

ETUDE TRIDIMENSIONNELLE DE LA CAPACITE ULTIME DES PLAQUES D'ANCRAGE DANS UN SOL FROTTANT

A. MABROUKI, M. MELLAS

Département de Génie Civil et d'Hydraulique, Université de Biskra, BP 145 Biskra, 07000, Algérie

RESUME

Les plaques d'ancrage sont généralement de type tridimensionnel, le plus souvent carrées, circulaires ou rectangulaires. La présente étude s'intéresse au calcul numérique de la force limite d'arrachement d'une plaque d'ancrage horizontale et circulaire, en utilisant le code FLAC^{3D} (Fast Lagrangian Analysis of Continua). La plaque d'ancrage est enterrée dans un sol frottant, régi par une loi élastique-parfaitement plastique et le critère de Mohr-Coulomb a été adopté. Le facteur d'arrachement a été calculé en considérant une plaque d'ancrage rigide, rugueuse et soumise à une force d'arrachement verticale et centrée. Les valeurs numériques obtenues ont été comparées aux formulations disponibles dans la littérature.

MOTS CLES: plaque d'ancrage, capacité ultime, arrachement, interface, analyse tridimensionnelle.

ABSTRACT

Plate anchors are generally square, circular or rectangular. This study focuses on a numerical study using the finite-difference code Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions (FLAC^{3D}), to evaluate the ultimate pullout capacity of horizontal circular anchors plate embedded in a frictional soil. The soil was considered to be a linearly elastic-perfectly plastic material, obeying Mohr-Coulomb criterion. The anchor break-out factors were calculated for a rigid and rough circular plate, subjected to centered vertical loads. The results have been compared with those available in the literature.

KEYWORDS: plate anchors, pullout capacity, interface, three-dimensional analysis.

1 INTRODUCTION

Les plaques d'ancrage sont des éléments carrées, circulaires ou rectangulaires, utilisés pour supporter les forces de traction ou d'arrachement sollicitant les pylônes, les mâts de transmission et les structures soumises à la poussée d'Archimède telle que les stations offshore. De nombreux auteurs ont développé différentes méthodes pour calculer la force d'arrachement des plaques d'ancrage, en faisant des hypothèses différentes sur la rugosité et la forme de la plaque. On trouve la méthode d'équilibre limite (Saeedy, [1]), la méthode des caractéristiques ou ligne de glissement (Kanakapura et al. [2]), la méthode d'analyse limite (Smith, [3]) et les méthodes numériques, qui sont basées en général sur la méthode des éléments finis ou la méthode des différences finies (Tagaya et al. [4]).

Pour une plaque d'ancrage dans un sol frottant, la formule de la capacité ultime d'arrachement est donnée par la relation suivante:

$$q_u = \gamma H N_\gamma \quad (1)$$

Avec :

q_u = contrainte de rupture ; N_γ = facteur d'arrachement ; H = profondeur d'encastrement ; γ = poids volumique du sol.

Merifield et al. [5] ont présenté une synthèse des recherches expérimentales et théoriques, effectuées pour l'étude des plaques d'ancrage. La plupart des essais ont été réalisés sur des modèles réduits; dans le cas des plaques d'ancrage circulaires on trouve les travaux de Hanna et al. [6], Andreadis et al. [7], Murray et Geddes [8], Bouazza et Finlay [9], Pearce [10] et Ilamparuthi et al. [11]. Par ailleurs, Ovesen [12], et Tagaya et al. [13] ont réalisé des expérimentations pour des plaques circulaires sur des modèles centrifugés. Il est indispensable de noter que toutes ces études considèrent un sol frottant et différentes valeurs de profondeur d'encastrement H . L'influence de l'interface sol-plaque a été étudiée par Murray et Geddes [14].

Pour l'étude d'une plaque d'ancrage filante, Kanakapura et al. [15] ont développé des méthodes de calcul basées sur le concept des lignes de glissement. Par ailleurs, Basudhar et Singh [16], Merifield et al. [17] et Merifield et al. [5], ont

étudié ce problème par l'approche statique de la théorie de l'analyse limite. Un calcul élasto-plastique par éléments finis a été effectué par Rowe et Davis [18], Koutsabeloulis et Griffiths [19], Sakai et Tanaka [20]. Egalement, la méthode d'équilibre limite a été utilisée par Sarac [21], pour l'étude des plaques d'ancrage carrées et circulaire.

