

Horizontal efficacy of spread footing on soil reinforced by rigid inclusions Efficacité horizontale des semelles renforcées par inclusions rigides

Ana Maria Alzate, Fahd Cuira, Bruno Simon
Terrasol, Paris, France, anamaria.alzate@setec.com

RESUME : Cet article se propose d'évaluer le comportement transversal d'une semelle sur inclusions rigides, en s'intéressant en particulier à l'influence de la plasticité et l'influence de la présence ou pas d'un matelas de transfert de charges. Une étude paramétrique est réalisée en utilisant des modèles numériques aux éléments finis 3D dans le but d'établir le transfert de charges horizontales et verticales, pour différents taux de substitution, différentes inclinaisons du chargement et avec prise en compte ou non de la plasticité (calculs élastiques ou élasto-plastiques). Les calculs sont réalisés en présence et absence d'un matelas de répartition de charge. Les travaux présentés s'inscrivent dans le cadre du projet national ASIRI+ (2019-2025), une extension du projet ASIRI (2005 – 2012).

ABSTRACT: This article is part of the French national project ASIRI+ (2019 - 2025), an extension of the ASIRI project (2005-2012), which aims to provide recommendations for the design of a soil reinforced by rigid inclusions. The article evaluates the lateral behavior of a spread footing on rigid inclusions, with a particular focus on the influence of plasticity on the load transfer. A parametric study is carried out using 3D finite element numerical models to analyze horizontal and vertical load transfer under various substitution rates, loading inclinations and material behaviors (elastic or elasto-plastic). Calculations are performed both with and without a load transfer platform to assess the impact.

MOTS CLES: Inclusions rigides, semelle superficielle, capacité portante

KEYWORDS: Rigid inclusions, spread footing, bearing capacity

1 INTRODUCTION

Les travaux menés dans le cadre du projet national ASIRI (2005-2012) ont permis de proposer des procédures simplifiées pour apprécier les mécanismes de transfert de charge au sein d'un massif renforcé par inclusions rigides, à la fois sous chargement vertical et horizontal (ASIRI 2012, Dias et Simon 2012, Cuira et Simon 2009 et 2013). Les expérimentations (numériques, physiques et en vraie grandeur) menées dans le cadre du projet ASIRI avaient pu démontrer la pertinence et la validité de ces modèles simplifiés sous chargement vertical. Ce travail de validation se poursuit dans le cadre du projet national ASIRI+ (2019-2025) à la fois sous chargement vertical (Alzate 2022) mais également sous chargement plus complexe intégrant une composante horizontale et rotationnelle non nulles (Shen 2023 et Frattini et al. 2024).

C'est dans ce cadre qu'est menée la présente étude qui s'appuie sur une modélisation numérique en trois dimensions, explicitant le sol, les inclusions et le matelas de répartition, en vue d'identifier les modes de transfert de charge vertical et surtout horizontal au sein d'un massif renforcé par inclusions rigides. Deux domaines de chargement sont ainsi analysés : un domaine élastique où la plasticité des matériaux peut être négligée et qui peut être utile pour les justifications à l'état limite de service et un domaine ultime où les déformations plastiques sont prépondérantes et qui peut être utile pour les justifications à l'état limite ultime. Le rôle du matelas de répartition et sa capacité à « dissiper » l'effort horizontal sont également analysés. La principale grandeur d'intérêt analysée dans le cadre de cette étude est l'efficacité horizontale qui représente le ratio entre la charge transférée en tête de l'inclusion et celle reprise par la fondation en surface. A titre de point de repère, l'efficacité verticale est également établie et analysée pour chacune des configurations étudiées.

Les enseignements dégagés complètent ceux issus des expérimentations en vraie grandeur également menées dans le cadre du projet ASIRI+ (Szymkiewicz et al. 2022, Szymkiewicz et al. 2024). Ils visent à clarifier les limites d'application des modèles simplifiés développés dans ASIRI et proposer un cadre pratique pour les justifications ELS et ELU à mener pour une semelle sur inclusions rigides.

CONFIGURATION DE RÉFÉRENCE

1.1 Géométrie et caractéristiques du sol

L'étude porte sur une semelle carrée rigide de côté B variable, posée sur un sol mou renforcé d'épaisseur $H = 10$ m (Figure ci-après). Le système de renforcement est composé de 4 inclusions de diamètre $d = 0,32$ m et de longueur $L = 10,1$ m, complétées par un matelas de répartition d'épaisseur $H_m = 0,4$ (dépourvu de débord par rapport à la semelle). Les inclusions sont disposées de façon symétrique entre le centre et le bord de la semelle.

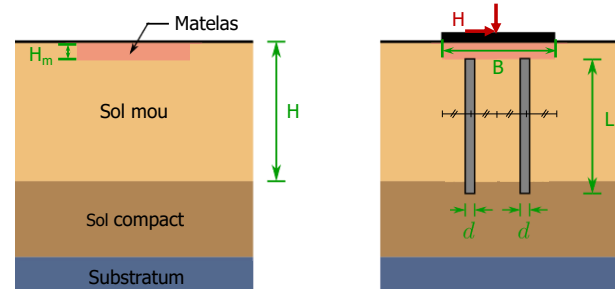


Figure 1. Configuration de référence.

