

Méthode de détermination de la courbe charge-tassement pour les fondations superficielles dans les sables

J.L. BRIAUD

Professor and Holder
of the Spencer
J. Buchanan Chair
Dpt. of Civil Engineering
Texas A&M University
College Station,
Texas 77843-3136,
États-Unis
briaud @tamu.edu

K. HOSSAIN

Fugro, Houston,
Texas, États-Unis

J. BARFKNECHT

City of Bryan, Bryan,
Texas, États-Unis

Résumé

Briaud et Jeanjean ont proposé une méthode pour la détermination de la courbe charge-tassement pour fondations superficielles en 1994. Cette méthode était limitée aux fondations carrées superficielles, soumises à des charges monotones verticales appliquées au centre de la fondation, installée sur la surface horizontale d'un sable. Cet article présente une évaluation de la précision de cette méthode et son extension au cas de fondations rectangulaires, de fondations encastrées, de fondations près d'une pente, de charges excentrées, et de charges inclinées. La précision est évaluée en comparant le comportement prévu et mesuré de 18 essais de fondations. La méthode aux éléments finis et le modèle hyperbolique de Duncan-Chang (1970) sont utilisés pour établir les facteurs nécessaires pour inclure les effets de taille, de forme, d'encastrement, d'excentricité, d'inclinaison, et de la proximité d'une pente.

Mots-clés : fondations superficielles, simulations numériques, charge excentrée, charge inclinée, charge près d'une pente, méthode aux éléments finis, essai pressiométrique, courbe charge-tassement, sable.

Load settlement curve method for shallow foundations on sand

Abstract

Briaud and Jeanjean proposed the load settlement curve method for shallow foundations in 1994. This method was limited to square shallow foundations, subjected to vertical monotonic loads applied at the center of the foundation resting on a flat sand surface. This article gives an evaluation of the precision of this method and an extension of the method to rectangular shallow foundations, embedded shallow foundations, shallow foundations near a slope, shallow foundations subjected to an eccentric load and to an inclined load. The precision is evaluated by comparing predicted and measured behavior for 18 foundation load tests. The finite element method and the Duncan-Chang (1970) hyperbolic model are used to obtain the correction factors for scale effect, shape effect, embedment effect, eccentricity effect, inclination effect, and the influence of a nearby slope.

Key words : shallow foundations, numerical simulations, eccentric load, inclined load, load near a slope, finite element method, pressuremeter test, load-settlement curve, sand.

NDLR : Les discussions sur cet article sont acceptées jusqu'au 1^{er} mars 2004.

Méthode de la courbe charge-tassement

Cette méthode a été proposée par Briaud et Jeanjean (1994). La pratique courante pour le dimensionnement des fondations superficielles consiste à calculer la capacité portante ultime du sol pour satisfaire à des critères de sécurité et ensuite, à calculer le tassement de la fondation pour satisfaire à des critères de service. Le tassement et la capacité portante ultime correspondent à deux points seulement sur la courbe charge-tassement. Le but de la nouvelle méthode est d'obtenir de façon relativement simple la courbe complète de charge-tassement pour une fondation superficielle. Une fois que cette courbe complète est calculée, l'ingénieur a une information plus complète pour prendre une décision quant à la charge à admettre.

Le pressiomètre a été choisi comme étant l'essai le mieux adapté pour donner cette courbe après avoir observé le mode de déformation sous des fondations de 3 x par 3 m chargées jusqu'à 150 mm de pénétration dans du sable (Briaud, Gibbens, 1999). En effet, les inclinomètres placés autour de ces fondations et lus pendant les essais de chargement ont indiqué clairement que le mode de déformation correspond à un déplacement latéral du sol (Fig. 1) tout à fait semblable à celui observé pendant l'essai pressiométrique. Cette analogie précise, a conduit à l'idée de transformer la courbe pressiométrique en courbe charge-tassement pour la fondation (Fig. 2). Cette transformation basée sur des essais en vraie grandeur et sur des simulations numériques (Jeanjean, 1995) se résume en deux équations qui transforment les deux axes (Briaud, Jeanjean, 1994).

$$s/B = 0,24 \Delta R/R_0 \quad (1)$$

$$p_{\text{fond}} = \Gamma p_p \quad (2)$$

où s est le tassement de la fondation, B sa largeur, ΔR l'augmentation du rayon de la cavité cylindrique correspondant à un point sur la courbe pressiométrique, R_0 le rayon initial de la cavité cylindrique pour l'essai pressiométrique, p_{fond} la pression sous la fondation, Γ la fonction de transformation (Fig. 3), et p_p la pression pressiométrique correspondant à ΔR .

L'équation 1 a pour but de rendre compatibles les déformations entre le pressiomètre et la fondation. Quand s/B , qui est relié à la déformation moyenne sous la fondation, est égal à 0,1, la pression sous la fondation est considérée comme étant la pression limite. D'un autre côté, quand $\Delta R/R_0$, qui représente la valeur de la déformation circonférentielle sur la paroi de la cavité pressiométrique, est égal à 0,414, la pression limite pressiométrique est atteinte. En effet, cette valeur correspond à une cavité pressiométrique qui a doublé de volume. Le rapport 0,1/0,414 donne le coefficient 0,24 dans l'équation 1 qui assure ainsi que les pressions limites de la fondation et du pressiomètre correspondent. Cette correspondance grossière et approximative des déformations n'est pas critique puisque la fonction Γ a ensuite été obtenue en utilisant ce facteur de 0,24, par régression avec des essais de fondations et des simulations numériques. La fonction Γ corrige donc l'erreur potentielle dans le facteur 0,24. L'équation 2 permet de transformer la pression pressiométrique p_p , correspondant à $\Delta R/R_0$ en pression sous la fondation p_{fond} correspondant à s/B grâce à la fonction Γ . Cette

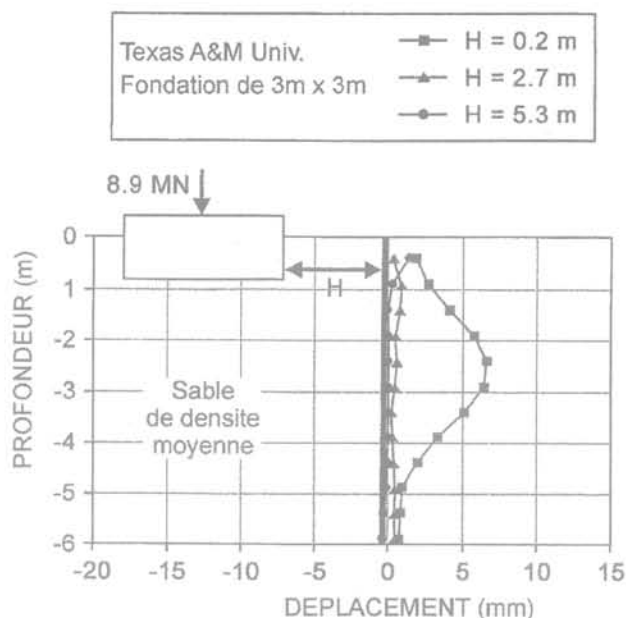


FIG. 1 Profils de mouvements horizontaux pour la fondation de 3 m x 3 m sous charge (Briaud, Gibbens, 1999).

Horizontal movement profiles for the 3 m x 3 m footing under load (Briaud, Gibbens, 1999).

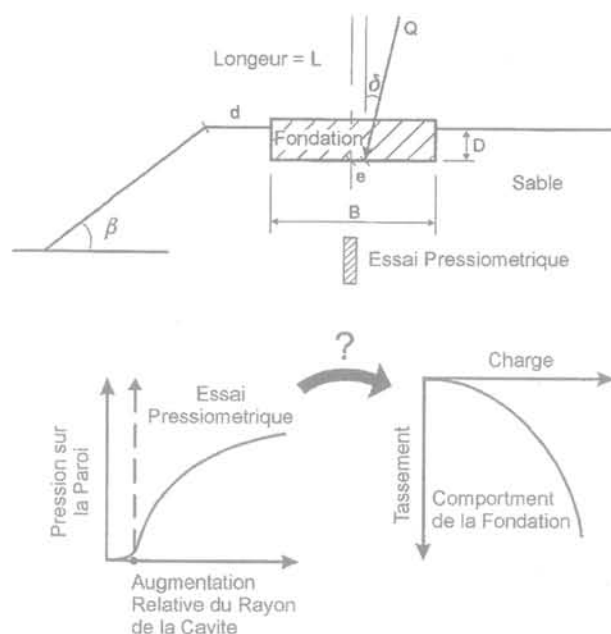


FIG. 2 La méthode de la courbe charge-tassement pour fondation superficielle dans du sable. Load settlement curve method for a shallow foundation in sand.

fonction de s/B ou de $0,24 \Delta R/R_0$ a été obtenue, d'une part, de façon expérimentale par essais pressiométriques et de fondations en parallèle (Briaud, Gibbens, 1999) et, d'autre part, de façon théorique par simulations numériques en parallèle du pressiomètre et de la fondation (Jeanjean, 1995).

