

Amélioration des Sols par Inclusions Rigides

Opération du Réseau Génie Civil et Urbain

OPERATION DU RESEAU GENIE CIVIL & URBAIN

A.S.I.RI. – TRANCHE 3 – THEME 4

RENFORCEMENT DES MASSIFS PAR INCLUSIONS RIGIDES SIMULATIONS NUMERIQUES DES ESSAIS EN CHAMBRE D'ETALONNAGE

# U.S. OKYAY – DOCTORANT (ENTREPRISE PINTO - INSA DE LYON) D. DIAS – MCF (INSA DE LYON)





# A.S.I.RI / FICHE SIGNALETIQUE

TITRE : A.S.I.RI. – TRANCHE 3 – THEME 4 : RAPPORT

RAPPORT N° : 3-09-4-07 DATE D'ETABLISSEMENT : **JUIN 2009** 

AUTEURS : OKYAY, U.S., DIAS, D.

ORGANISMES CHARGES DE L'ACTION : INSA DE LYON

THEME DE RATTACHEMENT : 4

LETTRE DE COMMANDE : LC/08/ASI/75

# SOMMAIRE

Introduct	ion	4
Etude pa	ramétrique sur les caractéristiques des matériaux	
1.1	Caractérisation du sol compressible – sol analogique	5
1.2	Caractérisation du matelas	6
Simulatio	on des essais à modèle réduit à 1G	
1.3	Essais de référence cellule non - renforcée	9
1.4	Essais de référence cellule renforcée	9
1.5	Conclusions intermédiaires	
Modélisa	tion numérique d'un cas académique	
1.6	Présentation du modèle	
1.6.1	Géométrie du modèle	
1.6.2	Propriétés des matériaux	14
Carac	éristiques du sol compressible	14
Carac	éristiques du matelas de transfert des charges	
Matér	aux en béton armé (Dallage et inclusions rigide)	15
1.6.3	Chargement	
1.7	Etudes paramétriques	
1.7.1	Sans renforcement	
1.7.2	Influence du type de matériau	
1.7.3	Influence du module de matelas	
1.7.4	Influence de la hauteur du matelas	
1.7.5	Influence de l'espacement	
REFERE	NCES	
Annexe :		
Etude pa	ramétrique de l'influence des interfaces	
1.8	Transfert des charges vers les inclusions rigides	
1.9	Bilan de l'influence du frottement sol/paroi	

# Introduction

Dans le cadre de la thèse de Anh Quan Dinh (2009), une campagne d'essais sur le comportement mécanique des inclusions rigides a été menée au CERMES afin de comprendre les mécanismes de transfert des charges dans un matelas granulaire. Un modèle physique 1g a été développé. L'étude expérimentale a permis de mettre en évidence les paramètres physiques et géométriques qui influencent le transfert des charges dans un matelas granulaire. Les essais ont été menés dans une chambre d'étalonnage cylindrique qui représente une cellule élémentaire avec un rayon équivalent (0,275 m). La Figure 1 présente le schéma fonctionnel d'ensemble du dispositif d'essai.



Figure 1. Schéma fonctionnel d'ensemble du dispositif d'essai (d'après Dinh, 2009)

4 types de matériau granulaire ont été caractérisés et l'incidence des caractéristiques du matelas sur le mécanisme de transfert des charges a été étudiée. Le travail fournit une base de données importante sur les caractéristiques des matériaux granulaires fréquemment utilisés pour la constitution des matelas de transfert des charges.

L'objectif de l'étude ci-après est de simuler numériquement les essais physiques à 1g effectués au CERMES et d'étudier l'influence des paramètres physiques et géométriques, telles que les caractéristiques mécaniques des matériaux granulaires et la configuration géométrique d'une cellule élémentaire sur les mécanismes de transfert de charges. Une modélisation numérique bidimensionnelle en milieu continu a été effectuée avec le logiciel de calcul Plaxis. (PLAXIS est un programme d'éléments finis en deux dimensions spécialement conçu pour réaliser des analyses de déformation et de stabilité pour différents types d'applications géotechniques.)

# Etude paramétrique sur les caractéristiques des matériaux

Une étude paramétrique sur les caractéristiques des matériaux utilisés pour les essais dans la chambre d'étalonnage a été effectuée afin de définir le jeu de paramètres approprié à ces matériaux. Les résultats des essais de caractérisation effectués au CERMES ont été utilisés comme référence. Dans cette partie de l'étude, 4 sols compressibles et 4 matelas ont été

numériquement calibrés. Les essais ont été simulés numériquement afin de comparer les courbes de déformation - contrainte.

## 1.1 Caractérisation du sol compressible – sol analogique

Le sol compressible est représenté par un mélange de sable d'Hostun et de billes de polystyrène. La compressibilité du sol analogique est contrôlée par la quantité de billes de polystyrène. Leur diamètre varie entre 1 mm et 3 mm. Quatre mélanges (SP30 – SP50 – SP100 – SP150) ont été préparés et les essais oedomètriques ont été effectués (Dinh, 2009).

En ce qui concerne la partie numérique, le modèle Cam-Clay Modifié (CCM) est utilisé pour représenter le sol analogique. Le modèle de CCM est un modèle élastoplastique incrémental avec écrouissage. Il est fréquemment utilisé en mécanique des sols pour la modélisation des sols compressibles et argileux. Il est adapté à l'évaluation des paramètres de résistance à l'état critique si l'on utilise des essais de compression triaxiale et des essais œdométriques sur des sols consolidés en conditions isotropes.

