Modélisations physiques et numériques d'un matelas granulaire érigé sur sol compressible renforcé par inclusions rigides

O. JENCK
Laboratoire de mécanique et ingénieries LaMI
Université Blaise-Pascal de Clermont-Ferrand
Polytech'Clermont-Ferrand
Campus des Cézeaux
BP 206
63174 Aubière Cedex
orianne.jenck@univ-bpclermont.fr

D. DIAS
Laboratoire de génie civil et d'ingénierie environnementale LGCIE
INSA de Lyon
Site Coulomb 3
20, av. A.-Einstein
69621 Villeurbanne Cedex
daniel.dias@insa-lyon.fr

Résumé

Le travail présenté a pour objectif d'améliorer la compréhension des mécanismes de transfert de charge qui ont lieu dans un matelas granulaire érigé sur inclusions rigides. Différentes approches de modélisation ont été explorées. Un modèle réduit bidimensionnel mettant en œuvre le sol analogique de Taylor-Schneebeli a tout d'abord été développé et les résultats comparés à une modélisation aux éléments discrets réalisée avec le code de calcul PFC2D. La validation de cette approche de modélisation à partir des résultats expérimentaux a permis d'étendre l'étude paramétrique. Une étude paramétrique a été également effectuée avec le code de calcul aux différences finies FLAC2D. La comparaison des études paramétriques menées sur les deux types d'approches numériques met en évidence quelques différences et conduit à une réflexion sur les paramètres macro et micromécaniques.

Mots-clés : **renforcement, pieux, sol granulaire, modélisation numérique, méthode des éléments discrets, modélisation physique.**

Physical and numerical models of a granular platform over soft soil improved by rigid piles

Abstract

This paper focuses on the mechanisms taking place in a granular platform supported by piles in soft soil. Several modelling approaches were explored. A two-dimensional small scale model test using the Taylor-Schneebeli soil analogue was first developed and the experimental results were compared to a discrete element model using the particle code PFC2D. The validation of this numerical approach allowed the parametric study to be extended numerically. Parametric studies were also performed on continuum model using the finite-difference code FLAC2D. Comparison of the parametric studies performed on each modelling approach underlined some differences and lead to a consideration on the macro and micromechanical parameters.

Key words: pile improvement, granular soil, numerical modelling, discrete element method, physical model.

NDLR : Les discussions sur cet article sont acceptées jusqu'au 01/02/2010.

1

Introduction

Le renforcement de sol par inclusions rigides est une technique permettant de construire des remblais ou des dallages industriels sur des horizons de sol compressible. Une section schématique est donnée sur la figure 1.

Les tassements différentiels à la base du matelas granulaire entre le sol compressible et les inclusions rigides, ancrées dans une couche de sol plus rigide, génèrent des mécanismes de cisaillement dans le sol granulaire et la formation de voûtes entre les inclusions. Ces voûtes permettent un report de charge partiel vers les inclusions ainsi qu'une réduction des tassements totaux et différentiels en surface. Plusieurs méthodes existent pour estimer le report de charge vers les inclusions par effet de voûte dans le matelas, mais elles mènent à des résultats parfois divergents (Briançon *et al.*, 2004) car les mécanismes ne sont pas clairement identifiés (Love et Milligan, 2003). De plus, il n'existe pas de méthode pour estimer les déformations du matelas. Ainsi, un des objectifs du projet national ASIRI est de pallier ce manque de connaissance du fonctionnement de l'ouvrage.

L'objectif de cette étude est d'analyser finement les mécanismes qui se développent dans le matelas granulaire. Ces mécanismes ont été identifiés par Rathmayer (1975) comme des mécanismes de cisaillement principalement, mais l'influence d'autres paramètres tels que les modules de déformations reste incertaine. Plusieurs approches ont été mises en œuvre pour comprendre précisément le fonctionnement de la partie supérieure de l'ouvrage et pour mettre en évidence l'influence des paramètres géométriques et mécaniques. Cependant, les modèles proposés constituent des simplifications de la réalité car ils considèrent une configuration bidimensionnelle alors que le problème est typiquement tridimensionnel. Ces études tridimensionnelles pourront cependant être développées ultérieurement sur la base de cette étude en deux dimensions.

Un modèle réduit bidimensionnel mettant en œuvre le sol analogique de Taylor-Schneebeli a tout d'abord été développé, permettant de multiplier les analyses paramétriques. La base de données expérimentales ainsi constituée sert de référence à des analyses numériques. La méthode des éléments discrets (MED) a été adoptée, car elle simule individuellement chaque particule du sol analogique. Cette méthode est alors susceptible de simuler le comportement du matelas granulaire de manière réaliste, car il s'agit d'un milieu discontinu. De plus, l'origine du comportement macroscopique à partir des mécanismes de contact entre les particules peut être mise en évidence grâce à la méthode des éléments discrets. En pratique, les simulations numériques en milieu continu sont plus fréquentes. Une analyse numérique utilisant cette approche a donc été également entreprise et les résultats issus des différents modèles sont confrontés.

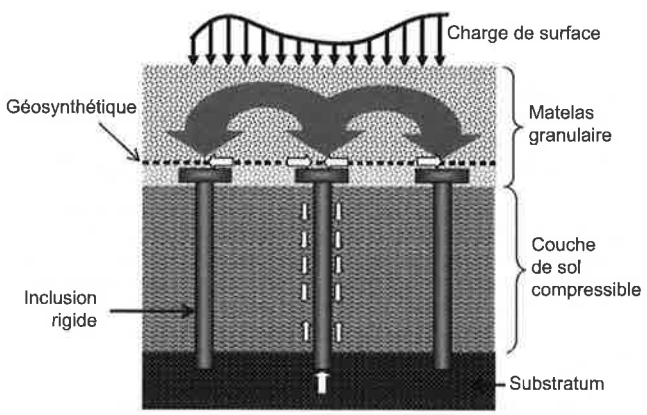

FIG. 1 **Section schématique du procédé de renforcement par inclusions rigides.**
Schematic section of a granular platform supported by piles in soft soil.

2

Modèle réduit de laboratoire

Un modèle réduit de laboratoire a été développé pour étudier les mécanismes de transfert de charge dans le matelas (Jenck *et al.*, 2005). La figure 2 présente une photographie du modèle. Le matelas granulaire est constitué d'un sol analogique de Taylor-Schneebeli (Schneebeli, 1956), assemblage de rouleaux d'acier de 3, 4 et 5 mm de diamètre et 60 mm de long. Ce sol est qualifié d'analogue car il se comporte comme un matériau granulaire dense : il est frottant, sans cohésion, dilatant et son module de déformation dépend du niveau de contrainte. Cependant, la distribution granulométrique, la forme des particules (cylindres parfaits), la porosité et les paramètres de contact diffèrent de ceux d'un sol granulaire. Le comportement n'est donc pas directement comparable d'un point de vue quantitatif, car il ne peut reproduire des phénomènes tridimensionnels. L'utilisation de ce sol présente néanmoins de nombreux avantages. Il permet une analyse qualitative précise car sa mise en œuvre est aisée et la répétitivité des essais est bonne. Des résultats peuvent être facilement obtenus en termes d'effort et de déplacement. Des bases de données expérimentales fiables peuvent ainsi être constituées afin de valider des approches de modélisation numérique, notamment l'approche bidimensionnelle en milieu discret, de par la morphologie du matériau. Ce type de sol a ainsi été utilisé par plusieurs chercheurs pour modéliser des problèmes géotechniques (Dolzhenko et Mathieu, 2005 ; Lee et Basset, 2007).

Des blocs de mousse simulent la présence d'une couche de sol compressible en permettant des tassements en base du matelas. Les inclusions rigides sont représentées par des éléments métalliques, fixés au cadre rigide. La largeur du modèle peut varier entre 0,56 et 1,3 m, en faisant varier la taille des inclusions (largeur « a » de 0,06 à 0,15 m) et l'espacement entre les inclusions (longueur « s » entre 0,28 et 0,65 m). On peut ainsi faire varier le taux de recouvrement α – défini comme le rapport entre les dimensions a et s – de 9 à 40 %. Deux inclusions sont représentées afin d'étudier le comportant du matelas entre celles-ci. Les limites verticales du modèle sont recouvertes de Téflon afin de limiter les frottements verticaux et donc de simuler des plans de symétrie.

Les têtes d'inclusion sont équipées de capteurs de force pour mesurer la charge verticale qui s'applique sur celles-ci et ainsi déterminer la distribution des efforts à la base du matelas entre le sol compressible et les inclusions, le poids du matelas étant connu (le poids volumique du sol analogique est de 62 kN/m^3). Le matelas est mis en œuvre par couches successives

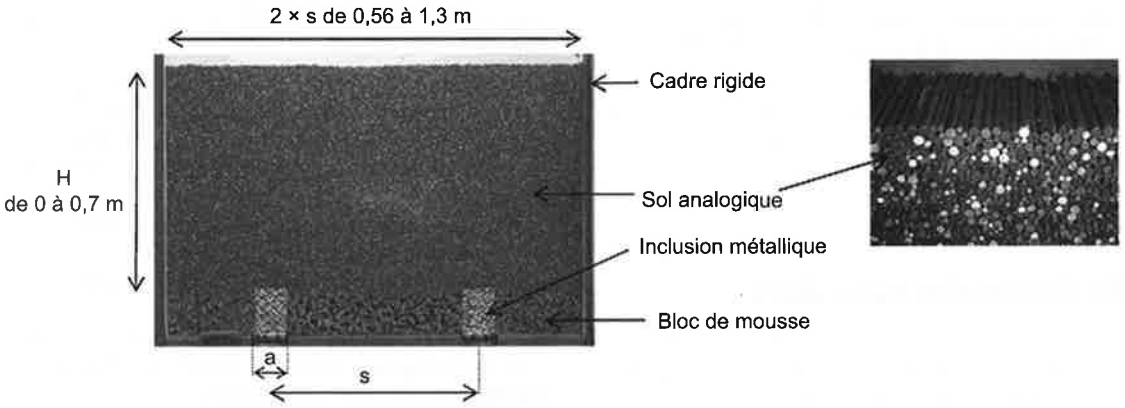

FIG. 2 **Photographie du modèle de laboratoire.**
Photograph of the physical model.

de 0,1 m d'épaisseur, jusqu'à une hauteur maximale de 0,7 m. A chaque étape, une photographie du modèle est prise (Fig. 2) et le champ de déplacement est obtenu par une méthode de corrélation d'images basée sur la distribution des niveaux de gris. Cette méthode permet d'obtenir une précision de 0,1 mm sur les déplacements.