La méthode consiste donc à réaliser des essais pressiométriques dans la zone d'influence de la fondation, à obtenir les courbes pressiométriques tracées en p_p vs. $\Delta R/R_0$ à faire une moyenne de ces courbes pour obte-

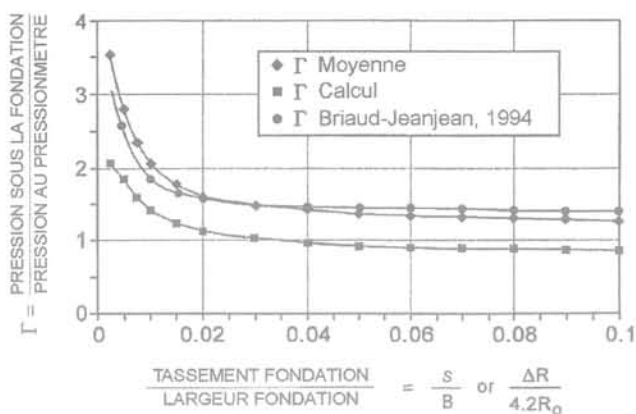


FIG. 3 La fonction gamma.
The gamma function.

nir une courbe pressiométrique unique (la figure 4 donne un exemple ; voir Briaud, Jeanjean, 1994 pour plus de détails sur cette moyenne), à transformer la courbe p_p vs $\Delta R/R_0$ en courbe p_{fond} vs s/B point par point en utilisant les équations 1 et 2, et à multiplier les valeurs de p_{fond} par la surface de la fondation et les valeurs de s/B par la largeur de la fondation pour obtenir la courbe charge-tassement pour la fondation.

2

La fonction gamma, Γ

Depuis l'article de 1994, plusieurs données d'essais pressiométriques et de fondations conduits en parallèle ont été obtenues et ont permis d'évaluer la fonction Γ (Fig. 5). Larson (1997) à l'Institut suédois de géotechnique (SGI) a réalisé une telle série d'essais dans des sites de limons naturels (Fittja, Vatthammar, Kolbyttmon) et a recommandé une fonction gamma pour le calcul. Adams (1998) et Lutenecker (1995) ont réalisé des essais de fondation dans la fosse de la FHWA à Washington, D.C., États-Unis. Barfknecht et Briaud (Barfknecht, 1999) ont fait des essais pressiométriques dans la même fosse avec un pressiomètre TEXAM pour

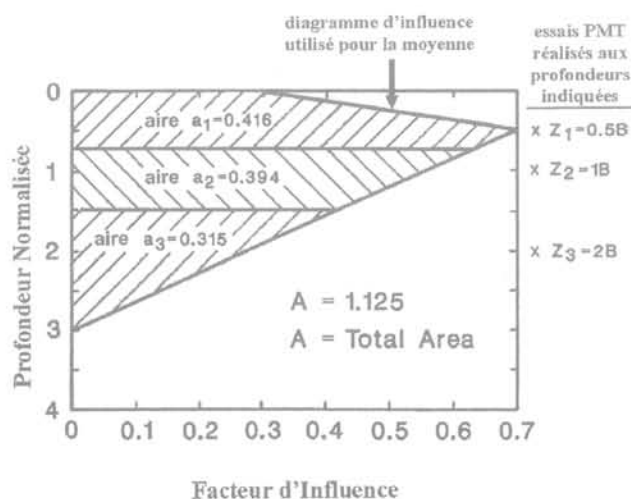


FIG. 4 Exemple de calcul de la courbe pressiométrique moyenne.
The load settlement curve method.

pouvoir obtenir la fonction gamma. Canépa et Despresles (1990) ont publié les résultats d'essais pressiométriques et de fondations réalisés par les Laboratoires des ponts et chaussées sur les sites de Jossigny, Labenne, et Châtenay. Les numéros dans la légende de la figure 5 correspondent aux numéros d'identification de l'essai de fondation dans la base de données d'essais de fondations superficielles de la FHWA-TAMU (Briaud *et al.*, 1997). Tand *et al.* (1994) ont réalisé des essais pressiométriques et de fondations à partir desquels on peut obtenir des fonctions gamma. Les essais de Texas A&M University (Briaud, Gibbens, 1999) sont aussi inclus. La base de données comprend donc des fondations carrées, pour la plupart, d'une grandeur variant entre 0,3 m et 3 m de côté, encastrées entre 0 et 2 m de profondeur, et reposant sur des sols essentiellement non cohérents avec des pressions limites variant entre 500 kPa et 2 500 kPa. Toutes ces fonctions gamma sont regroupées sur la figure 5 (22 essais au total). Comme on le constate, la dispersion des courbes est appréciable.

- Fittja (Larsson, 1997)
- Vatthammar (Larsson, 1997)
- Kolbyttmon (Larsson, 1997)
- SGI Gamma Factor (Larsson, 1997)
- 12" Fondation (FHWA)
- 18" Fondation (FHWA)
- 24" Fondation (FHWA)
- 36" Fondation D/B=0 (FHWA)
- 36" Fondation D/B=0.5 (FHWA)
- 36" Fondation D/B=1.0 (FHWA)
- 3m-N (TAMU)
- 1.5m (TAMU)
- 2.5m (TAMU)
- 1m (TAMU)
- 3m-S (TAMU)
- TAMU-NGES (TAMU)
- #85 Jossigny (LCPC)
- #81 Labenne-D-1 (LCPC)
- #101 Labenne-D-0 (LCPC)
- #127 Châtenay-D-1.66 (LCPC)
- WN - Fondation (Tand, 1994)
- WS - Fondation (Tand, 1994)
- EW - Fondation (Tand, 1994)
- EE - Fondation (Tand, 1994)

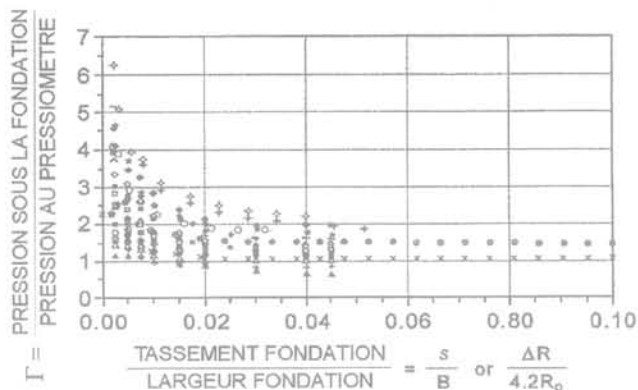


FIG. 5 Données expérimentales pour la fonction Γ : LCPC (1991, France), Larson (1997, Suède), FHWA (1995, États-Unis), Tand (1993, États-Unis), et Texas A&M University (1999, États-Unis).
Experimental data for the Γ function : LCPC (1991, France), Larson (1997, Sweden), FHWA (1995, États-Unis), Tand (1993, États-Unis), and Texas A&M University (1999, États-Unis).

