

Renforcement par inclusions rigides: évaluation du transfert de charge au sein d'une plateforme granulaire renforcée ou non par des géosynthétiques

Soil reinforced by rigid inclusions: evaluation of the load transfer within the granular platform reinforced or not by geosynthetics

A.M. Alzate*, B. Simon
Terrasol, Paris, France

C. Terqueux
Menard, Orsay, France

L. Briançon
INSA Lyon, Lyon, France

P. Villard
3SR/CNRS UMR 552/University Grenoble Alpes, Grenoble, France

*anamaria.alzate@setec.com

RESUME: Cet article s'inscrit dans le cadre du projet national français ASIRI+ (2019 - 2024) qui est une extension du projet ASIRI (2005-2012) et qui vise à fournir des recommandations pour la conception d'un renforcement par inclusions rigides. Le premier objectif de l'article est d'améliorer les méthodes analytiques d'ASIRI (2012) pour la conception de plateformes de transfert de charge dans le cas des semelles sur inclusions rigides, en utilisant des calculs par éléments finis en 3D. Le deuxième objectif est de comparer différentes méthodes de dimensionnement de renforcement par géosynthétiques afin de développer et de valider un modèle analytique. Trois méthodes sont étudiées: la méthode Concentric Arches (CA), une méthode d'éléments discrets en 3D (DEM), et un modèle biphasique simplifié (Taspie+).

ABSTRACT: This article is part of the French national project ASIRI+ (2019 - 2024), an extension of the ASIRI project (2005-2012), aiming to provide recommendations for the design of a soil reinforced by rigid inclusions. The first objective of the article is to improve the analytical methods of ASIRI (2012) for the design of load transfer platforms in the case of shallow foundations on rigid inclusions, using 3D finite element calculations. The second objective is to compare different methods for the design of geosynthetic reinforcement in order to develop and validate an analytical design model. Three methods are studied: the concentric arches method (CA), a 3D discrete element method (DEM), and a simplified biphasic model (Taspie+).

Keywords: Geosynthetics; rigid inclusions; concentric arches; load transfer platforms; shallow foundations.

1 INTRODUCTION

Le renforcement par inclusions rigides est un procédé qui s'est largement répandu en France ces trente dernières années. Les recommandations ASIRI (2012) ont détaillé des méthodes simplifiées pour la définition de la charge limite pouvant être reprise par le matelas de répartition. Ces méthodes sont largement éprouvées pour la définition de la charge limite lorsque le mécanisme de poinçonnement du matelas peut se développer « librement » (calculs en zone courante pour une maille infinie avec une épaisseur de matelas

et un entraxe entre les inclusions suffisant). En revanche, les méthodes proposées peuvent s'avérer conservatrices dans le cas particulier des semelles sur inclusions et dans le cas des remblais ne permettent pas d'évaluer le transfert de charge dans le matelas en présence des géosynthétiques.

Cet article a pour objectif de définir quelques pistes d'amélioration des méthodes simplifiées afin de d'évaluer le transfert de charge dans le cas d'un matelas de répartition, avec ou sans géosynthétiques, sous une semelle (§2) ou sous un remblai (§3).

2 SEMELLE SUR INCLUSIONS RIGIDES

2.1 Règles simplifiées d'ASIRI

Suivant les règles ASIRI (2012), la contrainte limite de poinçonnement dans le matelas $q_p^+(P)$ est déterminée en partie courante suivant le mécanisme de Prandtl à partir de la formule ci-dessous (avec q_s^+ la contrainte dans le sol à la base du matelas à la rupture et N_q facteur de portance) ; la contribution du poids et de la cohésion sont négligés:

$$q_p^+(P) = N_q q_s^+ \quad (1)$$

La formule ci-dessous suppose implicitement un développement « libre » d'un mécanisme de poinçonnement au sein du matelas (épaisseur et entraxe suffisants). Dans le cas d'une semelle sur IR, la résistance au poinçonnement du matelas peut être affectée défavorablement par l'effet de bord (Figure 1).

