

# Numerical study of the bearing capacity for strip and circular footings on non-homogeneous clay

## Étude numérique de la capacité portante des semelles filantes et circulaires reposant sur une argile non-homogène

Mohamed-Younes Ouahab<sup>1✉</sup>, Abdelhak Mabrouki<sup>1</sup>, Mekki Mellas<sup>1</sup>, Djamel Benmeddour<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Laboratoire de Recherche en Génie Civil, Université de Biskra, BP 145 Biskra 07000, Algérie

Received 15 December 2016

Revised 3 March 2017

Accepted 20 April 2017

Published online: 7 May 2017

### Keywords

Bearing capacity

Shallow footing

Non-homogeneous clay

Undrained strength

Interference

**Abstract:** The present study investigates the influence of linear increase of cohesion with depth on the bearing capacity of shallow strip and circular footings. The objective of this study is the elastoplastic analysis of the bearing capacity factors and correction factors in order to indicate the modifications that must be made to the bearing capacity of smooth and rough strip footings, to take into account the case of circular footing on non-homogeneous clay. Normal stresses and failure mechanisms below the strip and circular footings are also examined. In addition, some interesting results are presented concerning the interference of two strip footings. The comparison of the numerical results of the present study with those presented in the literature confirms the capability of the adopted approach.

© 2017 The authors. Published by the Faculty of Sciences & Technology, University of Biskra. This is an open access article under the CC BY license.

**Résumé:** La présente étude s'intéresse à l'influence de l'augmentation linéaire avec la profondeur de la cohésion, sur la capacité portante des fondations superficielles filantes et circulaires. L'objectif de cette étude est l'analyse élastoplastique des facteurs de portance et de correction, afin d'indiquer les modifications qu'il faut apporter à la capacité portante des semelles filantes lisses et rugueuses, pour tenir compte du cas d'une semelle circulaire placée sur une argile non-homogène. Les contraintes normales et les mécanismes de rupture sous la semelle filante et circulaire sont également examinés. De plus, on présente quelques résultats intéressants concernant l'interférence de deux semelles filantes. La comparaison des résultats numériques de la présente étude à ceux exposés dans la littérature confirme l'efficacité de l'approche adoptée.

**Mots clés :** capacité portante ; fondation superficielle ; argile non-homogène ; cohésion ; interférence.

### 1. Introduction

La capacité portante des fondations superficielles constitue l'un des problèmes majeurs en géotechnique. Dans la littérature, de nombreuses méthodes analytiques et numériques ont été présentées pour calculer la capacité portante des fondations superficielles. Ces méthodes peuvent être classées en quatre groupes: (1) la méthode d'équilibre limite, (2) la méthode des caractéristiques, (3) la méthode de l'analyse limite, (4) l'analyse élastoplastique en utilisant la méthode des éléments finis ou la méthode des différences finies.

Prandtl (1920) a donné une solution exacte pour le problème de la capacité portante d'une fondation chargée par une force verticale centrée et reposant sur un sol non pesant, en utilisant la théorie de la plasticité. Terzaghi (1943) est le premier à proposer une formule basée sur la superposition des trois termes : le terme de surface qui représente la charge limite pour un massif pesant et purement frottant; le terme de cohésion qui représente la charge limite pour un massif frottant et cohérent, mais non pesant; le terme de surcharge ou de profondeur qui représente la charge limite pour un massif purement frottant, non pesant, avec une surcharge verticale latérale à la fondation. De nombreux

auteurs ont également proposé des solutions pour tenir compte de l'influence de certains paramètres géométriques et de chargement sur la valeur de la capacité portante des fondations superficielles (Meyerhof 1953; Hansen 1970; Vesic 1975; Green 1954). Salgado et al. (2004) ont utilisé l'analyse limite par éléments finis pour évaluer la capacité portante ainsi que les facteurs de forme dans le cas des fondations superficielles placées sur une argile homogène. Gourvenec et al. (2006) ont aussi étudié la capacité portante des semelles carrées et rectangulaires sur une argile homogène à l'aide de la méthode des éléments finis. Généralement, pour l'étude des fondations des structures offshore, la non-homogénéité de résistance du sol, est prise en compte en considérant un gradient de cohésion par rapport à la profondeur. Nakase (1966) et Raymond (1967) ont analysé la capacité portante d'une semelle filante placée sur une argile non homogène, en utilisant la méthode du cercle de glissement. La méthode des caractéristiques a été utilisée par Davis et Booker (1973) pour évaluer la capacité portante des semelles filantes lisses et rugueuses, cette étude a permis de constater que la rugosité de la fondation et la non-homogénéité du sol engendrent une augmentation de la capacité portante. Salençon et Matar (1977) ont étudié le problème de la capacité

✉ Corresponding author. E-mail address: ouahabmy@gmail.com

portante d'une semelle filante sous charge verticale centrée, reposant sur une couche de sol purement cohérent d'épaisseur limitée, en considérant une base rigide, et dont la cohésion croît linéairement avec la profondeur. Les travaux de Salençon et al. (1976), Matar et Salençon (1979) et Salençon et Matar (1982) traitent aussi les semelles filantes et circulaires sur des sols non homogènes. Reddy et Rao (1981; 1982) ont obtenu par la borne supérieure de l'analyse limite une solution de la capacité portante d'une semelle filante sur une argile non homogène anisotrope et sur un sol cohérent-flottant, ils ont constaté que l'analyse avec une surface de glissement circulaire surestime la capacité portante, qui est fortement influencée par l'anisotropie et la non-homogénéité du sol.