On définit deux courbes Γ à partir de ces données, la fonction moyenne Γ_{moy} et la fonction de calcul Γ_{cal} (Fig. 3). La fonction Γ_{moy} a été obtenue en prenant la moyenne de toutes les fonctions Γ . On se sert de Γ_{moy} si le but est de minimiser la différence entre le comportement prévu et le comportement mesuré. On note que Γ_{moy} qui est maintenant basé sur 22 comparaisons est très proche de la fonction recommandée en 1994 (Briaud, Jeanjean). La fonction Γ_{cal} a été déterminée en obtenant d'abord l'écart type, σ_r , des valeurs de Γ pour chaque valeur de $\Delta R/4.2R_0$ (Tableau I) et en soustrayant un écart type de la valeur de Γ_{moy} ($\Gamma_{cal} = \Gamma_{moy} - \sigma_r$). On se

TABLEAU 1 Statistiques pour la fonction Γ .
Statistics for the Γ function.

dR/4,2R	μ_x	σ	Coef. Var.	$\mu_x - \sigma$
0,0025	3,54	1,47	0,42	2,07
0,005	2,81	0,95	0,34	1,85
0,0075	2,36	1,76	0,32	1,60
0,01	2,06	0,64	0,31	1,42
0,015	1,79	0,54	0,30	1,24
0,02	1,61	0,48	0,30	1,13
0,03	1,48	0,42	0,28	1,07
0,04	1,42	0,57	0,40	0,86
0,045	1,34	0,51	0,38	0,83

sert de la fonction Γ_{cal} dans les calculs pour augmenter la probabilité d'avoir un tassement réel qui ne soit pas plus grand que le tassement calculé. Avec la fonction Γ_{cal} , la probabilité théorique est de 84,1 % que le tassement calculé sera plus grand que le tassement réel. Une façon d'évaluer la précision de cette méthode consiste à utiliser Γ_{cal} pour prévoir la pression qui conduira à un tassement relatif s/B égal à 0,01. Cette valeur a été choisie parce qu'elle correspond à un tassement en général acceptable pour des fondations ordinaires. Les résultats sont présentés sur la figure 6.

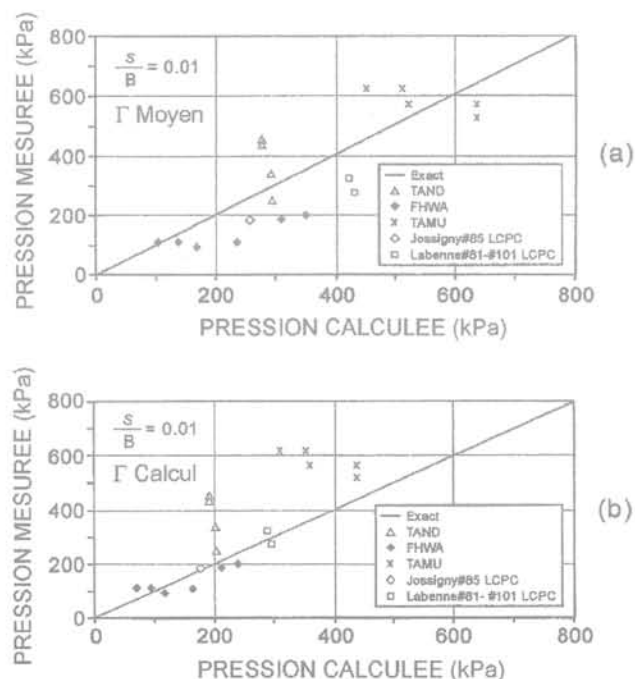


FIG. 6 Pression mesurée et calculée sous la fondation à $s/B = 0,01$ (a) avec la fonction γ moyenne, (b) avec la fonction Γ de calcul. Measured and predicted pressure under the foundation at $s/B = 0.01$ (a) with the mean γ function, (b) with the design Γ function.

3

Effet de taille et effet d'encastrement

Dans un article parallèle, Briaud (2003) a montré que l'effet de taille et l'effet d'encastrement sont négligeables si la courbe charge-tassement est présentée comme pression sous la fondation p_{fond} divisée par une mesure de la résistance du sol τ_{fa} dans la zone d'influence sous la fondation par rapport au tassement s divisé par la largeur de la fondation B . Il y a souvent un effet de taille et d'encastrement sur la courbe p_{fond} vs s ; il y a quelquefois un effet de taille et d'encastrement sur la courbe p_{fond} vs s/B ; il n'y a pas d'effet de taille ni d'effet d'encastrement appréciable sur la courbe p_{fond}/τ_{fa} vs s/B . Cette courbe est une propriété du sol. Comme la courbe p_{fond}/τ_{fa} vs s/B est une forme généralisée de la courbe Γ , on conclut qu'il n'y a pas d'effet de taille ni d'effet d'encastrement sur la fonction Γ . C'est ce qui a été observé pour les essais sur les fondations de 3 x par 3 m à Texas A&M University sur toute la plage des tassements (150 mm). La fonction Γ de la figure 3 est limitée au cas d'une fondation carrée soumise à une charge centrée verticale sur un terrain horizontal infini. On doit étendre le domaine d'application de cette méthode au cas des fondations rectangulaires, des charges excentrées, des charges inclinées, et de la proximité d'une pente. Ceci a été fait principalement par simulations numériques.

4

Simulations numériques et calage du modèle

Le programme ABAQUS (1991) a été utilisé pour la simulation en trois dimensions. Le modèle de comportement du sol était celui de Duncan-Chang (Duncan et Chang, 1970 ; Seed et Duncan, 1983). Le calage de la dimension du maillage d'éléments finis a consisté à vérifier que les résultats de la simulation numérique étaient très proches de la solution élastique connue pour une fondation rigide. Les dimensions retenues étaient de 30B dans toutes les directions à partir de la fondation où B est la largeur de la fondation. Une épaisseur d'un mètre a été utilisée pour la fondation. Le calage du modèle de comportement du sol a consisté à vérifier que la simulation numérique était capable de reproduire les résultats d'essais triaxiaux réalisés sur le sable du site de Texas A&M University. Enfin, le calage global de la simulation numérique a consisté à reproduire les résultats des essais sur les grandes fondations de Texas A&M University (Briaud, Gibbens, 1999) (Fig. 7). Ce calage a aussi permis de définir les paramètres classiques du modèle de Duncan et Chang qui permettaient une telle comparaison (Fig. 7). Les détails de ce calage et les paramètres de sol retenus sont donnés dans Hossain (1998). On doit bien remarquer que les résultats présentés dans cet article sont liés et limités aux conditions associées à ces simulations numériques.

5

Effet de la forme de la fondation

L'effet de la forme de la fondation sur la courbe charge-tassement a été étudié en faisant des simula-

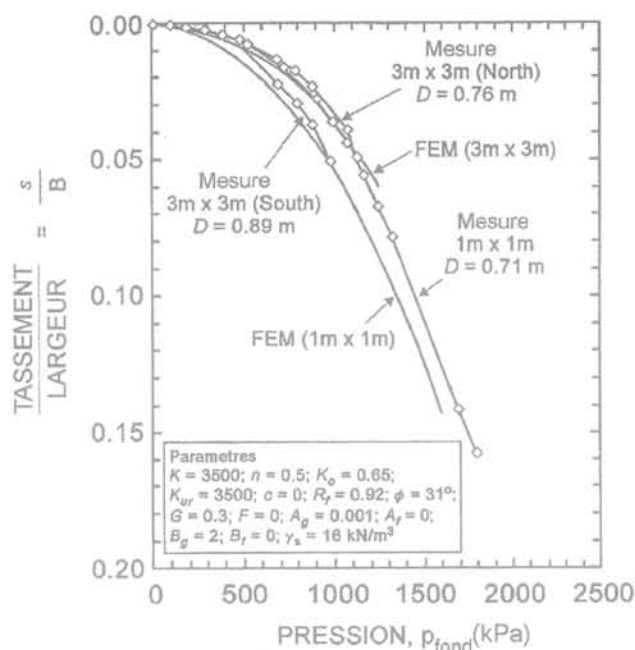


FIG. 7 Calage du modèle par comparaison avec des essais faits à Texas A&M University. Calibration of the model by comparison to the Texas A&M University tests.