Pour les sols analogiques, les paramètres du modèle ont été obtenus à partir d'essais œdométriques. Les figures suivantes présentent les courbes de chargement en échelle logarithmique en fonction de l'indice de vide. Les courbes continues sont issues de calculs numériques effectués en prenant en compte le modèle de comportement Cam-Clay Modifié.



Figure 2. Essais oedomètriques et calage avec CCM

On observe une bonne concordance entre les essais en laboratoire et leurs simulations numériques. Les paramètres retenus pour simuler les sols analogiques avec le modèle CCM sont présentés au Tableau 1.

Paramètres de Cam-Clay		SP 30	SP 50	SP 100	SP 150
Pente de la ligne de consolidation normale	λ	0,16	0,28	0,40	1,20
Pente de la ligne de gonflement	κ	0,03	0,05	0,06	0,11
Indice des vides initial	$e_0$	2,44	2,44	2,44	3,13
Coefficient de Poisson	ν	0,3	0,3	0,3	0,3
Tangente de la ligne d'état critique	Μ	1	1	1	1

Tableau 1. Caractéristiques mécaniques des matériaux compressibles

Le volume des billes de polystyrène représente les vides dans le sol. Lorsque le pourcentage de billes de polystyrène dans le mélange augmente la compressibilité du matériau augmente. Le coefficient de gonflement des matériaux suit la même tendance. Le sol analogique SP30 est le moins compressible parmi les 4 sols analogiques. Un coefficient de Poisson de 0,3 a été retenu pour les 4 mélanges.

## **1.2** Caractérisation du matelas

Pour la constitution du matelas, 4 types de matériaux ont été utilisés (Figure 3), un gravier d'Hostun HN2/4 (M1), un mélange avec une granulométrie étalée (M2), un ballast de coupure 5/8 (MB5/8), un micro ballast de coupure 10/16 (MB10/16). Une campagne d'essais triaxiaux à chemins de contraintes contrôlés a été effectuée afin de caractériser ces 4 matériaux (Dinh, 2009). Les résultats de ces essais ont été utilisés pour le calage des paramètres des modèles numériques. Les paramètres obtenus sont par la suite utilisés pour modéliser numériquement ces essais avec le modèle Hardening Soil (HS).



a) Gravier d'Hostun 2/4 - M1

b) Matériau étalé M2



c) Micro-ballast MB - 5/8 d) Micro-ballast - MB 10/16 Figure 3- Matériaux constitutifs du matelas utilisés pour le modèle physique 1g (d'après Dinh, 2009)

Les essais triaxiaux ont permis de déterminer les caractéristiques de résistance du sol au cisaillement, la cohésion et l'angle de frottement interne. Les résultats des essais triaxiaux sont présentés ci-dessous. Les essais ont été effectués pour chaque type de matériau à trois niveaux de pression de confinement,  $\sigma_c' = 50$ , 100, 200 *kPa*. La Figure 4 présente la confrontation entre les essais expérimentaux et les résultats numériques. On observe une bonne concordance entre les deux, ce qui valide le choix des jeux de paramètres adoptés.



Figure 4. Résultats des essais triaxiaux en comparaison avec les calculs numériques

Les caractéristiques mécaniques obtenues d'après les essais triaxiaux pour les matériaux de matelas sont présentées ci-dessous (Tableau 2).

Paramètres de rupture de type Mohr-Coulomb			M1	M2	MB5/8	MB10/16
Cohésion effective	С	kPa	3,5	5	4	5
Angle de frottement	φ	0	34	31	38	40
Angle de dilatance	Ψ	0	7,8	3	8	9,6
Paramètres de rigidité			M1	M2	MB5/8	MB10/16
Module sécant	$E_{50}^{\mathrm{ref}}$	MPa	55	8,6	26	25
Module tangent	$E_{oed}^{ref}$	MPa	50	8,6	26	25
Module chargement/déchargement	$E_{ur}^{ref}$	MPa	115	42	102	300
Puissance du niveau de contrainte	m		0,5	0,5	0,5	0,5
Coefficient de Poisson	v		0,35	0,3	0,4	0,39
Niveau de contrainte référence	p <sup>ref</sup>	kPa	100	100	100	100

Tableau 2. Caractéristiques mécaniques des matériaux utilisés pour le matelas,

L'angle de frottement interne de tous les matériaux pour le matelas est supérieur à  $31^{\circ}$ . Bien que les matériaux soient granulaires, on observe une cohésion effective inférieure à 5 kPa. En ce qui concerne l'angle de dilatance, les résultats obtenus varient entre  $3^{\circ}$  et  $9,6^{\circ}$ . Les paramètres de rigidité permettent de distinguer les matériaux entre eux. M1 a des modules tangents et sécants environ 6 fois supérieurs à ceux de M2 et environ 2 fois supérieurs à ceux de MB5/8 et de MB10/16.

# Simulation des essais à modèle réduit à 1G

Le modèle numérique mis en oeuvre est un modèle axisymétrique centré autour d'une inclusion. Compte tenu de la géométrie et du chargement appliqué, ce type de modèle est adéquat pour la simulation des essais effectués en chambre d'étalonnage. Le rayon du modèle est de 275 mm pour une surface de 0,237 m<sup>2</sup>. Les déplacements horizontaux au niveau des faces latérales sont bloqués horizontalement de même que les déplacements verticaux à la base du modèle.

