

ESSAIS SUR MODÈLES RÉDUITS CENTRIFUGÉS DE PIEUX ISOLÉS SOUS CHARGE LATÉRALE - ANALYSE DES COURBES P-Y

CENTRIFUGE MODEL TESTS OF SINGLE PILES UNDER LATERAL LOAD - ANALYSIS OF P-Y CURVES

Réception : 20/11/2018

Acceptation : 11/06/2019

Publication : 30/06/2019

HAOUARI Hocine¹, BOUAFIA Ali²¹Département de génie civil, Université de Blida 1, Blida, Algérie-email hocine-haouari@hotmail.com²Département de génie civil, Université de Blida 1, Blida, Algérie-email ali.bouafia@univ-blida.dz

Résumé- La méthode des courbes P-Y est largement utilisée dans l'analyse des pieux sous charges latérales. Du fait que les essais de chargement latéral sur pieux en vraie grandeur sont très coûteux, les essais sur modèles réduits centrifugés présentent une alternative séduisante pour la détermination des courbes P-Y. L'objectif principal de cet article est de développer des courbes P-Y par interprétation de résultats des essais de chargement latéral en centrifugeuse d'un modèle réduit d'un pieu isolé dans le sable. Connaissant le profil expérimental du moment fléchissant du pieu, les courbes P-Y sont déterminées. La double intégration de la courbe d'ajustement du moment fléchissant donne le déplacement latéral Y du pieu, tandis que la double dérivation de cette courbe donne la réaction latérale P du sol agissant sur le pieu. L'influence de certains paramètres physiques tels que la densité du sable, le mode d'installation du pieu et la rugosité de la surface de ce dernier a été étudié et enfin une étude comparative des paramètres KS et NH des courbes P-Y est présentée.

Mots - clés : Pieu, Modèle réduit, Sable, Courbes P-Y, Centrifugeuse, Charge latérale.

Abstract- The P-Y curves method is widely used for the analysis of piles subjected to lateral loads. The fact that the full-scale lateral load tests on piles are very expensive, centrifuge tests of small-scale piles models present an economic alternative for the determination of P-Y curves. The main objective of this paper is to develop P-Y curves by interpreting the results of lateral load centrifuge tests on a small-scale single pile model embedded in sand. Knowing the experimental curve of bending moment of the pile, the P-Y curves are determined. The double integration of the fitted bending moment curve gives the lateral displacement Y of the pile, while the double differentiation of this curve gives the lateral reaction P of the soil acting on the pile. The influence of certain physical parameters such as the sand density, the pile installation method and the pile roughness has been studied, and finally a comparative study of the parameters K_s and N_H of the P-Y curves is presented.

Keywords: Pile, Small-scale model, sand, P-Y curves, Centrifuge, Lateral load.

1-Introduction

La réponse des pieux isolés soumis à des charges latérales est un exemple de l'interaction complexe sol/pieu en raison du caractère tridimensionnel de la réaction latérale du sol, de la diversité des paramètres mécaniques et géométriques entrant en jeu et de la non-linéarité matérielle du sol. Dans la littérature, plusieurs méthodes ont été proposées pour l'analyse des pieux isolés chargés latéralement. Parmi ces méthodes, on trouve les méthodes de calcul à l'état limite ultime comme la méthode de Broms (1964), Réf. [1], et la

méthode de Brinch Hansen (1961), Réf. [2]. D'autres chercheurs ont proposé des méthodes basées sur l'élasticité linéaire comme la méthode de Poulos (1971a), Réf. [3], et la méthode de Budhu et Davis (1987), Réf. [4]. Il existe aussi des méthodes numériques à l'image de la méthode des éléments finis et celle des différences finies. Ces méthodes présentent l'avantage de prendre en compte la non-linéarité matérielle et/ou géométrique du système pieu/sol, Réf. [5]. Mais la méthode la plus utilisée est celle basée sur les courbes P-Y. Comme son nom l'indique, la réponse latérale du pieu dans cette méthode est représentée à

une profondeur z donnée par la relation entre le déplacement latéral (Y) du pieu et la réaction latérale (P) du sol. Le modèle de calcul de cette méthode est illustré dans la Fig. 1. Cette méthode est basée sur l'approche d'une poutre sur fondation élastique, Réf. [6], où le sol est représenté par des ressorts élastiques linéaires indépendants. Elle a été adaptée par la suite pour des pieux chargés latéralement avec des ressorts non linéaires dont la raideur représente le module de réaction sécant (E_s) du sol tel que :