tions numériques à trois dimensions pour des fondations ayant des rapports longueur sur largeur différents ($L/B = 1, 2, 5$ et 10). Toutes les fondations reposaient à la surface du sol sans encastrement. Les résultats sont donnés sur la figure 8. La pression p_{fond} sous la fondation est une fonction du tassement normalisé s/B . La pression pressiométrique p_p est une fonction de l'augmentation relative du rayon de la cavité $\Delta R/R_0$. Quand s/B est égal à $0,24 \Delta R/R_0$ (eq. 1), le rapport p_{fond}/p_p est égal à la valeur de la fonction γ (eq. 2). Donc, γ est une fonction de s/B ou de $0,24 \Delta R/R_0$. Si la fonction Γ pour une fondation carrée est égale à $\Gamma_{L/B=1}$ et si la fonction Γ pour une fondation rectangulaire est égale à $\Gamma_{L/B}$, alors le rapport $\Gamma_{L/B}/\Gamma_{L/B=1}$ est le facteur d'influence de la forme de la fondation $f_{L/B}$:

$$\Gamma_{L/B} = f_{L/B} \Gamma_{L/B=1} \quad (3)$$

Comme $\Gamma_{L/B}$ et $\Gamma_{L/B=1}$ sont des fonctions de s/B , le facteur d'influence $f_{L/B}$ est aussi une fonction de s/B . Ces fonctions $f_{L/B}$ sont présentées sur la figure 9. Comme on peut le voir les valeurs de $f_{L/B}$ ne varient pas beaucoup avec s/B et on peut, dans un but de simplification, utiliser seulement la moyenne des valeurs de $f_{L/B}$ pour chaque valeur de L/B . Ces valeurs sont présentées sur la figure 10 avec la régression:

$$f_{L/B} = 0,8 + 0,2 B/L \quad (4)$$

Ce facteur est semblable aux facteurs s_q et s_γ recommandés par Meyerhof (1963) pour la correction de la capacité portante ultime due à l'effet de forme (Fig. 9):

$$s_q = s_\gamma = 1 + 0,1 (B/L) \tan^2(45 + \phi/2) \quad (5)$$

Ce facteur est différent du facteur s_γ recommandé par De Beer (1970) pour la correction de la capacité portante ultime due à l'effet de forme (Fig. 9):

$$s_\gamma = 1 - 0,4(B/L) \quad (6)$$

Ce facteur présente la même tendance que le facteur qui vient de l'élasticité (Fig. 10, Leonards, 1962). On montre aussi sur la figure 10 les valeurs moyennes pour trois essais réalisés par la FHWA (FHWA, 1995).

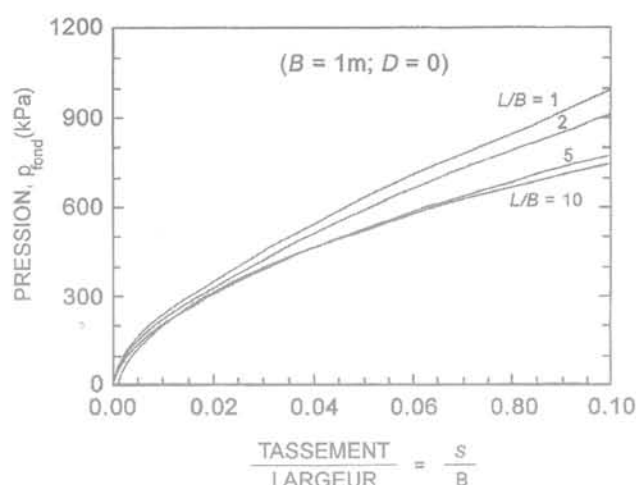


FIG. 8 Courbes pression vs tassement sur largeur simulées aux éléments finis pour des fondations de rapport L/B différents. Pressure vs settlement over width curves generated by finite element for foundations with different L/B ratios.

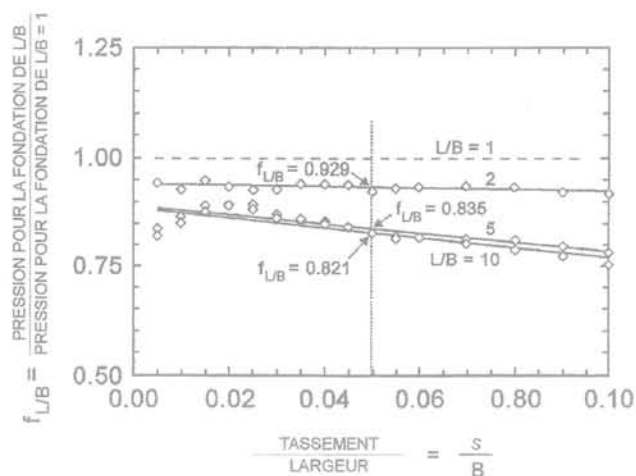


FIG. 9 Facteur d'influence pour la forme de la fondation en fonction du tassement normalisé. Shape factor as a function of the normalized settlement.

6

Effet de l'excentrement de la charge

L'influence de l'excentricité de la charge sur la courbe charge-tassement a été étudiée par simulations numériques en analysant la fondation de $3 \text{ m} \times 3 \text{ m}$ placée en surface et soumise à des charges ayant des excentricités égales à $0, B/16, 2B/16, 4B/16$, et $6B/16$ où B est la largeur de la fondation. En réalité des excentricités de plus de $B/6$ (hors du tiers central) sont rares car, à $B/6$, la pression devient égale à zéro sous l'un des bords de la fondation. La charge a été appliquée à la fondation sans créer de résistance à la rotation et a été maintenue verticale au fur et à mesure que la fondation a tourné.

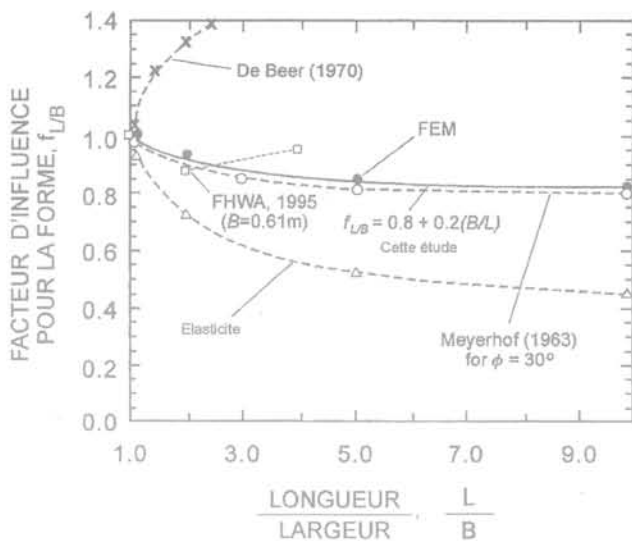


FIG. 10 Facteur d'influence pour la forme de la fondation en fonction du rapport L/B.
Shape factor as a function of the L/B ratio.

L'effet de l'excentricité sur le comportement général de la fondation est illustré par la figure 11 qui ne montre que la moitié de la fondation et du maillage. Comme on s'en doute, le bord de la fondation le plus proche de la charge s'enfonce plus que le centre de la fondation. En conséquence on distingue deux courbes pour le comportement : la pression moyenne p_{fond} (charge divisée par la surface totale de la fondation) vs le tassement relatif s/B au bord qui s'enfonce le plus (bord critique) et p_{fond} vs s/B au centre (Fig. 12). Comme on le constate, l'excentricité a peu d'influence sur le tassement au centre de la fondation mais beaucoup plus sur le bord de la fondation.

Si $\Gamma_{e=0}$ est la fonction pour une excentricité nulle et Γ_e la fonction pour une excentricité donnée, le facteur d'influence de l'excentricité est f_e tel que :

$$\Gamma_e = f_e \Gamma_{e=0} \quad (7)$$

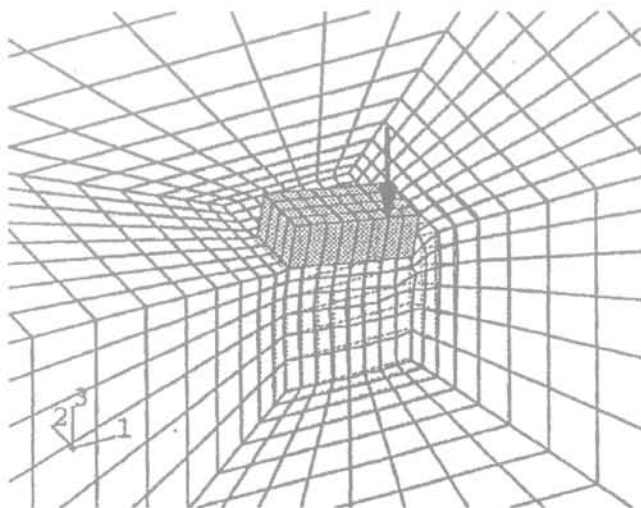


FIG. 11 Exemple de maillage déformé pour un cas d'excentrement de la charge.
Example of a deformed mesh for an eccentrically loaded foundation.