Le premier essai de référence expérimental (réf.1) représente une cellule sans inclusion rigide. Le réservoir est rempli par le sol analogique SP30 de 10,5 cm d'épaisseur. Une couche de matelas de 10 cm du type de matériau M1 est posée sur le sol analogique. Le deuxième essai de référence (réf.2) simule la même cellule avec une inclusion centrale, celle-ci faisant 82 mm de diamètre. Les tassements sont mesurés sur le rayon de la cellule en 5 points. La Figure 5 présente la configuration géométrique et le maillage utilisé pour les modèles numériques.



Figure 5. Configuration géométrique et maillage (réf.2)

L'essai se décompose en plusieurs phases. De même, le processus de calcul numérique est aussi divisé en plusieurs étapes de calcul. La phase d'initialisation représente la situation initiale du modèle telle que définie par les conditions initiales. Ensuite une contrainte de préconsolidation a été appliquée au sol analogique. Les déplacements sont réinitialisés à la fin de cette phase. Le matelas est posé sur le sol analogique et le chargement s'effectue jusqu'à 100 kPa par des incréments de 10 kPa.

## 1.3 Essais de référence cellule non - renforcée

Les tassements pour la cellule non - renforcée sont présentés et comparés avec les moyennes des tassements mesurés (Figure 6). Avec une pression de pré-consolidation (PPC) de 10 kPa, les tassements sont 5% inférieurs aux mesures. La pression de pré-consolidation a été fixée à 8 kPa afin de caler parfaitement avec la courbe de tassement à 100 kPa. Un tassement maximal de 13,18 mm est obtenu sous une charge 100 kPa. Les valeurs de tassements à chaque niveau de contraintes sont données au Tableau 3.





Les résultats de la simulation numérique du cas de référence sans inclusion rigide montrent que les paramètres numériques attribués aux matériaux représentent la réalité.

## 1.4 Essais de référence cellule renforcée

Cette partie de l'étude consiste à modéliser l'essai de référence d'une cellule renforcée par une inclusion rigide. Les caractéristiques géométriques et mécaniques du modèle de référence 1 ont été conservées. Une inclusion rigide en acier a été introduite au centre du modèle. L'interaction sol-inclusion a été prise en compte avec une interface placée au contact des éléments.

Le critère de Coulomb est utilisé pour le comportement de l'interface. Les caractéristiques de résistance de l'interface sont liées aux propriétés de résistance de la couche de sol. Le modèle CCM nécessite des paramètres de Coulomb pour définir les caractéristiques de l'interface. Une cohésion de 1 kPa et un angle de frottement de 20° ont été attribués à l'interface sol-inclusion. Initialement, le contact sol - paroi latérale de la chambre d'étalonnage est considéré parfaitement lisse (réf.2a). Ensuite un deuxième modèle a été simulé afin de montrer l'influence de l'effet de bord du au frottement entre le sol et la paroi de la cellule. Pour cela une seconde interface a été placée entre la paroi et le sol. La Figure 7 présente le maillage du modèle numérique avec l'inclusion rigide.





a) Cellule renforcée - sans effet de bord (réf.2a)

b) Cellule renforcée - avec effet de bord (réf.2b)

Figure 7. Maillage et déformations pour les essais de référence

Les tassements obtenus par les calculs numériques (P1 et P4) ont été comparés avec les mesures par deux capteurs (C1 et C4) posés entre le sol et le matelas. La Figure 8 compare les tassements pour chaque palier de chargement pour le modèle de référence 2a. Les tassements obtenus par calculs numériques sont supérieurs à ceux qui sont mesurés dans l'essai expérimental. L'écart devient plus important à proximité de la paroi de la cellule qu'à proximité de l'inclusion rigide. Cet écart peut être expliqué par un frottement résiduel entre la paroi de la cellule et les matériaux en contact avec cette paroi.



Figure 8. Comparaison des tassements (réf.2a)

La Figure 9 montre l'évolution des tassements du modèle réf.2a du centre vers le bord sous un chargement de 20, 40 et 100 kPa. On obtient un tassement quasiment uniforme à partir de 3 rayons de distance de la tête d'inclusion rigide. Le tassement maximal est de 13,10 mm au bord du modèle sous un chargement de 100 kPa. Ce tassement est quasiment équivalent à l'essai de **référence 1** (0,1% de différence). On peut donc conclure que le renforcement n'influe pas sur les tassements aux extrémités du modèle. Le renforcement est efficace jusqu'à 0,16 m de distance du centre de la cellule.



Figure 9. Tassements obtenus par calculs numériques (sans effet de bord)

Un deuxième modèle (réf.2b) a été développé afin de comprendre l'influence de l'effet du bord sur les tassements. Une interface de type Mohr Coulomb est posée entre la paroi de la cellule et les matériaux en interaction. Une cohésion de 1 kPa et un angle de frottement de 15° ont été attribués à l'interface sol-inclusion.

L'influence du frottement sur la paroi de la cellule se remarque dès les premiers pas du calcul. Les tassements sont inférieurs à ceux du modèle réf.2a. La Figure 10 compare les tassements obtenus par les calculs numériques et les essais.



Figure 10. Tassements obtenus par calculs numériques (avec effet de bord)

Les calculs numériques ont montré que la paroi de la cellule se comporte comme une inclusion rigide et qu'il s'y développe des mécanismes de transfert des charges. L'orientation des contraintes principales présentée à la Figure 11 présente le transfert de charges pour les deux modèles.



a) Modèle de référence, réf. 2a b) Modèle de référence, réf. 2b

Figure 11. Orientation des contraintes principales

La forme des tassements et la valeur du tassement maximal obtenues en présence d'une paroi frottante sont concordantes avec celles de l'expérimentation. Quant au choix de la valeur de frottement entre le sol et la paroi de la chambre de l'étalonnage, une étude paramétrique est présentée en annexe.