La présente étude traite, par le code FLAC^{3D}[22], le problème d'interaction sol frottant-plaque d'ancrage circulaire encastrée, de diamètre D , et soumise à une force d'arrachement verticale, le problème étudié est illustré sur la Figure 1 ; la plaque d'ancrage est supposée rigides et rugueuses. Cette étude vise l'estimation numérique des facteurs d'arrachement N_γ . Les résultats des calculs numériques sont comparés à ceux déterminés par l'approche statique de la théorie de l'analyse limite et les calculs élasto-plastiques .

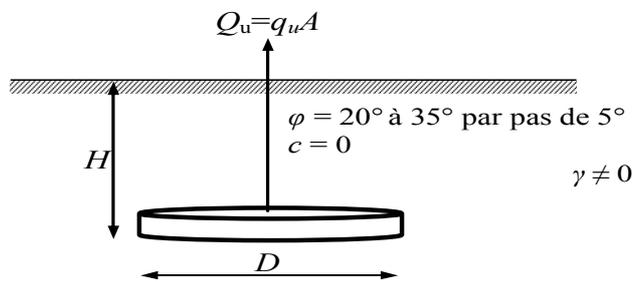


Figure 1: Présentation du problème

2 PROCEDURE DE MODELISATION NUMERIQUE

Pour calculer la force limite d'une plaque d'ancrage circulaire, le code FLAC^{3D} [22] en différences finies explicites a été choisi. Ce code intègre de nombreuses lois de comportement, adaptables à un grand nombre de matériaux, géologiques ou non. Dans cette étude le comportement du sol est régi par une loi élastique-parfaitement plastique et le critère de Mohr-Coulomb a été adopté ; ce modèle est caractérisé par un module volumique $K = 2,5 \times 10^4$ kPa, un module de cisaillement $G = 1,15 \times 10^4$ kPa ($E = 30$ MPa, $\nu = 0,3$). L'angle de frottement ϕ varie entre 20° à 35° par pas de 5° , l'angle de dilatance $\psi = \phi$. Afin de montrer l'influence de la non-associativité sur le facteur N_γ , des calculs numériques ont été exécutés avec un sol non-associé ($\psi = 0$).

L'interface entre la plaque d'ancrage et le sol est modélisée par des éléments d'interface, leur comportement est représenté par un critère de plasticité de Mohr-Coulomb. L'interface est caractérisée par un angle de frottement $\delta = \phi$ (interface rugueuse), une cohésion nulle, une rigidité normale $K_n = 10^9$ Pa/m, et une rigidité de cisaillement $K_s = 10^9$ Pa/m. Les valeurs de rigidité de l'interface sont choisies de manière à simuler un contact rigide entre le sol et la plaque. La condition d'une plaque rigide (indéformable), est assurée en fixant les déplacements verticaux et horizontaux pour les nœuds de la plaque d'ancrage.

Pour calculer le facteur N_γ , une technique de chargement par déplacement a été adoptée, en considérant une vitesse de déplacement très faible, appliquée sur les nœuds des éléments qui représentent la plaque. Le déplacement progressif de la plaque est accompagné par l'augmentation des contraintes dans le sol, la contrainte au dessus de la plaque se stabilise pour une valeur qui indique un palier, ce palier correspond à la contrainte ultime q_u . Comme dans tous les codes de modélisation basés sur la méthode des éléments finis ou des différences finies, le modèle est discrétisé par un maillage. De nombreux auteurs ont montré la dépendance de la charge limite de la géométrie du maillage utilisé et de la vitesse de déplacement appliquée; le raffinement du maillage avec une forme d'éléments proche du carré, ainsi que le choix d'une vitesse de déplacement très faible, donnent les meilleurs résultats. Pour évaluer le facteur N_γ , on suppose un massif du sol pesant et purement frottant ($\gamma \neq 0$, $c = 0$). A partir de l'équation 1, le facteur N_γ pour une plaque circulaire, est donné par :

$$N_\gamma = \frac{q_u}{\gamma H} \quad (2)$$

De nombreux tests ont été exécutés pour examiner l'influence de la taille du modèle, le nombre d'éléments et la vitesse de déplacement sur la force limite Q_u ; les dimensions du maillage ont été considérées avec une plaque circulaire de rayon $r = D/2 = 1$ m. Du fait de la symétrie du problème, seule un quart du modèle est pris en considération.

