

DISPOSITIF D'ÉTUDE DU TRANSFERT DE CHARGE DANS UN SYSTÈME DE SOL COMPRESSIBLE RENFORCÉ PAR INCLUSIONS RIGIDES SUR MODÈLE RÉDUIT CENTRIFUGÉ

LUC THOREL, GAËLLE BAUDOUIN, GERARD RAULT, JACQUES GARNIER

Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Centre de Nantes, France.
Luc.Thorel@lcpc.fr

FRANÇOIS DERKX, STÉPHANE BUTTIGIEG

Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Centre de Paris,
Route de Bouaye, BP 4129, 44341 Bouguenais Cedex, France.

Résumé: Un sol compressible renforcé par inclusions rigides verticales est surmonté d'un matelas granulaire de report de charge dans lequel se développent des transferts de charge par cisaillement. Via des essais sur modèle réduit centrifugé, les mécanismes de ces transferts vont être étudiés dans une configuration 3D pour différentes hauteurs de matelas, correspondant au cas d'ouvrages de type dallage ou remblai. Un dispositif expérimental original, en conception au LCPC, est présenté ainsi que le plan d'expérience.

Abstract: Soft soils reinforced with vertical stiff piles are covered with a load transfer granular platform in which arching occurs. By experiments on reduced-scale centrifuged model, the mechanisms of load transfer will be studied in a 3D arrangement. Several heights of load transfer platform will be tested to simulate embankment or floor slab. An original experimental device and the test programme are presented.

1. INTRODUCTION

Le renforcement des sols compressibles par inclusions rigides verticales est une technique de plus en plus répandue pour réduire les tassements du sol et permettre la construction d'un ouvrage, soit via un dallage, soit par la mise en place d'un remblai sur le sol renforcé (BRIANÇON et al. [3], SIMON et SCHLOSSER [16]).

L'exemple le plus fameux est peut-être celui du pont Rion-Antirion (figure 1), situé en zone sismique. Chacune des quatre piles repose sur un matelas de transfert de charge (ballast), lui-même placé sur le fond marin préalablement renforcé par un réseau d'inclusions rigides métalliques flottantes (GARNIER et PECKER [7], PECKER [14], RAULT et al. [15]).

Au sein du Projet National ASIRI (Amélioration des Sols par Inclusions RIGides, www.irex-asiri.fr) une campagne d'essais est programmée sur modèle réduit centrifugé, afin d'identifier le comportement d'une maille élémentaire, puis le développement des voûtes dans le matelas granulaire. Les modèles, instrumentés, permettront de caractériser, en géométrie tridimensionnelle, l'effet de la nature du chargement (remblai ou dallage), du rapport de la hauteur du matelas H_M sur la

longueur des inclusions rigides L et de l'inter-distance s entre les inclusions (figure 2). Différents indicateurs de report de charge seront évalués au cours des chargements.

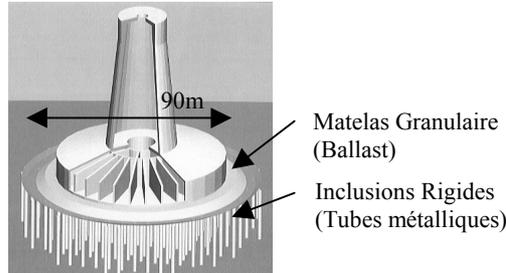


Fig. 1. Fondation des piles du pont Rion-Antirion (RAULT et al. [15])

Le transfert de charge par cisaillement vers les têtes d'inclusion (effet de voûte), sera étudié via un dispositif expérimental original permettant d'identifier la répartition des charges tant sur les inclusions qu'à l'interface sol-matelas, et ce pour différentes épaisseurs de matelas. En effet le rapport H_M/s est un paramètre clef du mécanisme de fonctionnement des transferts de charge dans le matelas granulaire.

2. GÉOMÉTRIE ET FONCTIONNEMENT D'UN SOL RENFORCÉ PAR INCLUSIONS RIGIDES

Les inclusions rigides sont mises en place selon un maillage carré. La maille est constituée de cellules élémentaires comprenant une inclusion et un volume de sol alentour (figure 2). L'assemblage de ces cellules permet de reconstituer l'ensemble du sol renforcé. Le taux de couverture α est le rapport de l'aire des têtes d'inclusions sur l'aire totale de la surface traitée.