# 1.5 Conclusions intermédiaires

Une étude paramétrique à partir des essais de caractérisation effectués au CERMES nous a permis d'obtenir un jeu de paramètres approprié pour la simulation numérique des essais en chambre d'étalonnage. Le modèle Cam-Clay modifié a été adopté pour le sol analogique. Les paramètres du modèle ont été obtenus à partir des essais œdométriques. Le modèle de comportement Hardening Soil a été utilisé pour la représentation des matériaux utilisés dans le matelas. Les essais triaxiaux ont servi à obtenir les paramètres de ce modèle.

Deux essais de référence ont été simulés. Le choix du jeu de paramètres a été justifié avec la modélisation numérique des essais de référence. Une attention particulière a été portée à l'influence du frottement entre la paroi et les matériaux en contact. Un modèle a été ainsi simulé en prenant en compte cette interaction. Les résultats des calculs ont montré que les tassements sont influencés par la paroi de la cellule. Une étude paramétrique qui évalue l'influence des interfaces sur les résultats des essais est présentée en annexe.

# Modélisation numérique d'un cas académique

# **1.6 Présentation du modèle**

Le modèle mis en œuvre dans la suite de l'étude représente l'utilisation courante des inclusions rigides sous des ouvrages. Il est basé sur l'état de l'art de Briançon (2002) et l'étude numérique de Jenck et. al. (2009) et il représente un cas d'utilisation courant des inclusions rigides. L'objectif de cette étude est d'étudier les mécanismes de transfert de charges dans le matelas pour les matériaux granulaires caractérisés par le CERMES dans le cas du renforcement des sols sous les ouvrages de type structure.

L'étude présentée ici consiste en une modélisation numérique axisymétrique en milieu continu d'un cas académique d'un ouvrage en génie civil posé sur des couches de sols compressibles. Les essais effectués au CERMES permettent d'avoir des informations détaillées concernant les matériaux granulaires. Une base de données expérimentale sur les caractéristiques du matelas de transfert des charges a été ainsi constituée. 4 types de matériau granulaires ont été utilisés pour le matelas de transfert de charges.

# 1.6.1 Géométrie du modèle

Une maille élémentaire dans un réseau d'inclusions rigides a été simulée. Le maillage des inclusions rigides utilisé correspond à la plupart des chantiers réels d'inclusions rigides. Le modèle géométrique introduit dans le logiciel est un modèle axisymétrique centré autour d'une inclusion. Les déplacements horizontaux au niveau des faces latérales sont bloqués horizontalement ainsi que les déplacements verticaux à la base du modèle. Pour le modèle axisymétrique, le rayon r du modèle équivalent est fixé de manière à représenter une maille carré 2 m x 2 m. Le rayon du modèle est donc de 1,13 m pour une surface de 4 m<sup>2</sup>. La Figure 12 présente une vue schématique du modèle numérique mis en place et le principe de l'aire équivalente. Nunez et. al. (2008) rapportent qu'une hypothèse de représentation d'une cellule élémentaire avec un rayon équivalent conduit à des écarts de 9% avec un modèle tridimensionnel.

Le sol compressible a une épaisseur de 5 m. Il consiste en une couche superficielle dont l'épaisseur est fixée à 1 m et une couche normalement consolidée de 4m d'épaisseur. L'inclusion est posée sur un substratum rigide, qui est représenté par le blocage des noeuds situés à l'extrémité inférieure du sol compressible et de l'inclusion.

Le diamètre de l'inclusion est de 0,35 m. Le taux de recouvrement, soit la proportion de la surface de sol compressible à traiter recouverte par les têtes d'inclusions, est alors de 2,4 %. Les dimensions géométriques de ce maillage sont reportées dans le Tableau 4.

#### Tableau 4. Dimensions géométriques du modèle

Distance entre inclusions	2	m
Diamètre de l'inclusion	0,35	m
Taux de recouvrement	2,4	%
Hauteur du matelas	0,6	m
Hauteur du dallage	0,2	m
Longueur d'inclusion rigide	5	m
Hauteur du sol compressible	5	m



Cette approche permet de prendre en compte le sol renforcé, mais aussi le dallage.

## 1.6.2 Propriétés des matériaux

#### Caractéristiques du sol compressible

Les argiles de Cubzac-les-Ponts ont été utilisées afin de représenter les horizons compressibles. Il s'agit d'un sol bien caractérisé et utilisé par de nombreux auteurs. Les premiers travaux datent de 1975. Plusieurs essais de reconnaissance géotechnique ont été effectués (Nguyen Pham et Reiffsteck, 2005) et de nombreuses études théoriques et expérimentales ont été présentées (Magnan et Belkeziz, 1982 ; Magnan *et al.*, 1982). Récemment, Jenck et. al. ont utilisé le même sol pour l'étude numérique des inclusions rigides sous des remblais. Magnan et Belkeziz (1982) ont effectué des simulations numériques de l'argile du site de Cubzac en utilisant différents modèles, dont le modèle Cam Clay Modifié. Les paramètres pour ce modèle ont ainsi été déterminés à partir d'essais en laboratoire. La modélisation que nous proposons comprend une couche compressible de 4 m d'épaisseur surmontée d'une couche superficielle moins compressible d'1 m d'épaisseur. Les paramètres du modèle de Cam Clay Modifié sont indiqués dans le Tableau 5. Le sol du site présentant une très légère sur-consolidation, la pression de pré-consolidation a été fixée à 10 kPa. Le coefficient des terres au repos est pris à  $K_0 = 0,5$ . Le poids spécifique du sol est,  $\gamma = 18$  kN/m<sup>3</sup>.