$$E_s = \frac{P}{Y} \quad (1)$$

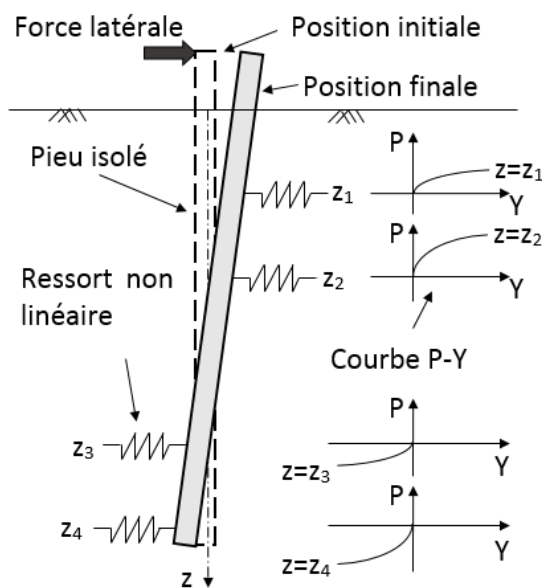


Figure 1 : Modèle de calcul de la méthode des courbes P-Y

Figure 1: Calculation model of P-Y curves method

Les premières méthodes proposées pour la détermination des courbes P-Y sont basées sur les résultats des essais de chargement latéral sur pieux en vraie grandeur, Réfs. [7 & 8]. Ces essais ont l'avantage de tenir compte des propriétés naturelles du sol (sol non remanié) et des conditions réelles du site, mais ils sont coûteux et ne permettent pas de mener des études paramétriques. La modélisation physique en centrifugeuse présente une puissante alternative qui a fait ses preuves dans le domaine du génie civil et principalement dans les applications géotechniques. Pour des raisons de coût, de délai et de simplicité de l'essai, cette

technique expérimentale est largement utilisée pour l'étude des problèmes d'ouvrages géotechniques, Réfs. [9 – 11].

L'essai de chargement latéral des pieux isolés en centrifugeuse est effectué dans un environnement de macro-gravité pour vérifier les deux conditions fondamentales de la théorie de similitude formulées comme suit :

$$\sigma^* = \rho^* g^* L^* \quad (2)$$

$$u^* = g^* (t^*)^2 \quad (3)$$

Dans ces équations, x^* est le facteur d'échelle d'un paramètre physique x , défini de la façon suivante :

$$x^* = \frac{x_m}{x_p} \quad (4)$$

x_m et x_p désignent le paramètre x du modèle et du prototype respectivement. Les grandeurs σ , ρ et g désignent respectivement la contrainte, la masse volumique et l'accélération de la pesanteur, tandis que L , u et t correspondent respectivement aux dimensions géométriques, au déplacement et au temps. Dans les problèmes statiques ou quasi-statiques, seule Eq. (2) doit être vérifiée. En revanche, dans les problèmes dynamiques, les deux équations doivent être vérifiées.

En mécanique des sols, la relation contrainte-déformation est non linéaire et affectée par plusieurs paramètres clés, ce qui nécessite de conserver le modèle et le prototype au même niveau de contrainte et de déformation, en d'autres termes $\sigma^* = 1$. De plus, si le modèle conserve la masse volumique ($\rho^* = 1$), l'Eq. (2) devient :

$$g^* = \frac{1}{L^*} \quad (5)$$

Par conséquent, l'accélération gravitationnelle dans le modèle doit être augmentée de façon inversement proportionnelle à l'échelle L^* des dimensions. L'essai doit alors être effectué en macro-gravité en augmentant artificiellement les forces massiques dans le modèle. Plusieurs techniques expérimentales sont utilisées pour répondre à

cette condition, mais la plus utilisée est la modélisation en centrifugeuse. Le Tableau 1 résume les principaux facteurs d'échelle des paramètres physiques et mécaniques habituels utilisés dans la modélisation en centrifugeuse.

La Figure 2 montre la centrifugeuse géotechnique de l'IFSTTAR où les essais de chargement latéral sur des modèles réduits de pieux isolés dans le sable ont été effectués, Réf. [12]. Ce dispositif est typiquement composé d'une nacelle pivotante qui porte le conteneur du modèle sol/pieu. Cette nacelle est reliée à un bras qui tourne par rapport à un axe vertical. Si les dimensions du modèle sont réduites N fois, la vitesse angulaire est fixée de sorte que la force centrifuge ajoutée au poids crée un poids apparent égal à N fois le poids en gravité naturelle.

Tableau 1 : Facteurs d'échelle

Table 1: Scale factors

Paramètre x	Facteur d'échelle x^*
Accélération	$(L^*)^{-1}$
Masse volumique	1
Contrainte	1
Rotation	1
Déformation	1
Déplacement	L^*
Force	$(L^*)^2$
Moment fléchissant	$(L^*)^3$
Rigidité à la flexion	$(L^*)^4$

Parmi les paramètres qui régissent le comportement des pieux isolés chargés latéralement dans le sable, on trouve : la densité du sable, la rugosité du pieu et le mode d'installation de ce dernier.