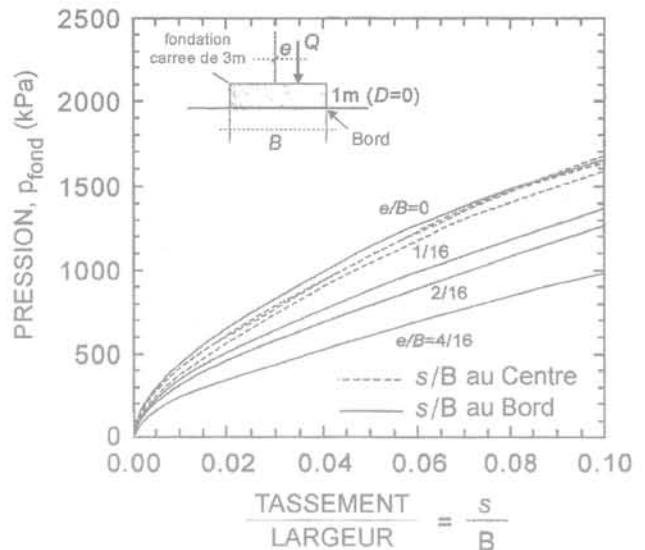


FIG. 12 Courbes pression vs tassement sur largeur simulées aux éléments finis pour des charges excentrées différentes.
Pressure vs settlement over width curves generated by finite elements for different eccentric loads.

Ici encore f_e est une fonction de s/B comme on le voit sur la figure 13. Comme dans l'ensemble le facteur f_e ne varie pas beaucoup avec s/B on prendra, pour les calculs, la moyenne de f_e pour chaque valeur de l'excentricité. Ce sont ces valeurs moyennes de f_e qui sont représentées sur la Figure 14 dont on déduit les régressions suivantes :

$$\text{— au bord critique } f_e = 1 - (e/B)^{0.5} \quad (8)$$

$$\text{— au centre } f_e = 1 - 0.33(e/B) \quad (9)$$

Sur la figure 14 on montre aussi le facteur d'excentricité proposé par Meyerhof (1953) et par Aiban et Znidarcic (1995) pour la capacité portante ultime. Le facteur de Meyerhof consiste à réduire la surface de la fondation de $B \times L$ à $(B - 2e) \times L$. Autrement dit, le facteur de Meyerhof peut s'écrire

$$f_e = 1 - 2e/B \quad (10)$$

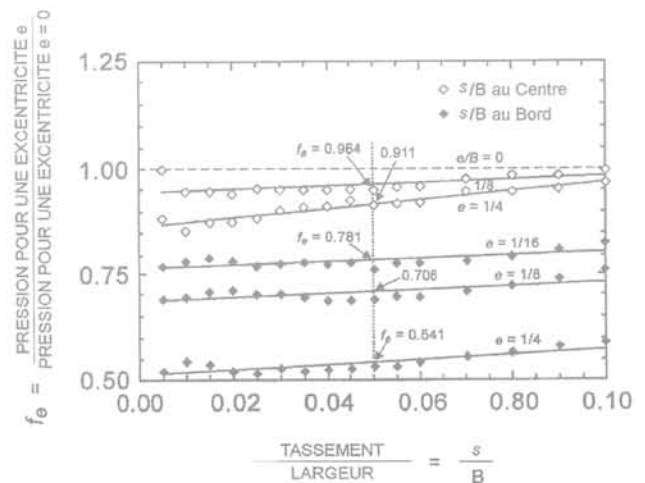


FIG. 13 Facteur d'influence pour l'excentricité de la charge en fonction du rapport s/B .
Eccentricity factor as a function of the settlement over width ratio.

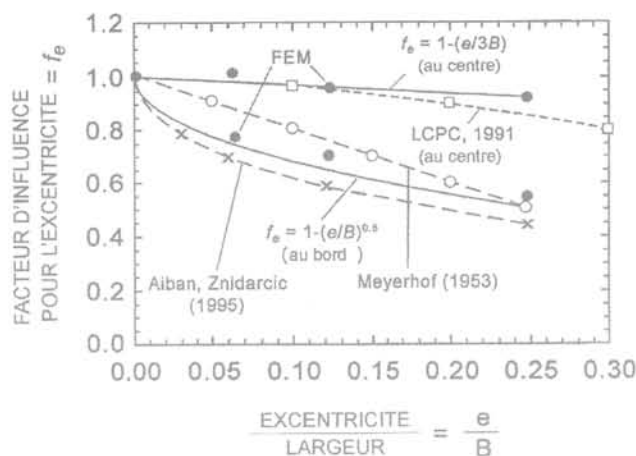


FIG. 14 Facteur d'influence pour l'excentricité de la charge en fonction du rapport de l'excentricité sur la largeur.
Eccentricity factor as a function of the eccentricity over width ratio.

On voit que le facteur de Meyerhof se trouve entre le facteur du bord critique et celui du centre de la fondation. Sur la figure 14 se trouvent aussi des données obtenues par les Laboratoires des ponts et chaussées (LPC, 1991).

7

Effet de l'inclinaison de la charge

L'influence de l'inclinaison de la charge a été étudiée par simulations numériques en analysant la fondation de 3 m x 3 m placée en surface et soumise en son centre à des charges inclinées de 0°, 10°, 20°, et 30° par rapport à la verticale. La charge était appliquée à la surface de la fondation de telle façon que la ligne d'action de cette charge coupe le bas de la fondation en son centre (Fig. 15). La pression p_{fond} a été calculée en divisant la composante verticale de la charge par la surface de la fondation. Comme dans le cas de l'excentricité, l'inclinaison de la charge crée une rotation de la fondation. Donc les courbes reliant la pression p_{fond} au tassement relatif s/B sont données tant pour le centre que pour le bord qui se déplace le plus (bord critique) (Fig. 15).

Si $\Gamma_{\delta=0}$ est la fonction Γ pour une inclinaison égale à zéro et Γ_{δ} la fonction pour une inclinaison donnée, le facteur d'influence f_{δ} relie les deux fonctions par :

$$\Gamma_{\delta} = f_{\delta} \Gamma_{\delta=0} \quad (11)$$

Le facteur d'influence f_{δ} est une fonction de s/B ; ces fonctions sont présentées sur la figure 16. Comme pour les autres facteurs, la moyenne des valeurs de f_{δ} pour chaque valeur de δ est recommandée pour simplifier les calculs. La figure 17 donne les valeurs de f_{δ} en fonction de δ ainsi que la régression choisie :

$$\text{— au bord critique } f_{\delta} = 1 - (\delta/360)^{0.5} \quad (12)$$

$$\text{— au centre } f_{\delta} = 1 - (\delta/90)^2 \quad (13)$$

avec δ en degrés. On montre aussi sur la figure 17 le facteur d'influence proposé par Meyerhof (1963) pour la capacité portante ultime :

$$f_{\delta} = (1 - \delta/\phi)^2 \quad (14)$$

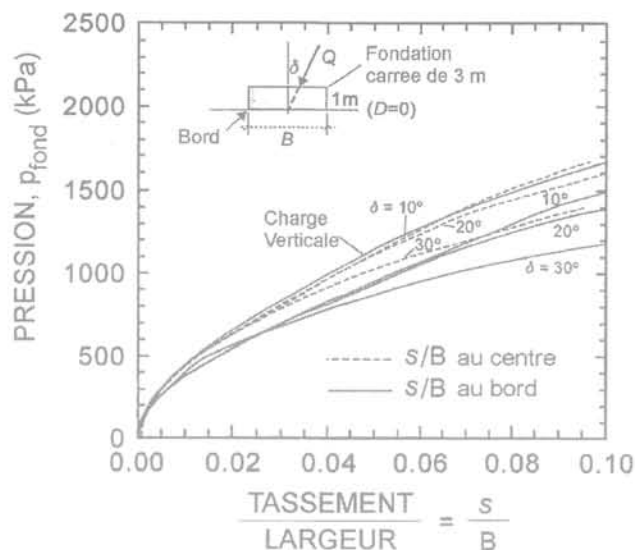


FIG. 15 Courbes pression vs tassement sur largeur simulées aux éléments finis pour des charges inclinées différentes.
Pressure vs settlement over width curves generated by finite elements for different inclined loads.