Tableau 5. Paramètres du modèle Cam Clay Modifié pour l'argile de Cubzac-les-Ponts (d'après Magnan et Belkeziz, 1982)

		) -	- /		
	λ	К	Μ	e = N-1	V
Sol compressible	0,53	0,048	1,2	4,11	0,35
Couche superficielle	0,12	0,017	1,2	1,47	0,35

#### Caractéristiques du matelas de transfert des charges

Les caractéristiques des 4 types de matériaux granulaires, définies dans la partie précédente du travail, ont été utilisées. Les caractéristiques mécaniques obtenues pour les matériaux de matelas sont présentées précédemment au Tableau 2. Ces paramètres sont utilisés avec le modèle Hardening Soil (HS) pour la suite de l'étude.

#### Matériaux en béton armé (Dallage et inclusions rigide)

Le dallage désigne un ouvrage plan de grande surface et de faible épaisseur, reposant directement sur le sol auquel il transmet les actions qui lui sont appliquées. Un dallage en béton de 20 centimètres a été utilisé afin de simuler la présence d'une structure sur le matelas de transfert des charges. Sa résistance en flexion permet de simuler une charge surfacique et rigide. Dans la plupart des cas réels, cette épaisseur est nécessaire afin d'encaisser les sollicitations dues au chargement.

Les paramètres les plus importants du dallage sont la rigidité de flexion EI et la raideur axiale EA. A partir de ces deux paramètres, l'épaisseur équivalente de la plaque  $(d_{eq})$  est calculée avec l'équation suivante.

$$d_{eq} = \sqrt{12 \frac{EI}{EA}}$$

où *E* est le module d'élasticité du matériau, *I* est le moment d'inertie (moment quadratique) d'une section rectangulaire et *A* l'aire de la section.

Une vérification à titre indicatif est faite afin de présenter la capacité maximale d'un dallage avec un béton de type C30/37.

$$f_t^{28} = 0,06 f_c^{28} + 0,6$$

où  $f_t^{28}$  est la résistance à la traction du béton à 28 jours et  $f_c^{28}$  sa résistance à la compression à 28 jours. La résistance à la compression d'un béton C30/37 à 28 jours est de 30 MPa. Sa résistance à la traction est donc 2,1 MPa.

Soit une section en flexion simple ;

$$M_{max} = e^2 f_t^{28} / 6$$

où e est l'épaisseur du dallage. Dans cet exemple e = 20 cm. Par conséquence le moment maximal qui peut être encaissé est de 8,9 kN.m.

Quant à l'inclusion rigide, elle est cylindrique avec un diamètre de 0,35 m. Le mode de réalisation de l'inclusion n'a pas été pris en compte. Elle est constituée de béton.

Le comportement du dallage et de l'inclusion rigide est considéré élastique linéaire. L'article A.2.1,22 du BAEL donne la valeur du module de déformation longitudinale différée du béton

# 1.6.3 Chargement

Une charge uniforme est appliquée en surface du remblai, de 10 à 100 kPa par palier de 10 kPa, avec équilibre du modèle entre chaque incrément de charge.

# **1.7 Etudes paramétriques**

Différentes études paramétriques ont été menées sur le modèle numérique présenté. Cette partie s'intéresse tout d'abord à l'étude de l'influence des caractéristiques mécaniques des matériaux utilisés en tant que matelas de transfert des charges sous les ouvrages génie civil. Cette partie présente également l'influence de la hauteur du matelas et de l'espacement entre les inclusions rigides. Les études paramétriques ont été menées en prenant en compte les sollicitations dans le dallage en fonction de l'efficacité du renforcement qui est liée aux paramètres investigués.

# **1.7.1** Sans renforcement

Afin d'évaluer l'influence du renforcement, le cas non renforcé a été étudié en premier lieu. Celui-ci permet de mettre en évidence le comportement du sol compressible. Les résultats obtenus en termes de déplacement vertical à la surface du sol compressible en fonction du chargement sont présentés à la Figure 13.



Figure 13. Tassements du sol sans renforcement

A la surface du sol compressible, le maximal atteint 44 mm sous une charge de 60 kPa. Le tassement maximal est de 108 mm pour une charge de 100 kPa. Etant donné que les tassements sont uniformes en surface du sol compressible, le dallage n'est pas sollicité.

Après avoir déterminé le comportement des horizons de sols compressibles non renforcés, nous mettons en oeuvre les simulations correspondant au cas du renforcement par inclusions rigides verticales. L'amplitude des tassements pourra être comparée au cas non renforcé afin de mettre en évidence l'apport du renforcement sur la réduction des tassements.

# 1.7.2 Influence du type de matériau

L'influence du type de matériau utilisé pour la constitution du matelas a été étudiée. Les caractéristiques des sols granulaires définis par les essais au CERMES ont été utilisées. La hauteur du matelas a été fixée à 0,6 m.