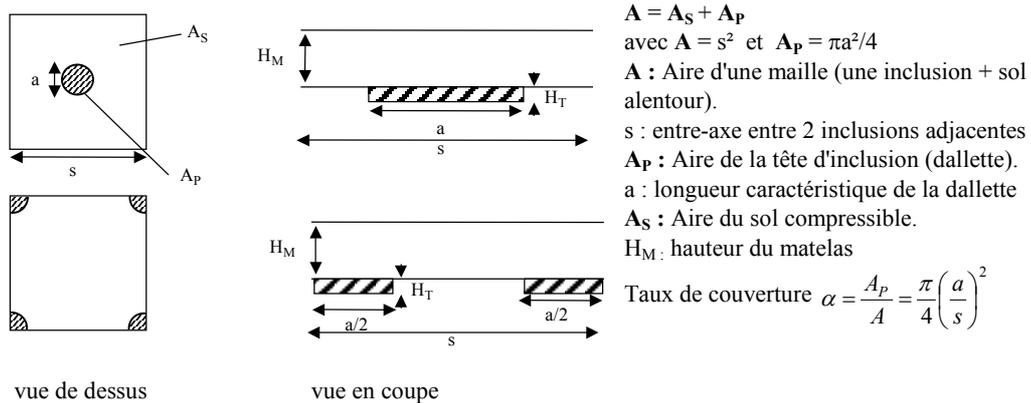


Fig. 2. Définitions géométriques (selon BRIANÇON [2])

2.1. PROBLÈME SANS INCLUSION

Ce cas, qui inclut la présence du sol compressible et du matelas (voire du remblai), permet de définir certains paramètres (figure 3) qui seront utilisés ultérieurement pour qualifier le rôle joué par la présence d'inclusions. Sans inclusion, on a $q^* = q_s^* = q_p^*$. Les forces reprises par A , A_p et A_s sont alors: $Q^* = (\gamma H_M + q_0)A = q^* \cdot A$, $Q_p^* = (\gamma H_M + q_0)A_p = q_p^* \cdot A_p$ et $Q_s^* = (\gamma H_M + q_0)A_s = q_s^* \cdot A_s$.

Le ratio des efforts exercés sur l'inclusion et sur le sol se réduit à un rapport de surfaces $Q_p^* / Q_s^* = A_p / A_s = \alpha / (1 - \alpha)$, ainsi que le rapport des efforts repris par la surface totale et par le sol compressible $Q^* / Q_s^* = A / A_s = 1 / (1 - \alpha)$.

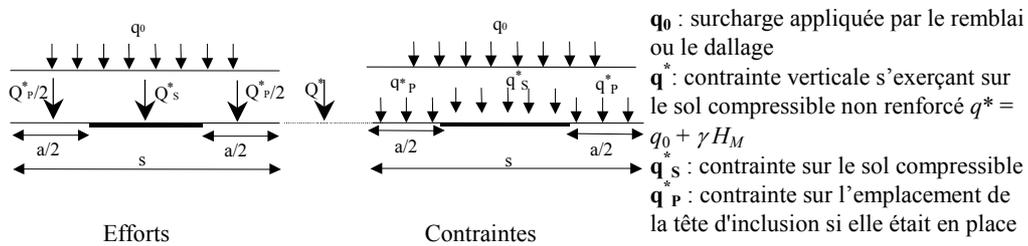


Fig. 3. Définitions du chargement

2.2. PROBLÈME AVEC INCLUSIONS ET CALCUL DES REPORTS DE CHARGE

Les efforts et les contraintes repris par le sol et les inclusions (figure 4), dont on ne connaît pas *a priori* les valeurs respectives sont liées par les relations: $Q_p^+ = q_p^+ A_p$ et $Q_s^+ = q_s^+ A_s$.