Houlsby et Wroth (1983) ont appliqué la méthode des caractéristiques pour étudier la capacité portante d'une semelle circulaire, la solution présentée est considérée comme une borne inférieure. Le travail de Kusakabe et al. (1986) a permis de montrer que le facteur de forme diminue significativement en tenant compte de l'augmentation du taux de la non-homogénéité avec la profondeur. Tani et Craig (1995) ont examiné théoriquement et expérimentalement la capacité portante d'une semelle circulaire encastrée dans une argile non-homogène, la comparaison des résultats théoriques et expérimentaux montre une différence variant entre 6 % et 17 %. Griffiths (1982) a utilisé la méthode des éléments finis pour calculer la capacité portante d'une semelle filante lisse et rugueuse reposant sur un sol cohérent, en considérant une cohésion variable linéairement avec la profondeur. Martin (2004) a étudié également la capacité portante d'une semelle filante et circulaire placée sur une argile non homogène, en utilisant la méthode des caractéristiques. AL-Shamrani (2005) a utilisé l'analyse limite pour étudier le problème de la capacité portante d'une semelle filante sur un sol non-homogène anisotrope. Gourvenec et Mana (2011) ont utilisé récemment l'analyse par éléments finis en combinaison avec l'analyse limite pour évaluer les facteurs de portance des semelles filantes et circulaires, en considérant une interface lisses et rugueuses pour différents rapports d'encastrement.

La majorité des études de la capacité portante des fondations superficielles sont basées sur l'hypothèse d'une semelle isolée ; en pratique une fondation est souvent en interférence avec d'autres fondations. Dans la littérature, de nombreux travaux ont été consacrés à l'étude de l'influence de l'interférence des fondations superficielles posées sur un sol frottant et homogène (Stuart, 1962; Das et Larbi-Cherif 1983; Kumar et Ghosh 2007; Mabrouki et al. 2010). Cependant, dans le cas d'un sol non homogène, les travaux publiés sont très limités. Dans la littérature, on trouve le travail expérimental de Hazell (2004) qui a confirmé les résultats théoriques de Mandel (1963) pour le cas d'un sol avec un degré de non homogénéité  $\leq 0,2$ . Martin et Hazell (2005) ont également appliqué la méthode des caractéristiques pour étudier la capacité portante d'une série des fondations en interférence, en considérant des distances identiques, pour un degré de non homogénéité varie de 0,5 à 5. Ils ont constaté qu'il y a un gain dû à l'interférence pour les fondations lisses et rugueuses.

La présente étude examine la capacité portante des semelles filantes et circulaires soumises à une charge verticale centrée, reposant sur une argile non homogène, dont la cohésion augmente linéairement avec la profondeur. L'approche numériques élastoplastique a été adoptée en utilisant le code Plaxis (2012), basé sur la méthode des éléments finis. Cette étude a permis de déterminer les facteurs de portance  $N_c$ , de forme  $S_c$  et d'interférence  $\zeta$ ; de plus, les facteurs de correction  $F_R$  et  $F_S$  ont été évalués pour les deux cas d'interfaces lisses et rugueuses. L'effet de la non-homogénéité de la cohésion sur l'évolution des contraintes normales et sur les mécanismes de rupture sous les fondations est également étudié. Les résultats numériques sont comparés à ceux disponibles dans la littérature.

## 2. Présentation des cas étudiés

### 2.1. Cas des semelles filantes et circulaires isolées

Pour une fondation superficielle sous charge verticale (Figure 1), la capacité portante non drainée est calculée en utilisant l'équation donnée par Terzaghi (1943) :

Cas d'une semelle filante:

$$q_u = c_0 N_c \quad (1)$$

Cas d'une semelle circulaire:

$$q_u = c_0 N_c^{filante} S_c \quad (2)$$

où  $N_c$  est le facteur de portance ;  $S_c$  est le facteur de forme ;  $c_u$  est la cohésion du sol, qui varie linéairement avec la profondeur,  $c_u$  est exprimé par l'équation (3).

$$c_u = c_0 + k \cdot z \quad (3)$$

avec  $c_0$  est la cohésion à la surface du sol (Figure 1) et  $k$  est le gradient de cohésion par rapport à la profondeur. L'augmentation linéaire de la cohésion avec la profondeur est représentée par le rapport  $\kappa = k(B \text{ ou } D)/c_0$ , où  $B$  est la largeur de la semelle filante et  $D$  est le diamètre de la semelle circulaire.

Pour déterminer la capacité portante dans le cas d'une fondation filante sous charge verticale, reposant sur un sol cohérent avec gradient vertical de cohésion, Davis et Booker (1973) ont proposé la formule suivante:

$$q_u = Q/B = F[(2 + \pi) \cdot c_0 + kB/4] \quad (4)$$

où  $Q$  est la charge de rupture et  $F$  est un facteur correcteur dépend seulement du rapport  $\kappa$  ( $F = F_R$ : cas de semelle rugueuse ou  $F = F_S$ : cas de semelle lisse).

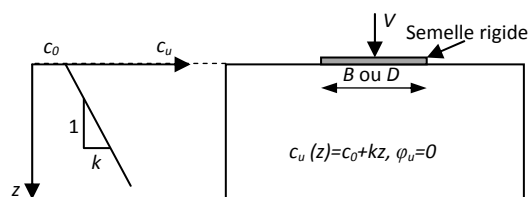


Fig. 1. Présentation du problème, cas d'une semelle isolée.