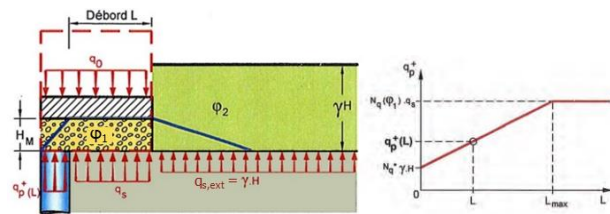


Figure 1. Prise en compte du débord L [ASIRI, 2012].

ASIRI (2012) propose une approche simplifiée consistant à interpoler entre la contrainte de référence $q_p^+(P)$ correspondant au débord L_{max} (obtenue avec un facteur de portance N_q de l'ordre de 30 à 50) et la contrainte $q_p^+(0)$ correspondant à un débord nul (obtenue avec une borne inférieure du facteur de portance noté N_q^* , de l'ordre de 10 à 30). La contrainte résultante notée $q_p^+(L)$ est définie comme suit:

$$q_p^+(L) = q_p^+(0) + \frac{L}{L_{max}} (q_p^+(P) - q_p^+(0)) \quad (2)$$

avec : $q_p^+(0) = N_q^* q_{s,ext}$
 L_{max} : largeur du mécanisme de Prandtl.

Cette approche est complétée par des règles empiriques pour prendre en compte la position des inclusions dans la semelle. En particulier, pour une inclusion située dans le coin on a :

$$q_{p,a}^+ = \frac{7}{12} q_p^+(P) + \frac{5}{12} q_p^+(L) \quad (3)$$

Enfin, à titre de comparaison, on peut définir un facteur de portance équivalent avec effet de bord noté « $N_{q,eq}$ » en posant : $N_{q,eq} = q_{p,a}^+ / q_s$ où q_s est défini

tel que $q_0^* = \alpha \times q_{p,a}^+ + (1 - \alpha) \times q_s$, α étant le taux de substitution et q_0^* la contrainte moyenne à la base du matelas. Afin d'illustrer la démarche, on étudie le cas d'une semelle carrée sur quatre inclusions de diamètre B suivant les données du Tableau 1. Le Tableau 2 présente les résultats obtenus pour $L = 0,6$ m, $q_0^* = 100$ kPa.

Tableau 1. Paramètres de calcul.

B _{semelle} [m]	B [m]	ϕ_1 [°]	ϕ_2 [°]	α [%]	$q_{s,ext}$ [kPa]
2,21	0,34	38	30	7,4	10

Tableau 2. Résultats – ASIRI (2012).

N_q	N_q^*	L_{max}	$q_p^+(0)$	$q_p^+(P)$	$q_p^+(L)$	$q_{p,a}^+$	$N_{q,eq}$
[-]	[-]	[m]	[kPa]	[kPa]	[kPa]	[kPa]	[-]
49	26	2,4	260	1084	465	826	19

2.2 Comparaison à un traitement numérique en éléments finis 3D

Le facteur $N_{q,eq}$ obtenu avec les règles simplifiées ASIRI (2012) est comparé à celui obtenu via un modèle aux éléments finis 3D. On reprend la configuration décrite dans le Tableau 1 et on étudie un quart de modèle par symétrie (voir Figure 2). Une étude paramétrique est réalisée en faisant varier le rapport entre le débord L et le diamètre de l'inclusion B ($0 \leq L/B \leq 1,75$), le rapport entre la hauteur H du matelas et B ($H/B = 1,5$ et $H/B = 1,0$) et le rapport des contraintes de confinement à l'extérieur et l'intérieur de la semelle ($q_{s,ext} / q_s = 0,25$, $q_{s,ext} / q_s = 0,33$ et $q_{s,ext} / q_s = 0,50$).

La rupture du matelas est supposée atteinte pour un déplacement imposé u_z fonction du diamètre B de l'inclusion (avec $u_z = B/10$ et $u_z = B/5$). On définit ainsi le facteur de portance équivalent $N_{q,eq} = q_{p,max} / q_s$ avec $q_{p,max}$ la contrainte de rupture et q_s la contrainte verticale sous le matelas à l'intérieur de la semelle.