3 Modélisation numérique discrète

Dans une modélisation aux éléments discrets, le milieu est simulé par un assemblage de particules en interaction. Cette approche est utilisée pour représenter le modèle physique car la morphologie du sol analogique, composé d'un milieu particulaire, se prête parfaitement à la mise en œuvre de ce type de modélisation. L'objectif de l'étude est tout d'abord de déterminer si cette approche numérique peut simuler correctement le comportement macroscopique du modèle du matelas. De plus, une modélisation discrète permet d'identifier l'origine microscopique du comportement macroscopique de l'ouvrage et ainsi d'analyser plus finement l'influence des paramètres géotechniques.

La méthode des éléments discrets a récemment été utilisée par plusieurs chercheurs dans le domaine de la géotechnique, car la connaissance sur les milieux granulaires et les performances des outils informatiques se sont accrues. Par exemple, Jian *et al.* (2005) ont étudié les essais pénétrométriques dans les sols granulaires, Caudron (2005) a étudié le phénomène de fontis, Chareyre et Villard (2005) ont analysé le problème d'ancrage de géosynthétiques, Bertrand *et al.* (2005) ont modélisé le comportement de cellules de géocomposites, etc.

3.1 Méthode des éléments discrets (MED)

Le logiciel commercial PFC2D (*Particle Flow Code* en 2 dimensions v3, Itasca, 2004), mettant en œuvre une méthode des éléments discrets (MED) issue des travaux de Cundall et Strack (1979), a été utilisé. Ce programme modélise des assemblages bidimensionnels de disques indéformables qui peuvent se superposer au niveau de leurs contacts. La relation entre l'interpénétration des disques et les forces de contact qui s'y développent est gouvernée par une loi constitutive de contact. Dans cette étude, la loi de contact utilisée est la loi linéaire avec un glissement de type Coulomb. La figure 3 illustre cette loi de contact :

– la relation entre la composante normale F^n de la force de contact F^c et l'interpénétration dans la direction normale u_n entre deux particules est linéaire, avec k_n la raideur normale (éq. 1) ;
– la raideur tangentielle k_t donne la relation linéaire entre l'incrément de la composante tangentielle de la force de contact ΔF^t et l'incrément de déplacement au contact entre les deux particules dans la direction tangentielle Δu_t ;
– le modèle de glissement limite la force de contact dans la direction tangentielle, en fonction de la valeur du coefficient de frottement intergranulaire μ :

$$F^n = k_n . u_n \qquad \Delta F^t = k_t . \Delta u_t \qquad F^t_{max} = \mu \cdot |F^n| \qquad (1)$$

Les équations du mouvement sont implémentées à chaque pas de temps pour chaque particule de l'assemblage, permettant de déterminer le mouvement à partir de la valeur du pas de temps et des efforts résultants. L'application de la loi de contact permet ensuite le calcul des nouvelles forces de contact à partir des déplacements relatifs entre particules. Le calcul est ainsi mené jusqu'à l'obtention d'un pseudo-équilibre statique, c'est-à-dire lorsque les vitesses de déplacement des disques dans l'ensemble du modèle sont quasiment nulles. Afin d'atteindre rapidement cet état, les

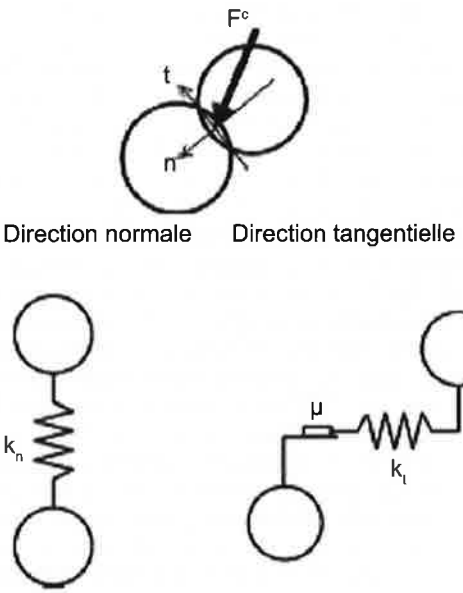

FIG. 3 **Modèle de contact, d'après Itasca (2004).**
Contact model, from Itasca (2004).

équations du mouvement sont artificiellement amorties, car la dissipation d'énergie par frottement est généralement insuffisante.

Les conditions aux limites du modèle sont généralement constituées de « murs », qui interagissent avec les particules.

3.2 Propriétés du matériau particulaire

Une des principales difficultés de la MED est de calibrer les paramètres micromécaniques. Pour les codes qui modélisent des milieux continus, les paramètres de comportement sont souvent déduits plus ou moins directement d'essais de laboratoire ou d'essais *in situ*, alors que, pour une modélisation discrète, le comportement macroscopique dérive des propriétés micromécaniques, qui sont généralement inconnues. Celles-ci doivent donc être déterminées de manière à ce que le comportement de l'assemblage de particules reproduise le comportement observé du modèle physique.

Les paramètres à déterminer sont les propriétés géométriques de l'assemblage : le rayon des disques et la porosité de l'assemblage ainsi que les paramètres de la loi de contact (dans notre cas : k_n, k_t et μ).

3.2.1 Sol analogique

Concernant les propriétés géométriques de l'assemblage numérique de particules représentant le sol analogique, des disques de même rayon que le sol utilisé ont été générés avec la même distribution granulométrique et la même porosité que celle mesurée expérimentalement, c'est-à-dire n = 0,18. Cela a été possible car la distribution granulométrique est très serrée pour ce type de matériau par rapport à la distribution granulométrique d'un sol réel (type sable, grave ou sol grossier), le nombre de particules ainsi généré est donc adapté pour effectuer des calculs en des temps raisonnables.

Les paramètres micromécaniques de contact ont été calibrés par « analyse inverse » : la réponse d'essais biaxiaux simulés numériquement est comparée aux résultats expérimentaux de ces mêmes tests effectués par Dolzhenko (2002) sur des échantillons du même sol analogique, jusqu'à ce qu'une bonne simulation du comportement réel soit obtenue. Des échantillons de sol analogique de 200 mm × 220 mm ont été confinés à une pression σ_3 égale à 20, 30 ou 40 kPa par pression d'air injecté dans une membrane, puis soumis à un déplacement vertical appliqué sur la plaque rigide supérieure. La force verticale correspondante a également été mesurée ainsi que les déformations dans l'échantillon en mettant en œuvre la méthode de corrélation d'images. Le modèle numérique correspondant consiste en 3 350 particules environ, confinées entre des murs amovibles. Les échantillons numériques sont générés en utilisant la méthode d'expansion de particules : le nombre approprié de particules pour atteindre la porosité désirée est généré entre les quatre murs avec un diamètre deux fois plus petit, puis les particules sont amenées à leur diamètre définitif et le calcul est mené sans gravité et avec un coefficient de frottement intergranulaire μ plus faible afin d'atteindre un assemblage compacté et à l'équilibre. Un coefficient de frottement est affecté à l'assemblage et l'essai biaxial est effectué.

Le jeu de paramètres de contact qui a donné le comportement macroscopique le plus proche du comportement expérimental est k_n = 15 MN/m, $k_t = k_n/2$ et μ = 0,5. Les résultats des essais biaxiaux numériques et expérimentaux sont donnés sur la figure 4. L'angle de frottement macroscopique correspondant est environ ϕ = 24 degrés (Jenck *et al.*, 2005). Cette valeur est identique pour les essais biaxiaux expérimentaux et numériques : la résistance au cisaillement du matériau est bien représentée par le modèle numérique proposé, alors que le comportement volumique diffère. Le choix a été fait de calibrer les paramètres pour modéliser plus précisément la résistance au cisaillement plutôt que le comportement volumique, car une étude paramétrique menée sur une modélisation numérique en milieu continu a montré que, dans ce type de système, ce premier aspect est prépondérant par rapport au second (Jenck *et al.*, 2007).