Bouafia et Garnier (1991), Réf. [12] ont effectué des essais de chargement latéral en centrifugeuse sur deux pieux isolés, le premier est court et rigide réduit à l'échelle 1/20, le second est long et flexible réduit à l'échelle 1/17.8. Les deux pieux ont été installés dans du sable selon différentes techniques, qui sont : le fonçage, le battage, le forage dans le sable humide et la pluviométrie du sable autour du pieu.

Ces essais ont montré que ces techniques d'installation n'ont pratiquement pas d'effet sur le déplacement latéral du pieu rigide, en revanche le déplacement de pieux longs et flexibles est affecté de $\pm 25 \%$.



Figure 2 : La centrifugeuse géotechnique de l'IFSTTAR (Ex : LCPC)

Figure 2: The IFSTTAR geotechnical centrifuge (Formerly LCPC)

Lyndon et Pearson (1988), Réf. [13] ont mené une série d'essais sur modèles réduits en centrifugeuse visant à étudier l'effet de la rugosité des pieux dans un sable sec et dense. Ils ont trouvé que la rugosité de la surface du pieu réduit le déplacement latéral d'environ 40 % et augmente le moment fléchissant maximum d'environ 30 %. Une observation similaire a été faite par Bouafia et Garnier (1991) qui ont signalé une réduction de 15 % dans le déplacement latéral.

Cet article a pour but de présenter et réinterpréter les résultats expérimentaux des essais de chargement latéral en centrifugeuse sur des pieux isolés dans le sable, afin de construire les courbes P - Y et d'étudier l'influence de la technique d'installation des pieux, la rugosité du pieu et la densité du sable sur les paramètres clés des courbes P - Y , à savoir le module (E_{ui}) de réaction latérale initiale du sol et la résistance latérale (P_U).

2- Description du programme expérimental

Les essais de chargement latéral sur modèle réduit du pieu ont été réalisés à la centrifugeuse géotechnique de l'IFSTTAR (Ex : LCPC) en France, Réf. [12]. Le sable utilisé est un sable propre mal gradué provenant du site du RHEU, la densité de ce sable a été contrôlée expérimentalement entre sable dense et sable moyen. En outre, diverses techniques d'installation du pieu ont été envisagées, parmi lesquelles se trouvent : la pluviation du sable autour du pieu (PSAP) et le fonçage. La rugosité de la face périphérique du pieu a été aussi contrôlée entre pieu lisse et pieu rugueux (ce dernier a été rendu rugueux par un procédé de collage des grains de sable). Le Tableau 2 regroupe les principaux paramètres caractérisant les différents essais considérés dans cette étude.

Le modèle du pieu est un tube en aluminium instrumenté par 12 paires de jauges de déformation régulièrement espacées de 25 mm, placées en demi-pont, collées à la face extérieure du pieu et protégées contre l'humidité et le frottement direct du sable comme le montre la Fig. 3. Deux capteurs de déplacements ont été placés de part et d'autre du point d'application de la force horizontale. Le Tableau 3 regroupe les propriétés du modèle du pieu et de son prototype.

Tableau 2 : Paramètres des essais

Table 2: Parameters of tests

Numéro d'essai	1	3	5	9
densité	Sable moyen	Sable dense	Sable dense	Sable dense
Poids volumique sec γ_d (kN/m ³)	15.15	16.5	16.5	16.5
Indice de densité I_D (%)	57	93	93	93
Technique d'installation	PSAP	PSAP	Fonçage	Fonçage
Rugosité du pieu	Lisse	Lisse	Lisse	Rugueux

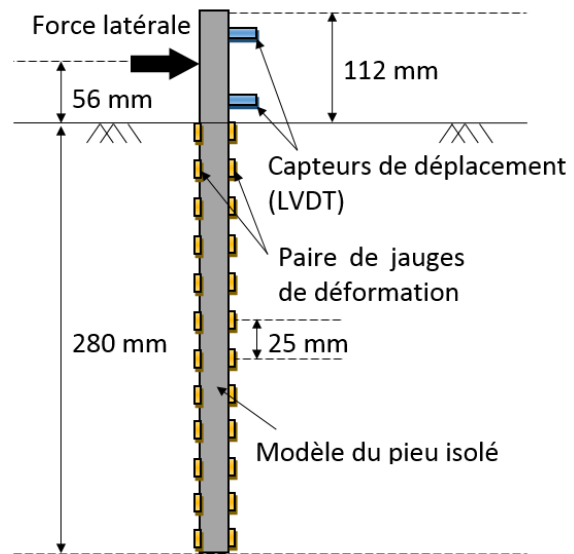


Figure 3 : Instrumentation du modèle du pieu

Figure 3 : Pile model instrumentation

La force horizontale a été appliquée par série d'incrément de force statiques de 50 kN à 200 kN. Les mesures obtenues pour chaque incrément de force donné sont les déplacements en tête et les déformations axiales (ε) le long du pieu, ces dernières permettent de déterminer le diagramme expérimental de moment fléchissant de la façon suivante :

$$M(z) = 2E_P I_P \frac{\varepsilon(z)}{B} \quad (6)$$

Tableau 3 : Caractéristiques du pieu étudié

Table 3: Characteristics of the studied pile

Désignation	Modèle	Prototype
Diamètre extérieur B (mm)	28.07	500
Diamètre intérieur (mm)	25.58	457
Longueur L (mm)	392	7000
fiche D (mm)	280	5000
Rigidité flexionnelle $E_P I_P$ (N.m ²)	558	$56.6 \cdot 10^6$
Limite élastique (MPa)	171	171
Résistance à la traction (MPa)	354	354
Echelle de réduction	1/17.85	1