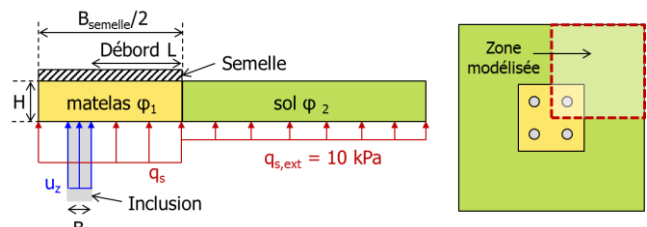


Figure 2. Modèle 3D (coupe et vue en plan).

La Figure 3 et la Figure 4 présentent l'évolution de $N_{q,eq}$ en fonction de L/B comparé aux résultats obtenus avec les méthodes analytiques ASIRI (2012).

On peut voir que le facteur de portance équivalent obtenu est 1,5 à 4 fois supérieur au facteur ASIRI avec effets de bord et dans certains cas dépasse le facteur de portance ASIRI sans effets de bord ($N_q = 49$ pour $\phi_1 = 38^\circ$).

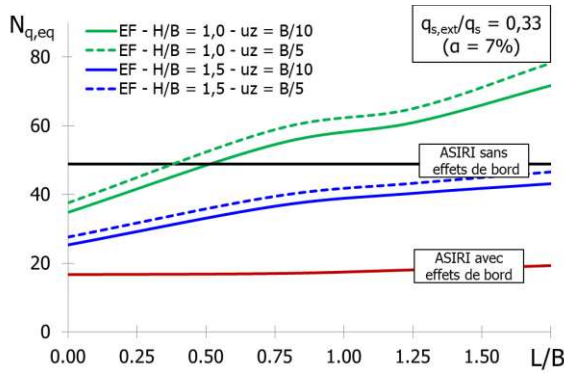


Figure 3. Facteur de portance équivalent fonction de L/B pour différentes valeurs de H/B ($q_{s,ext}/q_s$ fixé = 0,33).

La Figure 3 montre que plus le rapport H/B est faible plus $N_{q,eq}$ est élevé ce qui traduit l'effet bénéfique lié à la présence de la semelle qui bloque le développement du mécanisme de rupture. On peut voir également que la pente des courbes est plus élevée pour $H/B=1$ que pour $H/B=1,5$.

La Figure 4 montre que l'augmentation de q_s a pour effet d'augmenter l'ordonnée à l'origine des courbes en conservant la même pente qui est fonction du rapport H/B . Enfin, on note que le critère de rupture imposée ($u_z = B/10$ ou $u_z = B/5$) a un faible impact sur les résultats.

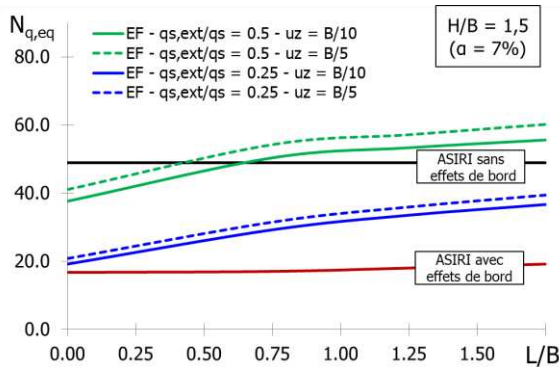


Figure 4. Facteur de portance équivalent fonction de L/B pour différentes valeurs de $q_{s,ext}/q_s$ (H/B fixé = 1,5)

3 REMLAI SUR INCLUSIONS RIGIDES AVEC MATELAS RENFORCE OU NON PAR GEOSYNTHETIQUES

3.1 Description des méthodes

3.1.1 Méthode DEM

L'étude menée avec la méthode DEM (Tran et al., 2019 et Tran et al., 2021) est utilisée comme point de comparaison pour évaluer les méthodes analytiques en présence de géosynthétiques.