L'ensemble est modélisé par une discrétisation en éléments finis en trois dimensions à l'aide du logiciel PLAXIS dont une vue du maillage est donnée sur la figure suivante.

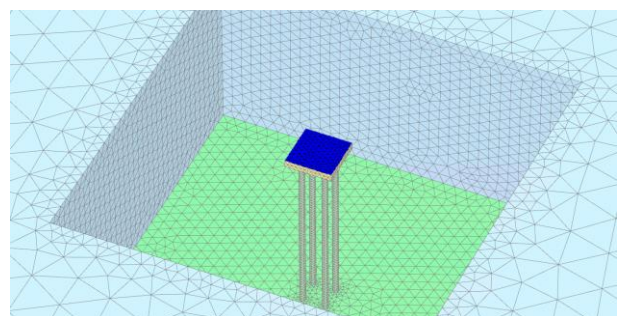


Figure 2. Vue du modèle 3D.

Le comportement des terrains intervenant dans la modélisation est simulé à l'aide d'une loi élastique linéaire parfaitement plastique avec un critère de rupture de Mohr Coulomb. Les paramètres utilisés dans la configuration de référence sont donnés dans le tableau suivant. L'ensemble des couches a un comportement drainé. Il n'y a pas de nappe dans le modèle.

Tableau 1. Paramètres utilisés pour la modélisation des sols (configuration de référence)

	γ [kN/m ³]	E [MPa]	ν [-]	ϕ' [°]	Ψ' [°]	c' [kPa]
Matelas	20	50	0,33	38	8	8
Sol mou	20	5	0,33	28	0	5
Sol compact	20	70	0,33	40	0	0
Substratum	20	700	0,33	40	0	1000

1.2 Modélisation des inclusions et interfaces

Les inclusions sont modélisées en éléments volumiques ayant un comportement linéaire élastique avec un module $E = 20$ GPa, un coefficient de Poisson $\nu = 0,2$ et un poids volumique $\gamma = 25$ kN/m³. Les efforts dans les inclusions sont évalués en exploitant les déformations et les courbures obtenues dans une poutre fictive « noyée », de faible rigidité, placée à l'axe de chaque inclusion comme le schématise la figure ci-dessous. En tête d'inclusion, une plaque infiniment rigide est placée afin d'assurer une meilleure continuité des déformations et des courbures entre l'élément de volume et la poutre noyée.

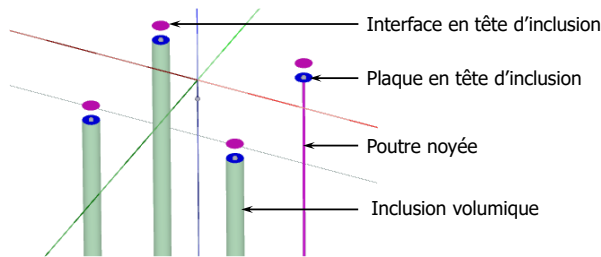


Figure 3. Zoom sur la tête des inclusions.

Des éléments d'interface ont par ailleurs été placés à la fois entre la tête de l'inclusion et le matelas, entre la semelle et le matelas, ainsi qu'entre l'inclusion et la semelle pour la modélisation des cas sans matelas. Les propriétés de ces éléments d'interface sont indiquées dans le tableau suivant.

Tableau 2. Caractéristiques des interfaces

Interface	E [MPa]	ν [-]	ϕ [°]	c [kPa]
Inclusion / Matelas	50	0,33	38	0
Semelle / Matelas	50	0,33	38	0
Inclusion / Semelle	1000	0,20	45	5

1.3 Taux de substitution étudiés et cas de charge associés

Différents taux de substitution α (rapport entre l'aire occupée par les inclusions et l'aire de la semelle) sont analysés dans le cadre cette configuration de référence ($\alpha = 1\%$ à 10%) permettant ainsi de couvrir la gamme des valeurs usuelles pour les projets courants de semelle sur inclusions rigides. A chaque valeur de α est associée une valeur de B (largeur de la semelle) comme le montre la figure ci-après. Le diamètre des inclusions est maintenu constant ($= 0,32$ m) pour tous les cas étudiés.

Pour chaque taux de substitution, la semelle est soumise dans une première phase à un chargement vertical centré V calé pour une contrainte moyenne de 200 kPa sous la semelle (correspondant à la gamme de travail usuelle pour les semelles

de bâtiment). Ensuite, la seconde phase de chargement consiste à appliquer un effort horizontal H au niveau de la semelle correspondant à une fraction de l'effort vertical V : $H = 0,05$ à $0,47$ V (correspondant à une inclinaison de 3° à 25° par rapport à la verticale). Aucun moment de renversement n'est considéré dans le cadre de cette étude (bras de levier nul).

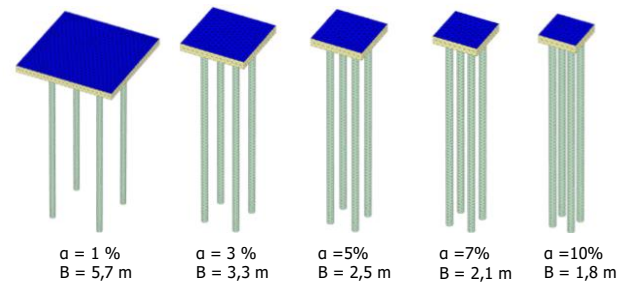


Figure 4. Différents taux de substitution étudiés.