3- Construction des courbes P-Y

Les courbes P-Y décrivent la relation entre la réaction latérale du sol (P) et le déplacement latéral (Y) du pieu. Elles peuvent être développées à partir du profil de moment fléchissant expérimental (M (z)) par double dérivation pour obtenir la réaction latérale (P) du sol et par double intégration pour obtenir le déplacement latéral (Y) du pieu (Eq. 7 et Eq. 8). Les déformations sont mesurées aux niveaux des jauges de déformations, par conséquent le profil du moment fléchissant qui en découle est un profil en points discrets qui forment une ligne brisée, il est pratique de l'ajuster en courbe continue, ce qui facilite la dérivation et l'intégration. Haiderali et Madabhushi (2016), Réf. [14] ont résumé quelques recherches sur la modélisation en centrifugeuse de pieux chargés latéralement et les techniques d'ajustement utilisées.

$$P = -\frac{d^2 M}{dz^2} \quad (7)$$

$$Y = \frac{1}{E_p I_p} \iint M dz dz + Y'_0 \cdot z + Y_0 \quad (8)$$

Dans le cadre de cette étude, nous avons ajusté le diagramme du moment fléchissant expérimental par une série de fonctions sinus à deux termes en utilisant le logiciel Matlab, Réf. [15], comme le montre la Fig. 4. Cette série a la forme suivante:

$$M(z) = \sum_{i=1}^2 a_i \sin(b_i z + c_i) \quad (9)$$

Pour assurer une bonne qualité d'ajustement, l'équilibre statique du pieu a été vérifié. La courbe ainsi trouvée est doublement dérivée pour obtenir le profil de réaction latérale P(z) du sol, en revanche elle est doublement intégrée pour avoir le profil de déplacement latéral Y(z) du pieu. La figure 5 montre les courbes P-Y de l'essai 5.

4- Interprétation des résultats

Les courbes P-Y développées présentent une allure hyperbolique et peuvent être ajustées par fonction hyperbolique

caractérisée par une pente initiale et une asymptote qui représentent respectivement le module (E_{ti}) de réaction latérale initiale du sol et la réaction latérale ultime (P_U) du sol, tel que :

$$P = \frac{Y}{\frac{1}{E_{ti}} + \frac{Y}{P_U}} \quad (10)$$

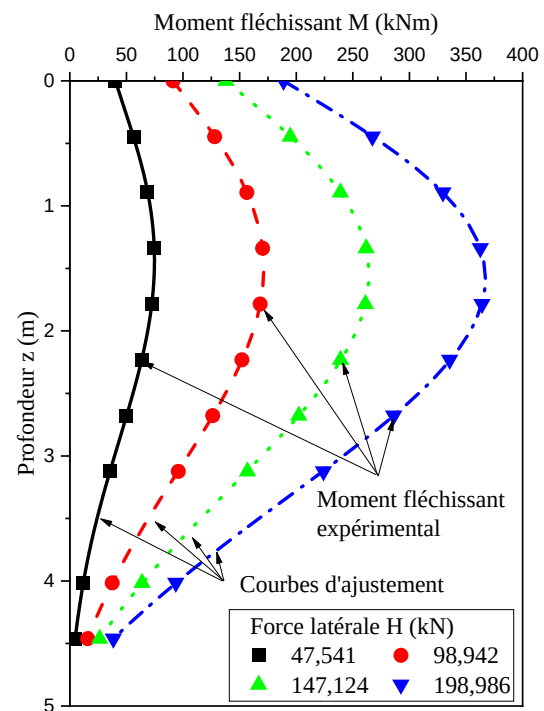


Figure 4 : Moment fléchissant de l'essai 5

Figure 4: Bending moment of test 5

Le module (E_{ti}) de réaction latérale initiale du sol décrit la relation entre la réaction latérale (P) du sol et le déplacement latéral (Y) du pieu pour les petites déformations, en outre le module E_{ti} présente une augmentation linéaire avec la profondeur (z), ce qui caractérise les sols de Gibson, par conséquent, le module E_{ti} est ajusté linéairement (Eq. (11)) en fonction de la pente N_H qui représente le coefficient d'augmentation du module E_{ti} avec la profondeur (z).