**2.2. Cas de deux semelles filantes en interférence**

Dans cette étude, on considère également le cas de deux semelles filantes de largeur  $B$ , espacées par une distance  $S$  mesurée entre leurs bords intérieurs (Figure 2). Le degré de non-homogénéité du sol  $\kappa$  varie de 0 à 20 et le rapport d'espacement entre les semelles  $S/B$  varie de 0 à 1. Pour les conditions non drainées, la capacité portante de deux semelles filantes en interférence et soumises à une charge verticale centrée est donnée par la relation suivante :

$$q_u = c_0 N_c \zeta \tag{5}$$

où  $\zeta$  est le facteur d'interférence ( $\zeta = \zeta_R$ : interface rugueuse ou  $\zeta = \zeta_S$ : interface lisse). Le facteur d'interférence est par définition le rapport de la capacité portante d'une semelle dans le cas de l'interférence avec une autre semelle ( $q_{u(int)}$ ) à la capacité portante d'une semelle de même dimension, considérée isolée et établie sur le même sol ( $q_{u(iso)}$ ), il correspond donc à l'expression suivante:

$$\zeta = q_{u(int)} / q_{u(iso)} \tag{6}$$

**3. Procédure numérique**

Les calculs élastoplastiques ont été effectués à l'aide du code Plaxis (2012), en déformations planes dans le cas d'une semelle filante et en axisymétrie dans le cas d'une semelle circulaire, en utilisant des éléments finis triangulaires à 15 nœuds. Du fait de la symétrie du problème, seule la moitié du modèle est retenue. Les conditions aux limites sont prises en compte en bloquant les déplacements horizontaux et verticaux pour la limite inférieure; pour les limites latérales, le déplacement est bloqué dans la direction horizontale (Figure 3). De nombreux tests ont été exécutés pour examiner l'influence du maillage; un raffinement local du maillage a été effectué dans les zones de forts gradients de contraintes, c'est-à-dire au voisinage de la semelle et dans la zone située à  $0,2B$  sous la base de la semelle; les dimensions du modèle ont été définies de façon à éviter toute source de perturbation dans la formation des mécanismes de rupture dans le sol.

Dans cette étude, les semelles filantes et circulaires de largeur et diamètre identiques ( $B=D=1m$ ) sont placées à la surface du sol. Les semelles sont supposées rigides, rugueuses ou lisses, et soumises à une charge verticale centrée. La condition d'une semelle rigide (indéformable), est assurée par l'application d'un déplacement vertical uniforme sur les nœuds qui représentent la semelle.

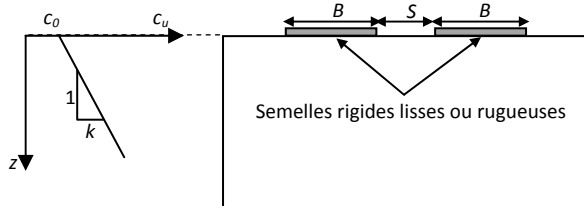


Fig. 2. Présentation du problème, cas de deux semelles en interférence.

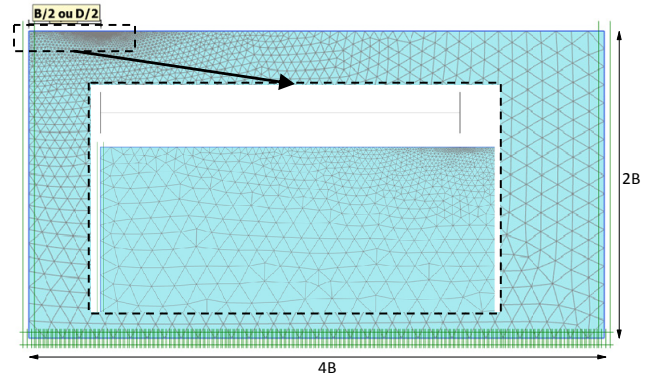


Fig. 3. Maillage adopté pour une semelle isolée.

L'interface rugueuse, est assurée en fixant la composante horizontale du déplacement, alors que pour le cas d'une interface lisse, la composante horizontale du déplacement est libre. Le déplacement est appliqué en incréments et la contrainte de rupture a été calculée en divisant la résultante des forces nodales verticales à la base de la semelle par sa largeur. Le comportement du sol est régi par une loi élastique-parfaitement plastique et le critère de Tresca a été adopté ( $E_u/c_u=500$ ). Il est à noter que les valeurs des paramètres élastiques du sol ont un effet négligeable sur la capacité portante (Mabrouki et al. 2009).

**4. Résultats et discussions**

**4.1 Charge limite**

Les courbes charge-déplacement pour une semelle filante et circulaire sont représentées sur la Figure 4 pour différentes valeurs de  $\kappa$ . Les courbes sont présentées en termes de charge normalisée  $V_u/BC_0$  et de déplacement normalisé  $\delta/B$  pour les deux cas d'interfaces lisses et rugueuses. Comme indiqué sur la Figure 4, la contrainte au dessous de la semelle augmente progressivement et finalement elle se stabilise pour une valeur qui indique un palier qui correspond à la capacité portante  $q_u$ . Il est clair que les charges de rupture augmentent avec l'accroissement de la non-homogénéité du sol représentée par le rapport  $\kappa$ .

Pour le cas d'une semelle filante sur un sol homogène ( $\kappa=0$ ), la différence entre les charges de rupture dans le cas d'une interface lisse et une autre rugueuse est presque négligeable ; par ailleurs, on peut remarquer une petite influence dans le cas d'une semelle circulaire. Cependant, les résultats obtenus pour un sol non homogène ( $\kappa>0$ ) révèlent l'influence de l'interface sol-semelle, où il est facile de différencier et identifier les pics de charge pour les semelles filantes et circulaires. La comparaison entre les résultats d'une semelle filante lisse et rugueuse, indique une différence de 17,5% dans le cas de  $\kappa=10$  ; aussi, la différence entre la charge limite d'une semelle circulaire lisse et rugueuse, est de l'ordre de 18,1% dans le cas de  $\kappa=10$ . Il est important de noter que la différence croît avec l'augmentation de la non-homogénéité du sol, ce qui signifie que la rugosité et la non-homogénéité du sol engendre l'augmentation de la capacité portante des semelles filantes et circulaires.