Les conditions aux limites sont prises en compte en bloquant les déplacements horizontaux et verticaux pour la limite inférieure; pour les plans de symétrie le déplacement est bloqué dans la direction perpendiculaire au plan ; la limite circconférentielle est bloquée dans toutes les directions. Le maillage adopté pour l'étude d'une plaque d'ancrage circulaire est illustré sur la Figure 2; un raffinement local du maillage a été effectué dans les zones de forts gradients de contraintes, c'est-à-dire au voisinage de la plaque. 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.

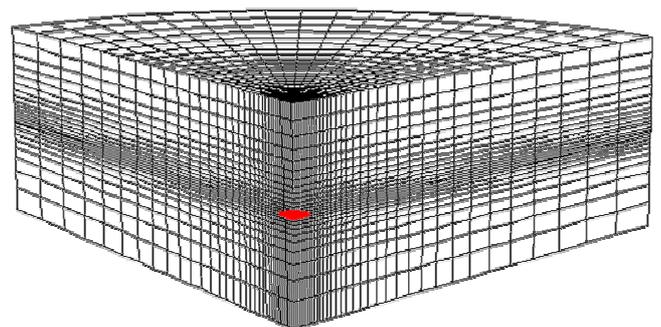


Figure 2: Maillage utilisé pour l'analyse d'une plaque d'ancrage circulaire $H/D=2$

3 RESULTATS ET DISCUSSIONS

3.1 Influence du module d'élasticité

Afin d'illustrer l'influence du module d'élasticité sur le facteur N_γ , trois valeurs ont été considérées ($E = 10, 30$ et 60 MPa) pour le cas d'une plaque circulaire avec $\varphi = \psi = 25^\circ$ et $H/D = 2$. La Figure 3 montre les résultats obtenus ; on peut remarquer que les valeurs des paramètres élastiques ont une influence négligeable sur le facteur N_γ ; de plus, si les valeurs de E choisies sont élevées, la charge limite est atteinte pour un déplacement plus petit. On note aussi que le poids volumique γ a une influence négligeable sur le facteur N_γ ; dans cette étude $\gamma = 18$ kN/m³.

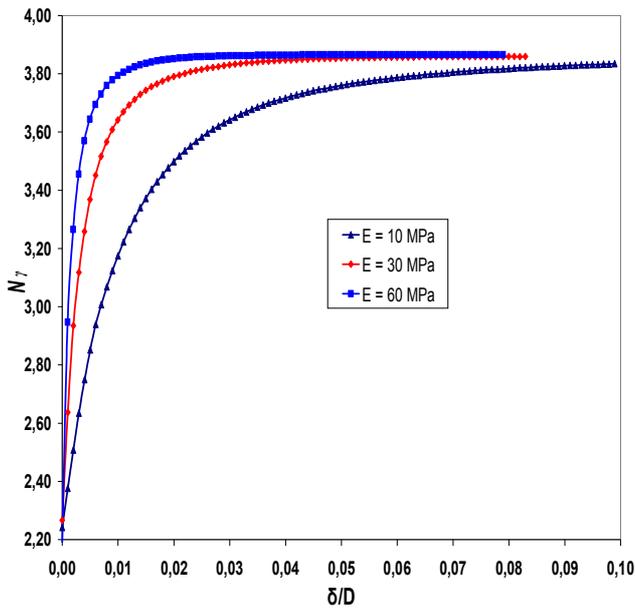


Figure 3: Variation de N_γ en fonction du rapport δ/D (déplacement du centre de la plaque/diamètre de la plaque) pour $\varphi = \psi = 25^\circ$ et $H/D = 2$

3.2 FACTEUR D'ARRACHEMENT

La Figure 4, compare les valeurs de N_γ obtenues par la présente étude avec celles trouvées par Merifield et al. [5] ; les résultats présentés sur cette figure ont été obtenus en considérant un sol associé. On note que les résultats de N_γ donnés par Merifield et al. [5] sont obtenus en appliquant la borne inférieure de l'analyse limite tridimensionnelle en utilisant la méthode des éléments finis. D'une manière générale, on peut remarquer que les résultats de la présente étude sont en très bon accord avec ceux obtenus par la borne inférieure. Les valeurs de la présente étude sous-estiment légèrement le facteur N_γ par rapport aux résultats de Merifield et al. [5]. Egalement, l'analyse des résultats présentés sur La Figure 4 permet de remarquer une variation non- linéaire de N_γ avec la profondeur.