Tableau 3. Conditions de chargement

α [-]	Nombre IR [-]	B_{semelle} [m]	V_{semelle} [kN]	H_{semelle} [kN]
1%	4	5,7	6434	320 à 3024
3%	4	3,3	2145	107 à 1008
5%	4	2,5	1287	64 à 605
7%	4	2,1	919	46 à 432
10%	4	1,8	643	32 à 302

1.4 Résultats

On s'intéresse à l'évolution de l'efficacité verticale et horizontale en fonction du rapport H/V pour les différents taux de substitution étudiés. Les efficacités horizontale et verticale sont données par :

$$E_v = \frac{\sum_i^n V_{IR,tête,i}}{V_{\text{semelle}}} \quad E_H = \frac{\sum_i^n H_{IR,tête,i}}{H_{\text{semelle}}}$$

Où :

$H_{IR,tête,i}$ Effort horizontal en tête de l'inclusion i
 $V_{IR,tête,i}$ Effort vertical en tête de l'inclusion i

1.4.1 Efficacité verticale

Commençons dans un premier temps par analyser les résultats en termes d'efficacité verticale E_v . La figure suivante présente l'évolution de E_v en fonction de « l'inclinaison » du chargement H/V, pour différents taux de substitution α .

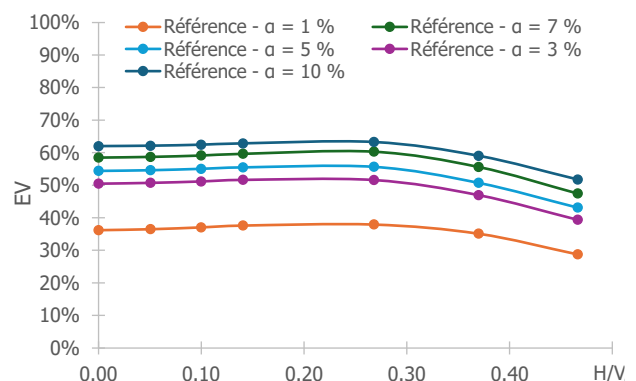


Figure 5. Evolution de l'efficacité verticale en fonction de H/V – Configuration de référence.

Les résultats mettent en évidence un effet de couplage H-V qui se traduit ici par une réduction de l'efficacité verticale sous l'effet du chargement horizontal. Cette réduction est liée en

effet à l'entrée dans le domaine plastique du matelas de répartition (mais également du sol support) qui apparaît ici à partir de $H/V = 0,20$. En deçà, le couplage horizontal/vertical est négligeable et l'efficacité verticale demeure voisine de celle obtenue sous chargement vertical pur ($H/V = 0$).

Notons par ailleurs, qu'en dehors du cas particulier $\alpha = 1\%$, les valeurs de E_v obtenues sont comprises entre 40% et 60% ce qui correspond aux ordres de grandeur usuels pour des semelles sur inclusions rigides correctement dimensionnées.

1.4.2 Efficacité horizontale

La figure suivante présente l'évolution de l'efficacité horizontale avec le rapport H/V .

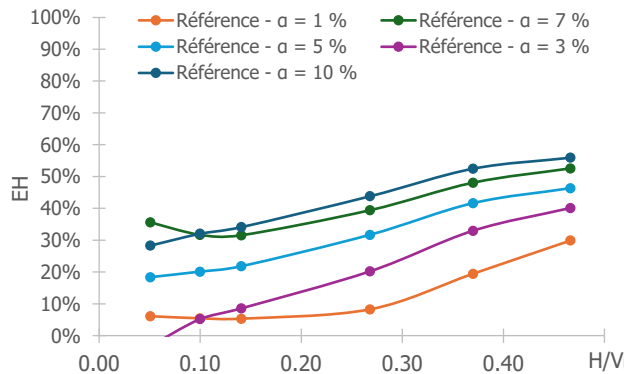


Figure 6. Evolution de l'efficacité horizontale en fonction de H/V – Configuration de référence.

On constate que pour des faibles niveaux d'inclinaison ($H/V \leq 0,20$), l'efficacité horizontale varie entre 10 et 30% et demeure bien inférieure à celle observée sous charge verticale. Cela signifie que pour ces niveaux d'inclinaison, la reprise des charges horizontales est assurée majoritairement par le sol support. Au-delà ($H/V > 0,20$), le développement de déformations plastiques plafonne progressivement la capacité du sol à reprendre des charges horizontales additionnelles et un report de charges (horizontales) s'opère vers la tête des inclusions. Cela conduit à une augmentation progressive de l'efficacité horizontale E_H jusqu'à tendre vers des valeurs de l'ordre de 30 à 50% (si l'on exclut le cas particulier $\alpha = 1\%$), ce qui correspond à l'ordre de grandeur obtenu pour l'efficacité verticale. La figure suivante corrobore ce constat en exprimant l'évolution du rapport E_v/E_H en fonction de H/V : E_v/E_H varie entre 2 et 5 pour des faibles niveaux d'inclinaison (correspondant au domaine élastique du massif support) et tend vers 1 pour un chargement fortement incliné (correspondant à un équilibre limite du massif support).