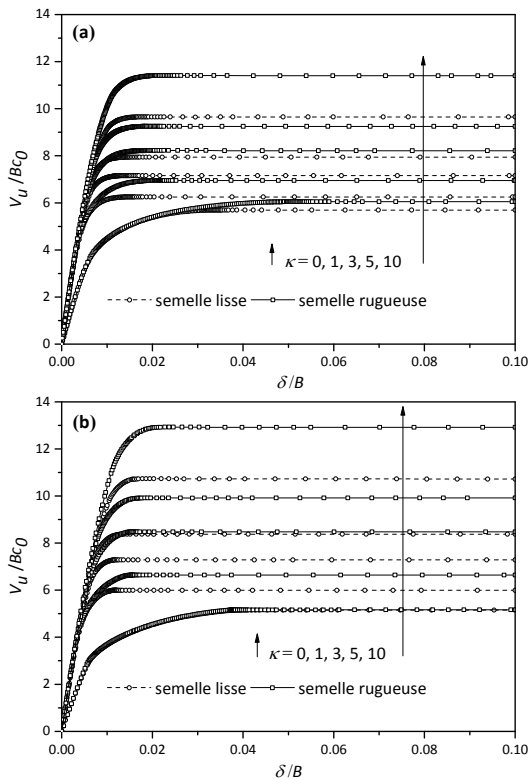


Fig. 4. Courbes charge-déplacement; (a): semelle circulaire, (b): semelle filante.

On note aussi que la non-homogénéité du sol influence la pente de la courbe charge-déplacement à cause de l'effet de l'augmentation du module de Young du sol avec la profondeur dans le cas du sol non-homogène ( $\kappa > 0$ ), alors qu'il est constant sur toute la profondeur pour le cas d'un sol homogène ( $\kappa=0$ ).

L'effet de l'augmentation linéaire du module d'élasticité  $E_u$  avec la profondeur est illustré sur la Figure 5 pour différentes valeurs de  $\kappa = 0, 1$  et  $3$  et des rapports de module d'élasticité avec la cohésion  $E_u/c_u = 250, 500$  et  $1000$ . Les courbes sont présentées en termes de charge verticale normalisée  $V_u/Bc_0$  et de déplacement normalisé  $\delta/B$ . La Figure 5 montre que lorsque le module d'élasticité non drainé  $E_u$  augmente, la charge limite de la semelle reste la même que celle d'une semelle placée sur un sol homogène, néanmoins cette charge limite est atteinte à des déplacements plus petits. Ainsi, les paramètres élastiques n'ont aucun effet sur la capacité portante des semelles placées sur un sol homogène ou non homogène.

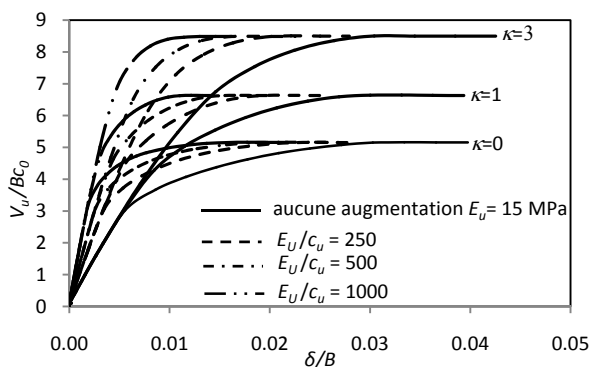


Fig. 5. Courbes charge-déplacement, effet de  $\kappa$  et  $E_u/c_u$ .

### 4.2 Facteur de capacité portante $N_c$

La Figure 6 (a) et (b) présente les valeurs du facteur de portance  $N_c$  pour les semelles filantes et circulaires respectivement, en considérant une interface lisse et rugueuse. Les valeurs obtenues par la présente étude sont comparées aux valeurs issues des formulations disponibles dans la littérature. Dans le cas d'une semelle filante placée sur un sol homogène ( $\kappa = 0$ ), le facteur de portance  $N_c$  obtenu par la présente étude est égal à 5,142 et 5,144 pour une semelle lisse et rugueuse respectivement, ce qui est en excellent accord avec la solution exacte de Prandtl ( $N_c=\pi+2$ ). Le facteur de portance déterminé par l'analyse élastoplastique dans le cas d'une semelle circulaire est égal 5,696 et 6,064 pour une semelle lisse et rugueuse respectivement, ces valeurs sont aussi en excellent accord avec la solution exacte de Shield (1955) pour la semelle lisse et avec celle de Eason et Shield (1960) pour la semelle rugueuse.

D'après la Figure 6, on remarque que le facteur de portance  $N_c$  des semelles filantes et circulaires augmente avec l'accroissement du taux de la non-homogénéité  $\kappa$ , l'écart atteint sa valeur maximale 323 %, dans le cas d'une semelle filante rugueuse; et 194 % pour une semelle circulaire rugueuse. Pour le cas d'une semelle filante (Figure 6a), les résultats de la présente étude sont en bon accord avec ceux proposés par Davis et Booker 1973 et Houlby et Wroth. Cependant, pour le cas d'une semelle circulaire (Figure 6b), on peut noter que les résultats de Kusakabe et al. (1986) sont des bornes supérieures.