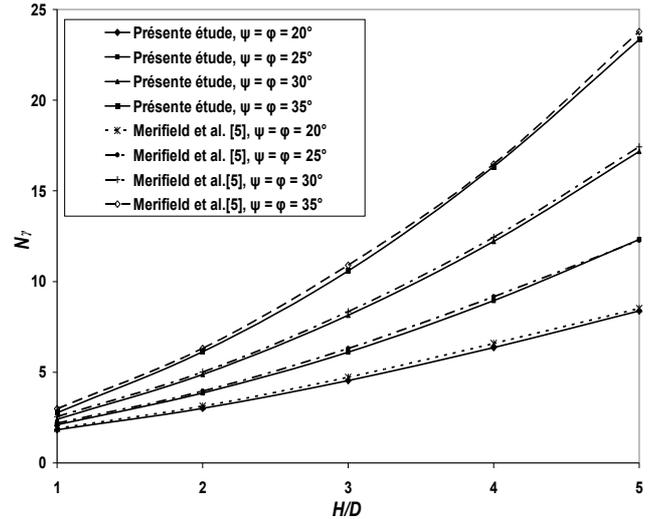


Figure 4: Comparaison de N_γ obtenu par la présente étude avec les résultats de la borne inférieure de Merifield et al. [5]

L'analyse numérique avec une règle d'écoulement associée montre une réponse charge-déplacement stable, tandis que, dans le calcul avec une règle d'écoulement non-associée ($\psi = 0$), des fluctuations numériques dans les courbes sont observées, comme indiqué sur la Figure 5; cette question a été précédemment discutée dans la littérature par de Borst et Vermeer, [23]. Il est difficile d'estimer les valeurs du facteur N_γ dans la série des fluctuations, dans cette étude la valeur moyenne de la charge limite a donc été retenue dans la série des fluctuations.

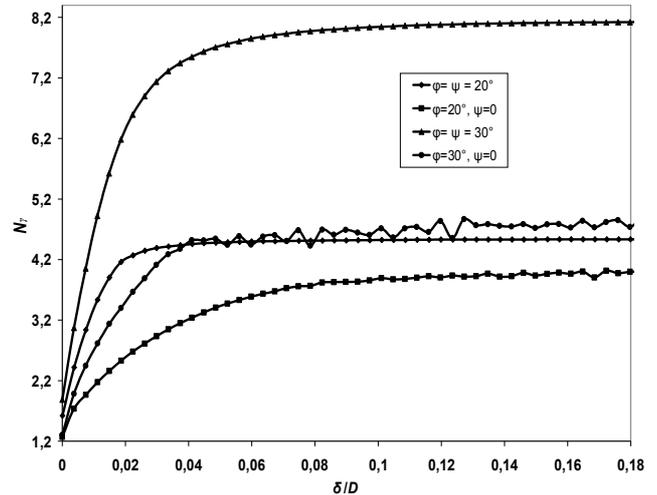


Figure 5: Variation de N_γ en fonction du rapport δ/D pour $\varphi = 20^\circ$ et 30° , $\psi = 0$ ou φ et $H/D = 3$

La Figure 6 montre l'évolution du facteur N_γ en fonction de φ et ψ ; sur cette figure sont présentés les résultats de Koutsabeloulis et Griffiths [19], déterminés par des calculs élasto-plastiques axisymétriques en utilisant la méthode des éléments finis. Il est indispensable de noter que l'étude de

Koutsabeloulis et Griffiths [19] considère un sol non associé ($\psi = 0$), ainsi pour tenir compte de l'influence de l'angle de dilatance une correction a été proposée dans le cas de déformation plane, mais il n'est pas clair si cette correction peut être utilisée pour les cas axisymétriques, sur la Figure 6 on présente leurs résultats dans le cas d'un sol associé après la correction axisymétrique (Merifield et al. [5]), aussi, les résultats d'un sol non associé, pour $\varphi=20^\circ$ et 30° . La présente étude montre l'effet de la non-associativité sur le facteur N_γ ; cet effet devient important avec l'augmentation de φ ; le facteur N_γ est réduit de 42% pour le cas de $H/D=2$ avec $\varphi = 30^\circ$ et $\psi = 0$, par rapport au cas associé ($\psi = \varphi$).