Dans la méthode des éléments discrets 3D (DEM) des particules élémentaires sont utilisées pour simuler

la microstructure des matériaux granulaires, et une méthode couplée éléments discrets - éléments finis (DEM - FEM) permet de décrire le comportement du géosynthétique et son interaction avec le matériau granulaire.

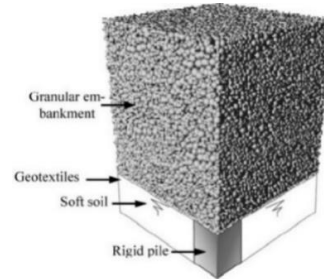


Figure 5. Méthode DEM [Villard et al., 2024].

3.1.2 Arches concentriques (CA)

La méthode arches concentriques (CA) décrite Figure 6, est une méthode de conception de renforcement par géosynthétiques développé par S. Van Eekelen qui est couramment utilisée, et présentée dans le CUR 226 néerlandais (2016). Cette méthode de dimensionnement se base sur un calcul en deux étapes. La première étape permet de définir la part de charge transmise par effet de cisaillement (A, B et C) et la deuxième étape décrit le comportement (force de traction et déformation maximum) du géosynthétique sous la charge résiduelle (B+C).

Une feuille de calcul a été développée par S. Van Eekelen afin de faciliter le calcul de ces deux étapes. Celle-ci a été utilisée afin de comparer les différentes méthodes.

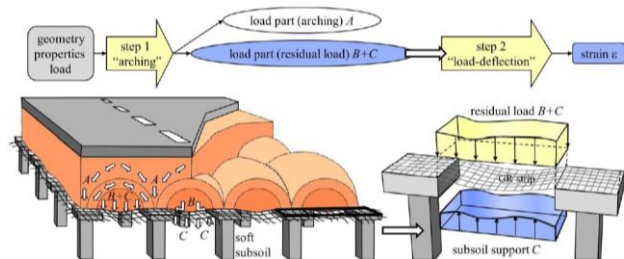


Figure 6. Méthode CA [Van Eekelen, 2016].

3.1.3 Modèle Taspie+

Le modèle Taspie+ (Cuira & Simon, 2009) est un modèle biphasique simplifié suivant les règles d'ASIRI qui a pour objet l'étude d'une cellule élémentaire centrée sur une inclusion soumise à un chargement vertical (voir Figure 7). La prise en compte des géosynthétiques est réalisée en ajoutant dans les équations du modèle, à la hauteur du géosynthétique, la relation entre le déplacement de ce dernier et la charge qu'il peut transférer à ses extrémités.

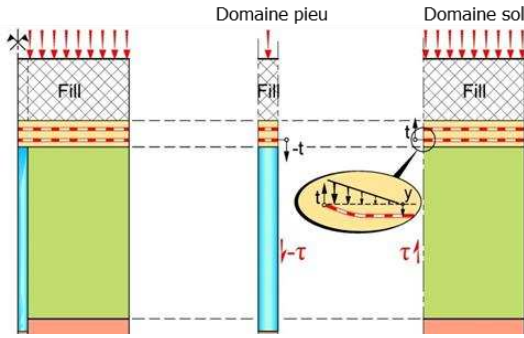


Figure 7. Modèle Taspie+ [Simon et al., 2014].

Cette relation est déduite du comportement des bandes reliant les têtes d’inclusion, selon les côtés des mailles. Ces bandes sont supposées soumises à une pression différentielle p distribuée selon un profil triangulaire inverse (voir Figure 8). L’équilibre élastique de la bande est étudié en grandes déformations (avec prise en compte des effets de second ordre) et sa résolution permet d’établir une relation non linéaire directe entre la pression p et la flèche Δy qui en résulte.

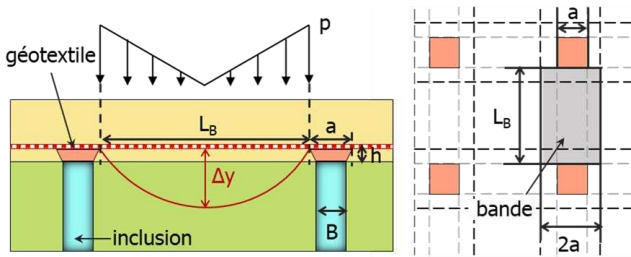


Figure 8. Bande soumise à un profil triangulaire inverse.