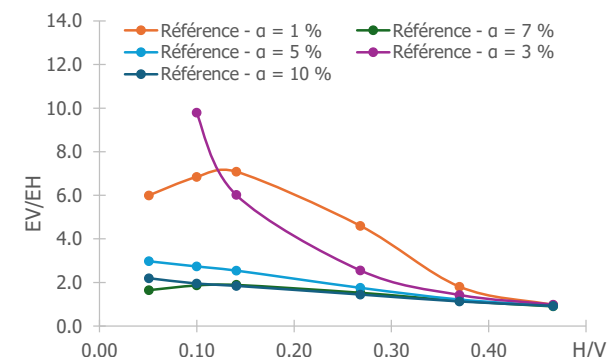


Figure 7. Rapport E_v/E_H en fonction du rapport H/V – Configuration de référence.

Il est important de noter que l'obtention d'un rapport E_v/E_H supérieur à 1 signifie que l'inclinaison des charges transmises aux inclusions (en tête) est inférieure à celle des charges

appliquées à la semelle. La conséquence est une inclinaison des contraintes transmises au sol mou (en sous-face du matelas) supérieure à celle des charges appliquées sur la semelle (Frattini et al. 2024). Ces conditions sont de nature à favoriser un développement rapide de la plasticité qui conduit ensuite à une homogénéisation progressive de l'inclinaison des contraintes. A l'état limite, l'obtention d'un rapport E_H/E_v voisin de 1 signifie implicitement une inclinaison uniforme des charges entre la semelle, les inclusions (en tête) et le sol.

2 ETUDE PARAMÉTRIQUE

Afin de généraliser les constats et enseignements dégagés pour la configuration de référence, une étude paramétrique est menée vis-à-vis de 4 facteurs d'influence qui gouvernent le comportement d'un massif renforcé par inclusions rigides (en plus du taux de substitution) : la présence ou non d'un matelas, la prise en compte ou non d'un comportement élasto-plastique des terrains, l'amplitude du chargement vertical sur la semelle, et enfin le taux de rigidité relative entre le sol et les inclusions.

2.1 Le rôle du matelas de répartition

2.1.1 Configuration étudiée

On examine dans ce paragraphe l'influence du matelas sur les taux d'efficacité verticale et horizontale selon la même démarche d'analyse que celle déployée pour la configuration de référence. La figure suivante explicite les modalités géométriques de la configuration sans matelas ainsi étudiée.

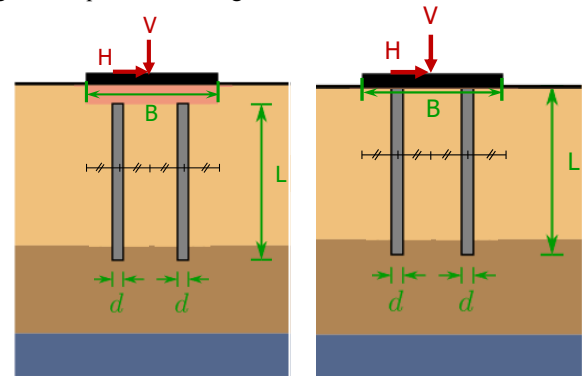


Figure 8. Configuration avec matelas (à gauche) et sans matelas (à droite).

A noter qu'en l'absence de matelas, l'interface en tête des inclusions simule une condition de contact « béton/béton » entre la semelle et l'inclusion (contact frottant avec un angle de frottement de 45° et n'autorisant aucune traction). Une interface est également placée entre la semelle et le sol selon les propriétés données dans le tableau suivant.

Tableau 4. Caractéristiques des interfaces pour le cas sans matelas

Interface	E [MPa]	ν [-]	ϕ [°]	c [kPa]
Inclusion / Semelle	1000	0,20	45	5
Semelle / Sol	5	0,33	28	5

2.1.2 Efficacité verticale

La figure suivante présente les résultats obtenus en termes d'efficacité verticale. La première remarque qui peut être formulée concerne l'ordre de grandeur de l'efficacité verticale qui se situe à un niveau bien plus élevé que celui obtenu en présence d'un matelas : 80 à 90% si l'on exclut le cas particulier (et schématique) d'un taux de substitution de 1%. La mise en place d'un matelas atténue l'effet point dur au droit des inclusions et permet une meilleure mobilisation de la réaction

du sol. Sans matelas, la charge verticale appliquée est essentiellement reprise par les inclusions et la contribution du sol s'avère minoritaire. Ce constat est en accord avec les ordres de grandeur obtenus par les modèles simplifiés développés dans le cadre d'ASIRI (pour des inclusions travaillant en deçà de leur charge de fluage). Il est important de rappeler qu'en l'absence de matelas, la notion d'efficacité verticale renseigne directement sur la charge maximale reprise par les inclusions (pas de frottement négatif, l'effort maximal dans les inclusions est obtenu en tête), tandis qu'en présence d'un matelas, l'effort maximal dans les inclusions est la superposition de deux mécanismes : transfert de charge en tête et frottement négatif. Il peut donc être intéressant d'exprimer (et de comparer) l'efficacité verticale non pas en termes d'effort en tête mais en termes d'effort maximal (ce qui n'a pas été exploité à ce stade).