$$E_{ti} = N_H z \quad (11)$$

La résistance latérale (P_U) du sol est formulée en fonction d'un facteur dénommé facteur (K_S) de résistance latérale du sol. Ce dernier relie la résistance (P_U) à la contrainte

verticale initiale (σ_{vo}) du sol et au diamètre (B) du pieu (Eq. (12)).

$$\frac{P_U}{\gamma B^2} = K_S \frac{z}{B} \quad (12)$$

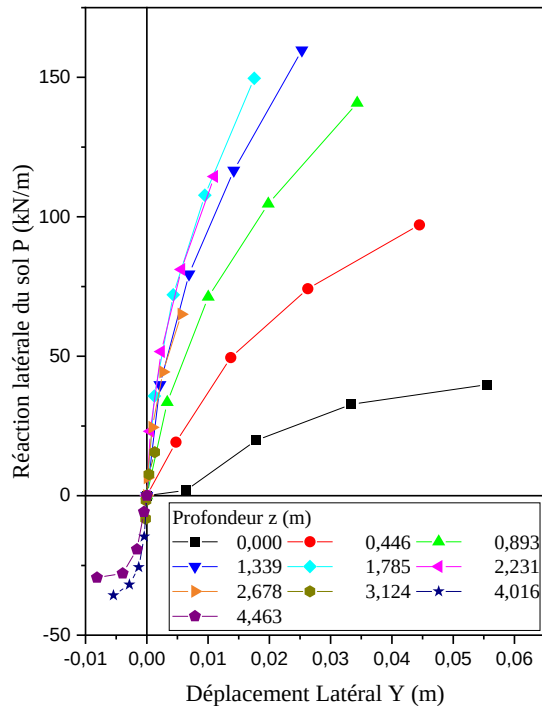


Figure 5 : Courbes P-Y de l'essai 5

Figure 5: P-Y curves of test 5

5- Étude paramétrique

L'effet de la densité du sable sur les paramètres clés (E_{ti} et P_U) des courbes P-Y développées est étudié en comparant respectivement le coefficient N_H et le facteur K_S des essais 1 et 3. Le coefficient N_H augmente par 50 % en passant d'une valeur de 7.4 MN/m³ pour un sable de densité moyenne à une valeur de 11 MN/m³ pour un sable dense, tandis que la valeur du facteur K_S en surface passe de 37.5 pour un sable moyen à 64.3 pour un sable dense, soit une augmentation de 70 %. Physiquement, ces résultats sont logiques : en fait, la condensation des grains du sable fait diminuer le vide inter-granulaire et ainsi augmenter le frottement interne du sable, alors que la résistance du sable est liée directement à son frottement interne.

De la même façon, l'effet de la technique d'installation du pieu est recherché

entre les essais 3 et 5. Le passage d'un pieu installé par un procédé de pluviation du sable autour à un pieu installé par fonçage se traduit par une augmentation de 25 % du coefficient N_H . Un résultat, pratiquement similaire, est constaté pour le facteur K_S en surface avec une augmentation de 20.4 %. Ces augmentations peuvent être expliquées par le fait que les contraintes latérales du sol augmentent autour du pieu pendant le fonçage, ce qui conduit à densifier le sol dans cette zone.

Dans l'essai 9 la surface périphérique du pieu a été rendue rugueuse par collage de grains de sable sur cette dernière, tandis que dans l'essai 5, la surface du pieu est lisse. La rugosité du pieu a entraîné une diminution du coefficient N_H de 18 %. D'autre part, le facteur K_S en surface passe de 77.5 pour un pieu lisse à 108.3 pour un pieu rugueux, soit une augmentation de 40 %. Cette augmentation s'explique par l'augmentation des composantes tangentielles de la réaction latérale du sol, causée par l'augmentation du frottement latéral à l'interface pieu / sol.

6 - Étude comparative

Dans cette partie, nous présentons une étude comparative entre les résultats expérimentaux de l'essai 1 et ceux calculés selon quelques méthodes de la littérature. Cette comparaison porte sur le coefficient N_H et le facteur K_S .

6.1- Comparaison en termes de N_H

Les valeurs expérimentales de coefficient N_H sont comparées aux valeurs calculées par les méthodes de Terzaghi (1955), Réf. [16] et de l'Institut Américain du Pétrole API (2000), Réf. [17]. Ces méthodes stipulent que le coefficient de variation N_H est principalement fonction de la densité du sable (Tab. 4 et Fig. 6). Les résultats trouvés sont illustrés dans la Fig. 7. Cette dernière montre que le coefficient N_H expérimental est très proche de N_H calculé par la méthode de Terzaghi par contre le coefficient de l'API est environ 6 fois plus grand. Ce résultat est similaire au résultat trouvé par Georgiadis et al. (1992), Réf. [18].