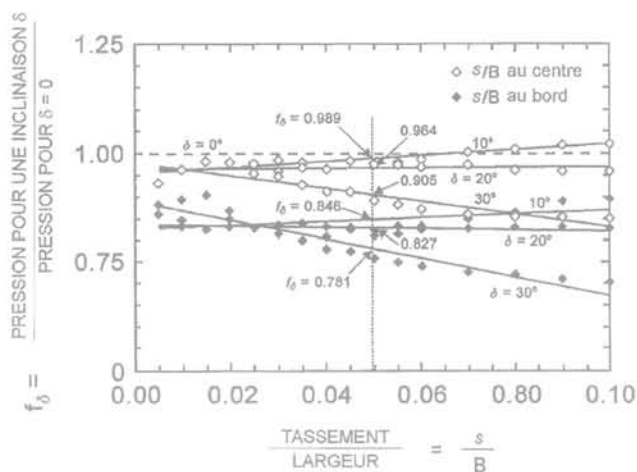


FIG. 16 Facteur d'influence pour l'inclinaison de la charge en fonction du rapport tassement sur largeur.
Inclination factor as a function of the settlement over width ratio.

Comme on le voit sur la figure 17, le facteur de Meyerhof ainsi que ceux proposés par Aiban et Znidarcic (1995) et par Muhs et Weiss (1973) sont plus sévères. On montre aussi sur la figure 17 quelques observations expérimentales obtenues par les Laboratoires des ponts et chaussées (LPC, 1991).

8

Effet de la proximité d'une pente

L'influence de la proximité d'une pente sur la courbe charge-tassement a été étudiée par simulations numériques en analysant une semelle filante de 3 m de largeur placée près d'une pente à 2 pour 1 ($\beta = 26,6^\circ$) et une pente à 3 pour 1 ($\beta = 18,4^\circ$). La fondation était toujours placée sur la surface du terrain mais on a varié la

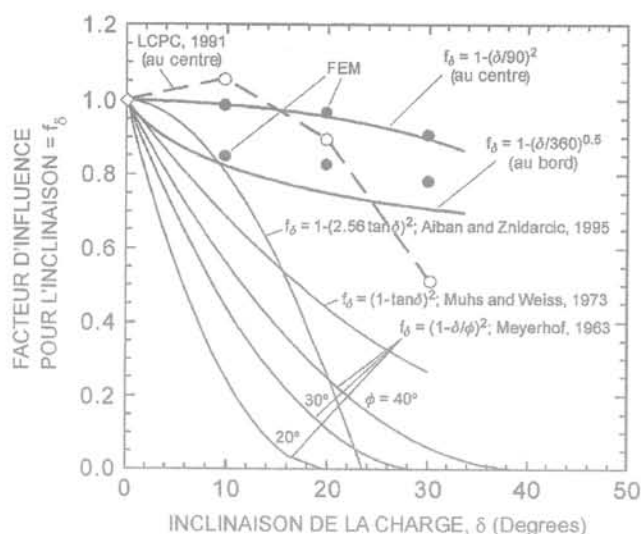


FIG. 17 Facteur d'influence pour l'inclinaison de la charge en fonction de l'angle d'inclinaison de la charge.
Inclination factor as a function of the inclination angle.

distance, d , entre la crête de la pente et le bord le plus proche de la fondation. Les valeurs étudiées de d étaient de 0, 1B, 3,33B, 10B et 15B ou B est la largeur de la fondation. La charge était verticale et appliquée par paliers au centre de la fondation. Un maillage déformé est présenté sur la figure 18. Les courbes de pression p_{fond} vs tassement relatif s/B sont présentées sur la figure 19 pour la pente de 2 pour 1 et pour celle de 3 pour 1.

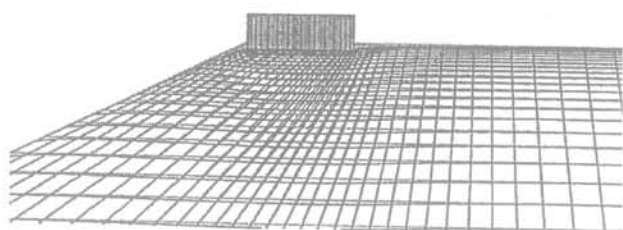


FIG. 18 Exemple de maillage d'éléments finis déformé près d'une pente.
Example of a deformed mesh near a slope.

Si la fonction $\Gamma_{\beta=0}$ est celle correspondant à l'absence de pente (terrain horizontal infini) et si la fonction $\Gamma_{\beta,d}$ est celle correspondant à une pente d'angle β et à une distance d entre le bord critique de la fondation et la crête de la pente, alors le facteur d'influence $f_{\beta,d}$ relie les deux fonctions par :

$$\Gamma_{\beta,d} = f_{\beta,d} \Gamma_{\beta=0} \quad (15)$$

Le facteur $f_{\beta,d}$ est une fonction de s/B ; ces fonctions sont présentées sur la figure 20. Comme les valeurs de $f_{\beta,d}$ varient de façon importante, on a décidé de prendre les valeurs de $f_{\beta,d}$ correspondant à $s/B = 0,1$, car ces valeurs conduisent à des tassements prévus exagérés. Ce choix est du côté de la sécurité dans la plupart des cas. La figure 21 donne les valeurs de $f_{\beta,d}$ en fonction de d/B pour les deux valeurs de β considérées. Les expressions suivantes ont été retenues :

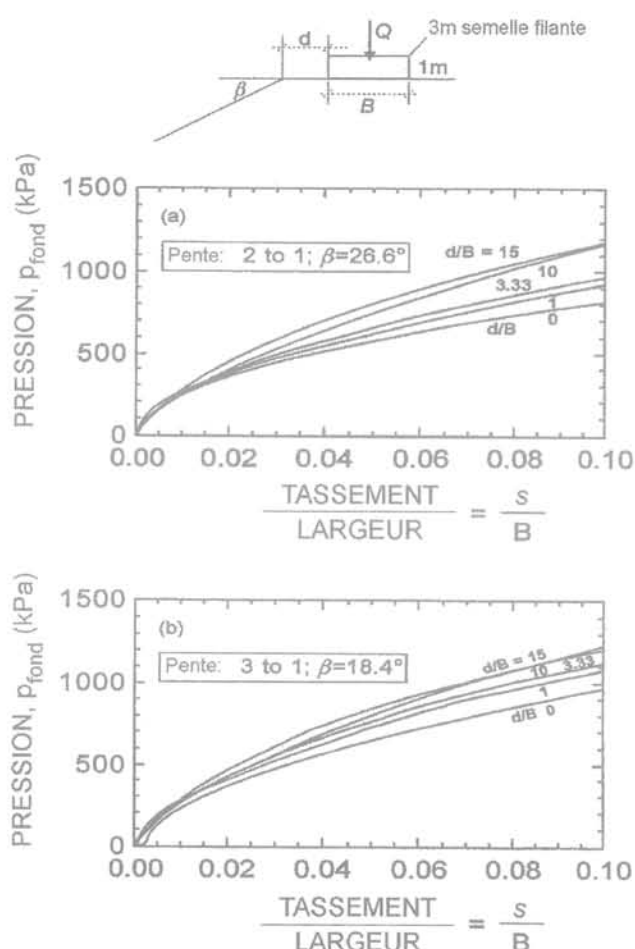


FIG. 19 Courbes pression vs tassement sur largeur simulées aux éléments finis pour des fondations près d'une pente: (a) pente à 2 pour 1, (b) pente à 3 pour 1.
Pressure vs settlement over width curves generated by finite elements for foundations near a slope: (a) 2 to 1 slope, (b) 3 to 1 slope.

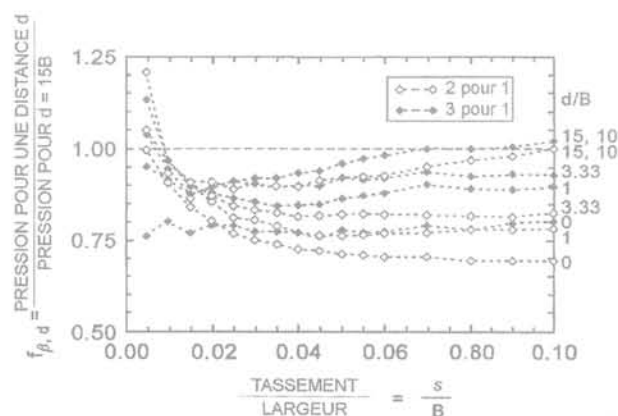


FIG. 20 Facteur d'influence pour la proximité d'une pente en fonction du rapport tassement sur largeur.
Slope factor as a function of the settlement over width ratio.