3.2.2 Blocs de mousse

La mousse qui représente le sol compressible est modélisée en éléments discrets par un ensemble de particules ayant pour comportement macroscopique celui observé expérimentalement lors des essais de chargement effectués en laboratoire sur les blocs de mousse (Fig. 5). Cet essai consiste en un chargement vertical d'un bloc par un assemblage de rouleaux d'acier de hauteur croissante (la charge verticale appliquée sur la mousse est alors connue). Un comportement élastique linéaire est envisagé avec les paramètres k_n et k_t appropriés (k_n = 50 kN/m et $k_t = k_n/2$), en introduisant une forte cohésion et un fort coefficient de frottement entre les particules, afin de ne pas atteindre

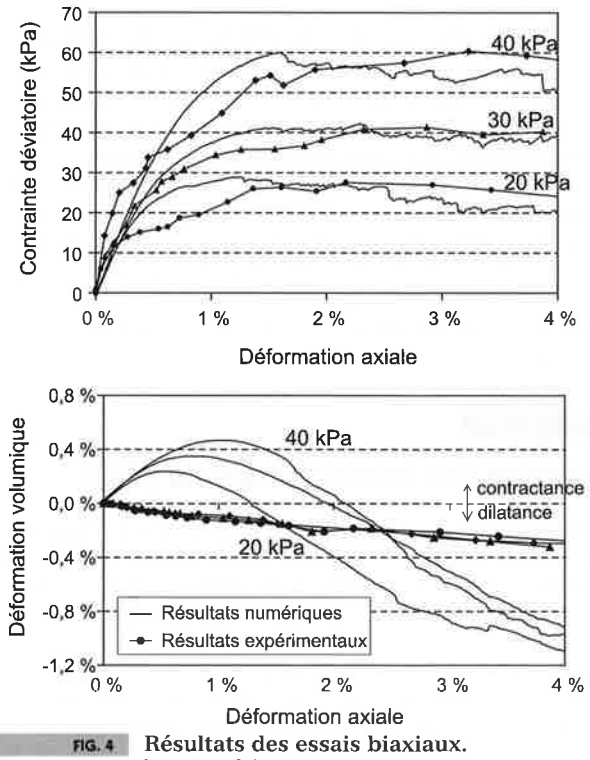

FIG. 4 **Résultats des essais biaxiaux.**
Results of the biaxial tests.

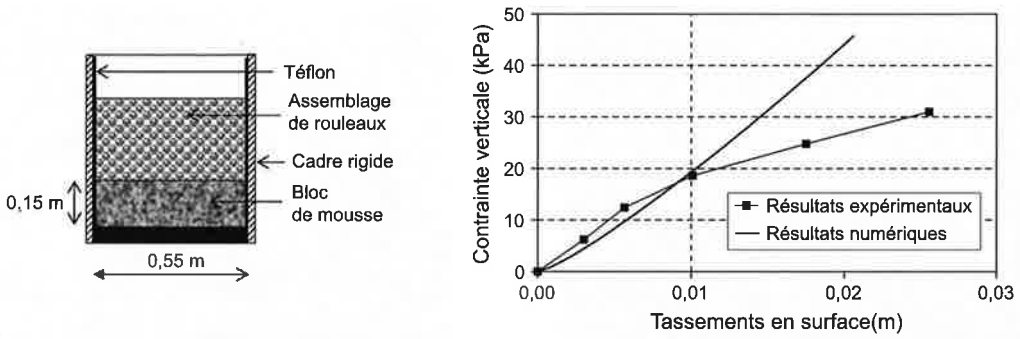

FIG. 5 **Essai de chargement d'un bloc de mousse.**
Foam loading test.

dre de rupture en cisaillement dans ce matériau. La géométrie des particules formant le bloc de mousse est la même que celle du sol analogique du matelas. La figure 5 présente les résultats expérimentaux et numériques de cet essai de chargement. Le comportement expérimental est non linéaire, alors que le modèle numérique proposé conduit à un comportement quasiment linéaire. Les paramètres k_n et k_t du milieu représentant la mousse ont été déterminés de manière à se rapprocher du comportement expérimental observé pour un tassement en surface de l'ordre de 10 mm, qui est l'ordre de grandeur du tassement moyen de la mousse obtenu dans les expérimentations avec inclusions rigides.

3.3

Modèle numérique du dispositif expérimental

En raison des conditions de symétrie, seul un quart du modèle physique est représenté dans le modèle numérique, comme illustré par la figure 6. Les plans de symétrie verticaux sont simulés par des murs ayant les mêmes propriétés de contact élastique que les particules. Le modèle proposé simule explicitement les blocs de mousse afin de prendre en compte l'interaction entre le matelas granulaire et cette partie de l'ouvrage. L'inclusion rigide est simulée par des murs fixes.

La procédure numérique reproduit le protocole expérimental : le matelas est mis en œuvre par couches successives de 0,1 m de hauteur. Chaque nouvelle couche de rouleaux, générée préalablement par la méthode d'expansion de rayon décrite plus haut et initialement à l'équilibre sous son poids initial, est activée au-dessus du matelas existant (ou, pour la première couche, au-dessus de la mousse et du mur simulant la tête de l'inclusion). Le calcul est conduit jusqu'à l'équilibre sous l'action de la gravité et du poids propre des particules. La procédure est répétée jusqu'à atteindre une hauteur de matelas de 0,5 ou 0,7 m, comme dans le modèle de laboratoire. Trois configurations expérimentales ont été simulées, avec une largeur de tête d'inclusion de 0,1 m et un espacement entre inclusions de 0,32, 0,45 ou 0,65 m, permettant d'obtenir des taux de recouvrement α de respectivement 31, 22 et 15 %.

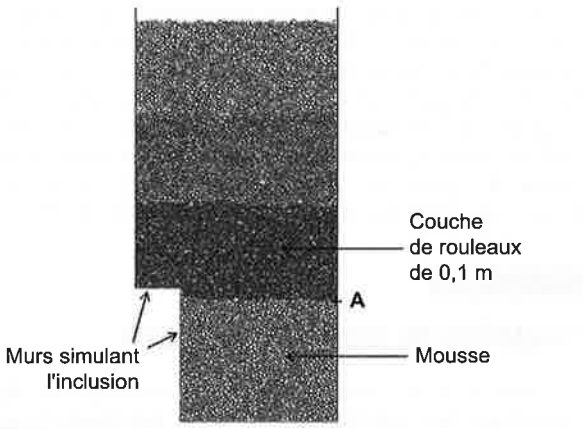

FIG. 6 **Modèle numérique visant à représenter le modèle réduit.**
Numerical model representing the small scale model test.

4

Résultats de la modélisation MED et confrontation aux résultats expérimentaux

Le modèle numérique proposé permet l'obtention de résultats en termes de déplacements de particules, de forces de contact entre particules et d'efforts résultants sur les murs, notamment le mur horizontal représentant la tête de l'inclusion.

4.1

Report de charge vers les inclusions

Après la mise en œuvre de chaque nouvelle couche de matelas, on peut, pour le modèle numérique

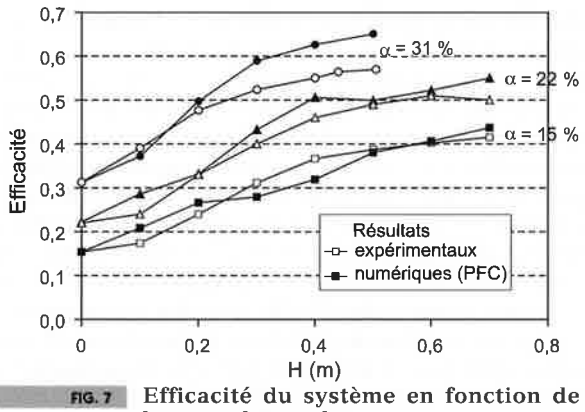

FIG. 7 **Efficacité du système en fonction de la hauteur de matelas.**
Efficacy of the system according to the platform height.

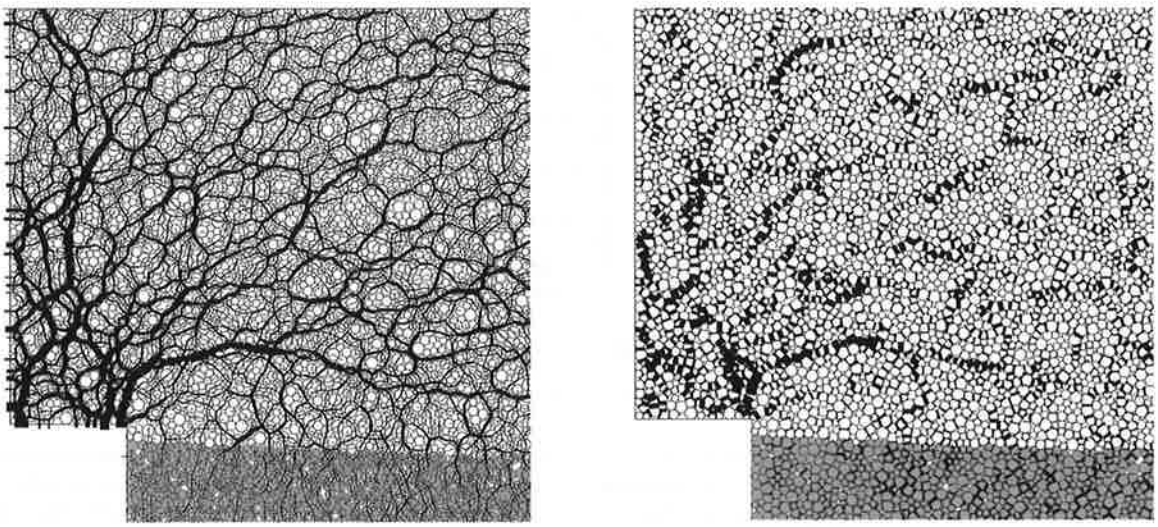

FIG. 8 **Forces de contact autour de la tête d'inclusion (la largeur du trait est proportionnelle à l'amplitude de la force de contact), pour α = 22 % et H = 0,5 m. a) Forces normales F^n (max 63N). b) Forces tangentielles F^t (max 13N)**
Contact forces around the pile head (the thickness of the line is proportional to the contact force amplitude), for α = 22 % and H = 0.5 m. a) Normal forces. b) Shear forces.

comme pour le modèle physique, obtenir l'effort vertical résultant s'appliquant sur la tête de l'inclusion. Cet effort, normalisé par le poids total du matelas, définit le terme d'efficacité. La figure 7 montre l'évolution de l'efficacité en fonction de la hauteur de matelas H, pour les trois valeurs du taux de recouvrement et pour les deux approches de modélisation (numérique et physique). Cette figure montre que le report de charge vers les inclusions (traduite par la notion d'efficacité) augmente avec la hauteur de matelas et que, pour une même hauteur de matelas, le report de charge est plus important pour un taux de recouvrement α plus grand. La figure 7 montre que l'on observe une bonne concordance des résultats expérimentaux et numériques en termes de reports de charge. Cependant, pour α = 31 %, le modèle numérique surestime légèrement le report de charge.