6.2- Comparaison en termes de K_s

Le facteur K_s est étudié en comparant les profils de la résistance latérale normalisée ($P_U/\gamma B^2$) du sol en fonction de la profondeur (z/B), le profil expérimental est comparé aux profils calculés par les méthodes de Broms (1964), de Barton (1983), de Brinch Hansen (1961) et de l'API (2000) tel que montré dans la Fig. 8. Les coefficients K_s pour chaque méthode citée ci-dessus sont regroupés dans le Tab. 5.

Tableau 4 : Coefficient N_H selon Terzaghi (1955)

Table 4: N_H coefficient according to Terzaghi (1955)

Densité	Lâche	Moyenne	Dense
Sable sec ou humide N_H (kN/m ³)	2300	7000	18600
Sable saturé N_H (kN/m ³)	1300	4600	11300

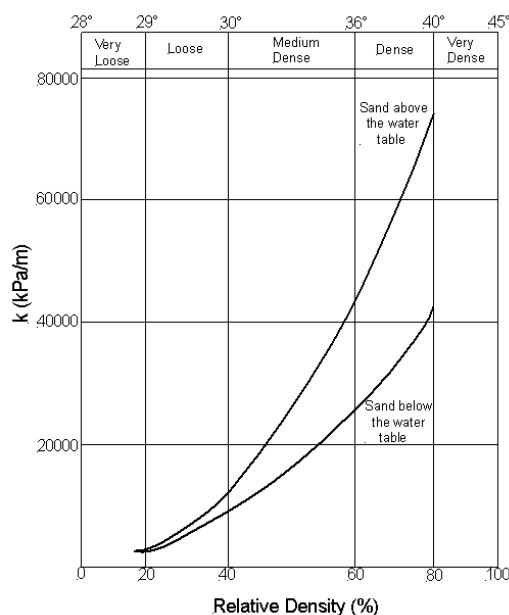


Figure 6 : Coefficient N_H selon L'API (2000)

Figure 6: N_H coefficient according to API (2000)

On remarque que le facteur K_s est constant pour la méthode de Broms (1964) et Barton (1983), tandis qu'il dépend de la

profondeur pour le profil expérimental, de l'API (2000) et de Brinch Hansen (1961).

Les profils calculés sont croissants en fonction de la profondeur (cas des pieux rigides), ils coupent le profil expérimental à une profondeur d'environ 3.5 B, profondeur où se manifeste la réaction latérale ultime maximale du sol. En dessous de cette profondeur, le profil expérimental change de direction. En fait, ce dernier présente une allure typique d'un pieu flexible, Réf. [1].

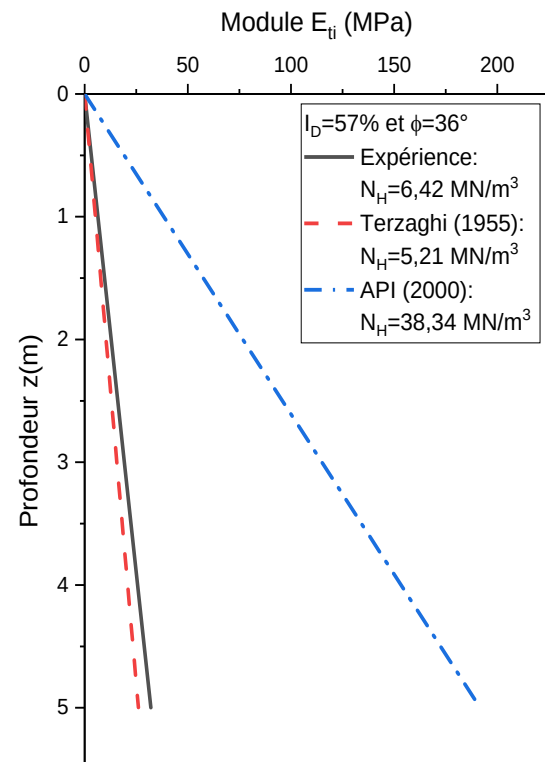


Figure 7 : Variation du Module E_{ti} en fonction de la profondeur

Figure 7: Variation with depth of the Modulus E_{ti}

Tableau 5 : Facteurs K_s de certaines méthodes

Table 5: Factors K_s of some methods

Méthode	Facteur K_s	Calcul
Broms (1964)	$3K_p$	$K_p = \frac{1 + \sin\phi}{1 - \sin\phi}$
Barton (1983)	K_p^2	
Brinch Hansen (1961)	K_q	à partir de l'abaque (cf. Fig. 9)
API (2000)	$\text{Min} \left\{ C_1 \frac{z}{B} + C_2, C_3 \right\}$	à partir de l'abaque (cf. Fig. 10)