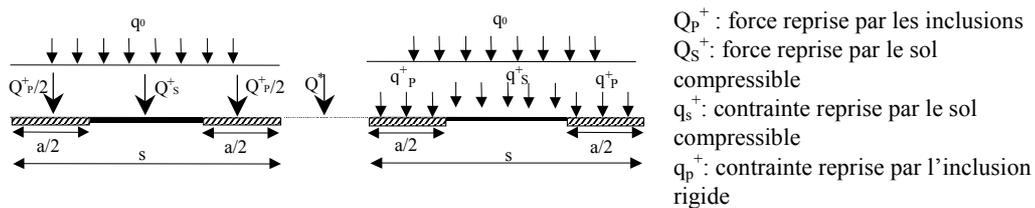


Fig. 4. Définitions du chargement avec inclusions

Pour une géométrie et une intensité du chargement, on relie certains paramètres du problème sans inclusion à d'autres du problème avec inclusions. En particulier, on écrit $Q^* = Q_p^* + Q_s^* = Q_p^+ + Q_s^+$.

Le **taux de réduction de contrainte** SRR (Stress Reduction Ratio), est le rapport $SRR = Q_S^+ / Q_S^* = q_S^+ / q_S^*$ entre la charge appliquée sur le sol compressible dans le cas "avec inclusions" et la charge qui serait appliquée dans le cas « sans inclusion » (LOW et al. [11]).

L'**efficacité** E (HEWLETT et RANDOLPH [9]), est la proportion de la charge totale reprise par les inclusions: $E = Q_P^+ / Q^*$.

La **capacité** $C = Q_P^+ / (A_P \cdot q^*)$ correspond au rapport entre la charge appliquée à une inclusion et le chargement correspondant à la colonne au-dessus de celle-ci (LOW et al. [11]).

Le **taux de concentration de contrainte** $n = q_p^+ / q_s^+$ est le rapport des contraintes reprises respectivement par l'inclusion et par le sol (HAN [8]).

E est un paramètre pertinent car Q_P^+ se mesure et Q^* se calcule. On écrit les différents indicateurs de report de charge en fonction de E et α :

$$SRR = (1 - E) / (1 - \alpha),$$

$$C = E / \alpha,$$

$$n = E(1 - \alpha) / (\alpha(1 - E)).$$

On peut distinguer le cas où l'effort est repris par l'inclusion ($E = 1$, $SRR = 0$) du cas, sans inclusion, où l'effort est repris par le sol ($E = 0$, $\alpha = 0$ et $SRR = 1$). La relation entre E et SRR est représentée ci-contre, pour une configuration classique des chantiers d'inclusions rigides rencontrés en France: $s = 2,5$ m; $a = 0,45$ m, soit $\alpha = 0,025$. Compte tenu des valeurs de α rencontrées (très inférieures à 1), on a en première approximation $E = 1 - SRR$. L'inégalité $SRR \leq 1$ conduisant à $E \geq \alpha$, l'efficacité est nécessairement non nulle dès lors que des inclusions rigides sont mises en place.

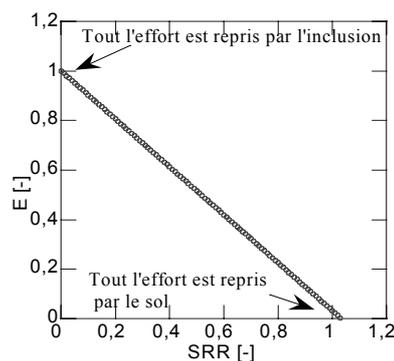


Fig. 5. Efficacité et taux de réduction de contrainte

3. MODÉLISATION EN CENTRIFUGEUSE

La modélisation en centrifugeuse d'ouvrages géotechniques sur modèle physique se base sur le respect de similitudes qui relient le modèle (réduit), placé dans un champ de macrogravité, au prototype (en vraie grandeur) que l'on cherche à simuler. C'est une méthode répandue (www.tc2.civil.uwa.edu.au) qui permet de réaliser des études paramétriques, de mener éventuellement les ouvrages à la rupture, et d'obtenir assez facilement des données exploitées soit pour une comparaison avec des ouvrages réels, soit pour le calage de modèles numériques. L'un des points forts de cette approche se trouve dans le respect des états de contrainte et de déformation entre deux points homologues du modèle réduit et de l'ouvrage prototype. Le problème des sols compressibles renforcés par inclusions rigides verticales a déjà été abordé en centrifugeuse (BARCHARD [1], Van EEKELEN et al. [20]), sur des géométries bidimensionnelles. D'autres approches expérimentales ont été effectuées, soit en utilisant des modèles basés sur les rouleaux de Schneebeli (JENCK [10]), soit sur des expérimentations en semi-vraie grandeur ou sur modèle réduit au laboratoire (BRIANÇON [1]).