La mise en œuvre d'une modélisation aux éléments discrets permet d'obtenir des résultats complémentaires qui n'ont pas été accessibles par la modélisation physique, comme par exemple les forces de contact entre les particules. Sur la figure 8, chaque force de contact est représentée par un segment dans la direction de la force et avec une épaisseur proportionnelle à l'intensité de la force. La figure 8a montre les forces de contact normales et la figure 8b les forces de contact tangentielles. Ces figures visualisent les mécanismes de report de charge qui se développent dans le matelas : les forces normales sont principalement orientées en direction de l'inclusion et sont plus importantes juste au-dessus de l'inclusion. La représentation des forces de contact tangentielles illustre que des mécanismes en cisaillement se développent dans le matelas granulaire, comme déjà mis en évidence par une modélisation en milieu continu (Jenck *et al.*, 2007). En conséquence, le coefficient de frottement intergranulaire μ est susceptible d'être un paramètre prépondérant. Cet aspect est examiné plus loin.

4.2 Tassements

Les résultats en termes de tassement sont analysés à la base du matelas, car ils sont accessibles dès le début de l'expérimentation. La figure 9 donne l'évolution du tassement maximal obtenu à la base du matelas, au point A de la figure 6, en fonction de la hauteur de matelas, pour les trois configurations géométriques avec inclusions et pour le cas sans inclusion. La confrontation des quatre figures montre que plus le taux de recouvrement augmente, plus les tassements sont réduits. La confrontation entre les résultats numériques et expérimentaux montre qu'ils diffèrent sensiblement, surtout pour le cas α = 15 %, pour des tassements supérieurs à 10 mm, valeur à partir de laquelle le modèle de mousse ne permet pas de reproduire correctement le tassement observé (Figs. 5 et 9d). Cependant, le modèle numérique proposé simule correctement la réduction de tassement par rapport au cas non renforcé. En effet, la confrontation entre les figures 9c et 9d montre que, sans renforcement, le tassement mesuré sur le modèle physique atteint 38 mm pour H = 0,7 m et est de 25 mm avec inclusion, soit une réduction de tassement de 34 %. Dans le modèle numérique, le tassement passe de 20 mm sans inclusion à 15 mm avec inclusion, soit une réduction de 25 %.

4.3 Validation du modèle numérique

Bien que le comportement macroscopique de l'assemblage de rouleaux (observé sur les essais biaxiaux) et la compressibilité de la mousse ne soient pas parfaitement reproduits par le modèle aux éléments discrets, la comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques en termes de force et de déplacement a

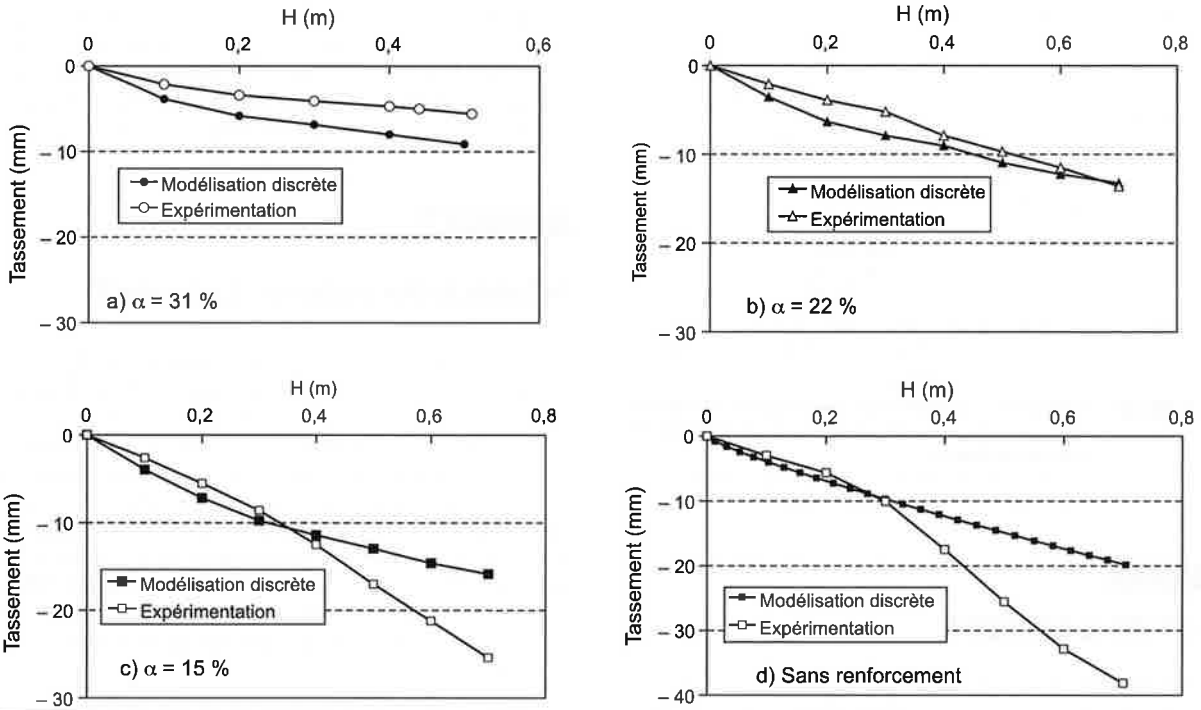

FIG. 9 **Tassement maximal à la base du matelas.**
Maximum settlement at platform base.

montré une bonne concordance. Le modèle numérique proposé ainsi validé peut être mis en œuvre pour mener une analyse paramétrique, afin d'examiner la signification des paramètres micromécaniques et leur influence sur le comportement macroscopique du système.

5 Étude paramétrique sur le modèle aux éléments discrets

Des études paramétriques ont été effectuées portant sur l'influence des paramètres micromécaniques du matelas granulaire et sur la compressibilité de la couche support. L'objectif est de mettre en évidence quels sont les paramètres d'entrée importants qui doivent impérativement être évalués dans une méthode de dimensionnement. Concernant l'assemblage granulaire constituant le matelas, l'influence du coefficient de frottement intergranulaire μ, de la raideur normale au contact k_n et de la porosité de l'assemblage est étudiée. Une cohésion de contact est également introduite entre les particules afin de simuler un sol cohérent. Une analyse complète portant sur l'influence des paramètres géométriques a été effectuée en laboratoire et sur un modèle en milieu continu (Jenck *et al.*, 2007), dont certains résultats ont été présentés plus haut dans cet article, en termes d'efficacité (Fig. 7) et de tassement (Fig. 9). L'analyse est donc effectuée uniquement pour le cas a = 0,1 m et α = 15 %.

5.1 Influence du frottement intergranulaire

Le coefficient de frottement intergranulaire du sol constituant le matelas est susceptible d'avoir une influence importante sur le comportement du système, car il a été montré que le phénomène de transfert de charge mettait en œuvre des mécanismes de cisaillement (Fig. 8b), et une étude numérique en milieu continu a souligné que l'angle de frottement macroscopique du matelas avait une grande influence sur les résultats (Jenck *et al.*, 2007).

Certains travaux suggèrent une relation entre angle de frottement microscopique (intergranulaire) et macroscopique en utilisant des techniques d'homogénéisation (Emeriault *et al.*, 1996), mais ces relations sont difficilement applicables pour calibrer les paramètres. La méthode utilisée ici, pour calibrer le frottement intergranulaire en fonction de l'angle de frottement macroscopique, est basée sur la réalisation d'essais de compression biaxiale, par analyse inverse, comme suggéré par Chareyre (2003). La valeur de référence de ce paramètre est μ = 0,5, ce qui conduit, pour l'assemblage décrit plus haut, à un angle de frottement macroscopique de 24 degrés (figure 4). En effectuant les mêmes essais biaxiaux avec μ = 0,25 et μ = 1, on obtient des angles de frottement macroscopique de 17 et 30 degrés respectivement. Une valeur de μ supérieure à 1 n'est physiquement pas réaliste et n'a donc pas été considérée. La résistance au cisaillement aurait également pu être augmentée artificiellement en empêchant la rotation des particules et en générant des clusters de plusieurs particules, mais cela ne respecte pas la réalité physique du sol analogique.

La figure 10 présente l'évolution de l'efficacité en fonction de la hauteur de matelas pour μ = 0,25 ; 0,5 et 1. Pour μ = 0,25, l'efficacité maximale est de 0,44 et elle atteint 0,54 pour μ = 1, ce qui correspond à une augmentation de 23 % de la charge appliquée sur l'inclusion. Cependant, aucune influence de ce paramètre sur les tassements à la base du matelas n'a été observée.

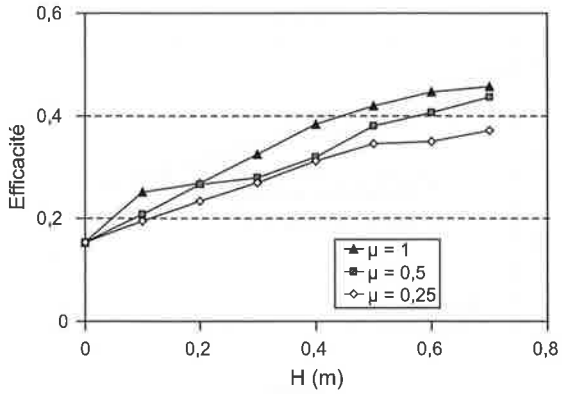

FIG. 10 **Efficacité en fonction de H pour diverses valeurs du coefficient de frottement intergranulaire.**
Efficacy according to H for various values of the intergranular friction coefficient.