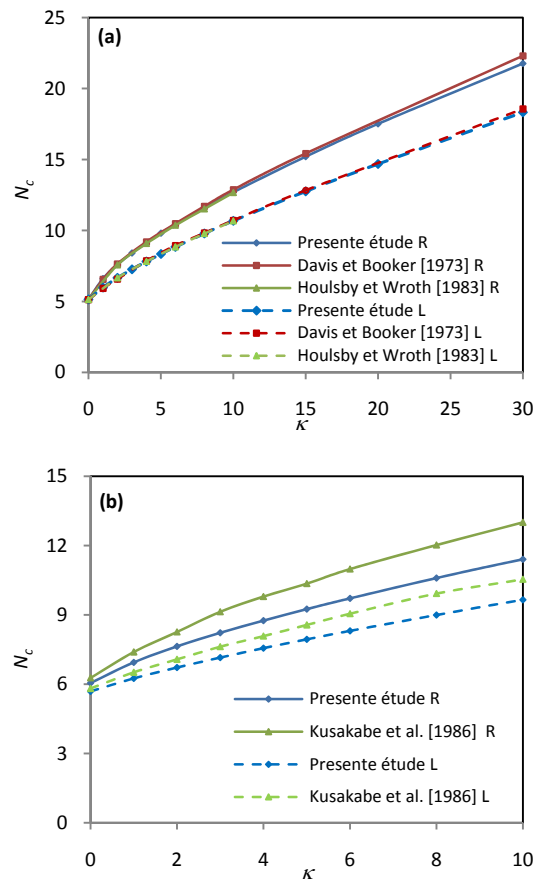


Fig. 6. Facteur de portance  $N_c$ , (a): semelle filante (b) : semelle circulaire.

**4.3 Distribution des contraintes normales**

Les distributions des contraintes normales  $\sigma_n$ , agissant sur les semelles filantes et circulaire en considérant une interface lisse sont représentées sur la Figure 7 pour différentes valeurs de  $\kappa$ . Les contraintes normalisées sont présentées en fonction de la distance horizontale par rapport à l'axe de la semelle. Pour le cas d'un sol homogène ( $\kappa = 0$ ), la répartition de la contrainte normale sous la semelle filante est uniforme, il n'est pas de même pour la semelle circulaire. Dans le cas d'un sol non-homogène ( $\kappa > 0$ ), la répartition des contraintes normales n'est pas uniforme dans les deux cas de semelles filante et circulaire. La magnitude des contraintes normales augmente d'une façon quasi-linéaire vers l'axe de la semelle; par ailleurs, il n'y a pas d'augmentation au bord des semelles. La Figure 7 montre que les contraintes normales  $\sigma_n$  augmentent lorsque la non-homogénéité du sol augmente, pour les semelles filantes et circulaires.

**4.4 Facteur de correction F**

Pour évaluer l'effet de l'interface sol-semelle filante, la Figure 8 présente la variation des facteurs de correction  $F$ , déterminés à partir de l'équation 4 ( $F_R$ : semelle rugueuse ou  $F_S$ : semelle lisse) et le rapport  $F_R/F_S$ . Dans le cas d'un sol homogène ( $\kappa = 0$ ), le facteur de correction  $F$  est égal à 1 et la valeur de la capacité portante égale à celle donnée par la solution exacte [ $q_u = (\pi+2)c_0$ ]. Le rapport  $F_R/F_S$  augmente lorsque la non-homogénéité du sol augmente et atteint une valeur maximale de 1,2 pour  $\kappa = 20$ , ce qui signifie que l'interface rugueuse engendre une augmentation de la capacité portante.

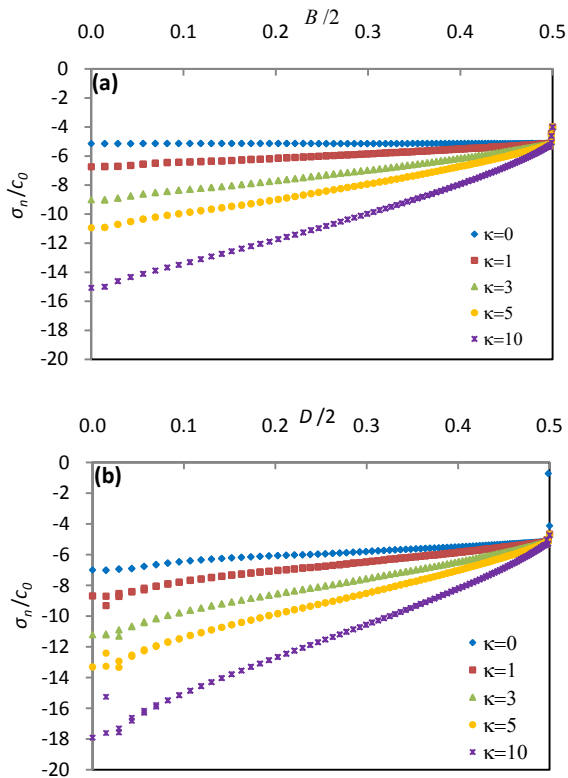


Fig. 7. Distribution des contraintes normales; (a): semelle filante, (b): semelle circulaire.

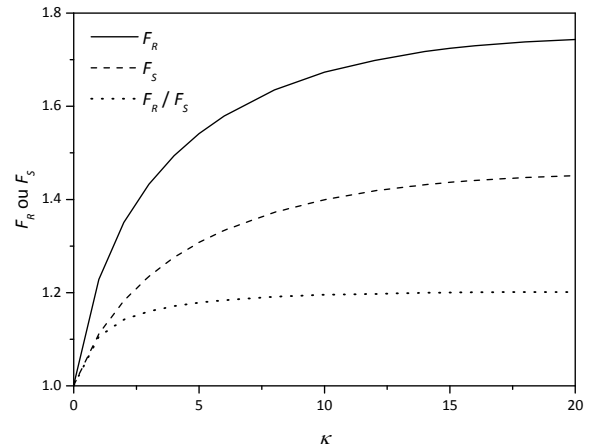


Fig. 8. Facteur de correction  $F$ .