3.1. SIMULATION DU TASSEMENT

Pour simuler en centrifugeuse le tassement sous une accélération de 20 G (vingt fois l'accélération de la pesanteur terrestre), une solution minimisant la mécanique est retenue. Le sol compressible est remplacé par un plateau mobile horizontal, sur lequel repose le matelas granulaire.

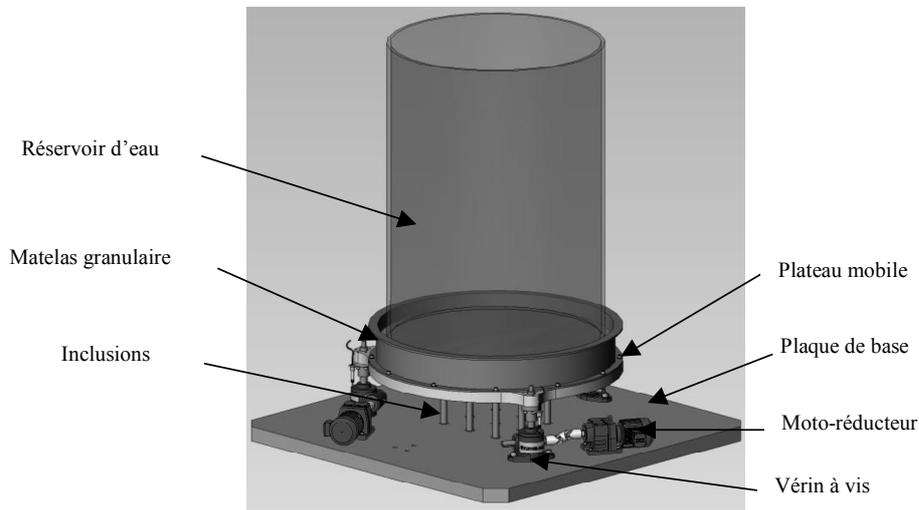


Fig. 6. Ebauches du dispositif

Le dispositif (figures 6 et 7) comprend une plaque de base martyre en aluminium de (1 m sur 1 m sur 0.04 m) centrée sur le plancher de la nacelle. Cette plaque accueille l'ensemble de la transmission de mouvement ainsi que les neuf inclusions et peut également servir à fixer les éléments nécessaires à l'essai.

Les inclusions sont simulées par neuf barres cylindriques en acier inoxydable de 18 mm de diamètre, de 185 mm de long et instrumentées en tête à l'aide d'un capteur de force standard du commerce modifié pour les sorties de fils.