5.2

Apport de la cohésion

En pratique, le matelas peut être constitué de sol traité à la chaux ou au ciment, présentant une cohésion (Nunez *et al.*, 2007). Afin d'étudier le comportement d'un matelas constitué de sol cohérent, un modèle de contact cohésif, disponible dans le code, a été mis en œuvre entre les particules. Lorsqu'un tel modèle de contact est assigné entre deux particules, avec les paramètres de cohésion normale au contact c_n et de cohésion tangentielle au contact c_t, le modèle de glissement (éq. 1) devient inactif tant que la force normale de contact F^n reste inférieure à c_n ou que la force de contact tangentielle F^t reste inférieure à c_t. Des essais biaxiaux avec $c_n = c_t = 100$ N conduisent à une cohésion macroscopique de 5 kPa et un angle de frottement de 24 degrés. En considérant les règles de similitude entre le modèle et un prototype dont la réduction d'échelle serait entre 3 et 7, la cohésion sur le prototype se situerait entre 15 et 35 kPa. La difficulté pour calibrer la cohésion d'un point de vue micromécanique est qu'elle dépend de deux paramètres, alors que macroscopiquement, elle est donnée par un seul paramètre. Les simulations effectuées avec le matelas cohérent ont montré que tout le poids du matelas était transmis à l'inclusion, correspondant à une efficacité égale à 1. Cela est illustré par la figure 11, où l'on voit que toutes les forces de contact sont concentrées sur l'inclusion et qu'il n'y a pas de force de contact entre le matelas et le sol support. Les tassements dans le matelas sont quant à eux considérablement réduits (jusqu'à 80 %) par rapport au cas d'un sol sans cohésion (mais avec inclusions).

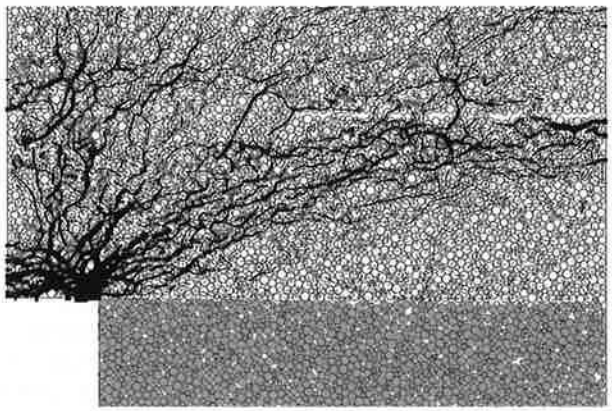

FIG. 11 **Forces normales de contact autour de l'inclusion avec un modèle de contact cohésif, pour H = 0,5 m.**
Normal contact forces around the pile obtained with a cohesive model, for H = 0.5 m.

5.3

Influence des raideurs au contact

Les raideurs normales et tangentielles k_n et k_t caractérisent l'élasticité initiale de l'assemblage. Dans la présente étude, la valeur de référence de k_n est 15 MN/m et le rapport k_n/k_t est égal à 2. Des simulations ont été effectuées avec une valeur de k_n 10 fois supérieure ou 10 fois inférieure à la valeur de référence, en conservant constant le rapport k_n/k_t. Des essais biaxiaux ont été réalisés avec ces paramètres et montrent que le module d'Young équivalent varie entre 0,7 MPa pour $k_n = 1,5$ MN/m et 40 MPa pour $k_s = 150$ MN/m alors que la résistance au cisaillement reste identique (Jenck *et al.*, 2008).

Les résultats des simulations du système montrent cependant que ce paramètre n'a pas d'influence ni sur le report de charge vers les inclusions, ni sur le tassement à la base du matelas. Même les tassements en surface ne sont quasiment pas affectés par la variation de ce paramètre. Les mécanismes de réduction de tassement survenant dans le matelas sont probablement gouvernés par des mécanismes micromécaniques en cisaillement plutôt que par la compressibilité du matériau.

5.4

Influence de la porosité

La porosité de l'assemblage – rapport entre le volume des vides et le volume total – correspond à l'état de densité du matelas. La valeur expérimentale de ce paramètre est n = 0,18, ce qui correspond à un état dense. Il faut toutefois signaler que la porosité d'un assemblage constitué de rouleaux, assemblage bidimensionnel, n'est pas comparable à la porosité d'un sol réel. Des simulations avec des porosités égales à 0,21 et 0,23 ont été menées (0,23 correspond à un état lâche et est la porosité maximale pour obtenir un état stable de l'assemblage proposé). Les essais de compression biaxiale avec ces valeurs de porosité plus grande ont abouti à un comportement contractant du matériau, alors qu'il est fortement dilatant pour la porosité de référence (Jenck *et al.*, 2008). Cependant, l'influence de ce paramètre sur les résultats n'est pas significative. Il n'y a pas d'influence sur les tassements et l'efficacité est légèrement plus faible (réduction de 15 % environ) lorsque la porosité augmente de 0,18 à 0,23. Ces résultats illustrent le fait que le comportement dilatant du matelas n'a pas un impact important sur le comportement du système, ce qui pourrait expliquer pourquoi le modèle numérique proposé simule correctement le comportement observé sur le modèle physique alors que le comportement dilatant de l'assemblage n'est pas pris en compte de manière satisfaisante (cf. Fig. 4).

5.5

Influence de la compressibilité du sol support

Les méthodes de dimensionnement pour estimer le report de charge par effet de voûte dans le matelas ne prennent généralement pas en compte la compressibilité du sol support. Dans cette étude, on propose d'évaluer si la compressibilité de la mousse a une incidence sur l'efficacité. Des expérimentations ont été menées sur le modèle réduit avec une mousse plus compressible (Jenck *et al.*, 2006a), mais aucune influence de ce paramètre n'a été notée sur l'efficacité. Dans le modèle numérique, les propriétés qui déterminent la compressibilité de la mousse sont les raideurs au contact k_n et k_t, car la mousse a été simulée par un milieu discret. Des simulations ont été effectuées avec des valeurs de ces paramètres 3 fois plus petites ou 3 fois plus grandes que les valeurs de référence, ce qui aboutit à une compressibilité équivalente environ 2,4 fois plus grande ou plus petite (obtenu sur l'essai de chargement monotone de la mousse).

Dans le cas d'une mousse plus compressible, aucune influence de la compressibilité n'a été relevée (comme dans l'expérimentation), alors que dans le cas d'une mousse moins compressible, l'efficacité est réduite de 10 %, probablement parce que les tassements différentiels à la base du matelas entre l'inclusion et la mousse sont alors insuffisants pour que l'effet de voûte soit entièrement mobilisé dans le matelas.

En revanche, les résultats en termes de tassement à la base du matelas montrent évidemment que les tassements sont plus importants pour une mousse plus compressible, mais la réduction de tassement par rapport au cas sans inclusions est équivalente pour les trois types de mousse et atteint 15 à 20 % pour H = 0,7 m.

5.6

Synthèse de l'étude paramétrique sur le modèle numérique par éléments discrets

Le tableau I synthétise les résultats de l'étude paramétrique effectuée sur le modèle numérique en milieu discret. La plage d'investigation de chaque paramètre est précisée et l'influence qualitative des paramètres sur le report de charge et sur la réduction de tassement est indiquée. Les paramètres de résistance au cisaillement du sol du matelas ont une influence prépondérante sur les mécanismes.

6

Confrontation à une modélisation numérique en milieu continu

Trois approches de modélisation ont été mises en œuvre et comparées afin d'étudier les mécanismes qui se développent dans le matelas granulaire, en interaction avec les inclusions et le sol support : un modèle réduit de laboratoire, un modèle numérique en éléments discrets et un modèle numérique en milieu continu, présenté dans cette partie. Le modèle réduit de laboratoire est utilisé pour calibrer et valider les modèles numériques, à partir desquels des études paramétriques peuvent ensuite être effectuées. Cette partie présente succinctement le modèle en milieu continu et les études paramétriques menées. Une confrontation des deux approches numériques est ensuite proposée en comparant l'influence des paramètres micromécaniques pour le modèle discret et l'influence des paramètres de comportement macroscopiques pour l'analyse en milieu continu.

6.1

Modèle numérique en milieu continu

Le modèle numérique proposé est bidimensionnel et utilise le code en différences finies FLAC (Itasca, 2002) en déformations planes. Le modèle numérique et la détermination des paramètres sont décrits plus en détail dans Jenck *et al.* (2007) mais les grandes lignes sont rappelées ici. De par les conditions de symétrie, seul un quart du modèle physique est représenté (Fig. 12). L'inclusion rigide est simulée par fixation des nœuds qui la composent. Le matelas est mis en place par couches successives de 0,1 m, l'équilibre statique étant atteint à chaque étape sous poids propre du matelas. Les configurations avec une largeur d'inclusion a = 0,1 m et un espacement entre inclusions de s = 0,32, 0,55 ou 0,65 m sont envisagées. Le comporte-

TABLEAU I **Synthèse de l'étude paramétrique sur le modèle numérique discret.**
Synthesis of the parametric study perform on the discrete element model.

