en déformation et de 46 kPa en pression. Cet écart peut être considéré comme faible. Les formules théoriques présentées dans le cas où une zone plastique se développe sont assez proches du résultat numérique.

4

Programme expérimental

4.1

Premier cas : deux zones plastiques se développent

Dans le cadre de la construction de l'autoroute SN1A pour le contournement de Plan-les-Ouates à côté de Genève, il a été entrepris la réalisation d'essais pressiométriques cycliques dans des limons argileux de retrait du Würm. Ces essais ont été aimablement mis à notre disposition par le Bureau Pierre Amsler à Genève. La nappe phréatique est située à entre 25 et 30 m selon le forage. Les six premiers mètres sont constitués par un limon argileux dur et surconsolidé par dessiccation. La partie inférieure est un limon argileux tendre et normalement consolidé. Le coefficient des terres au repos de ces terrains est proche de 0,5. Les essais pressiométriques sont réalisés à la sonde nue de 60 mm. La pente de la relation linéaire entre le logarithme de la déformée du forage et la pression est inversement proportionnelle à la cohésion non drainée (voir Fig. 10). La superposition de la courbe théorique à partir de la relation (35) et de la courbe expérimentale (voir Fig. 11) permet d'affiner la valeur de la cohésion non drainée. Ce dernier résultat est porté dans la colonne C_u du tableau II. Ceci permet également de vérifier le module d'élasticité du sol par la superposi-

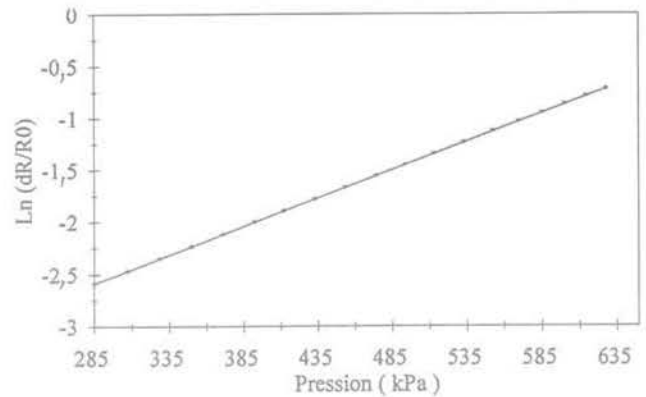


FIG. 10 Transformation linéaire de la courbe pressiométrique pour l'essai à 13,20 m dans le forage 831.

Linear transformation of pressuremeter curve for a test at 13.20 m depth down the 831 drill.

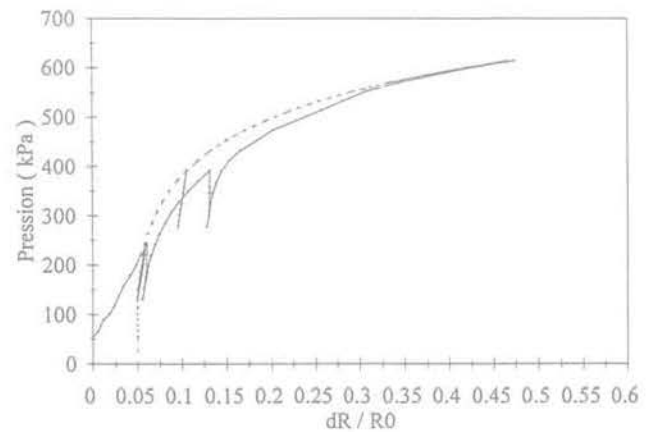


FIG. 11 Comparaison des courbes expérimentale en trait continu, et théorique en trait discontinu pour l'essai à 13,20 m dans le forage 831.

Comparison between the experimental curve in full line and the analytic curve in dash line for a pressuremeter test at 13.20 m depth made in the 831 drill.

TABEAU II Comparaison des pressions limites expérimentale et théorique quand on a deux zones plastiques.
Comparison between the experimental and theoretical limit pressures when two plastic zones appear.