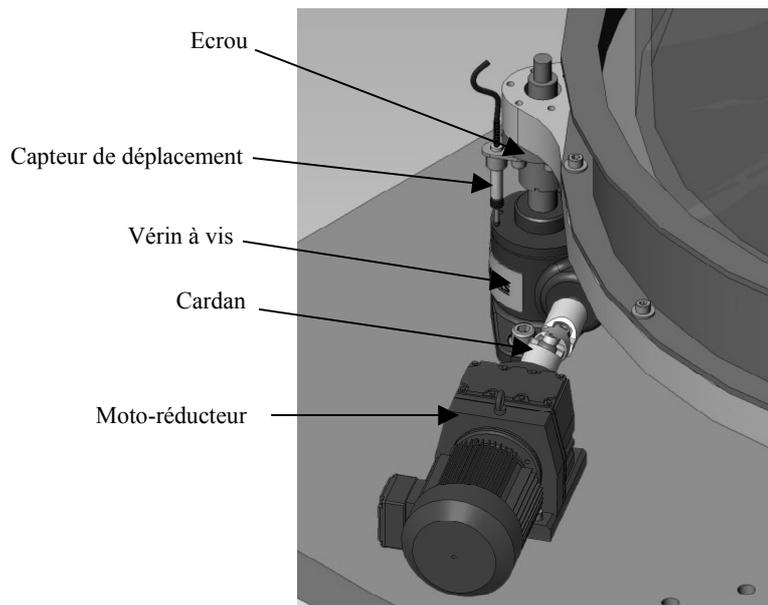


Fig. 7. Zoom sur la partie motorisation

Le mouvement de descente est assuré par trois vérins à vis à billes ayant un rapport de réduction de 1/24 et un pas de 10 mm. Ces vérins sont couplés à l'aide d'un cardan à un moteur de type « brushless » associé à un réducteur à trois étages avec un rapport de réduction de 1/195. Pour une vitesse du moteur de 0.2 tours/mn, le couple maxi à l'entrée du vérin est de 33 Nm et la vitesse en sortie du vérin est de 0.41 tours/mn soit une vitesse de descente au niveau du plateau mobile de $8,3 \cdot 10^{-2}$ mm/mn. Chaque moteur est associé à un variateur de vitesse et est équipé d'un codeur optique comportant 500 points donnant une précision théorique de positionnement largement supérieure à la précision nécessaire. Le positionnement est également, pour des raisons de sécurité et de contrôle, doublé par trois capteurs de déplacement.

L'extrémité de la vis du vérin est accouplée à un écrou fixé sur le plateau mobile perforé par des trous (9 ou 16) afin de laisser le passage aux inclusions rigides constituant la maille carrée. Le plateau est surmonté du matelas granulaire et du

dispositif de chargement mécanique modélisé par le réservoir d'eau. Il sera ainsi possible, pour différentes valeurs du « tassement » ou du chargement exercé par la hauteur d'eau réglable en cours d'essai, de mesurer les efforts transmis aux inclusions et au plateau mobile. Avec ce positif le tassement maximal envisagé pour le modèle est de 25 mm.

Pour assurer la descente du plateau à vitesse constante un asservissement est indispensable. Cet asservissement peut-être en vitesse (figure 8) ou en position (figure 9).

Pour asservir en vitesse, le moteur n° 1, déclaré comme « maître », est asservi par rapport à la consigne de vitesse de descente ω_c . Les deux autres moteurs n° 2 et 3, « esclaves », sont asservis par rapport à la vitesse réelle ω_1 du moteur maître. Un fonctionnement mécanique et électronique correct suppose que, pour une vitesse égale sur les trois moteurs, les déplacements soient égaux.

Pour l'asservissement en position, la position du plateau est mesurée par les trois capteurs de déplacement et/ou par les trois codeurs. Lorsqu'une consigne de descente du matelas est donnée, les trois moteurs réglés pour avoir la même vitesse se mettent en marche et s'arrêtent dès que la position demandée est atteinte. Une nouvelle consigne de déplacement est alors donnée et l'action se répète en boucle. De cette façon il ne peut y avoir d'écart important entre la position des trois ensembles, éliminant ainsi le risque d'effet de tiroir et de coincement.

En fin d'essai l'ensemble est remonté en vitesse rapide grâce au variateur de vitesse en conservant l'asservissement en vitesse ou en position pour éviter tout problème mécanique.

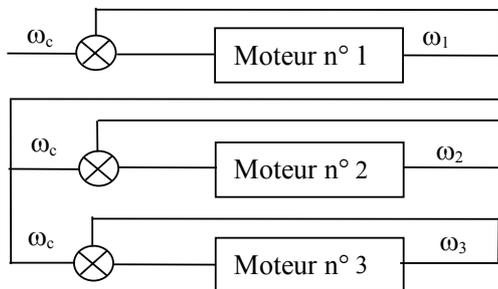


Fig. 8. Asservissement en vitesse

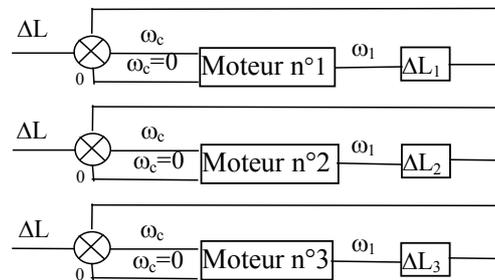


Fig. 9. Asservissement en position

3.2. ECHELLE DU MODÈLE RÉDUIT

Afin d'éviter d'éventuels effets de bord, la dimension du modèle sera supérieure ou égale à 6 s, de façon à conserver un espace de 2 s autour de la maille élémentaire. L'espace disponible dans la centrifugeuse permet d'y placer un modèle de 80 cm de diamètre (les dimensions disponibles sont 1,40 m sur 1,10 m). Cela donne un s_{\max} de

13,3 cm. Compte tenu de la gamme de s retenue (2 à 2,5 m), cela conduit à un facteur de réduction d'échelle de $1/N$ t.q. $N = 15$ à 18,8.