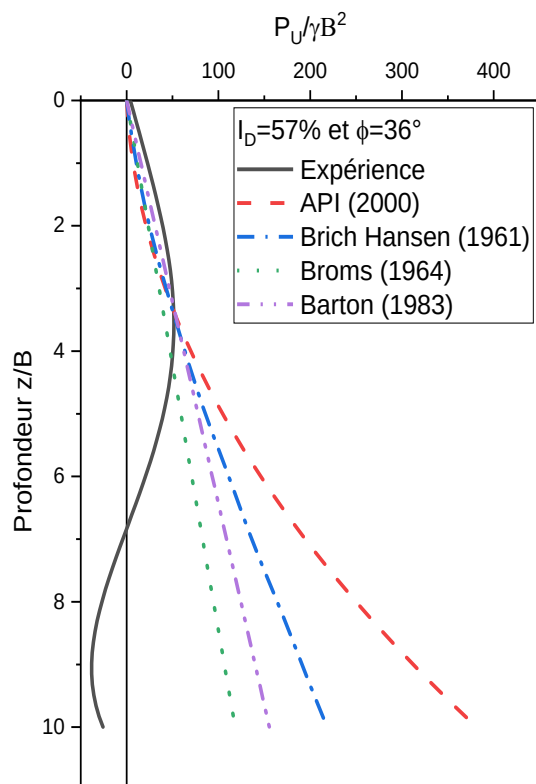


Figure 8 : Variation de la résistance latérale normalisée du sol en fonction de la profondeur

Figure 8: Variation with depth of the normalized lateral soil resistance

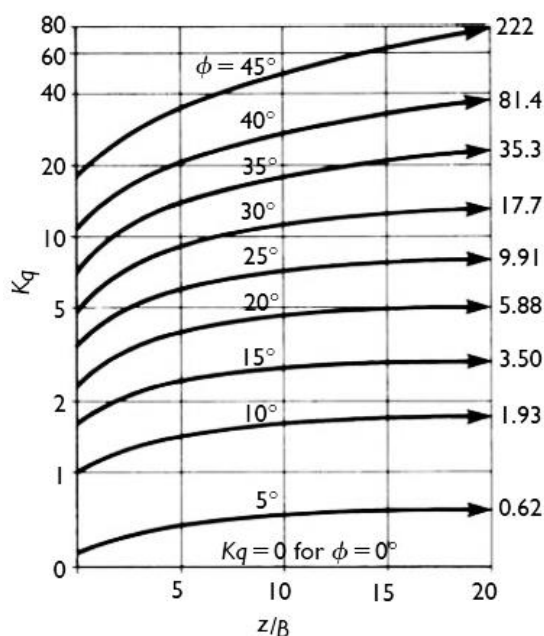


Figure 9 : facteur K_q selon Brinch Hansen (1961)

Figure 9: factor K_q according to Brinch Hansen (1961)

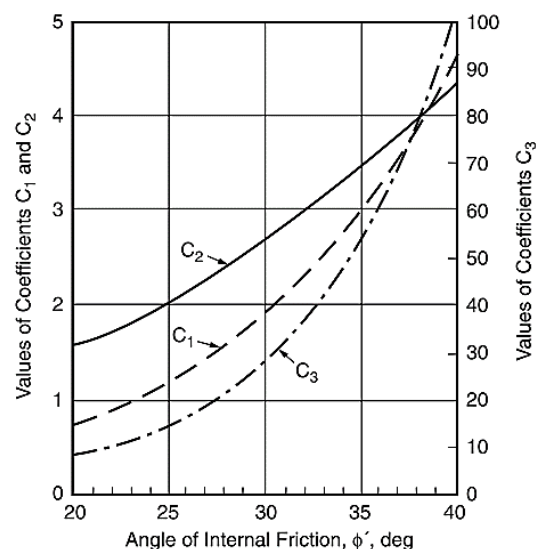


Figure 10 : Coefficients de détermination du facteur K_s selon L'API (2000)

Figure 10: Coefficients for determination of the factor K_s according to API (2000)

7- Conclusion

Après une introduction à la théorie de la similitude et la présentation du principe de la modélisation en centrifugeuse, nous avons présenté les résultats expérimentaux obtenus par modélisation en centrifugeuse d'un pieu isolé chargé latéralement dans le sable, les essais ont été réalisés précédemment dans la centrifugeuse de l'IFSTTAR (Nantes, France). Le modèle du pieu est instrumenté par 12 paires de jauges de déformation sur toute sa longueur, ce qui permet d'en déduire le diagramme du moment fléchissant. Ce dernier a été ajusté puis doublement dérivé et doublement intégré pour obtenir respectivement la réaction latérale (P) du sol, le déplacement latéral (Y) du pieu et, par conséquent, de construire les courbes P - Y .

Compte tenu de l'allure des courbes P - Y trouvées, elles ont été ajustées par fonction hyperbolique et formulées en fonction du module (E_{ti}) de réaction latérale initiale du sol et la résistance latérale (P_u) du sol.

Nous avons entrepris une étude paramétrique en analysant l'effet de la densité du sable, de la rugosité de la surface du pieu et de la technique d'installation sur le module E_{ti} et la résistance P_u .