Forage	Cote (m)	Module élastique non-drainé (kPa)	Cohésion C_u (kPa)	Pression limite expérim. (kPa)	Pression limite théorique CTRE (kPa) formule 48	Pression limite théorique (kPa) formule 47	Écart entre P_{lim} et théorique des formules (%)	
							par 48	par 47
831	7,46	17000	85	433	664	450	53	4
	10,01	2525	45	250	333	280	33	12
	13,20	14890	130	627	1163	650	85	4
833	16,70	6518	20	345	253	380	-27	16
	5	61890	560	1976	5393	2082	173	5
	19	3864	40	407	383	451	-6	11
	Moyenne						63	8

tion des cycles entre les courbes expérimentales et théoriques.

Dans le tableau II, la pression limite théorique est donnée par la relation (47), et la pression limite CTRE est donnée par la relation usuelle (48). On constate un meilleur accord entre la formule proposée et l'expérience (erreur relative de 8%), plutôt qu'entre la formule usuelle et l'expérience (erreur relative de 63%).

Inversement, on peut chercher la cohésion non drainée à partir de la valeur de la pression limite et de la pression des terres au repos P_0 . Cette étude est regroupée dans le tableau III ci-après. Dans ce tableau, la pression limite CTRE est la valeur de la pression limite quand on utilise la norme pressiométrique NF P 94-110 (1991). La pression limite expérimentale de la colonne suivante est obtenue par le logiciel Gaiapres qui corrige plus complètement les pressions que la norme. On observe, en moyenne, une valeur de la cohésion non drainée souvent supérieure au résultat que donnerait la formule usuelle (48), mais lorsque le sol est de caractéristique médiocre, les choses s'inversent. La cohésion trouvée par la formule proposée est alors plus faible que ce qu'on attend classiquement, ce qui correspondrait à une surestimation des caractéristiques mécaniques par les méthodes usuelles.

4.2

Second cas : une seule zone plastique se développe

Dans le cadre de la reconnaissance complémentaire pour la reconnaissance géotechnique du Centre de conférences international de Paris, il a été entrepris une série d'essais pressiométriques. Ces essais ont été aimablement mis à notre disposition par l'entreprise Bachy. Entre les cotes 15,50 m et 28 m le sondage rencontre une couche d'argile plastique. La nappe phréatique est située à 5,5 m au sommet des argiles et à 9,3 m à la base. Le coefficient des terres au repos est proche de l'unité. Les essais pressiométriques ont été réalisés avec une sonde de diamètre 60 mm équipée d'une gaine métallique. Ils ont été interprétés à la fois selon la norme pressiométrique et, d'une façon plus com-

plète, par le logiciel Gaiapres, de façon à retrouver les contraintes et les déformations de la paroi du forage. De même que précédemment, la pente de la relation linéaire entre le logarithme de la déformée du forage et la pression est inversement proportionnelle à la cohésion non drainée pour tous les points au-delà du fluage (voir Fig. 12).

La superposition de la courbe théorique à partir de la relation (43) et de la courbe expérimentale (voir figure 13) permet d'affiner la valeur de la cohésion non drainée. Le module d'élasticité est obtenu par la super-

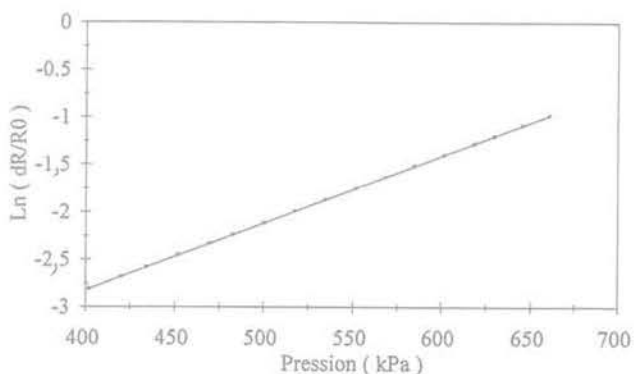


FIG. 12 Transformation linéaire de la courbe pressiométrique pour l'essai à 18 m.
Linear transformation of the pressuremeter curve for a test at 18 m depth.