On observe une efficacité supérieure à 40% pour 3 types de matériaux. Seules les valeurs d'efficacité pour le matériau M2 sont faibles. Les valeurs varient entre 17 et 22%. L'évolution des efficacités en fonction de chargement est quasiment constante. La Figure 14 montre l'influence du type de matériau sur l'efficacité. Cette figure met en évidence l'influence des propriétés mécaniques du matelas sur les tassements du sol compressible.



Figure 14. Influence du type de matériau sur l'efficacité

Pour tous les matériaux, la cohésion du sol est égale ou inférieure à 5 kPa et l'angle de frottement interne du sol est supérieur à 30°. La seule différence qui permet de distinguer les matériaux est le module sécant et tangent. Par exemple, le matériau M1 a un module tangent 6 fois plus élevé que celui du matériau M2. De plus M1 est un matériau uniforme alors que M2 est un matériau étalé. Ceci peut expliquer la différence entre les modules tangents. En effet, l'uniformité du matériau M1 lui permet de se comprimer plus que le matériau M2. En conséquence, on obtient des modules plus élevés. Il est donc intéressant de faire varier les modules du matériau M2, afin de confirmer cette hypothèse.

## **1.7.3** Influence du module de matelas

Le matériau M2, ayant une efficacité faible par rapport aux autres matériaux, a été utilisé pour l'étude paramétrique sur le module d'élasticité du matelas. Les modules d'élasticité tangents et sécants ont été considérés égaux pour tous les calculs. Ils ont été étudiés entre 10 et 150 MPa avec des intervalles de 20 MPa. Les autres caractéristiques du matériau restant fixes. La charge appliquée en surface du dallage a été fixée à 60 kPa. Le Tableau 6 présente les valeurs absolues d'efficacité, de tassement, de moment et d'effort de cisaillement. Elles sont également présentées à la Figure 15.

Module	Efficacité	Tassement maximal	Moment maximal	Effort de cisaillement
MPa	%	mm	kN.m	kN
10	17,8	33,62	0,89	2,53
30	36,5	27,55	3,67	12,85
50	47,3	23,79	5,94	20,10
70	55,0	21,72	7,33	24,51
90	60,5	19,94	8,09	26,92
110	63,5	19,17	8,65	28,83
130	66,3	18,48	9,16	29,58
150	66,7	18,00	9,42	30,40

Tableau 6. Influence du module d'élasticité du matel	as
--	----

Lorsque le module d'élasticité du matelas augmente, les valeurs d'efficacité augmentent suivant une courbe hyperbolique. La courbe atteint son asymptote à partir de 130 MPa. Une valeur d'efficacité de 66% est atteinte à ce niveau de module. Les tassements diminuent de 34 mm à 18 mm lorsqu'on augmente le module d'élasticité de 10 MPa à 150 MPa. Bien que l'augmentation du modulé d'élasticité soit favorable pour l'efficacité et les tassements, elle augmente les efforts dans le dallage. On observe une augmentation d'environ 10 fois la valeur absolue du moment maximal et plus de 12 fois pour l'effort de cisaillement quand le module d'élasticité passe de 10 MPa à 150 MPa. Les efforts dans le dallage deviennent constants à partir de 150 MPa.



c) Moment maximal

d) Effort de cisaillement

Figure 15 Influence du module d'élasticité du matelas sur l'efficacité, les tassements et les efforts dans le dallage

Les calculs numériques ont montré que le module d'élasticité du matériau peut influencer l'efficacité du renforcement jusqu'à un certain seuil, qui est de 150 MPa. Au-delà de ce module d'élasticité, les paramètres de résistance du matériau déterminent le comportement du matelas.

# **1.7.4** Influence de la hauteur du matelas

Dans la suite des calculs numériques, les études paramétriques ont été effectuées avec le matériau M1. La configuration géométrique du réseau de renforcement contrôle principalement les mécanismes de transfert des charges. La hauteur de matelas est un des paramètres importants sur l'efficacité d'un réseau d'inclusions rigides. Son influence a été confirmée par les auteurs (Le Hello and Villard, 2009; Jenck et al., 2007; Villard et al., 2004) et des méthodes de dimensionnement sont proposées dans la littérature (Terzaghi, 1943; Hewlett and Randolph, 1988; British Standard BS8006; 1995; Guido et al., 1987; Russell and Pierpoint, 1997; and Rogbeck et al., 1998).

La géométrie du matelas de transfert de charge sur sol renforcé est représentée par deux paramètres : le taux de recouvrement  $\alpha$ , proportion de la surface couverte par les inclusions cas bidimensionnel  $\alpha = a/s$ ) et la hauteur du matelas H, ou la hauteur relative H/(s-a).

L'influence de la hauteur du matelas sur l'efficacité a été étudiée par des modèles numériques. Le cas de référence a été utilisé avec 4 hauteurs de matelas différentes. Les résultats des calculs numériques sont présentés en termes d'efficacité (Figure 16).

Les calculs analytiques, les expérimentations et les modèles numériques indiquent que l'efficacité augmente avec la hauteur du matelas. Ceci est valable pour le renforcement des remblais. Néanmoins, pour le cas du dallage, les modèles numériques montrent une baisse d'efficacité lorsque la hauteur du matelas augmente. La différence entre les efficacités reste inférieure à 20% quand la hauteur de matelas passe de 0,4 m à 1 m.