**4.5 Facteur de forme  $S_c$**

Le facteur de forme  $S_c$  est défini comme étant le rapport  $N_c$  d'une semelle circulaire sur celui d'une semelle filante. La figure 9 montre la variation du facteur de forme en fonction de  $\kappa$  pour les deux cas de semelles lisse et rugueuse. Dans le cas d'un sol homogène ( $\kappa = 0$ ), les valeurs de  $S_c$  de la présente étude sont respectivement 1,11 et 1,17 pour les semelles lisses et rugueuses. Il est clair que le facteur de forme  $S_c$  diminue significativement avec l'augmentation de la non-homogénéité du sol.

**4.6 Mécanismes de rupture**

Les figures 10 et 11 présentent respectivement la variation des mécanismes de ruptures des semelles filantes et circulaires en fonction de la non-homogénéité du sol. Dans le cas d'une semelle filante et rugueuse sur un sol homogène ( $\kappa = 0$ ), on peut observer un coin triangulaire élastique au-dessous de la semelle. Le mécanisme de rupture d'une semelle filante est similaire à celui de Prandtl (1920) et Terzaghi (1943). Par ailleurs, dans le cas d'une interface lisse, la zone mobilisée par cisaillement est plus petite et il n'y a aucun coin élastique au-dessous de la semelle. Il est important de noter que ce coin disparaît dans le cas d'un sol non-homogène ( $\kappa > 0$ ). Il est clair que l'étendue des mécanismes de rupture diminue avec l'augmentation de la non-homogénéité du sol, pour les semelles filantes et circulaires.

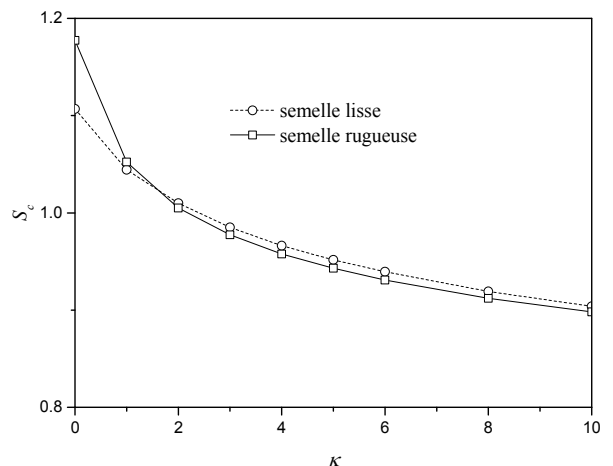


Fig. 9. Facteur de forme  $S_c$ .

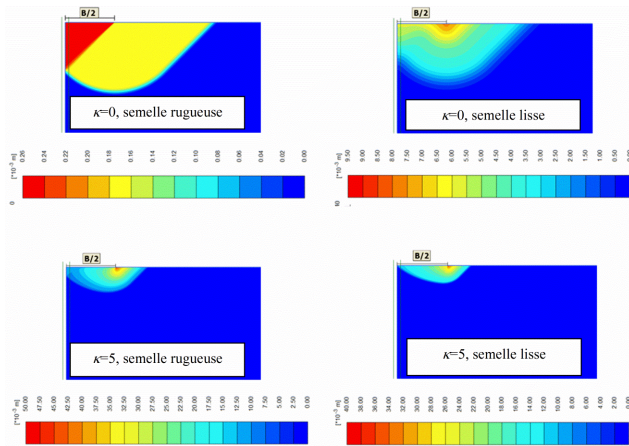


Fig. 10. Mécanismes de rupture d'une semelle filante.

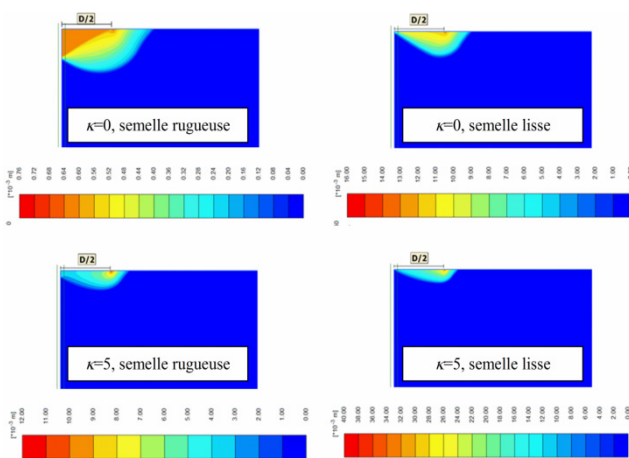


Fig. 11. Mécanismes de rupture d'une semelle circulaire.

4.7 Effet de l'interférence de deux semelles filantes

4.7.1 Facteur d'interférence  $\zeta$

La Figure 12 montre la variation du facteur d'interférence  $\zeta$  obtenu par la présente étude dans le cas des semelles lisses et rugueuses, reposant sur un sol homogène ( $\kappa = 0$ ). Les résultats obtenus sont comparés à ceux de Martin et Hazell (2005), déterminés par la méthode des caractéristiques.