3.2 Comparaisons

3.2.1 Configurations étudiées

On reprend les configurations de l’étude DEM servant de référence (Tran et al., 2021), soit :

- Inclusions carrées de 0,6 m de côté ;
- Maille carrée de 3,0 m x 3,0 m ;
- Trois hauteurs de matelas : $H = 0,75$ m, $H = 1,5$ m et $H = 3$ m ;
- Géosynthétique bidirectionnel de raideur $J = 3000$ kN/m.

Différentes valeurs du module du sol entourant les inclusions sont étudiées, comprises entre 0,01 à 1 MPa.

Pour le matelas, deux densités enveloppes et compatibles avec les caractéristiques microscopiques du modèle DEM sont étudiées, voir Tableau 3. Ces dernières sont utilisées directement dans la méthode CA en considérant l’angle de frottement résiduel. L’utilisation du modèle Taspie+ nécessite la définition préalable du module de déformation du matelas compatible avec les paramètres microscopiques et

macroscopiques du modèle DEM. On se base pour cela sur les simulations numériques d’essais triaxiaux effectuées sur des échantillons de matelas en utilisant le modèle DEM (Tran et al., 2019), afin de calibrer une loi contrainte-déformation. Cette démarche a permis de déterminer un module du matelas en fonction de la contrainte verticale σ'_v comme suit (voir Tableau 4):

$$E_{50} = E_{50}^{ref} \left(\frac{\sigma'_v}{p_{ref}} \right)^m \quad (4)$$

Tableau 3. Paramètres macroscopiques matelas- DEM/CA

Densité	ϕ'_{pic} [°]	ϕ'_{res} [°]	γ_d [kN/m ³]
Lâche	34	26	14.40
Dense	46	26	16.20

Tableau 4. Paramètres matelas –Taspie+.

Densité	$E_{50,ref}$ [MN/m ²]	p_{ref} [kPa]	ν [-]	m [-]	γ_d [kN/m ³]
Lâche	2,10	100	0,3	0,24	14.40
Dense	3,50	100	0,3	0,15	16.20

3.2.2 Efficacité sans géosynthétiques

L’efficacité est définie comme le rapport de l’effort en tête des inclusions rigides sur l’effort total de la maille. La Figure 9 présente l’efficacité sans prise en compte des géosynthétiques pour les modèles DEM et Taspie+. Pour les deux modèles, on observe une augmentation de l’efficacité lorsque le module du sol diminue. Avec le modèle DEM, on atteint un pic au-delà duquel le matelas plastifie, entraînant une diminution de l’efficacité. En revanche, avec le modèle Taspie+, ce pic n’est pas visible, car le matelas se comporte de manière élastique. Des vérifications de non-poinçonnement du matelas sont effectuées ultérieurement, conformément aux considérations décrites dans le §2.

De plus, on peut noter que dans le cas d’un matelas lâche, les courbes sont comparables pour des modules de sol supérieurs à 0,2 MPa, avant la rupture du matelas. En revanche, dans le cas d’un matelas dense, le modèle Taspie+ sous-estime l’efficacité. Cette observation s’explique par le fait que dans le modèle Taspie+, le transfert des charges au niveau du matelas s’effectue par cisaillement vertical, plafonné à $k \tan \delta \times \sigma'_v$. Le facteur $k \tan \delta$ est un paramètre empirique qui représente le produit d’un frottement $\tan \delta$ par un coefficient de butée k (tel que $\sigma'_N = k \sigma'_v$). Dans la pratique, le facteur $k \tan \delta$ est plafonné forfaitairement à 1 indépendamment de la densité du matelas. Les comparaisons avec la méthode DEM inciteraient ici à adapter la valeur de $k \tan \delta$ à la densité du matelas.