position des cycles élastiques entre les courbes expérimentales et théoriques. On constate comme sur la figure 11 que le début de la déformation de la sonde correspond à une reconsolidation élasto-plastique du forage, la courbe théorique ne donnant aucune déformation avant la valeur de la pression des terres au repos 240 kPa, alors que l'on a des déformations mesurées. A partir du moment où l'on fait coïncider les cycles élastiques de déchargement, rechargement, alors le reste de la courbe expérimentale correspond à la courbe théorique.

TABLEAU III Comparaison des cohésions non drainées usuelles et proposées quand on a deux zones plastiques.
Comparison between the experimental and theoretical limit pressures when two plastic zone appears.

Forage	Cote (m)	Module élastique non-drainé (kPa)	P_0 kPa CTRE	P'_0 kPa	Pression limite expérim. CTRE (kPa)	Pression limite expérim. (kPa)	C_u CTRE (kPa) formule 48	C_u proposé (kPa) formule 47	Écart %
831	7,46	17 000	100	40	435	433	60	85	46
	10,01	2 525	100	50	276	250	30	45	41
	13,20	14 890	140	70	610	627	70	130	81
	16,70	6 518	180	90	390	347	40	20	-47
833	5	61 890	300	40	1 790	1 976	175	560	222
	19	3 864	190	90	465	407	50	40	-20
	Moy.								76

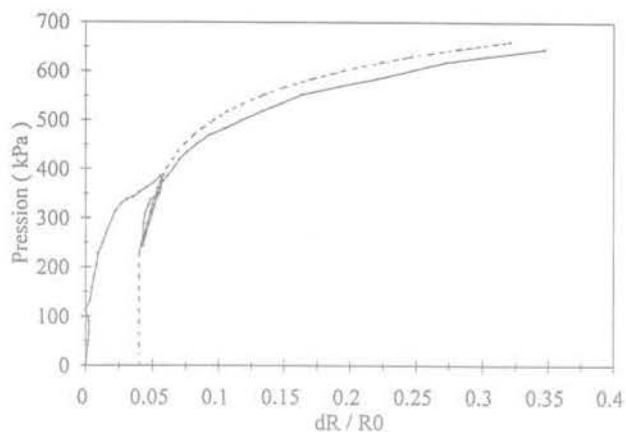


FIG. 13 Comparaison des courbes expérimentale en trait continu et théorique en trait discontinu pour l'essai à 18 m. Comparison between the experimental curve in full line and the analytic curved in dash line for a pressuremeter test at 18 m depth.

Dans le tableau IV, la pression limite théorique est donnée par la formule (50), et la pression limite CTRE est donnée par la relation usuelle (48). On constate encore une fois un meilleur accord entre la formule proposée et l'expérience (erreur relative de 3 %), plutôt qu'entre la formule usuelle et l'expérience (erreur relative de 82 %).

Inversement, on peut chercher la cohésion non drainée à partir de la valeur de la pression limite, et de la pression des terres au repos P_0 . Cette étude est regroupée dans le tableau V. Dans ce tableau, la pression limite CTRE est la valeur de la pression limite quand on utilise la norme pressiométrique NF P 94-110 (1991). La pression limite expérimentale de la colonne suivante est obtenue par le logiciel Gaiapres qui corrige plus complètement les pressions que la norme. On observe en moyenne une valeur de la cohésion non drainée souvent supérieure au résultat que donnerait la formule usuelle (48).

TABEAU IV Comparaison des pressions limites expérimentale et théorique quand on a une zone plastique. Comparison between the theoretical and experimental limit pressures when one plastic zone appears.