	Paramètre		Domaine d'investigation	Influence	
				Sur le report de charge	Sur la réduction de tassement
Matelas	μ	Coeff. de frottement intergranulaire	0,25-1	++	-
	c_n	Cohésion au contact	0-10 kPa	++	++
	n	Porosité	0,18-0,23	+	-
	k_n	Élasticité initiale	1,5-150 MPa	-	-
	k_n	Compressibilité de la mousse	17-50 kN/m	+	-

++ : grande influence + : faible influence - : pas influence

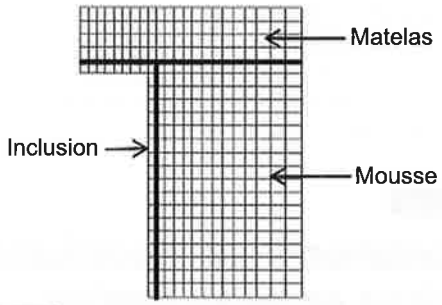

FIG. 12 **Modèle numérique continu.**
Continous numerical model.

ment du sol du matelas est simulé par un modèle élastique parfaitement plastique avec un critère de rupture de type Mohr-Coulomb. Les paramètres de ce modèle sont déterminés à partir des essais biaxiaux (Fig. 4) et sont donnés dans le tableau II. Le module d'Young E varie avec le niveau de contrainte géostatique dans le matelas.

TABLEAU II **Paramètres pour le modèle de sol du matelas.**
Parameters used for the platform.

E	ν	φ (degrés)	ψ (degrés)	c (kPa)
$E = 353\ \sigma_3$ $\sigma_3 = K_0.\gamma.h$	0,48	24	4	8

Un modèle élastique spécifique a été implémenté pour représenter le comportement non linéaire de la mousse simulant le sol compressible, afin de reproduire le comportement observé lors de l'essai décrit sur la figure 5, pour un bloc de mousse de hauteur 0,15 m. Les résultats expérimentaux et numériques de cet essai de chargement sont donnés sur la figure 13 et montrent une très bonne concordance. Le module d'Young de la mousse est alors de 310 kPa pour une contrainte verticale inférieure à 19 kPa et il est de 134 kPa sinon (Jenck *et al.*, 2007).

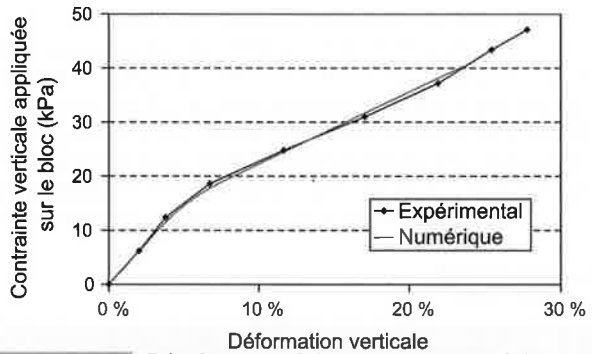

FIG. 13 **Résultats expérimentaux et numériques de l'essai de compression effectué sur un bloc de mousse.**
Experimental and numerical results of the foam compression loading test.

6.2

Confrontation des modèles numériques au modèle expérimental

Comme pour les résultats de la modélisation numérique par éléments discrets, les résultats numériques en milieu continu sont confrontés aux résultats expérimentaux.

La confrontation des différentes modélisations en termes de report de charge est effectuée en comparant les valeurs de l'efficacité. Le tableau III donne les résultats de l'efficacité après la dernière étape de chargement pour les trois approches de modélisation et les trois configurations géométriques. L'augmentation de la valeur de l'efficacité par rapport à celle obtenue sur le modèle physique est indiquée entre parenthèses. Les deux types de modèle numérique surestiment le report de charge vers les inclusions bien que le modèle discret donne des résultats plus proches de l'expérimentation (Fig. 14). Une explication peut être qu'une modélisation en milieu continu ne permet pas de simuler les discontinuités locales qui ont été observées expérimentalement autour des têtes d'inclusion, alors qu'une modélisation discrète le permet, puisque les grands déplacements des particules sont effectivement simulés dans cette partie de l'ouvrage.

Les deux approches de modélisation numériques simulent correctement l'influence des paramètres géométriques α et H. Le tableau III montre, pour les trois types de modèle, que plus le taux de recouvrement augmente, plus l'efficacité augmente. La figure 14 indique que l'efficacité augmente avec la hauteur de matelas jusqu'à une valeur palier, quelle que soit l'approche de modélisation.

La figure 15a permet une visualisation des voûtes de décharge dans le matelas lors d'une modélisation en milieu continu alors que la figure 8 montre ces voû-

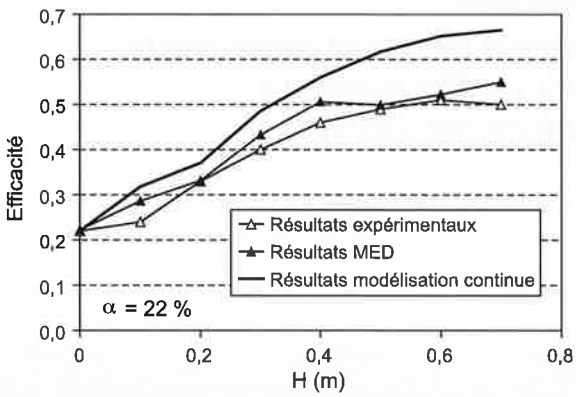

FIG. 14 **Efficacité en fonction de la hauteur de matelas pour α = 22 %.**
Efficacy according to the platform height, for α = 22 %.

TABLEAU III **Efficacité maximale obtenue lors des différentes modélisations.**
Maximum efficacy obtained with the various models.

	α = 15 %	α = 22 %	α = 31 %
Modèle physique	0,42	0,50	0,57
Modèle continu	0,55 (+ 30 %)	0,67 (+ 34 %)	0,73 (+ 28 %)
Modèle discret	0,44 (+ 5 %)	0,55 (+ 10 %)	0,65 (+14 %)

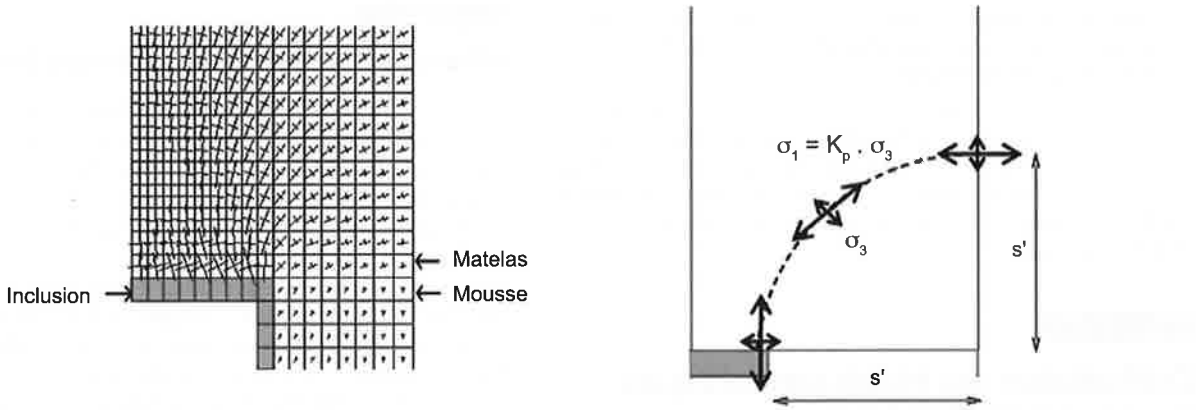

FIG. 15 **Orientation des contraintes principales autour de l'inclusion dans le modèle en milieu continu (Jenck et al., 2007). a) Modèle numérique. b) Représentation schématique.**
Orientation of the principal stresses around the pile in the continuous model (Jench et al., 2007). a) Numerical model. b) Schematic representation.

tes dans le modèle numérique discret, formées par contact entre les particules. La figure 15a est une représentation des contraintes principales dans les zones du modèle autour de la tête d'inclusion : les contraintes principales majeures sont orientées vers la tête de l'inclusion, traduisant le report du poids du matelas vers les inclusions. Afin d'effectuer une confrontation quantitative entre les deux modèles numériques, le coefficient de pression des terres K = σ_h/σ_v est analysé en différentes zones du matelas (Fig. 15). Ces informations en termes d'effort dans le matelas ne sont pas accessibles dans la modélisation physique proposée. Dans le modèle en milieu continu, le coefficient K a une valeur d'environ 0,4 au niveau des zones de sol situées juste au dessous de l'inclusion et il atteint une valeur d'environ 2,3 en clé de la voûte, à une distance *s'* au-dessus du bloc de mousse, si l'on idéalise la forme de la limite inférieure de la voûte par un demi-cercle de rayon s'.

L'état de contrainte est une notion propre à une modélisation en milieu continu mais a pu être déterminé pour la modélisation numérique discrète par une procédure de moyenne des forces de contact entre les particules contenues dans un cercle de mesure (voir la référence Itasca (2004) pour le détail de la procédure et les limites de cette approche). Cette procédure est appliquée à des cercles de mesure de rayon 10 mm (Fig. 16). Chaque cercle contient environ 20 particules, ce qui est suffisant pour appliquer la procédure. Les quatre cercles de mesure situés juste au-dessus de la tête de l'inclusion donnent une valeur moyenne de K de 0,5 (valeurs comprises entre 0,4 et 0,7) et les trois cercles situés en clé de voûte fournissent une valeur moyenne de K de 1,7 (valeurs comprises entre 1,1 et 2,1). La variabilité du coefficient de pression des terres observée dans la modélisation discrète est inhérente à la nature discontinue du milieu.

Les deux approches numériques donnent des résultats similaires en termes de morphologie de l'effet de voûte et de distribution du coefficient de pression des terres dans le matelas. Malheureusement, le modèle physique proposé ne permet pas d'accéder à ce type d'informations, afin d'éventuellement les valider expérimentalement autrement que par la seule confrontation des efforts en base du matelas.