Pour  $S/B = 0$ , il n'y a pas de gain dû à l'interférence et les deux semelles interférentes sont considérées comme une semelle isolée de largeur  $2B$ . Dans le cas d'une semelle rugueuse, le facteur d'interférence augmente avec l'accroissement de l'espacement entre les deux semelles, jusqu'à atteindre un pic de  $1,06$  à  $S/B = 0,2$ , puis il diminue jusqu'à une valeur minimale de  $1,02$  à  $S/B = 0,5$ . Alors que, pour une semelle lisse, il n'y a pas de gain dû à l'interférence; les valeurs de facteur d'interférence sont égales à  $1$  pour toutes les valeurs de  $S/B$ . Le pic prédit par Martin et Hazell (2005) est de  $1,07$  à  $S/B = 0,15$ . Ainsi, les résultats numériques obtenus par la présente étude sont en accord avec ceux obtenus par Martin et Hazell (2005).

Les courbes des facteurs d'interférence en fonction de l'espacement pour différentes valeurs de  $\kappa$ , sont montrées sur la Figure 13.

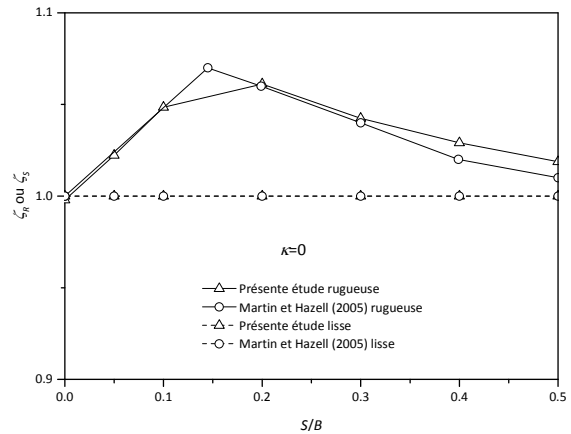


Fig. 12. Comparaison des valeurs de  $\zeta$ .

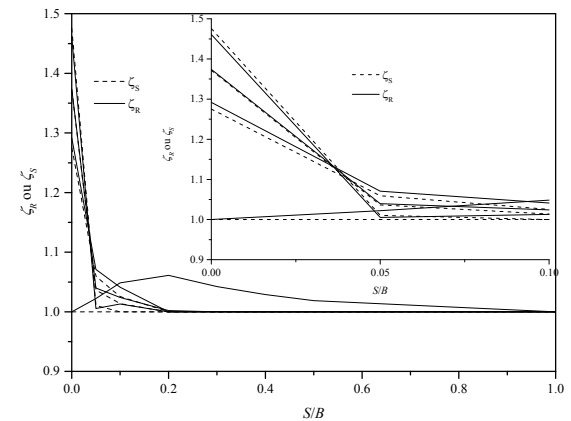


Fig. 13. Effet de  $\kappa$  sur  $\zeta$ .

Dans le cas d'un sol non homogène ( $\kappa > 0$ ), un gain dû à l'interférence est observé à  $S/B=0$  pour les semelles lisses et rugueuses. Les valeurs maximales de  $\zeta$  obtenues pour une semelle lisse sont  $1,29$ ;  $1,37$ ;  $1,46$  pour  $k = 5, 10$  et  $20$  respectivement, alors que pour le cas d'une semelle rugueuse, les valeurs maximales de  $\zeta$  sont  $1,27$ ;  $1,37$ ;  $1,47$  pour  $k = 5, 10$  et  $20$  respectivement. L'accroissement de la distance entre les semelles lisses ou rugueuses produit une diminution du facteur d'interférence, qui se stabilise à une valeur égale à  $1$  pour  $S/B = 0,2$ . Les valeurs de  $\zeta$  augmentent avec l'accroissement de  $\kappa$  pour  $S/B \leq 0,04$  (Figure 13). En revanche, pour un rapport  $S/B$  supérieur ou égal à  $0,04$ , les valeurs de  $\zeta$  diminuent avec l'augmentation de  $\kappa$ .

5. Conclusion

L'analyse élastoplastique par éléments finis a été utilisée pour l'évaluation de la capacité portante des semelles filantes et circulaires placées sur une argile non-homogène. Cette étude a permis de calculer le facteur de portance  $N_c$ , les facteurs de correction  $F_R$  et  $F_s$  et le facteur d'interférence  $\zeta$ , ainsi que les facteurs de forme pour la capacité portante d'une semelle circulaire placée sur une argile non-homogène. De plus, les contraintes normales et les mécanismes de rupture sous la base des semelles filantes et circulaires ont été présentés.

La présente étude confirme que le facteur de portance  $N_c$  augmente avec l'accroissement de la non-homogénéité du sol,

cependant le facteur de forme  $S_c$  décroît. Pour les semelles filantes et circulaires lisses, la magnitude de la contrainte normale  $\sigma_n$  augmente avec l'augmentation de la non-homogénéité du sol. Les mécanismes de rupture ont confirmé que la non-homogénéité du sol a un effet significatif sur la taille et la forme de la zone plastique sous la base des semelles filantes et circulaires lisses et rugueuses. Les valeurs obtenues des facteurs de correction  $F_R$  et  $F_S$  montrent que l'interface rugueuse et la non-homogénéité engendrent une augmentation de la capacité portante de la semelle filante.

Le gain dû à l'interférence des semelles filantes placées sur un sol non homogène est supérieur à celui obtenu pour un sol homogène. Pour  $\kappa = 0$ , la valeur maximale du gain dû à l'interférence des semelles rugueuses est prévue à  $S/B = 0,2$ ; alors qu'il n'y a pas de gain dû à l'interférence des semelles lisses. Dans le cas d'un sol non homogène, les valeurs maximales du facteur d'interférence sont obtenues à  $S/B = 0$  pour les semelles lisses et rugueuses.