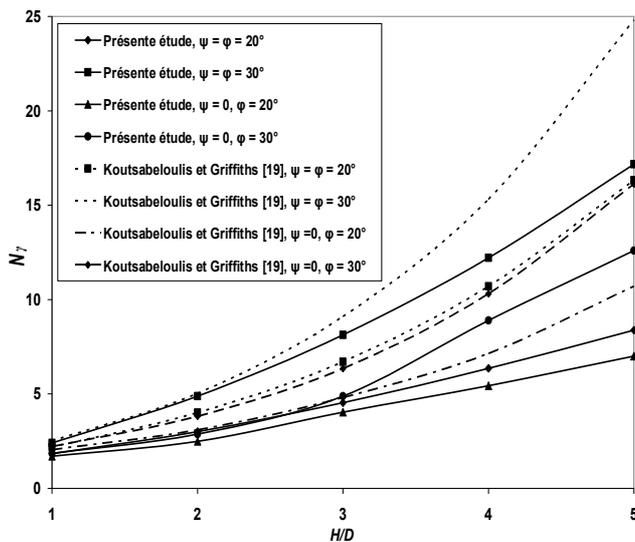


Figure 6: Comparaison de N_γ obtenu par la présente étude avec les calculs élastoplastiques de Koutsabeloulis et Griffiths [19]

3.3 MECANISME DE RUPTURE

La Figure 7 (a) et (b) montre les vecteurs de déplacement et les déformations maximales de cisaillement, pour $\varphi = 30^\circ$, $\psi = 0$ ou φ et $H/D=3$. L'examen de ces figures prouve que le comportement de la plaque d'ancrage est très différent, tant qualitativement que quantitativement, selon qu'elle est encadrée dans un sol associé ou non associé. Pour un sol associé le mécanisme de rupture est délimité par une surface tronconique; par ailleurs, dans le cas d'un sol non associé les vecteurs de déplacement et les déformations maximales de cisaillement, montrent une surface de rupture cylindrique. Aussi, on peut remarquer que la surface de rupture dans le cas d'un sol non associé est fortement réduite par rapport à celle donnée en considérant un sol associé.

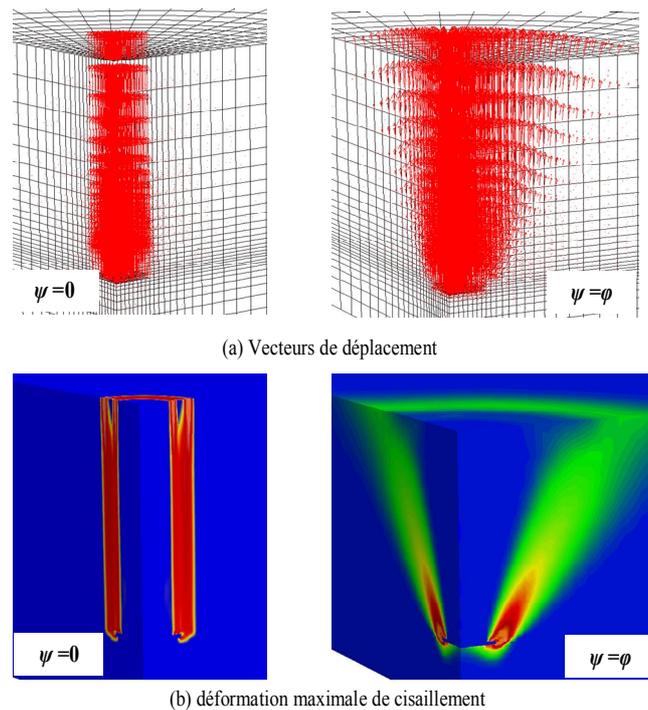


Figure 7: Vecteurs de déplacement et déformation maximale de cisaillement pour $\varphi=30^\circ$, $\psi = 0$ ou φ et $H/D=3$

4 CONCLUSION

Dans cette étude ont été déterminés par le code FLAC^{3D} les forces limites d'ancrage pour les plaques circulaires et rugueuses dans un sol frottant, afin de déterminer les facteurs d'arrachement N_γ dans les cas des rapports H/D inférieurs à 5 et d'angles de frottement interne du sol inférieurs à 35° . Pour un sol associé ($\psi = \varphi$) les résultats de la présente étude sont en excellent accord avec ceux donnés par la méthode de la borne inférieure de Merifield et al. [5]. D'autre part, les résultats de N_γ obtenus par les calculs élastoplastiques de Koutsabeloulis et Griffiths [19] sont les plus élevés. Les calculs numériques présentés dans cette étude ont permis de confirmer les résultats de Koutsabeloulis et Griffiths [19], concernant l'influence de la non-associativité du sol qui sous-estime le facteur N_γ . Egalement, la présente étude a permis de montrer que la règle d'écoulement influe sur le mécanisme de rupture.