Figure 16. Influence de la hauteur du matelas sur l'efficacité

Bien qu'économiquement le choix d'un matelas peu épais soit avantageux, les efforts générés par la charge appliquée et les tassements différentiels en surface peuvent nécessiter d'augmenter l'épaisseur du dallage. Lorsque les tassements sont contrôlés par le renforcement, la hauteur de matelas doit être déterminée en fonction des efforts dans le dallage.

L'efficacité, les tassements en surface du sol compressible, les moments maximaux dans le dallage et les efforts de cisaillements dans le dallage sont présentés à la Figure 17. Il est important de noter que les tassements ne sont pas influencés par une baisse d'efficacité du renforcement de 16%. La variation du tassement est alors inférieure à 1 mm. Au contraire, les efforts dans le dallage subissent eux des variations importantes.

Le moment maximal est positionné au droit de la tête de l'inclusion rigide. Sa valeur maximale est de 14 kN.m pour une hauteur de matelas de 0,4 m. Le moment maximal diminue de 50% pour une hauteur de 0,6 m. L'effort de cisaillement dans le dallage évolue de la même manière : une baisse de 50% est constatée pour une augmentation de 0,2 m de la hauteur du matelas.



Figure 17. Influence de la hauteur du matelas sur l'efficacité, les tassements et les efforts dans le dallage

Les calculs numériques ont montré que le transfert des charges dans le matelas se fait par l'apparition de cisaillements par compression du matelas en tête d'inclusion. La résistance en compression du matelas doit être suffisante pour reprendre la concentration des contraintes en tête d'inclusion. Le dallage lui-même participe au transfert des charges. L'étude numérique montre que la hauteur du matelas doit être optimisée en fonction des tassements et des efforts dans le dallage. Des faibles épaisseurs de matelas peuvent engendrer des efforts très importants dans le dallage.

#### 1.7.5 Influence de l'espacement

Un autre paramètre géométrique qui contrôle le mécanisme de transfert des charges est l'espacement entre les inclusions rigides. En règle générale, lorsque la distance entre les inclusions rigides augmente, l'efficacité diminue. Son influence sur les efficacités est importante dans le cas du remblai. Pour le cas du dallage, une étude numérique a été effectuée afin de quantifier et de qualifier cette interaction. Des modèles numériques ont été réalisés avec le matériau M2 pour 4 mailles différentes. Les mailles sont présentées par les valeurs de taux de recouvrement des inclusions rigides. Les configurations géométriques sont présentées au Tableau 7.

	Largeur (m)	Surface (m <sup>2</sup> )	Rayon équivalent (m)	α (%)
Modèle 1	1,5	2,25	0,85	4,28
Modèle 2	2,0	4,00	1,13	2,41
Modèle 3	2,5	6,25	1,41	1,54
Modèle 4	3,0	9,00	1,69	1,07

 Tableau 7. Configurations géométriques

Les valeurs d'efficacité ont été comparées pour chaque taux de recouvrement (Figure 18). Elles varient entre 32% et 68% sous une charge de 60 kPa.



Figure 18. Influence de l'espacement des inclusions rigides sur l'efficacité

Les résultats montrent que l'efficacité du renforcement est fortement influencée par l'espacement entre les inclusions rigides. D'une part, comme indiqué précédemment, la contrainte principale pour les projets de renforcement est le tassement global. D'autre part, les efforts dans le dallage, générés par le tassement différentiel, doivent être pris en compte lors de son dimensionnement.

L'attention est portée sur les efforts dans le dallage. Les valeurs d'efficacité, de tassement, de moment et d'effort de cisaillement sont présentées à la Figure 19 pour une charge surfacique de 60 kPa. Le tassement est réduit par un facteur proche de 2 lorsque l'on passe d'un taux de recouvrement de 1,07 % à 4,28% De la même manière, le moment maximal dans le dallage est diminué par un facteur 4.



Figure 19. Influence de l'espacement des inclusions rigides sur l'efficacité, les tassements et les efforts dans le dallage

L'étude paramétrique effectuée sur l'influence de l'espacement des inclusions rigides a démontré un changement important de l'efficacité dû à l'espacement entre les inclusions rigides. Les tassements sont également liés à l'efficacité. Les efforts dans le dallage doivent être vérifiés lorsque l'on adopte un taux de recouvrement qui permet de limiter les tassements.

# Conclusions

Une étude numérique sur le comportement mécanique des inclusions rigides a été effectuée afin de comprendre les mécanismes de transfert des charges dans un matelas granulaire. Dans la première partie du travail, les paramètres des modèles numériques ont été obtenus par la simulation d'essais en laboratoire à échelle réduite. Les courbes de contrainte-déformation expérimentales et numériques sont en bonne concordance pour les 4 types de sol compressible ainsi que pour les 4 types de matériaux granulaires. Les 4 types de matériaux pour la constitution du matelas ont des caractéristiques similaires : angle de frottement supérieur à 30° et cohésion faible (entre 3,5 et 5 kPa). La différence entre ces matériaux ne se manifeste que dans la valeur de leur module élastique.

La simulation numérique de deux essais de référence en chambre d'étalonnage a permis de justifier le choix des jeux de paramètres retenus. Des courbes de tassements numériques proches des essais expérimentaux ont été obtenues en introduisant une interface frottante sur la paroi extérieure du modèle. Si les extrémités du modèle sont considérées parfaitement glissantes, les tassements numériques sont supérieurs à ceux du modèle expérimental. Ceci confirme que des frottements se sont développés entre le sol analogique et le bord extérieur de la chambre d'étalonnage ; ce point est conforme à l'absence de dispositif anti-frettage sur la hauteur du sol analogique.