Enfin, il est également intéressant de noter que la faible participation du sol dans la reprise des charges verticales (pour le cas sans matelas) rend négligeable l'effet de couplage H-V mis en évidence dans la configuration de référence : l'efficacité verticale demeure constante y compris pour des forts niveaux de chargement horizontal.

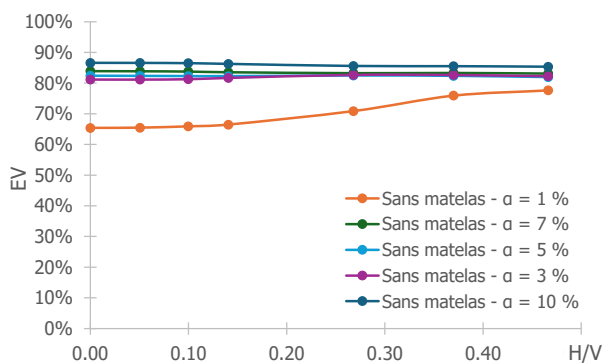


Figure 9. Efficacité verticale en fonction du rapport H/V – Configuration sans matelas.

2.1.3 Efficacité horizontale

On s'intéresse à présent à l'efficacité horizontale en l'absence de matelas. La figure suivante présente la variation de E_H en fonction de H/V. Le premier constat est un taux d'efficacité bien plus important que celui obtenu en présence d'un matelas (même raisonnement que sous charge verticale). Pour des faibles niveaux d'inclinaison (H/V allant jusqu'à 0,2), l'efficacité horizontale est 1,5 à 2 fois plus faible que l'efficacité verticale. Pour des chargements fortement inclinés, l'efficacité horizontale augmente et tend vers 80% à 90% correspondant à l'ordre de grandeur de l'efficacité verticale.

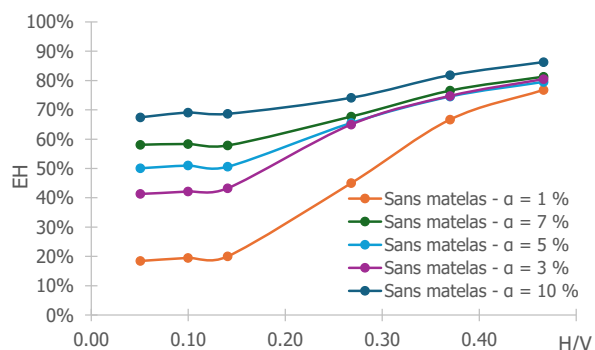


Figure 10. Efficacité horizontale en fonction du rapport H/V – Configuration sans matelas.

Ce résultat témoigne du développement de déformations plastiques dans le sol qui conduisent à une homogénéisation de

l'inclinaison des contraintes, en cohérence avec les tendances observées en présence d'un matelas de répartition. La figure qui suit présente l'évolution du rapport E_V/E_H et corrobore les constats déjà exprimés.

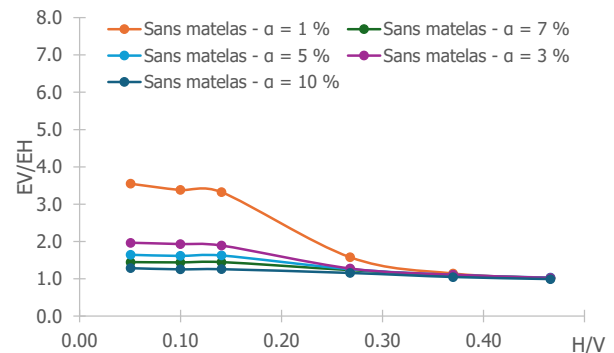


Figure 11. Rapport E_V/E_H vs rapport H/V – Configuration sans matelas.

2.2 Influence de la plasticité du sol

2.2.1 Objectif

L'analyse menée dans ce paragraphe complète les constats établis sur la configuration de référence qui été étudiée à l'aide d'un modèle tenant compte des déformations plastiques susceptibles de se développer dans le sol et le matelas. On vise dans ce paragraphe à clarifier le rôle de ces déformations plastiques vis-à-vis des mécanismes de transfert de charge et à vérifier les niveaux de chargement horizontal pour lesquels ces déformations plastiques peuvent être négligées. On compare pour cela les résultats de la configuration de référence à ceux d'un modèle où toutes les couches sont modélisées à l'aide d'une loi élastique linéaire (avec les mêmes modules de déformation et coefficients de Poisson). La comparaison est menée pour trois taux de substitution enveloppes : 1%, 5% et 10%.

2.2.2 Efficacité verticale

La figure suivante présente les résultats obtenus. Pour des faibles niveaux d'inclinaison ($H/V < 0,2$ voire 0,3), les efficacités verticales obtenues par une modélisation élastique demeurent comparables (à 5% près) à ceux issus d'une modélisation élasto-plastique. Pour des chargements fortement inclinés, les effets de couplage H-V mis en évidence précédemment mettent en défaut les modèles élastiques. Dans tous les cas, on peut noter qu'un modèle élastique tend (naturellement) à surestimer l'efficacité verticale des inclusions (en tête).