3.3. CHARGEMENT MÉCANIQUE

Le chargement mécanique dû à un remblai ou à un dallage est simulé par l'intermédiaire d'un réservoir d'eau, possédant un fond souple ou rigide. Le réservoir, de forme circulaire, est d'un diamètre tel que son contour ne soit jamais éloigné d'une inclusion de moins d'un entre-axe s , soit (en regardant le cas des inclusions de coin) un diamètre $\varnothing_0 \geq 2(1 + \sqrt{2})s$ et une section $S_0 \geq \pi(1 + \sqrt{2})^2 s^2$. Le réservoir, de masse à vide m_0 , générera, avec un remplissage d'une hauteur h_w , une contrainte sur le matelas $q_0 = m_0 Ng / S_0 + h_w Ng \rho_w$. Afin de ne pas charger le remblai à mauvais escient, un réservoir suspendu est développé, lequel ne descend pour une mise au contact du remblai qu'au début du chargement. Le contrôle est envisagé avec des vérins pneumatiques.

3.4. INSTRUMENTATION DU MODÈLE

Les efforts seront mesurés en tête d'inclusions, lesquelles auront été surfacées de façon à être « rugueuses » (rugosité moyenne relative supérieure à 0,08). La répartition des contraintes entre inclusions sous le matelas sera mesurée en utilisant des capteurs de pression matriciels. Le niveau d'eau dans le réservoir sera mesuré afin d'évaluer q_0 . Les tassements du matelas seront mesurés en différents points afin de mettre en évidence d'éventuels tassements différentiels.

3.5. PLAN D'EXPÉRIENCE DU TRANSFERT DE CHARGE PAR CISAILLEMENT

Différentes hypothèses sur le ratio H_M/s ont été formulées dans la littérature pour voir se développer les « effets de voûte ». Les auteurs identifient ainsi une hauteur de matelas critique H_C (tableau) au-delà de laquelle les effets de voûte se développent complètement (« full arching »). En deçà, l'effet de voûte est partiel (« incomplete arching »).

Tableau

Quelques expressions de H_C (inspiré de Van EEKELLEN et al. [20])

Référence	Voûte romane	Voûte gothique	CARLSSON [5]	MCKELVEY [13]	British standard [4]	SVANO et al. [18]	ZAESKE et KEMPFERT [21]
H_C	$s/2$	$s/\sqrt{2}$	$1,87(s - a)$	$3(s - a)$	$1,4(s - a)$	$0,5(s - a) \tan \alpha_s$	$s/\sqrt{2}$

L'étude de CARLSSON [5] repose sur un modèle de structure 2D. La hauteur de matelas nécessaire à l'obtention d'un plan d'égal tassement est déterminée à partir d'un bloc d'ouverture d'angle de 30° (figure 10). La hauteur critique H_C , issue d'une construction géométrique, s'écrit:

$$H_C = \left(\frac{s-a}{2} \right) \frac{1}{\tan 15^\circ} = 1,87(s-a).$$

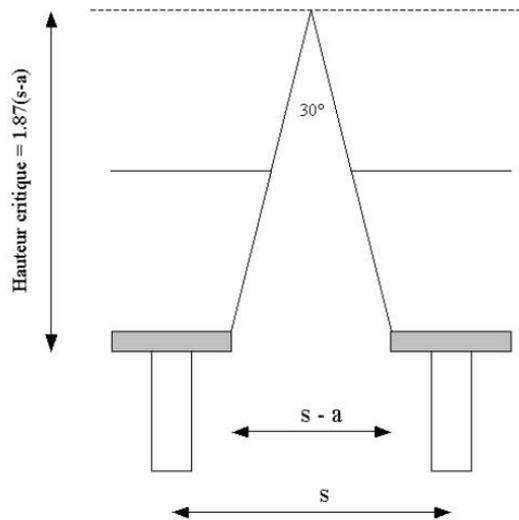


Fig. 10. Hauteur critique selon CARLSSON [5]

D'après MCKELVEY [13], il existe un point où le tassement différentiel est nul si l'épaisseur de sol est suffisante. Cette hauteur a été observée en laboratoire par TERZAGHI [19] et sur des expérimentations en vraie grandeur (SPANGLER et HANDY [17]). Il se base sur ces résultats expérimentaux pour dire qu'il faut que la valeur de H_C doit être égale à 2.5 à 3.5 fois la distance entre têtes d'inclusions.