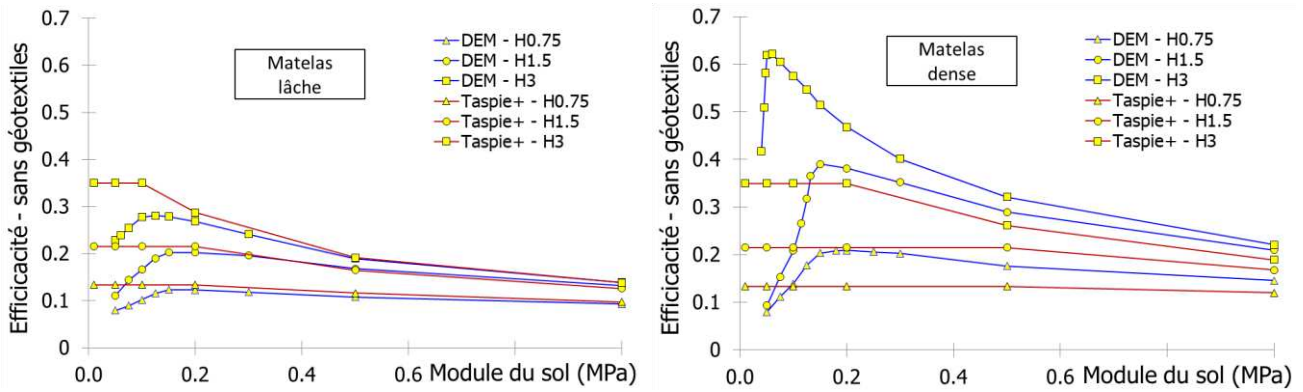


Figure 9. Comparaison DEM/Taspie – Efficacité sans géosynthétiques.

3.2.3 Efficacité avec géosynthétiques

La Figure 11 et la Figure 12 présentent la comparaison, entre les différentes méthodes, de l'efficacité avec prise en compte des géosynthétiques.

Les résultats obtenus avec Taspie+ montrent une évolution similaire à ceux obtenus par la méthode DEM. Pour les matelas de type lâche, l'accord est satisfaisant. En revanche, pour les matelas de type dense les résultats se placent du côté de la sécurité. L'adaptation de la distribution de la pression différentielle selon un profil triangulaire inverse s'appliquant seulement à une fraction de la demi-maille (profil tronqué) pourrait conduire à un meilleur accord pour des matelas denses (Figure 10). En effet, à résultante de pression p constante, ceci a pour conséquence de diminuer la flèche Δy du géosynthétique et donc de rigidifier l'ensemble (avec une traction associée dans le géosynthétique également plus faible). La mise en place d'un profil de ce type est en accord avec les observations réalisées dans les modèles DEM qui montrent que la distribution de la pression suit une fonction polynomiale du troisième degré (Villard et al., 2024). Cette fonction peut être simplifiée suivant le profil Figure 10.

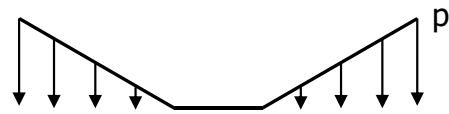


Figure 10. Profil triangulaire inverse « tronqué ».

Les résultats obtenus avec la méthode CA montrent que celle-ci surestime la part de charge A , donc l'efficacité, pour les matelas de type lâche et sous-estime légèrement l'efficacité dans le cas des matelas denses de forte hauteur ($H = 1,5$ m et $H = 3,0$ m). Mais pour le cas $H = 0,75$ m l'accord est satisfaisant.

3.2.4 Tassements en surface avec géosynthétiques

La Figure 13 présente le tassement en surface avec prise en compte des géosynthétiques pour le modèle DEM et le modèle Taspie+. Les résultats sont comparables entre les deux modèles. Pour les matelas de type dense, les tassements sont surestimés avec la méthode Taspie+ ce qui corrobore les observations réalisées sur l'efficacité du report de charge §3.2.3. Pour les matelas de type mou les résultats sont comparables, excepté pour des fortes épaisseurs de matelas où le calcul Taspie+ semble sous-estimer les tassements.