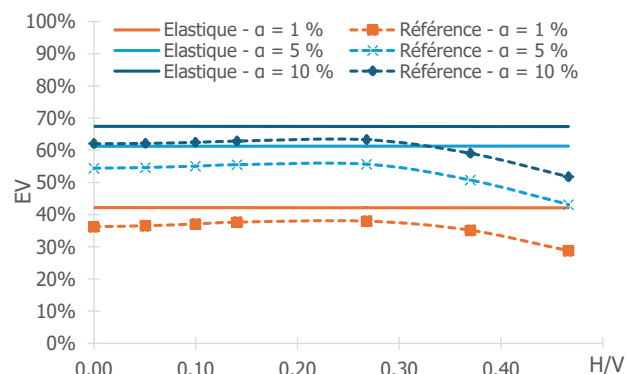


Figure 12. Efficacité verticale en fonction du rapport H/V – cas élastique vs élasto-plastique (référence)

2.2.3 Efficacité horizontale

C'est au niveau de l'efficacité horizontale que le rôle de la plasticité semble être le plus marquant. La figure suivante présente la comparaison des E_H entre les cas élastique et élasto-plastique (référence) et met en évidence l'influence assez nette de la plasticité. Un modèle élastique peut ainsi sous-estimer dans des proportions significatives l'efficacité horizontale des inclusions, ce qui, vis-à-vis du dimensionnement structural des inclusions, n'est pas nécessairement du côté de la sécurité. On peut toutefois considérer qu'un dimensionnement « élastique » apparaît acceptable pour la configuration étudiée jusqu'à $H/V = 0,2$. Au-delà, les déformations plastiques apparaissent et le choix d'un $E_H \sim E_V$ peut constituer une estimation acceptable (et enveloppe) des efforts horizontaux repris en tête des inclusions.

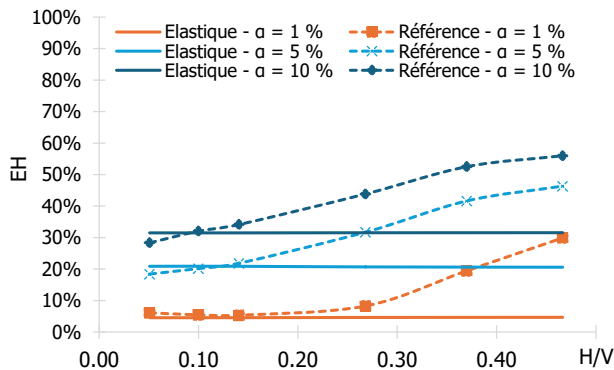


Figure 13. Efficacité horizontale vs rapport H/V – cas élastique

Enfin, pour un calcul élastique, la figure ci-dessous donne les rapports E_V/E_H obtenus pour le cas élastique et qui correspondent aux ordres de grandeur observés pour la configuration de référence pour des faibles niveaux de chargement.

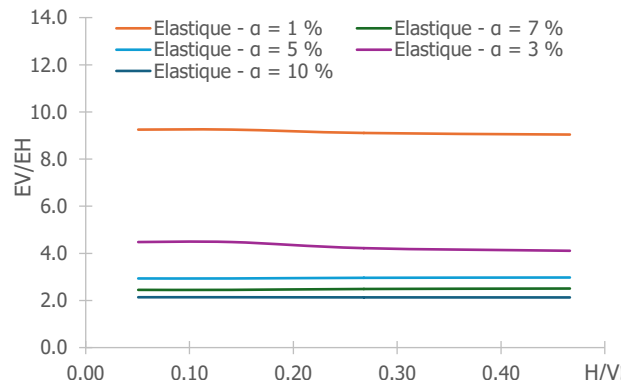


Figure 14. Rapport E_V/E_H vs ratio H/V – cas élastique

2.3 Influence du niveau de chargement vertical V

On examine à présent l'influence du taux de chargement vertical. Les charges verticales V considérées pour la configuration de référence correspondent, comme il a été souligné, à une contrainte verticale moyenne de 200 kPa sous la semelle. On se propose à présent de vérifier l'évolution des efficacités verticale et horizontale pour un niveau de chargement plus faible ($V \times 0,5$) ou plus élevé ($V \times 2$). Les autres paramètres de modélisation demeurent inchangés par rapport à la configuration de référence (ce qui constitue une approximation vis-à-vis des modules d'élasticité et leur dépendance à la gamme de déformation). Les figures suivantes présentent les résultats obtenus en termes de rapport E_V/E_H pour le cas $V \times 0,5$ et $V \times 2$. On retrouve les tendances déjà mises en

évidence pour la configuration de référence : le rapport E_V/E_H tend vers 1 lors que H/V tend vers 0,5. On constate toutefois qu'avec un chargement plus faible ($V \times 0,5$), cette asymptote est atteinte plus « lentement » témoignant d'une amorce plus « tardive » de la plasticité. A contrario, pour un niveau de chargement plus élevé ($V \times 2$), on obtient $E_V/E_H \sim 1$ dès $H/V = 0,3$ synonyme d'un développement plus rapide de la plasticité.