La formulation du problème de la force limite des plaques d'ancrage ainsi que les techniques appliquées pour sa résolution, ont évolué et continuent à évoluer. La présente étude a permis de comprendre le comportement tridimensionnel d'une plaque d'ancrage rigide, rugueuse et isolée. Plusieurs perspectives de nature différente peuvent être envisagées pour ce travail, telles que l'étude de l'interférence des plaques d'ancrage; aussi, l'étude de la charge limite des plaques d'ancrage inclinées.

REFERENCES

- [1] Saeedy, H. S. Stability of circular vertical anchors. *Can. Geotech. J.* 1987; 24(3), 452–456.
- [2] Kanakapura, S., Rao, S. & Kumar, J. Vertical uplift capacity of horizontal anchors. *J. Geotech. Engng ASCE* 1994; 120(7), 1134–1147.
- [3] Smith, C. C. Limit loads for an anchor/trapdoor embedded in an associated coulomb soil. *Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech.* 1998; 22(11), 855–865.
- [4] Tagaya, K., Scott, R. F. & Aboshi, H. Pullout resistance of buried anchor in sand. *Soils Found.* 1988; 28(3), 114–130.
- [5] Merifield R. S., Lyamin A. V., & Sloan S. W. Three-dimensional lower-bound solutions for the stability of plate anchors in sand. *Géotechnique*, 2006; 56(2), 123–132.
- [6] Hanna, T. H, Sparks R. & Yilmaz, M. Anchor behaviour in sand. *J. Soil Mech. Found. Div. ASCE* 1971; 98(11), 1187–1208.
- [7] [7] Andreadis, A., Harvey, R. & Burley, E. Embedded anchor response to uplift loading. *J. Geotech. Engng* 1981; 107(1), 59–78.
- [8] [8] Murray, E. J. & Geddes, J. D. Uplift of anchor plates in sand. *J. Geotech. Eng. ASCE* 1987; 113(3), 202–215.
- [9] Bouazza, A. & Finlay, T. W. Uplift capacity of plate anchors in a two-layered sand. *Géotechnique* 1990; 40(2), 293–297.
- [10] [10] Pearce, A. Experimental investigation into the pullout capacity of plate anchors in sand. 2000; MSc thesis, University of Newcastle, Australia.
- [11] Ilamparuthi, K., Dickin, E. A. & Muthukrisnaiah, K. Experimental investigation of the uplift behaviour of circular plate anchors embedded in sand. *Can. Geotech. J.* 2002; 39(3), 648–664.
- [12] Ovesen, N. K. Centrifuge tests on the uplift capacity of anchors. *Proc. 10th Int. Conf. Soil Mech. Found. Engng, Stockholm* 1981; 1, 717–722.
- [13] Tagaya, K., Scott, R. F. & Aboshi, H. Pullout resistance of buried anchor in sand. *Soils Found.* 1988; 28(3), 114–130.
- [14] Murray, E. J. & Geddes, J. D. Uplift of anchor plates in sand. *J. Geotech. Eng. ASCE* 1987; 113(3), 202–215.
- [15] Kanakapura, S., Rao, S. & Kumar, J. Vertical uplift capacity of horizontal anchors. *J. Geotech. Engng ASCE* 1994; 120(7), 1134–1147.
- [16] Basudhar, P. K. & Singh, D. N. A generalized procedure for predicting optimal lower bound break-out factors of strip anchors. *Géotechnique* 1994; 44(2), 307–318.
- [17] Merifield, R. S. Numerical modelling of soil anchors. PhD thesis, University of Newcastle, NSW, Australia, 2002.
- [18] [18] Rowe R. K. & Davis, E. H. The behaviour of anchor plates in sand. *Géotechnique* 1982; 32, (1), 25–41.
- [19] Koutsabeloulis, N. C. & Griffiths, D. V. Numerical modelling of the trapdoor problem. *Géotechnique* 1989; 39(1), 77–89
- [20] Sakai, T. & Tanaka, T. Scale effect of a shallow circular anchor in dense sand. *Soils Found.* 1998; 38, (2), 93–99.
- [21] Sarac, D. Z. Uplift capacity of shallow buried anchor slabs. *Proc. 12th Int. Conf. Soil Mech. Found. Engng, Rio de Janeiro* 1989; 2, 1213–1218.
- [22] FLAC3D- Fast Lagrangian Analysis of Continua in three dimensions, version 3.10. 2006; ITASCA Consulting Group, Inc., Minneapolis.
- [23] de Borst, R. & Vermeer P.A. Possibilities and limitations of finite elements for limit analysis. *Géotechnique* 1984; 34(2), 195–202.