Le sol au-dessus du plan d'égal tassement agit comme une surcharge, il n'y a plus de transfert de charge.

La norme britannique (BS 8006 [4]), stipule que le poids de remblai soit transféré sur les têtes d'inclusion. Pour s'assurer de ne pas avoir de tassement différentiel à la surface, il est recommandé de respecter une hauteur de matelas qui vérifie: $H > 1,4 \cdot (s - a)$. Cette valeur est issue des calculs de la répartition des contraintes inspirés de la théorie de MARSTON et ANDERSON [12] pour obtenir une voûte complète. Cette valeur prend donc en compte le comportement du matériau constituant le matelas.

L'approche de SVANO et al. [18] est analytique en 3 dimensions. Chaque inclusion supporte un coin 3D de sol de pente β . La pente peut prendre des valeurs allant de 2.5 à 3.5 selon les configurations (matériaux, surcharge, géométrie) et doit être calibrée.

La hauteur critique s'écrit alors: $H_C = \frac{\beta}{2}(s-a)$.

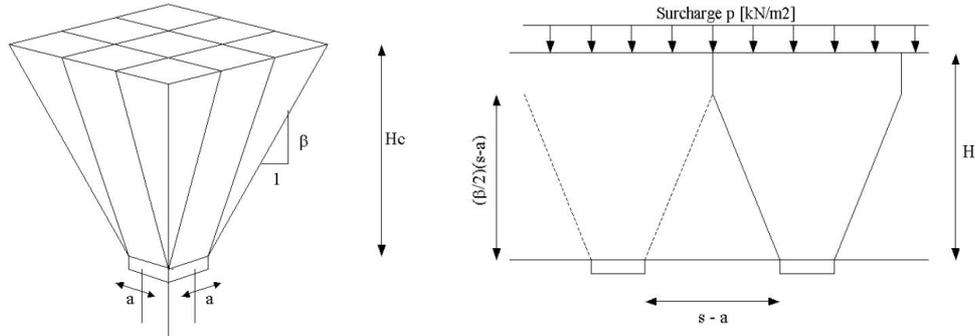


Fig. 11. Hauteur critique selon SVANO et al. [18]

La norme allemande EBGEO [6] issue des travaux de ZAESKE et KEMPFERT [21] est basée sur une analyse qui fait apparaître plusieurs arches non concentriques et la prise en compte d'une résistance du sol support (souvent ignorée dans les autres analyses). La hauteur du plan d'égal tassement est définie géométriquement par la plus grande distance entre deux têtes d'inclusion dans un maillage carré. La hauteur critique correspond donc à la demi-longueur:

$$H_C = \frac{1}{2} \sqrt{(s^2 + s^2)} = \frac{s}{\sqrt{2}}.$$

Le développement d'une arche complète définit le plan d'égal tassement au-delà il n'y a pas de mécanisme de transfert de charge. Le sol agit comme une surcharge.

Si de grandes valeurs de H_M sont envisageables dans les remblais, il n'en est rien pour les dallages, pour lesquels les reports de charge sur les inclusions risquent de se produire avec un tassement différentiel à la surface supérieure du matelas. L'un des objectifs des expérimentations en centrifugeuse est d'améliorer la compréhension de ces phénomènes. Les valeurs du paramètre H_M/s seront 0,2; 0,4 et 0,8.

Le matelas sera un sable d'Hostun sec, de granulométrie étroite ou étalée. Dans ce cas, on respectera un d_{\max} mis à l'échelle d'une grave B3 ($d_{\max} = 31,5$ mm), soit un d_{\max} de 1,7 ou 2,1 mm. 12 essais seront réalisés dans une première phase afin de prendre en compte les 3 paramètres principaux (H_M/s , nature du chargement, granulométrie). En sus quelques essais seront doublés.

4. CONCLUSIONS

Le transfert de charge par cisaillement dans le matelas granulaire surmontant un sol compressible renforcé par inclusions rigides verticales va être étudié sur modèles réduits centrifugés. Pour ce faire un dispositif d'essai à plateau mobile est en cours de conception. Les expérimentations, tridimensionnelles, permettront d'évaluer les reports de charge sur les inclusions en faisant varier la nature du chargement (remblai ou dallage), l'étalement de la granulométrie et la hauteur du matelas. Dans une phase ultérieure, un matelas doté de cohésion pourra également être étudié, ainsi qu'un renforcement du matelas par géogridde.