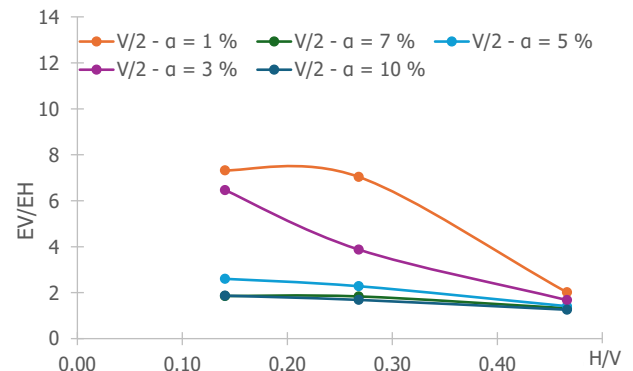


Figure 15. Rapport E_V/E_H en fonction de H/V – cas $V \times 0,5$

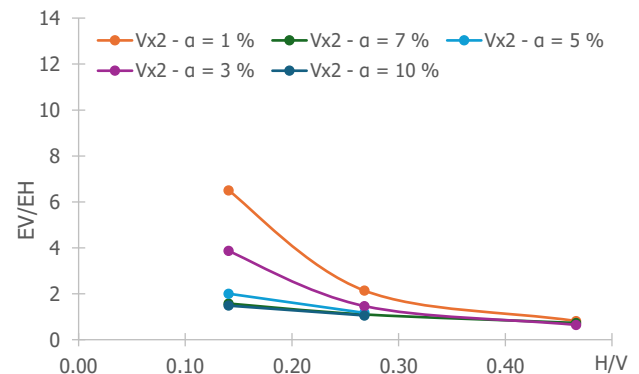


Figure 16. Rapport E_V/E_H en fonction de H/V – cas $V \times 2$

2.4 Influence de la rigidité relative (module du sol)

2.4.1 Objectif

Un autre facteur clé qui contrôle le mécanisme de transfert des charges aux inclusions est le taux de rigidité relative entre le sol et les inclusions. Sous chargement vertical, cette rigidité relative peut être appréciée en comparant la raideur verticale de l'inclusion à celle de la semelle sur sol non renforcé. Sous chargement horizontal, cette rigidité peut être appréciée à partir de la notion de longueur de transfert. Dans les deux cas, cela fait intervenir directement le module de déformation du sol. La configuration de référence correspond au cas d'un sol caractérisé par un module de Young $E = 5$ MPa. Cela peut être représentatif dans la pratique d'un sol de faible consistance, caractérisé par une pression limite de l'ordre de 0,2 MPa (+/- 0,05 MPa) et un module pressiométrique de l'ordre 2 MPa (+/- 0,5 MPa). Le but de ce paragraphe est d'examiner le comportement obtenu pour un sol de meilleure rigidité : $E = 20$ MPa ou 50 MPa. Cela peut être représentatif de la situation où les inclusions jouent un rôle exclusif de réduction de tassement ou de la situation où l'on s'intéresse à la réponse de la semelle sous chargement (pseudo)dynamique : une situation qui peut justifier le choix d'un module de déformation plus important dans le terrain. Dans les modélisations ainsi menées, le module du béton a été volontairement maintenu constant égal à 20 GPa (augmenter à la fois le module du béton et le module du sol dans les mêmes proportions ne permet pas d'agir sur le taux de rigidité relative).

Par ailleurs, afin d'isoler l'effet de la rigidité relative par l'intermédiaire du module de déformation du sol, la comparaison a été menée en considérant un comportement élastique pour toutes les couches de sorte que la rigidité du sol soit exclusivement contrôlée par le module de déformation. Les calculs étant élastiques, un seul cas de chargement horizontal a été considéré : $H/V = 0,27$.

2.4.2 Efficacité verticale

La figure suivante présente la variation de l'efficacité verticale avec le taux de substitution pour les trois niveaux de module de déformation $E = 5, 20$ et 50 MPa. On constate que la gamme du module du sol impacte de façon significative celle du taux d'efficacité verticale : on passe de 50-70% pour un sol ayant un module de 5 MPa à 20 – 40% pour un sol ayant un module compris entre 20 et 50 MPa.

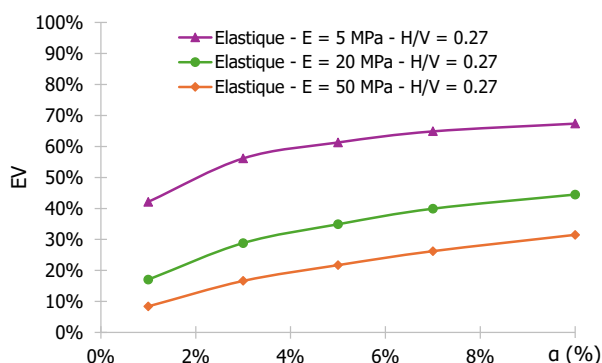


Figure 17. Efficacité verticale vs ratio H/V – Influence du module du sol - cas élastique

2.4.3 Efficacité horizontale

La même tendance est constatée sous chargement horizontal. On note un changement d'ordre de grandeur : pour des terrains de rigidité moyenne avec des modules de l'ordre de 20 à 50 MPa (ce qui correspond à la gamme habituelle pour des chargements dynamiques ou sismiques), le taux d'efficacité horizontale (en conditions élastiques) excède à peine les 10%, synonyme d'un mode de travail où la charge horizontale est reprise majoritairement par le sol en place et où la rigidité horizontale de la fondation sur sol renforcé par inclusions rigides est voisine de celle sur sol non renforcé. Cette hypothèse, couramment admise sous chargement sismique ou dynamique, peut ne pas être légitime sous chargement statique.