Cote (m)	Module élastique non-drainé (kPa)	Cohésion C_u (kPa)	Pression limite expérim. (kPa)	Pression limite théorique CTRE (kPa) formule 48	Pression limite théorique (kPa) formule 50	Écart entre P_{lim} et théorique des formules (%)	
						par 48	par 50
15	27 210	80	610	82	623	-86	2
16,5	12 680	65	515	119	523	-77	2
18	14 000	100	670	107	683	-84	2
19,5	11 400	150	830	160	846	-81	2
21	19 033	140	885	153	923	-83	4
22,5	19 000	190	1 105	205	1 123	-81	2
24	15 000	210	1 207	228	1 161	-81	-4
Moyenne						82	3

TABEAU V Comparaison des cohésions non drainées usuelles et proposées quand on a une zone plastique. Comparison between the theoretical and experimental cohesion when one plastic zone appears.

Cote (m)	Module élastique non-drainé (kPa)	P_b CTRE (kPa)	P'_0 (kPa)	Pression limite expérim. CTRE (kPa)	Pression limite expérim. (kPa)	C_u CTRE (kPa) formule 48	C_u proposé (kPa) formule 50	Écart (%)
16,5	12 680	300	100	685	515	65	65	0
18	14 000	350	120	860	670	75	100	33
19,5	11 400	600	230	1 100	830	75	150	100
21	19 033	300	170	1 165	885	110	140	27
22,5	19 000	500	420	1 485	1 105	125	190	52
24	15 000	900	700	1 545	1 207	90	210	133
Moy.								50

Conclusion

Les enseignements que donne cette étude sont d'une part de type expérimental, et d'autre part de type théorique.

Du point de vue expérimental, le sol présente un comportement élastique et réversible sur le cycle de déchargement-rechargement, ce qui permet de mesurer un module élastique. En revanche, au chargement vierge, la plasticité apparaît très tôt, et des non-linéarités se présentent. La linéarité apparente de la courbe pressiométrique dans la partie initiale du chargement est due au recompactage du terrain qui a été déchargé par le forage préalable à l'essai. Le module pressiomé-

trique est donc entaché d'une erreur correspondante à des déformations plastiques. Enfin, le pressiomètre sollicite une zone plastifiée autour du forage qui se situe dans une zone non remaniée par la réalisation du trou du forage. Quand on atteint le fluage, le rayon plastique est important, et la valeur de la pression limite n'est pas affectée par la qualité du forage.

Du point de vue théorique, la courbure de la relation pressiométrique entre la pression et la déformation du forage n'est pas due à une relation contrainte-déformation complexe pour le sol, puisque avec un modèle simple de type élastique linéaire-plastique on obtient une réponse pressiométrique qui est semi-logarithmique. Enfin, la relation entre le logarithme de la déformation du forage et la pression correspond à une droite dont la pente est l'inverse de la cohésion non drainée.