- pour une pente à 3 pour 1 $f_{\beta,d} = 0,8 (1 + d/B)^{0,1}$ (16)
- pour une pente à 2 pour 1 $f_{\beta,d} = 0,7 (1 + d/B)^{0,15}$ (17)

On note qu'à une distance d égale à 10B, l'influence de la pente devient négligeable. Sur la figure 21, on

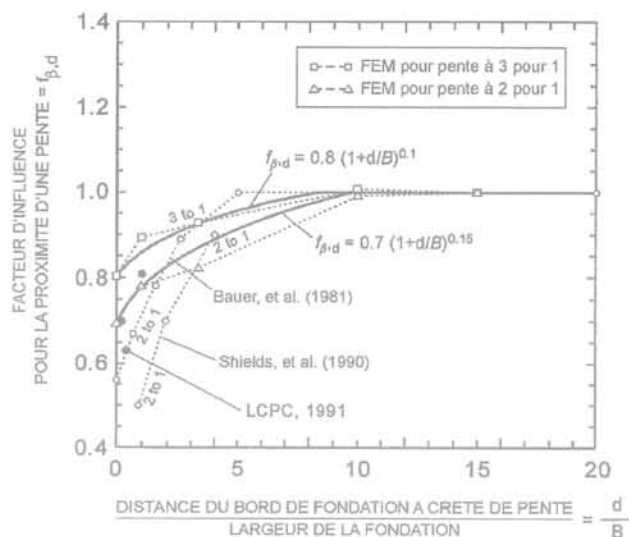


FIG. 21 Facteur d'influence pour la proximité d'une pente en fonction du rapport de la distance entre le bord de la fondation et la crête de la pente sur la largeur de la fondation.

Slope factor as a function of the ratio between the distance from the slope crest to the leading edge of the foundation and the foundation width.

montre quelques données expérimentales obtenues par Bauer *et al.* (1981) sur des modèles de semelles filantes de 0,3 m de largeur, par Shields *et al.* (1990) dans des essais de centrifugeuse, et par les Laboratoires des ponts et chaussées (LPC, 1991) sur une fondation carrée d'un mètre de côté près d'une pente à 2 pour 1.

9.

Conclusion

La méthode de la courbe charge-tassement pour les fondations superficielles dans du sable a été proposée par Briaud et Jeanjean en 1994 pour des fondations carrées, à la surface d'un terrain plat infini, et soumises à des charges verticales centrées. Cette méthode est basée sur la transformation point par point de la courbe pressiométrique en courbe charge-tassement pour la fondation grâce à la fonction Γ . Briaud (2003) a montré que l'influence de la taille de la fondation et de la profondeur d'encastrement étaient directement liées au profil de résistance du sol dans la zone d'influence de la fondation. Il a présenté des données expérimentales et des observations théoriques qui indiquent que la courbe de la pression sous la fondation p_{fond} divisée par la résistance moyenne du sol sous la fondation τ_{fa} tracée par rapport au tassement s divisé par la largeur B de la fondation est indépendante de la largeur de la fondation et de la profondeur d'encastrement. Ceci indique que la fonction Γ est indépendante de la largeur de la fondation B et de la profondeur d'encastrement D .

Une extension de cette méthode de détermination de la courbe charge-tassement pour fondations superficielles dans les sables est présentée ici. Les cas considérés sont le cas d'une fondation rectangulaire, le cas d'une charge excentrée, le cas d'une charge inclinée, et le cas d'une fondation près d'une pente. Dans chaque

cas, on propose un facteur d'influence basé sur des simulations numériques utilisant le modèle hyperbolique de Duncan-Chang. Ces facteurs sont :

– influence de la forme

$$f_{L/B} = 0,8 + 0,2(B/L) \quad (18)$$

– influence de l'excentrement

$$f_e = 1 - 0,33(e/B) \text{ au centre} \quad (19)$$

$$f_e = 1 - (e/B)^{0,5} \text{ au bord} \quad (20)$$

– influence de l'inclinaison

$$f_\delta = 1 - (\delta(\text{degrés})/90)^2 \text{ au centre} \quad (21)$$

$$f_\delta = 1 - (\delta(\text{degrés})/360)^{0,5} \text{ au bord} \quad (22)$$

– influence d'une pente

$$f_{\beta,d} = 0,8(1 + d/B)^{0,1} \text{ pente à 3 pour 1} \quad (23)$$

$$f_{\beta,d} = 0,7(1 + d/B)^{0,15} \text{ pente à 2 pour 1} \quad (24)$$

Pour le moment on prend en compte la superposition des actions (e.g. charge excentrée et inclinée pour une fondation rectangulaire près d'une pente) en multipliant les facteurs d'influence comme il est commun de le faire dans d'autres domaines. On a quelques indications (Hossain, 1996) montrant que cette loi de superposition par multiplication est trop sévère. Il faudra continuer la recherche dans cette direction.

La méthode de la courbe charge-tassement consiste donc à suivre les étapes suivantes :

1) réaliser des essais pressiométriques standard avec forage préalable (PMT) dans la zone d'influence de la fondation ; normalement à 0,5B, 1B, et 2B pour les fondations carrées et 1B, 2B, et 4B pour les semelles filantes ;

2) tracer les courbes PMT et obtenir la courbe moyenne (Fig. 4 et Briaud, Jeanjean, 1994) ;

3) transformer la courbe PMT moyenne point par point en courbe pour la fondation :

$$s/B = 0,24 \Delta R/R_o \quad (25)$$

$$p_{\text{fond}} = f_{L/B} f_e f_\delta f_{\beta,d} \Gamma p_p \quad (26)$$

où s est le tassement de la fondation, B la largeur de la fondation, ΔR et R_o l'augmentation du rayon et le rayon initial de la cavité dans l'essai pressiométrique respectivement, p_{fond} la pression moyenne sous la fondation correspondant à s/B , $f_{L/B}$, f_e , f_δ , et $f_{\beta,d}$ les facteurs d'influence pour la forme, l'excentricité, l'inclinaison, et la proximité d'une pente donnés par les équations 18 à 24, Γ la fonction donnée par la figure 3, et p_p la pression dans l'essai pressiométrique qui correspond à $\Delta R/R_o$;

4) tracer la courbe charge-tassement pour la fondation une fois qu'on connaît la courbe p_{fond} vs s/B .

La figure 22 montre un exemple d'application de la méthode.

REMERCIEMENTS

Nous tenons à remercier la Federal Highway Administration (FHWA) pour avoir subventionné ce projet et Al DiMillio et Mike Adams de la FHWA pour leur coopération. Nous tenons aussi à remercier Jean-Pierre Magnan pour nous avoir donné accès aux impressionnantes données sur le comportement des fondations superficielles accumulées par les Laboratoires des ponts et chaussées, R. Larsson pour nous avoir donné accès aux données suédoises sur les fondations superficielles, Kenneth Tand pour nous avoir donné accès à ses données sur les fondations superficielles, et Alan Lutenege pour sa coopération. Un nombre d'anciens élèves a contribué à cette recherche. On note tout particulièrement les apports de Philippe Jeanjean et Bob Gibbens. Nous remercions aussi Louis Briaud pour sa révision du manuscrit.

PROBLEME: Une culée de pont repose sur une fondation superficielle de 15 m de long et 3 m de large. Cette fondation est soumise à une charge verticale de 9 000 kN. La poussée horizontale derrière le mur de la culée est de 900 kN. La résultante de ces deux forces a une excentricité de 0,2 m. Le sol est un sable caractérisé par la courbe pressiométrique moyenne.