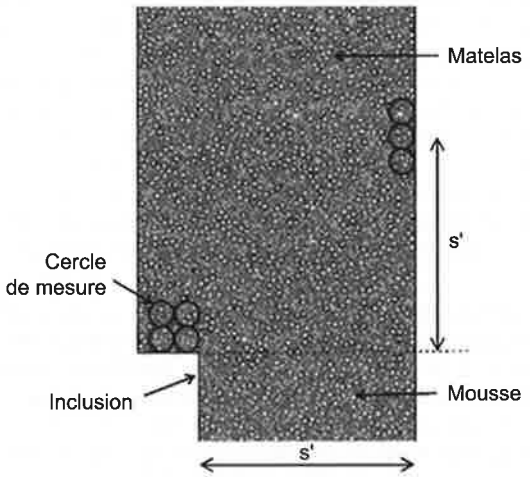

FIG. 16 **Modèle numérique discret avec cercles de mesure (cas α = 22 %).**
Discrete numerical model with measurement circles (case α = 22 %).

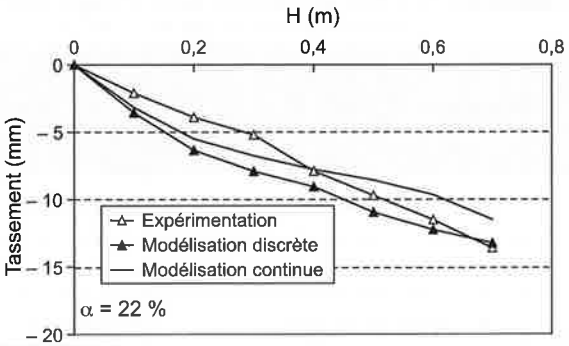

FIG. 17 **Tassements maximaux à la base du matelas pour α = 22 %.**
Maximum settlement at plaform base for α = 22 %.

Pour ce qui concerne les tassements à la base du matelas, les résultats sont très proches pour les deux modèles numériques et similaires à ceux obtenus expérimentalement, comme le montre la figure 17 pour le cas α = 22 %, bien que le modèle en milieu continu

représente le comportement de la mousse de manière plus réaliste, grâce à l'implémentation d'un modèle de comportement spécifique.

On peut donc conclure que les deux approches numériques proposées représentent qualitativement et quantitativement le comportement de l'ouvrage observé expérimentalement. Les études paramétriques menées à partir de ces deux modèles peuvent alors être comparées.

6.3 Confrontation des études paramétriques menées sur les deux types de modèle numérique

Une analyse paramétrique a été effectuée sur le modèle numérique en milieu continu et largement présentée par Jenck *et al.* (2007). Le tableau IV synthétise l'influence qualitative des paramètres.

Dans cette partie, on propose de comparer les résultats des études paramétriques menées sur les deux types de modèle numérique. L'objectif est de mieux appréhender la signification et l'influence des paramètres micromécaniques et macroscopiques du comportement du sol du matelas sur le comportement global d'un ouvrage présentant des interactions sol-structure. L'objectif est également d'examiner les correspondances potentielles entre ces paramètres micro et macroscopiques sur un chemin de chargement complexe comme celui impliqué dans ce problème.

L'influence des paramètres de résistance au cisaillement et d'élasticité du sol du matelas est examinée et comparée pour les deux modèles, ainsi que la compressibilité de la mousse support. Cependant, certains paramètres n'ont pas pu être comparés directement, tels que la porosité dans le cas du modèle discret et l'angle de dilatance dans le cas du modèle en milieu continu.

6.3.1 Influence des paramètres de cisaillement du matelas

Les paramètres de résistance au cisaillement sont ϕ et c pour l'analyse en milieu continu et μ et c_n pour l'analyse discrète. Les deux modèles font apparaître une forte influence de ces paramètres, particulièrement sur l'amplitude du report de charge vers les inclusions. La figure 18 décrit l'influence de l'angle de frottement macroscopique équivalent sur l'efficacité. L'augmentation de l'efficacité avec l'angle de frottement macroscopique est plus importante pour la modélisation en milieu continu. Ce type de modélisation permet, de plus, une étude de ce paramètre sur une plage de valeurs plus importante.

En ce qui concerne les tassements à la base du matelas, des résultats différents ont été mis en évidence entre les deux modèles. La figure 19 donne le tassement maximal obtenu à la fin du chargement (pour H = 0,7 m) en fonction de l'angle de frottement macroscopique équivalent. Les tassements sont clairement réduits lorsque ϕ augmente dans le cas de la modélisa-

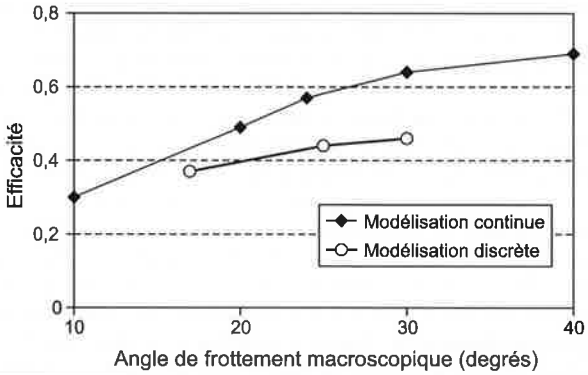

FIG. 18 **Influence de l'angle de frottement macroscopique sur l'efficacité (pour α = 15 %).**
Influence of the macroscopic friction angle on the efficacy (for α = 15 %).

TABLEAU IV **Synthèse de l'analyse paramétrique menée sur le modèle en milieu continu, d'après Jenck *et al.* (2007).**
Synthesis of the parametric study performed on the continuous model, from Jenck *et al.* (2007).

	Paramètre		Domaine d'investigation	Influence	
				Sur le report de charge	Sur les tassements en surface
Matelas	ϕ	Angle de frottement	10-40 degrés	++	++
	c	Cohésion	0-10 kPa	++	++
	Ψ	Angle de dilatance	0-10 degrés	-	+
	E	Module d'Young	1,2-120 MPa	+	+
	ν	Coeff. de Poisson	0,35-0,48	-	+
Mousse	E	Compressibilité de la mousse	12-106 kPa	+	++
	ν	Coeff. de Poisson	0,2-0,45	-	-

++ : grande influence + : faible influence - : pas influence

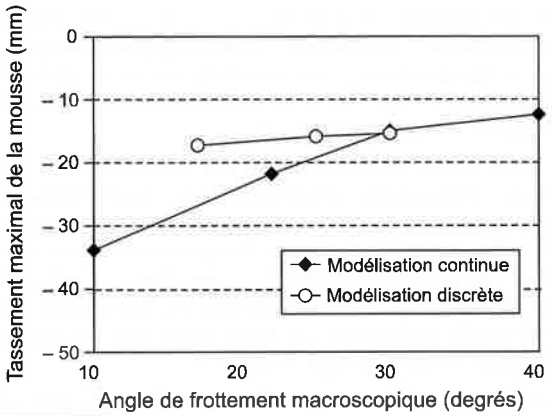

FIG. 19 **Influence de l'angle de frottement macroscopique sur le tassement maximal à la base du matelas (pour α = 15 %).**
Influence of the macroscopic friction angle on the maximum settlement at platform base (for α = 15 %).

tion en milieu continu alors qu'aucune influence n'a été notée lors de l'analyse en milieu discret.

Dans le modèle de type milieu continu, lorsque l'angle de frottement du sol du matelas augmente, l'efficacité augmente pendant que les tassements sont réduits, alors que dans le modèle en éléments discrets, l'efficacité augmente légèrement et il n'y a pas d'influence sur les tassements : le couplage entre transfert de charge et réduction de tassement est significatif dans l'analyse en milieu continu, ce qui est logique dans ce type de modélisation où les contraintes et les déformations sont liées. Ce couplage n'apparaît pas dans la modélisation en éléments discrets.

Des simulations ont été effectuées avec une cohésion du sol du matelas de 10 kPa dans le modèle continu (et ϕ = 24 degrés) et une cohésion macroscopique équivalente de 6 kPa dans le modèle discret (et ϕ équivalent égal à 27 degrés). Ce paramètre a une influence beaucoup plus importante dans la modélisation discrète que dans la modélisation de type milieu continu. Dans le modèle discret, l'efficacité atteint effectivement une valeur de 1 (au lieu d'un maximum de 0,7 dans le modèle de type milieu continu) et les tassements sont considérablement réduits. Une grande divergence de comportement est observée entre les deux modèles concernant l'effet de la cohésion.

6.3.2
Influence des paramètres élastiques du matelas

Dans le modèle numérique discret, aucune influence de l'élasticité initiale du matériau, exprimée par les raideurs au contact k_n et k_t, n'est relevée sur le report de charge ou les tassements à la base du matelas (le module d'Young équivalent obtenu sur un essai biaxial varie cependant entre 0,7 et 40 MPa). Dans la modélisation de type milieu continu, une valeur plus faible du module d'Young (valeur moyenne de 1 MPa au lieu de 10 MPa pour le cas de référence) entraîne une diminution de l'efficacité (d'environ 20 %), accompagnée de tassements à la base du matelas plus grands (augmentation de 40 %), mais une valeur plus grande du module d'Young (en moyenne 100 MPa) n'a pas d'incidence. Ce paramètre n'a donc pas la même influence dans les deux approches de modélisation.

Pour les deux types de modèles, les paramètres de résistance au cisaillement du matelas ont une influence beaucoup plus importante que les paramètres élastiques.

6.3.3
Influence de la compressibilité de la mousse support

La même influence de la compressibilité de la mousse est relevée pour les deux approches de modélisation : une mousse plus compressible que le cas de référence n'a pas d'influence sur le report de charge alors qu'une mousse plus rigide entraîne une diminution de l'efficacité (ce qui concorde avec les observations expérimentales).