Bibliographie

- Amar S., Jezequel J.-F. – Essais en place et en laboratoire sur sols cohérents, comparaison des résultats. *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° 58, mars 1972, Paris.
- Amar S., Clarke B.G.F., Gambin M.P., Orr T.T.L. – Utilisation des résultats des essais pressiométriques pour le dimensionnement des fondations en Europe. Rapport sur l'état des connaissances établi par le Comité technique européen de la SIMSTF. 1^{re} partie: pressiomètre Ménard et pressiomètre Autoforeur. Balkema, 1991.
- Baguelin F., Jezequel J.-F., Le Mee E., Le Mehaut A. – Expansion de sondes cylindriques dans les sols cohérents. *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° 61, septembre-octobre 1972, pp. 189-202.
- Baguelin F., Jezequel J.-F., Shields D.H. – The pressuremeter and foundation engineering. Trans. Tech. Publication, 1978.
- Bishop R.F., Hill R., Mott N.F. – Theory of indentation and hardness tests. *Proc. Phys. Soc.*, vol. 57, 1945, p. 47.
- Cassan M. – Les essais *in situ* en mécanique des sols, vol. 1. Paris, Eyrolles, 1978.
- Chaffois S., Monnet J. – Modèle de comportement du sable au cisaillement dans un état tridimensionnel de contrainte et de déformation. *Revue Française de Géotechnique*, n° 32, 1985, pp. 59-69.
- Chaffois S., Monnet J. – Model of sand behaviour towards shearing and compressibility in 3 dimensional condition of stress and strain. Constitutive Equations for Granular and Non-Cohesive Soil, Cleveland. Balkema, 1989, pp. 169-181.
- Gambin M. – Calcul d'une fondation profonde en fonction des résultats pressiométriques. *Sols Soils*, n° 7, 1963.
- Gambin M. – Vingt ans d'usage du pressiomètre en Europe. Congrès européen de Mécanique des Sols et des Travaux de fondation, Brighton, 1979.
- Gambin M. – Calculation of foundation subjected to horizontal forces using pressuremeter data. *Sols Soils*, n° 30/31, 1979.
- Gibson R.E., Anderson W.F. – *In situ* measurement of Soil properties with the pressuremeter. Civil Engineering, May 1961, pp. 3-6.
- Khelif J. – Construction d'un logiciel éléments finis, contribution à la modélisation numérique des sols et calcul d'ouvrages de génie civil. Thèse de Docteur de l'Université Joseph-Fourier, 7 avril 1994, 257 p.
- Ladanyi – Expansion of a cavity in a saturated clay medium. *J. of Soil Mech. and Found. Div.*, Proc. of ASCE, 89, n° SM 4, July 1963, pp. 127-161.
- Ménard L. – Pressiomètre. Brevet français d'Invention, n° 1.117.983, déposé le 19 janvier 1955, 3 p.
- Ménard L. – Mesure *in situ* des propriétés physiques des sols. *Annales des Ponts et Chaussées*, mai-juin 1957, pp. 356-377.
- Ménard L. – Dispositif d'étude de la déformation sous charge d'un milieu homogène. Brevet français d'Invention, n° 1.234.756, déposé le 15 mai 1959, 5 p.
- Monnet J. – Theoretical study of elasto plastic equilibrium around pressuremeter in sands. 3th International Symposium on pressuremeters, Oxford, 1990, pp. 137-148.
- Monnet J. – Équations constitutives du sol utilisant des paramètres géotechniques. Colloque René Houpert, Nancy, sept. 1992, pp. 171-180.
- Monnet J., Chaffois S., Chapeau C., Mohkam – Theoretical and experimental studies of a tunnel face in a gravel site. Part I: Basic theoretical approaches. Numerical Model in Geomechanics, NUMOG III, Niagara Falls, May 1989.
- Monnet J., Chaffois S., Chapeau C., Mohkam – Theoretical and experimental studies of a tunnel face in a gravel site. Part II: Experimental and numerical analysis. Numerical Model in Geomechanics, NUMOG III, Niagara Falls, May 1989.
- Monnet J., Khelif J. – Theoretical and experimental study of equilibrium around pressuremeter. 4th International Symposium on Numerical Models in Geomechanics, Swansea, Aug. 1992, 10 p.
- Monnet J., Khelif J. – Étude théorique de l'équilibre élasto-plastique d'un sol pulvérulent autour du pressiomètre. *Revue Française de Géotechnique*, n° 67, 1994, pp. 3-12.
- Nahra R., Frank R. – Contributions numériques et analytiques à l'étude de la consolidation autour du pressiomètre. Rapport de recherche LPC n° 137, 1986, 153 p.
- Norme française NF P 94-110 – Sols: reconnaissance et essais. Essai pressiométrique Ménard. AFNOR, juillet 1991, 32 p.
- Salençon J. – Expansion quasi statique d'une cavité à symétrie sphérique ou cylindrique dans un milieu élasto-plastique. *Annales des Ponts et Chaussées*, n° 3, mai-juin 1966, pp. 175-187.