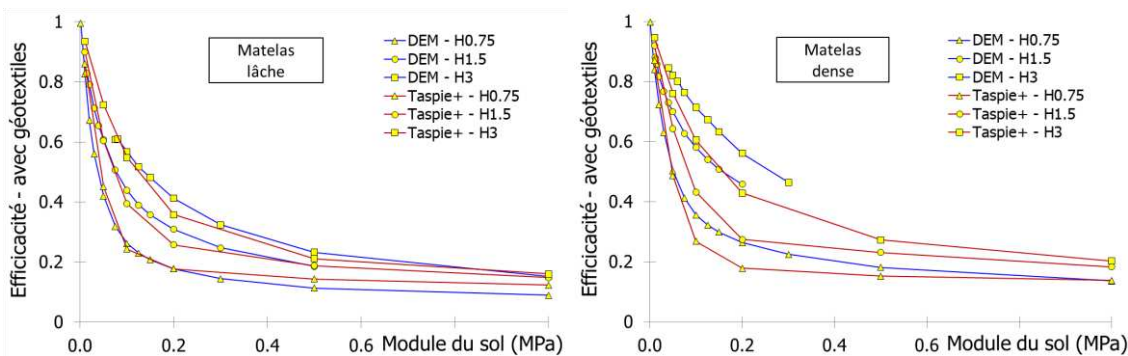


Figure 11. Comparaison DEM/Taspie – Efficacité.

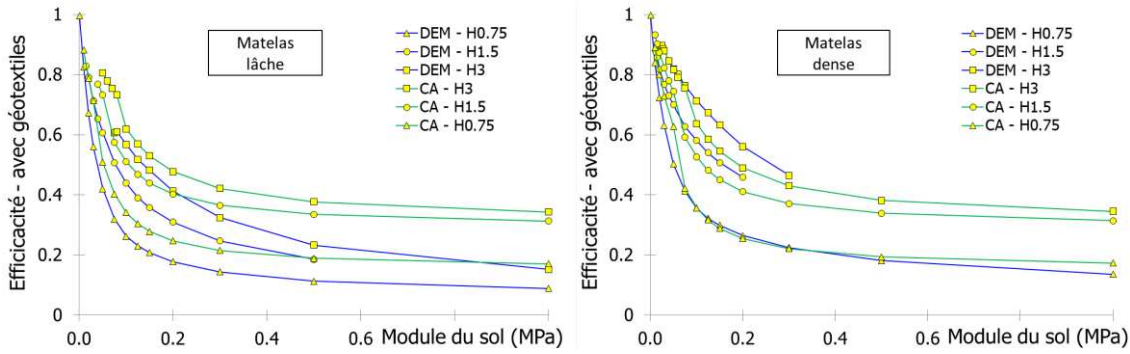


Figure 12. Comparaison DEM/CA – Efficacité.

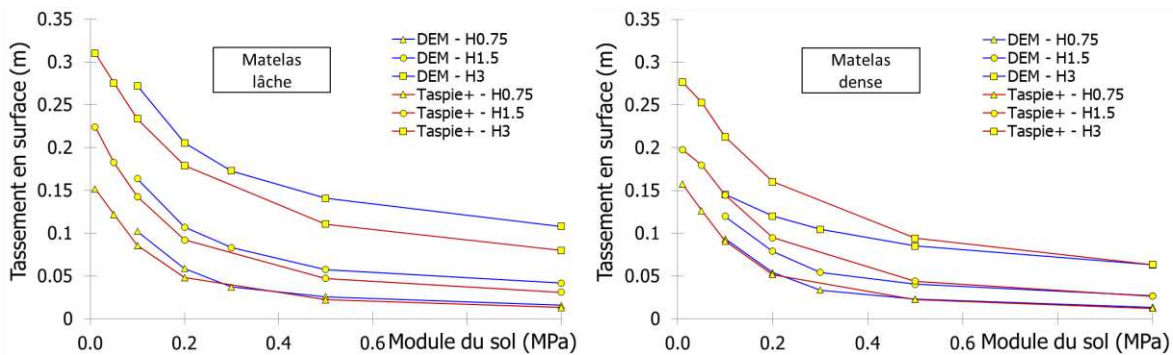


Figure 13. Comparaison DEM/Taspie – Tassements.