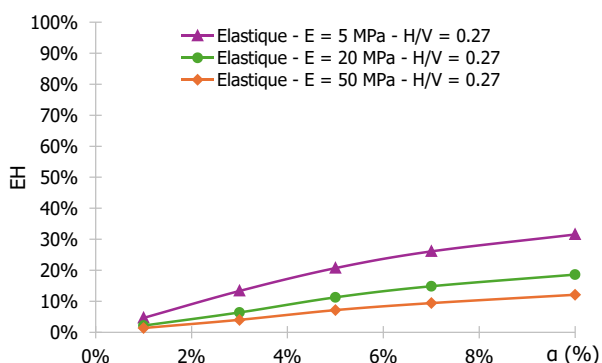


Figure 18. Efficacité horizontale vs ratio H/V – Influence du module du sol - cas élastique

3 CONCLUSION

L'étude qui a été menée a permis d'analyser l'évolution des efficacités verticales et horizontales pour une semelle sur sol renforcé par inclusions rigides. Sous chargement vertical, les ordres de grandeur observés sont cohérents avec ceux habituellement obtenus par des analyses simplifiées et éprouvés par des essais expérimentaux. Sous chargement horizontal, les modélisations développées permettent de dégager deux enseignements fondamentaux. Le premier concerne l'effet de couplage H-V mis en évidence pour des chargements fortement inclinés ($H/V > 0,3$) et qui est par construction absent des procédures de modélisation simplifiées usuelles (MV2, MV3, etc.). Le deuxième enseignement concerne l'influence des déformations plastiques sur le taux d'efficacité horizontale : pour des chargements faiblement inclinés ($H/V < 0,2$: domaine ELS), les déformations plastiques peuvent être négligées et l'inclinaison des contraintes est hétérogène entre le sol et la semelle (l'inclinaison des contraintes transmises au sol est 1,5 à 3 fois plus élevée que celle des charges appliquées à la semelle). Pour des chargements fortement inclinés ($H/V > 0,3$: domaine ELU), la plasticité du sol ne peut être négligée afin de ne pas sous-estimer le chargement horizontal au niveau des inclusions et ainsi éviter in-fine de sous-dimensionner leur résistance structurale. Le développement de la plasticité induit progressivement une homogénéisation de l'inclinaison des contraintes entre le sol et l'inclusion avec un taux d'efficacité horizontale qui tend vers celui d'efficacité verticale. Ce constat a été établi pour toutes les configurations étudiées : avec ou sans matelas et pour différents taux de substitution.

4 REFERENCES

- Alzate, A.M., Frattini, N., Cuira, F. et Simon B. 2022. Quelques considérations pratiques autour du calcul des semelles et radiers sur inclusions rigides, 11èmes JNGG, Lyon.
- ASIRI 2012. Recommandations ASIRI, Presses des Ponts.
- Cuira F., Simon B. (2009). Deux outils simples pour traiter des interactions complexes d'un massif renforcé par inclusions rigides, 17th ICSMGE, Alexandrie
- Cuira F., Simon B. (2013). Prise en compte des effets de bord dans un massif renforcé par inclusions rigides, 18th ICSMGE, Paris
- Dias, D., Simon, B., 2012. Spread foundations on rigid inclusions subjected to complex loading: Comparison of 3D numerical and simplified analytical modelling, ISSMGE, Bruxelles.
- Frattini, N., Alzate, A.M., Y., Shen, Cuira, F. et Simon B. 2024. Comportement transversal d'un massif sur sol renforcé par inclusions rigides, 12èmes JNGG, Poitiers.
- Gazetas G. 1990. Foundation Engineering Handbook, deuxième édition, Hsai-Yang Fang.
- Salençon J., Pecker A. 1995. Ultimate bearing capacity of shallow foundations under inclined and eccentric loads.
- Salençon J. 1983. Calcul à la rupture et analyse limite, Presses de l'ENPC.
- Shen, Y. 2023. Développement d'un macro-élément de fondations sous charge dynamique : Application au cas des sols renforcés par inclusions rigides. Thèse de doctorat de l'Institut Polytechnique de Paris, Palaiseau, France.
- Szymkiewicz, F., Bohn, C., Briançon, L., Lambert, S., Garnier, P., Carpinteiro, L. 2022. Essais de chargement de semelles sur inclusions rigides, 11èmes JNGG, Lyon.
- Szymkiewicz, F., Briançon, L., Chevalier, B., Lambert, S., 2024. Essais de chargement de semelles sur inclusions rigides – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques, 12èmes JNGG, Poitiers.
- Szymkiewicz, F., Bohn, C., Briançon, L., Lambert, S., Garnier, P., Carpinteiro, L. 2024. Essais de chargement statiques sur fondations superficielles posées sur des inclusions rigides, ECSMGE 24, Lisbonne.