- Nous avons trouvé que la densité du sable fait augmenter le coefficient N_H et le facteur de résistance latérale K_S d'environ 50 % et 70 % respectivement. Cela permet de dire que la densité du sable a un effet positif sur la réaction latérale du sol, que ce soit pour de petits déplacements ou pour de grands déplacements.

- L'installation du pieu par fonçage, au lieu de la pluviation du sable autour, entraîne une augmentation du coefficient N_H et du facteur K_S d'environ 24 % et 20,40 % respectivement. Nous pouvons expliquer ces augmentations par le fait que le processus de fonçage conduit à densifier le sable autour du pieu.

- la rugosité du pieu fait diminuer le coefficient N_H d'environ 18 %. En revanche, il y a une augmentation de K_S d'environ 40 %. Cette augmentation peut être expliquée par l'augmentation de la composante tangentielle de la réaction latérale du sol en raison de l'augmentation du frottement latéral à l'interface sol / pieu.

Nous avons également comparé les paramètres N_H et K_S tirés de l'expérience à ceux calculés par certaines méthodes proposées dans la littérature. Ainsi nous avons trouvé que le coefficient N_H expérimental est très proche de celui proposé par Terzaghi (1955). Le facteur K_S expérimental est différent des facteurs calculés, cette différence est liée principalement à la rigidité du pieu.

Références

- [1] Broms, Bengt B., Lateral Resistance of Piles in Cohesionless Soils, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, vol. 90, n° 3, p. 123-158, 1964.
- [2] Hansen, J. B., Ultimate resistance of rigid piles against transversal forces, Danish Geotechnical Institute - Bulletin, n° 12, p. 5-9, 1961.
- [3] Poulos, H. G., Behavior of Laterally Loaded Piles: I-Single Piles, Journal of Soil Mechanics & Foundations Div, vol. 97, no 5, p. 711-731, 1971.
- [4] Budhu, M., & Davies, T. G., Nonlinear analysis of laterality loaded piles in cohesionless soils, Can. Geotech. J., Vol. 24, n°2, p. 289-296, 1987.
- [5] Haouari, H., Analyse tridimensionnelle de la réponse d'un pieu isolé sous charge latérale, Thèse de Magister, Université de Blida 1, Blida- Algérie, 2014, 355 pages.
- [6] Winkler, E., Die Lehre von der Elasticitaet und Festigkeit: mit besonderer Rücksicht auf ihre Anwendung in der Technik für polytechnische Schulen, Bauakademien, Ingenieure, Maschinenbauer, Architekten, etc. Dominicus, 1867.
- [7] Matlock, H., Correlations for Design of Laterally Loaded Piles in Soft Clay, Proc. Of the 2nd Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA, p. 577-594, 1970.
<http://dx.doi.org/10.4043/1204-ms>
- [8] Reese, L. C., Cox, W. R., and Koop, F. D., Analysis of Laterally Loaded Piles in Sand, Proc. Of the 6th Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA, p. 473-483, 1974.
<https://doi.org/10.4043/2080-MS>
- [9] Bouafia, A., Modélisation des pieux chargés latéralement en centrifugeuse, Thèse de Doctorat, Nantes- France, 1990, 267 Pages.
- [10] Bouafia, A., Étude expérimentale du chargement latéral cyclique répété des pieux isolés dans le sable en centrifugeuse, Can. Geotech. J., Vol. 31, n° 5, p. 740-748, 1994.
- [11] Barton, Y. O., Finn, W. D. L., Parry, R. H. G., and Towhata, I., Lateral Pile Response and p-y Curves From Centrifuge Tests, in Offshore Technology Conference, Houston, Texas, 1983.

-
- [12] Bouafia, A., & Garnier, J., Experimental study of p-y curves for piles in sand, Proc. of the Int. Conference on Centrifuge 91, Boulder Colorado, p. 261-268, 1991.
- [13] Lyndon, A., & Pearson, R. A., Skin friction effects on laterally loaded large diameter piles in sand, in Centrifuge 88: Proceedings of the international conference on geotechnical centrifuge modelling, Paris, France, p. 363-370, 1988.
- [14] Haiderali A. E., & Madabhushi, G., Evaluation of Curve Fitting Techniques in Deriving p-y Curves for Laterally Loaded Piles, Geotech Geol Eng, vol. 34, n° 5, p. 1453-1473, oct. 2016.
- [15] MATLAB and Statistics Toolbox Release 2012b, The MathWorks, Inc., Natick, Massachusetts, United States.
- [16] Terzaghi, K., Evaluation of coefficients of subgrade reaction, Géotechnique, Vol. 5, no 4, p. 297-326, 1955.
- [17] API RP 2A-WSD: Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms Working Stress Design, American Petroleum Institute (API), 2000.
- [18] Georgiadis, M., Anagnostopoulos, C., and Saflekou, S., Centrifugal testing of laterally loaded piles in sand, Canadian Geotechnical Journal, vol. 29, no 2, p. 208-216, 1992.