REMERCIEMENTS

Les auteurs remercient les partenaires du Projet National ASIRI, pour le soutien financier permettant la réalisation de ces expérimentations.

RÉFÉRENCES

- [1] BARCHARD J., *Centrifuge modelling of piled embankments on soft soils*, Master of Science of Engineering Thesis, Univ. New Brunswick, 2002, 221 p.
- [2] BRIANÇON L., *Renforcement des sols par inclusions rigides. Etat de l'art en France et à l'étranger*, 2002, Rapport IREX, 171 p.
- [3] BRIANÇON L., KASTNER R., SIMON B., DIAS D., *Etat des connaissances. Amélioration des sols par inclusions rigides*, Int. Symp. on Ground Improvement, presses ENPC, 2004, 15–44.
- [4] *British standard BS 8006 1995 Code of practice for strengthened/reinforced soils and other fills*.
- [5] CARLSSON B., *Reinforced soil, principles for calculation*, 1987, Terratema AB, Linköping (en suédois).
- [6] EBGEO, *Bewehrte Erdkörper auf punkt- und linienförmigen Traggliedern, Entwurf Kapitel*, Abschnitt 6.9, version mai 2004.
- [7] GARNIER J., PECKER A., *Use of centrifuge tests for the validation of innovative concepts in foundation engineering*, 2nd Int. Conf. on Earthquake Geotechnical Engng, Lisbon, 1999, 7 p.
- [8] HAN J., *Design and construction of embankments on geosynthetic reinforced platforms supported piles*, ASCE/PaDOT Geotechnical Seminar in Hersey, 1999, PA, USA.
- [9] HEWLETT W.J., RANDOLPH M.F., *Analysis of piled embankments*, Ground engineering, 1988, 12–18.
- [10] JENCK O., *Le renforcement des sols compressibles par inclusions rigides verticales*, Modélisation physique et numérique, Thèse de doctorat INSA Lyon, 2005, 383 p.
- [11] LOW B.K., TANG S.K., CHOA V., *Arching in piled embankments*, J. Geotechnical Engineering, 1994, 120, n° 11, 1917–1938.
- [12] MARSTON A., ANDERSON A.O., *The theory of loads on pipes in ditches, and tests of cement and clay drain tile and sewer pipe*, 1913, bulletin n° 31, Iowa Engineering Experiment Station, Ames, Iowa.
- [13] MCKELVEY J.A., *The anatomy of soil arching*, Geotextiles & Geomembranes, 1994, 13, 317–329.
- [14] PECKER A., *Pont de Rion-Antirion: fiabilité et conception parasismique des fondations. La sécurité des grands ouvrages*, Presses ENPC, 2000, 21–51.
- [15] RAULT G., THOREL L., GARNIER J., *Modélisation physique de fondations et d'ouvrages maritimes*, Mécanique et Industries, 2006, Vol. 7, 223–230.

- [16] SIMON B., SCHLOSSER F., *Soil reinforcement by vertical stiff inclusions in France*, Symp. Rigid Inclusion in Difficult Subsoil Conditions, 11–12 May, 2005, Mexico, 22 p.
- [17] SPANGLER M.G., HANDY R.L., *Soil Engineering*, 4th Ed., Harper and Row, Inc., New York, 1982.
- [18] SVANO G., ILSTAD T., EIKSUND G., WANT A., *Alternative calculation principle for design of piles embankments with base reinforcement*, Proc. 4th Int. Conf. of Ground Improvement Geosystem, Helsinki, 2000.
- [19] TERZAGHI K., *Theoretical soil mechanics*, New York, 1943, John Wiley and sons.
- [20] Van EEKELEN, BEZUIJEN A., OUNG O., *Arching in piled embankments: experiments & design calculations*, Proc. Foundations: innovations & practice, T. Telford, London, 2003, 885–894.
- [21] ZAESKE D., KEMPFERT H.-G., *Berechnung und Wirkungsweise von unbewehrten und bewehrten mineralischen Tragschichten über punkt- und linienförmigen Traggliedern*, Bauingenieur, 2002, 77, 80–86.