7
Conclusion

Le comportement mécanique d'un matelas granulaire érigé sur un sol compressible renforcé par inclusions rigides a été analysé par différentes approches de modélisation bidimensionnelles : un modèle réduit en laboratoire mettant en œuvre un sol analogique, un modèle numérique utilisant la méthode aux éléments discrets (MED) et un modèle numérique en milieu continu. Cependant, toutes ces approches restent qualitatives car les modélisations sont bidimensionnelles et ne respectent pas les lois de similitude. Les objectifs principaux sont la validation et la confrontation d'approches de modélisation, qui pourront, par la suite, être adaptée au cas des ouvrages réels.

La modélisation numérique en éléments discrets est une méthode alternative à la modélisation en milieu continu pour les sols granulaires. Elle considère les particules et leur interaction aux contacts, ce qui permet d'analyser en détail la réponse micromécanique du sol. Les résultats présentés dans cet article montrent que la modélisation numérique discrète proposée représente de manière assez précise le comportement macroscopique du système tel qu'il a été observé expérimentalement sur le modèle réduit de laboratoire, ceci malgré l'utilisation d'une procédure simple de génération des particules et la représentation discutable du comportement dilatant du sol du matelas (observé lors d'essais biaxiaux de laboratoire effectués sur le sol analogique).

L'analyse paramétrique effectuée sur les paramètres micromécaniques a montré que le coefficient de frottement interparticulaire et la cohésion aux contacts du matériau constituant le matelas ont une influence majeure sur l'intensité du report de charge vers les inclusions, alors qu'aucune influence des paramètres élastiques n'a été relevée, ce qui indique que, dans le matelas, des mécanismes micromécaniques en cisaillement se développent principalement.

Les résultats de l'analyse paramétrique menée sur le modèle numérique en milieu discret ont été confrontés à ceux obtenus sur un modèle numérique en milieu continu implémentant un modèle élastique parfaitement plastique avec un critère de rupture de type Mohr-Coulomb pour simuler le comportement du matelas. Les deux modèles numériques représentent le comportement expérimental de manière satisfaisante, mais les études paramétriques ont mis en

évidence quelques divergences concernant l'influence des paramètres macro- et micromécaniques. L'équivalence entre ces deux familles de paramètres est déterminée à partir de résultats d'essais biaxiaux pour le sol du matelas. Le coefficient de frottement intergranulaire dans l'analyse en milieu discret et l'angle de frottement macroscopique ont une influence similaire sur le report de charge vers les inclusions (augmentation du report de charge avec l'angle de frottement), mais pas sur la réduction des tassements : la réduction est plus importante dans le modèle en milieu continu. L'introduction d'une cohésion aux contacts dans le modèle en milieu discret conduit à un report total de la charge vers les inclusions alors que l'influence d'une cohésion macroscopique équivalente dans le modèle en milieu continu a une influence plus limitée. L'influence de la compressibilité du matériau simulant le sol support est identique dans les deux approches : son augmentation n'a pas d'influence sur le report de charge alors que sa réduction conduit à une efficacité plus faible. Cependant, certains paramètres n'ont pas pu être directement comparés : la porosité du milieu discret et la dilatance dans le modèle continu. Même si les deux modèles conduisent à des résultats parfois différents, les analyses paramétriques montrent toutefois que, pour les deux approches de modélisation, la résistance au cisaillement du sol du matelas est le paramètre le plus important et qu'il doit donc impérativement être pris en compte dans une méthode de dimensionnement.

En conclusion, lors de la mise en œuvre d'un modèle pour dimensionner un matelas de transfert de charge ou pour estimer l'influence des paramètres, il est nécessaire de garder à l'esprit les limitations du modèle, comme il a été démontré dans cette étude par la mise en évidence des divergences de comportement entre un modèle numérique en milieu discret et en milieu continu. Cette étude conduit à une réflexion sur les types de modèles et les procédures de modélisation, ainsi que sur la signification géotechnique des paramètres macro et micromécaniques.

Il faut enfin souligner que les résultats et les analyses paramétriques présentés ici ne sont rigoureusement valides que dans certaines conditions restrictives, c'est-à-dire pour un système bidimensionnel et dans la gamme de valeurs examinées (géométrie, propriétés du sol du matelas, compressibilité du sol support, etc.). Les résultats présentés ne sont donc pas directement applicables à un ouvrage réel car :

– l'étude est bidimensionnelle et il n'existe pas, pour ce type d'ouvrage, de facteur de passage direct pour obtenir les résultats équivalents pour un cas tridimensionnel (Kempton *et al.*, 1998) ;
– le modèle proposé utilise un sol analogique ;
– l'intégralité de la couche de sol compressible n'est pas explicitement représentée.

Une modélisation numérique tridimensionnelle réaliste a été proposée sur la base des résultats obtenus sur le modèle bidimensionnel en milieu continu (Jenck *et al.*, 2009). Les études paramétriques ont montré la même influence des paramètres macroscopiques que dans le modèle bidimensionnel simplifié (Jenck *et al.*, 2006b). Une approche similaire peut maintenant être envisagée à l'aide d'un code numérique en éléments discrets tridimensionnel. Tous ces résultats devront être validés sur la base de résultats expérimentaux en grandeur réelle.

REMERCIEMENTS

Les auteurs remercient les différents partenaires du projet national ASIRI, l'IREX ainsi que le Réseau génie civil et urbain de la DRAST pour leur soutien.

Bibliographie

Bertrand D., Nicot F., Gotteland Ph., Lambert S. – Modelling a geo-composite cell using discrete analysis. *Computers and Geotechnics*, vol. 32. n° 8, 2005, p. 564–577.

Briançon L., Kastner R., Simon B., Dias D. – État des connaissances – Amélioration des sols par inclusions rigides. *International Symposium on Ground Improvement ASEP – GI*, Presses de l'ENPC, 2004, p. 15-44.

Caudron M. – *Étude expérimentale et numérique de l'interaction sol-structure lors de l'occurrence d'un fontis*. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, Villeurbanne, 2005.

Chareyre B. – *Modélisation du comportement d'ouvrages composites sol-géosynthétique par éléments discrets*. Thèse de doctorat, Université Grenoble I, 2003, 199 p.

Chareyre B., Villard P. – Dynamic spar elements and discrete element methods in two dimensions for the modeling of soil-inclusion problems. *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 131, n° 7, 2005, p. 689-698.

Cundall C., Strack O. – A discrete numerical model for granular assemblies. *Géotechnique*, n° 29, 1979, p. 47-65.

Dolzhenko N., Mathieu P. – Étude expérimentale des phases de creusement d'un tunnel à l'aide d'un modèle réduit bidimensionnel. *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 42, n° 2, 2005, p. 352-364.

Dolzhenko N. – *Étude expérimentale et numérique de modèle réduit bidimensionnel du creusement d'un tunnel*. Thèse de doctorat, INSA Lyon, Villeurbanne, 2002.

Emeriault F., Cambou B., Mahboubi A. – Homogenization for granular materials : non reversible behaviour. *Mechanics of Cohesive Frictional Materials*, vol. 1, 1996, p. 199-218.

Itasca – *Fast Lagrangian Analysis of Continua (FLAC), user's guide*. Itasca Consulting group, Minneapolis, 2002.

Itasca – Particle *Flow Code in 2 Dimensions (PFC2D), user's guide*. Itasca Consulting group, Minneapolis, 2004.

Jenck O., Dias D., Kastner R. – Soft ground improvement by vertical rigid piles. Two-dimensional physical modelling and comparison with current design methods. *Soils and Foundations*, vol. 45, n° 6, 2005, p. 15-31.

Jenck O., Dias D., Kastner R. – Two-dimensional physical modelling of an earth platform over soft ground improved by vertical rigid piles. *International Conference of Physical Modelling in Geotechnics*, Hong Kong, 2006a.

Jenck O., Dias D., Kastner R. – Three-dimensional modelling of an embankment over soft soil improved by rigid piles. *6th European Conference on Numerical Methods in Geotechnical Engineering*, Graz, 2006b.

Jenck O., Dias D., Kastner R. – Two-dimensional physical and numerical modeling of a pile-supported earth platform over soft soil. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, vol. 133 n° 3, 2007, p. 295-305.

Jenck O., Dias D., Kastner R. – Modélisation numérique discrète d'un modèle réduit bidimensionnel de matelas de transfert de charge granulaire édifié sur inclusions rigides. Rapport ASIRI 2.08.4.03, 2008.

Jenck O., Dias D., Kastner R. – Three-dimensional numerical modelling of a piled-embankment. *International Journal of Geomechanics*. A paraître en 2009 (accepté).

Jian M.S., Yu H.-H., Harris D. – Discrete element modelling of penetration in granular soils. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, vol. 30, 2005, p. 335-361.

Kempton G., Russell D., Pierpoint N.D., Jones C.J.F.P. – Two- and three dimensional numerical analysis of the performance of piles embankments. *6th International Conference on Geosynthetics*, Atlanta, 1998, p. 767-772.

Lee Y.J., Basset R. – Influence zones for 2D pile-soil-tunnelling interaction based on model test and numerical analysis. *Tunnelling and Underground Space Technology*, vol. 22, 2007, p. 325-342.

Love J.P., Milligan G.W.E. – Design Methods for basally reinforced pile supported embankments over soft ground. *Ground Engineering*, March 2003, 2003, p. 39-43.

Nunez M., Dias D., Poilpré C., Kastner R. – Soft ground improved by rigid vertical piles. Experimental and numerical study of the Carrières-sous-Poissy (France) case. *13th Panamericam Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, Isla Margarita, Venezuela, 2007.

Rathmayer M. – Piled embankment supported by single pile caps. *Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Istanbul, 1975, p. 283-290.

Schneebeli G. – Une mécanique pour les terres sans cohésion. *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences*, vol. 243, 1956, p. 2647-2673.