SOLUTION: Méthode de la courbe charge - tassement

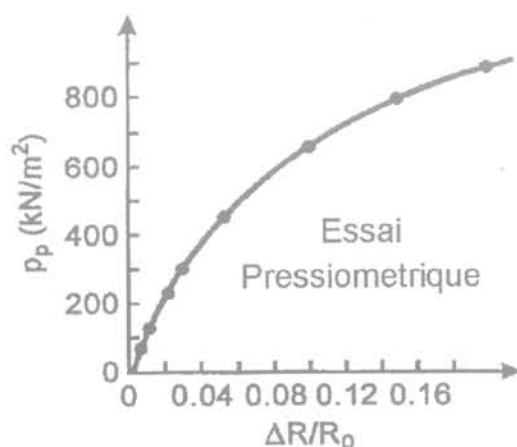
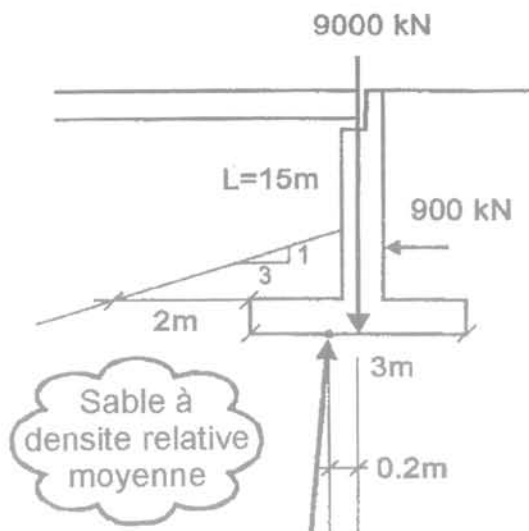
$$f_{L/B} = 0,8 + 0,2 \times 3/15 = 0,840$$

$$f_e = 1 - 0,33 \times 0,2/3 = 0,978$$

$$f_\delta = 1 - \left(\frac{\text{Arc tan } 900/9000}{90} \right)^2 = 0,996$$

$$f_{\beta,d} = 0,8 (1 + 2/3)^{0,1} = 0,842$$

$$f = f_{L/B} f_e f_\delta f_{\beta,d} = 0,689$$



$\Delta R/R_0$	p_p (kN/m²)	s/B	s (mm)	Γ	f	P_{fond} (kN/m²)	Q (MN)
0.005	60	0.0012	3.6	2.25	0.689	93.0	4.18
0.01	120	0.0024	7.2	2.02	0.689	167.0	7.51
0.02	220	0.0048	14.4	1.72	0.689	260.7	11.73
0.03	300	0.0071	21.3	1.54	0.689	318.3	14.32
0.05	450	0.0119	35.7	1.33	0.689	412.3	18.55
0.10	650	0.0238	71.4	1.15	0.689	515.0	23.17
0.20	800	0.0357	107.1	1.02	0.689	562.2	25.30
0.30	900	0.0476	142.8	0.97	0.689	601.5	27.07

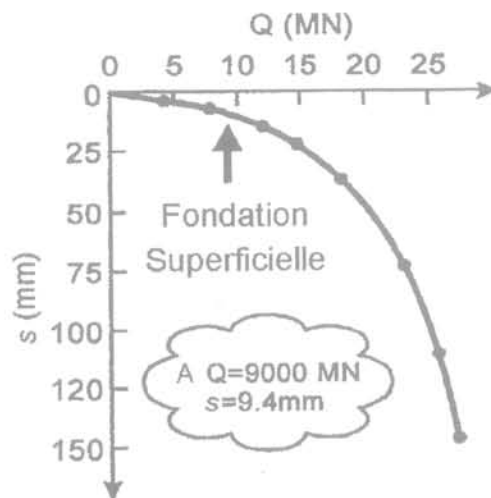


FIG. 22 Exemple de calcul pour la méthode de la courbe charge-tassement.
Example of the load-settlement method.

- Abaqus – *Theory Manual*. Hibbit, Karlson & Sorensen Inc., Rhode Island, États-Unis, 1991.
- Adams M. – Données d'essais de fondations de la Federal Highway Administration envoyées par fax à J.L. Briaud à Texas A&M University, College Station, Texas, 1998.
- Aiban S.A., Znidarcic D. – « Centrifugal Modeling of Bearing Capacity of Shallow Foundations on Sands ». *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, vol. 121, n° 10, 1995, p. 704-712.
- Barfknecht J. – « Load Settlement Curve Method for Spread Footings on Sand ». Master of Engineering Report, Texas A&M University, College Station, Texas États-Unis, 1999.
- Bauer G.E., Shields D.H., Scott J.D., Gruspier J.E. – « Bearing Capacity of Footings in Granular Slopes ». *Proceed. 10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Stockholm, Sweden, vol. 2, 1981, p. 33-36.
- Briaud J.L. – « National Geotechnical Experimentation Sites at Texas A&M University : Clay and Sand – A Summary ». Report NGES-TAMU-007, Civil Engineering, Texas A&M University, College Station, TX, États-Unis, 1996.
- Briaud J.L. – « Y a-t-il un effet de taille et d'encastrement pour les fondations superficielles dans les sables ? ». *Revue française de géotechnique*, n° 105, 2003.
- Briaud J.L., Gibbens R.M., Nasr G. – *Large Scale Load Tests and Data Base of Spread Footings on Sand*. Publication n° FHWA-RD-97-068, Federal Highway Administration, Washington, DC, 1997.
- Briaud J.L., Gibbens R. – « Behavior of Five Large Spread Footings in Sand ». *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, vol. 125, n° 9, Sept. 1999, p. 787-796.
- Briaud J.L., Jeanjean P. – « Load Settlement Curve Method for Spread Footings on Sand ». *Settlement '94 Specialty Conference*, ASCE Specialty Publication n° 40, ASCE, vol. 2, 1994, p. 1774-1804.
- Canépa Y., Despresles D. – *Catalogue des essais de chargement de fondations superficielles réalisés sur sites par les LPC (1978-1990)*. FAER1.17.020, LREP Melun, décembre 1990.
- De Beer E.E. – « Experimental Determination of Shape Factor and Bearing Capacity Factors of Sand ». *Géotechnique*, vol. 20, n° 4, 1970, p. 387-411.
- Duncan J.M., Chang C.Y. – « Nonlinear Analysis of Stresses and Strain in Soils ». *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, vol. 96, n° SM5, 1970, p. 1629-1653.
- FHWA – Données partielles sur les essais de fondations dans du sable réalisés par la FHWA et obtenues par J.L. Briaud par communication personnelle, 1995.
- Hossain K.M. *Load Settlement Curve Method for Footings in Sand at Various Depths, under Eccentric or Inclined Loads, and Near Slopes*. Ph.D. Dissertation, Texas A&M University, Department of Civil Engineering, College Station, Texas, 1996.
- Janbu N. – « Soil Compressibility as Determined by Oedometer and Triaxial Tests ». *European Conference on Soil Mechanics & Foundation Engineering*, Weisbaden, Germany, vol. 1, 1963, p. 19-25.
- Jeanjean P. – *Load Settlement Curve Method for Spread Footings on Sand From the Pressuremeter Test*. Ph.D. Dissertation, Texas A&M University, Department of Civil Engineering, College Station, Texas, 1995.
- Kondner R.L. – « Hyperbolic Stress-Strain Response: Cohesive Soils ». *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, vol. 89, n° SM1, 1963, p. 115-143.
- Larsson R. – *Investigations and Load Tests in Silty Soils*. Swedish Geotechnical Institute, Report n° 54, Roland Offset AB, Linköping, Sweden, 1997.
- LCPC – Données extraites du rapport sur les essais de fondation sur le site de Labenne communication personnelle de J.L. Briaud avec le LCPC, France, 1991.
- Leonards G.A. (ed.) – *Foundation Engineering*. McGraw Hill, New York, 1962, 566 p.
- Lutenegger A. – Données d'essais de fondation de la Federal Highway Administration envoyées par fax à J.L. Briaud à Texas A&M University, College Station, Texas, 1995.
- Meyerhof G.G. – « The Bearing Capacity of Foundations under Eccentric and Inclined Loads ». *Proceed. 3rd International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, vol. 1, 1953, p. 440-445.
- Meyerhof G.G. – « Some Recent Research on the Bearing Capacity of Foundations ». *Can Geotech J.*, vol. 1, n° 1, 1963, p. 16-26.
- Muhs H., Weiss K. – « Inclined Load Tests on Shallow Strip Footings ». *Proceed. 8th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Moscow, vol. 1, 1973, p. 173-179.
- Shields D., Chandler N., Garnier J. – « Bearing Capacity of Foundations in Slopes ». *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, vol. 116, n° 3, 1990, p. 528-537.
- Seed R.B., Duncan J.M. – « Soil-Structure Interaction Effects of Compaction-Induced Stresses and Deflections ». Report n° UCB/GT/83-06, University of California, Berkeley, 1983.
- Tand K.E., Funegard E., Warden P. (1994) « Footing Load Tests on Sand ». *Proceed. of Settlement '94 Specialty Conference*, ASCE Geotechnical Specialty Publication n° 40, vol. 1, 1994, p. 164-178.