4 CONCLUSIONS

Pour le cas d’une semelle sur inclusions, les résultats montrent que les règles ASIRI (2012) sous-estiment la charge limite d’un facteur variant entre 1,5 et 3. Des abaques basés sur des calculs numériques peuvent être proposés pour la nouvelle version des recommandations qui sera éditée à la fin du projet ASIRI+.

Pour le cas d’un remblai sur inclusions, les comparaisons entre les modèles DEM et Taspie+ ont montré que les résultats obtenus évoluent de manière comparable en termes d’efficacité et de tassements. Pour les matelas de type lâche l’accord est bon. Pour les matelas de type dense les résultats se placent du côté de la sécurité. Une amélioration du modèle Taspie+ pourrait consister à adapter, selon la densité du matelas, la valeur du frottement limite $k \tan \delta \times \sigma'_v$ ainsi que la distribution de la pression différentielle (suivant un profil triangulaire inverse tronqué). Néanmoins, en pratique, l’utilisation d’un profil non tronqué s’avère sécuritaire pour le dimensionnement. En ce qui concerne les comparaisons entre les modèles CA et DEM, la méthode CA n’a pas montré une bonne cohérence des résultats d’efficacité avec la méthode DEM dans le cas d’un sol lâche. Cependant, elle montre un bon calage avec le type de sol dense, plus particulièrement pour un remblai de hauteur 0,75m, et se place du côté de la sécurité pour les deux autres hauteurs de remblai.

REFERENCES

- ASIRI (2012). Recommandations pour la conception, le calcul, l’exécution et le contrôle des ouvrages sur sols améliorés par inclusions rigides verticales, IREX-Presses des Ponts, Paris, France.
- Cuira, F. & Simon, B. (2009). Deux outils simples pour traiter des interactions complexes d’un massif renforcé par inclusions rigides, 17th ICSMGE, Alexandria, 1163-1166.
- CUR 226 (2016) Design Guideline Basal Reinforced Piled Embankments, SBRCURnet, Delft, Pays-Bas.
- Simon, B., Briançon L., Auray G. (2014) Pile-Supported Embankment over Soft Soil for South Europe Atlantic High Speed Line, 10th ICG, Berlin.
- Tran, Q.A., Villard, P., Dias, D. (2019). Discrete and continuum numerical modeling of soil arching between piles. *International Journal of Geomechanics*.19(2). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GM.1943-5622.0001341](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GM.1943-5622.0001341)
- Tran, Q. A., Villard, P., Dias, D. (2021). Geosynthetic reinforced piled embankment modeling using discrete and continuum approaches. *Geotextiles and Geomembranes*, 49(1), 243-256. <https://doi.org/10.1016/j.geotexmem.2020.10.026>
- Van Eckelen, S.J.M. (2016). The 2016-update of the Dutch Design Guideline for Basal Reinforced Piled Embankments. *Procedia engineering*, 143, 582-589.
- Villard, P. (2024). Mechanical behaviour of geosynthetic sheets used to reinforce load transfer mattresses in the case of embankments on soft soils reinforced by rigid inclusions. ECSMGE 2024

INTERNATIONAL SOCIETY FOR SOIL MECHANICS AND GEOTECHNICAL ENGINEERING



This paper was downloaded from the Online Library of the International Society for Soil Mechanics and Geotechnical Engineering (ISSMGE). The library is available here:

<https://www.issmge.org/publications/online-library>

This is an open-access database that archives thousands of papers published under the Auspices of the ISSMGE and maintained by the Innovation and Development Committee of ISSMGE.

The paper was published in the proceedings of the 18th European Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering and was edited by Nuno Guerra. The conference was held from August 26th to August 30th 2024 in Lisbon, Portugal.