## Références

- Al-Shamrani, M.A (2005) Upper-bound solutions for bearing capacity of strip footings over anisotropic nonhomogeneous clays, *Soils and foundations* 45(1): 109-124.
- Das, B. M., S. Larbi-Cherif (1983) Bearing capacity of two closely-spaced shallow foundations on sand. *Soils and Foundations* 23(1): 1-7.
- Davis, E., J. Booker (1973) The effect of increasing strength with depth on the bearing capacity of clays. *Geotechnique* 23(4): 551-563.
- Eason, G., R.T. Shield (1960) The plastic indentation of a semi-infinite solid by a perfectly rough circular punch. *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Physik ZAMP* 11(1): 33-43.
- Gourvenec, S., D. Mana (2011) Undrained vertical bearing capacity factors for shallow foundations. *Géotechnique Letters* 1: 101-108.
- Gourvenec, S., M. Randolph, O. Kingsnorth (2006) Undrained bearing capacity of square and rectangular footings. *International Journal of Geomechanics* 6(3): 147-157.
- Green, A (1954) The plastic yielding of metal junctions due to combined shear and pressure. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 2(3): 197-211.
- Griffiths, D (1982) Computation of bearing capacity on layered soils. *Proceedings of the 4th International Conference on Numerical Methods in Geomechanics*, Edmonton, Alberta, Canada, May. Balkema, Rotterdam, The Netherlands, 163-170.
- Hansen, J.B (1970) A revised and extended formula for bearing capacity. *Danish Geotechnical Institute Bulletin*, 28, 5-11.
- Hazell, E (2004) Interaction of closely spaced strip footings, Final year project report, Department of Engineering Science, University of Oxford.
- Houlsby, G.T., C.P. Wroth (1983) Calculation of stresses on shallow penetrometers and footings. *Proceedings of the IUTAM-IUGG symposium on seabed mechanics*, 107-112.
- Kumar, J., P. Ghosh (2007) Ultimate bearing capacity of two interfering rough strip footings. *International Journal of Geomechanics* 7(1): 53-62.
- Kusakabe, O., H. Suzuki, A. Nakase (1986) An upper bound calculation on bearing capacity of a circular footing on a non-homogeneous clay. *Soils and Foundations* 26(3): 143-148.
- Mabrouki, A., D. Benmeddour, M. Mellas (2009) Numerical study of bearing capacity for a circular footing. *Australian Geomechanics* 44(1), 91-100.
- Mabrouki, A., D. Benmeddour, R. Frank, M. Mellas (2010) Numerical study of the bearing capacity for two interfering strip footings on sands. *Computers and Geotechnics* 37(4): 431-439.
- Mandel, J (1963) Interference plastique de fondations superficielles. *Proceedings of International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Budapest.
- Martin, C (2004) ABC—Analysis of bearing capacity, Available online from [www-civil.eng.ox.ac.uk/people/cmm/software/abc](http://www-civil.eng.ox.ac.uk/people/cmm/software/abc).
- Martin, C., E. Hazell (2005) Bearing capacity of parallel strip footings on non-homogeneous clay. *Proceedings of the International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics*, Perth, 427-433.
- Matar, M., J. Salençon (1979) Capacité portante des semelles filantes. *Revue française de Géotechnique*, 9 : 51-76.
- Meyerhof, G (1953) The bearing capacity of foundations under eccentric and inclined loads. *Proceedings, 34th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 440-445.
- Nakase, A (1966) Bearing capacity of cohesive soil stratum, Report of Port and Harbour Research Institute 5(12): 24-42.
- Plaxis 2D (2012) Finite Element Code for Soil and Rock. *Plaxis BV, Delft, Netherlands*.
- Prandtl, L (1920) Über die härte plastischer körper, *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse* 74-85.
- Raymond, G. P (1967) The bearing capacity of large footings and embankments on clays. *Geotechnique* 17(1): 1-10.
- Reddy, A. S., K. V. Rao (1981) Bearing capacity of strip footing on anisotropic and nonhomogeneous clays. *Soils and Foundations* 21(1): 1-6.
- Reddy, A. S., K.V Rao (1982) Bearing capacity of strip footing on c-. PHI. soils exhibiting anisotropy and nonhomogeneity in cohesion. *Soils and Foundations* 22(1): 49-60.
- Salençon, J., M. Matar, (1982) Capacité portante des fondations superficielles circulaires. *Journal de Macanique Theorique et Appliquee*, 1(2) : 237-267.
- Salençon, J., Florentin, P., & Gabriel, Y. (1976). Capacité portante globale d'une fondation sur un sol non homogène. *Géotechnique*, 26(2), 351-370.
- Salençon, J., M. Matar (1977) Capacité portante d'une semelle filante sur sol purement cohérent d'épaisseur limitée et de cohésion variable avec la profondeur, *Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics, série Sol et fondations* (No. 143 Suppl 352, pp. 95-107.
- Salgado, R., A. Lyamin, S. Sloan, H. Yu (2004) Two-and three-dimensional bearing capacity of foundations in clay. *Geotechnique* 54(5): 297-306.
- Shield, R.T (1955) On the plastic flow of metals under conditions of axial symmetry. *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 267-287.
- Stuart, J (1962) Interference between foundations, with special reference to surface footings in sand. *Geotechnique* 12(1): 15-22.
- Tani, K., W.H. Craig (1995) Bearing Capacity of Circular Foundations on Soft Clay of Strength Increasing with Depth. *Soils and Foundations* 35(4): 21-35.
- Terzaghi, K (1943) *Theoretical soil mechanics*, Wiley.
- Vesić (1975) Bearing capacity of shallow foundations. Winterkorn HF, Fang HY, editors. *Foundation engineering handbook*. Van Nostrand Reinhold: 121-145.