Une étude paramétrique a permis d'étudier différentes caractéristiques d'interface afin d'observer l'influence du frottement entre la paroi de la cellule et les matériaux sur le transfert des charges. Les résultats montrent que lorsque la hauteur du matelas augmente, l'influence du frottement entre la paroi et les matériaux devient plus importante. La charge reprise par le frottement sur la paroi est ainsi devenir aussi importante que la charge sur l'inclusion rigide.

Une deuxième partie de ce travail à consisté à prendre en compte les caractéristiques mécaniques des 4 types de matériaux granulaires et à les utiliser pour caractériser le matelas dans un cas académique en grandeur nature.

Les calculs numériques montrent que le module d'élasticité du matériau influe sur l'efficacité du renforcement. Les valeurs d'efficacité augmentent jusqu'à une valeur du module d'élasticité du matelas de 150 MPa. Au delà de cette valeur, l'efficacité reste constante. Si le module d'élasticité est suffisant pour le transfert de charge, les paramètres de résistance du matelas deviennent alors prépondérants et gèrent le comportement du matelas. Il est important de noter que les efforts dans le dallage dépendent fortement du module d'élasticité du matelas. Les efforts dans le dallage augmentent avec le module d'élasticité du matelas.

Le module d'élasticité peut être contrôlé par l'indice de densité. L'augmentation de l'indice de densité du matériau, fait augmenter le module d'élasticité et favorise l'efficacité du renforcement. Sur site, l'indice de densité du matelas peut être assuré par un compactage suffisant.

D'autre part, la configuration géométrique du renforcement contrôle l'efficacité. Les calculs numériques ont mis en évidence l'influence de l'épaisseur du matelas sur les valeurs d'efficacité dans le cas structure. Bien que l'augmentation de l'épaisseur du matelas favorise la concentration des charges vers l'inclusion rigide pour le cas remblai (Dinh, 2009), pour le cas structure, elle agit de manière inverse et diminue l'efficacité. Parallèlement à cette diminution, les efforts dans le dallage diminuent lorsque la hauteur du matelas augmente.

L'augmentation de la hauteur du matelas permet donc d'homogénéiser les tassements en surface du matelas et de limiter les sollicitations dans le dallage.

L'espacement entre les inclusions rigides a également une influence importante sur les valeurs d'efficacité. L'influence de l'espacement entre les inclusions rigides sur les tassements différentiels est importante. Lorsque les inclusions rigides sont proches, l'efficacité augmente, les tassements du sol compressible et les efforts dans le dallage diminuent.

Cette étude paramétrique a permis de mettre évidence les paramètres influant sur les mécanismes de transfert des charges. Cette étude s'est focalisée sur l'influence des paramètres significatifs telles que les caractéristiques mécaniques du matelas, la hauteur du matelas et l'espacement entre les inclusions rigides..

#### REFERENCES

Briançon L., 2002. Renforcement des sols par inclusions rigides - Etat de l'art. P. IREX, 2002 : 185p.

British Standard BS8006, 1995. Strengthened-reinforced soils and other fills. British Standard BS8006, section 8: design of embankments with reinforced soil foundation on poor ground, 80–121.

Dinh, A. Q., 2009. Etude sur modèle physique des mécanismes de transfert de charge dans les sols renforcés par inclusions rigides. Application au dimensionnement, Thèse doctorale

Guido, V.A., Kneuppel, Sweeney, M.A., 1987. Plate loading test on geogrid reinforced earth slabs. Proceedings Geosynthetics'87 Conference, New Orleans, 216–225.

Hewlett, W., Randolph, M.A., 1988. Analysis of piled embankments. Ground Engineering 12-18 April.

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

Jenck O., Dias D., Kastner R., 2009. Three-dimensional numerical modeling of a pile embankment, International Journal Of Geomechanics, ASCE, Vol. 9, No. 3, ISSN 1532-3641-2009-3-1.

Le Hello, B., Villard, P., 2009. Embankments reinforced by piles and geosynthetics-Numerical and experimental studies with the transfer of load on the soil embankment. Engineering Geology 106, 78-91.

Magnan J.P., 1980. Classification géotechnique des sols. A propos de la classification LPC, Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées. n° 105, 49-52

Magnan J.P., Belkeziz A., 1982. Consolidation d'un sol élastoplastique. Revue Française de Géotechnique, vol. 19, 39-49.

Nguyen pham P.T., Reiffsteck Ph., 2005. Evolution d'uns surface de charge après 30 ans. In: Proc. 23èmes Rencontres de l'AUGC, 26-27 mai 2005, Grenoble.

Rogbeck, Y., Gustavson, S., Södergren, I., Lindquist, D., 1998. Reinforced pile embankments in Sweden — design aspects. Proceedings 6th Int. Conf. on Geosynthetics, Atlanta, vol. II, 755–762. 25–29 March. Russell, D., Pierpoint, N., 1997. An assessment of design methods for piled embankments. Ground Engineering 39–44 November.

Smith, G. N. 1968, Elements of soil mechanics for civil and mining engineers / by G. N.Smith Crosby Lockwood, London

Terzaghi, K., 1943. Theoretical soil mechanics. John Wiley & Sons, New York, NY.

Villard, P., Le Hello, B., Nancey, A., Chew, S.H., Loke, K.H., 2004. Use of high strength geotextiles over piles results from a full scale test. Proc. the 3nd European Geosynthetics Conference, Munich, Germany, vol. 1, 295–298. 01–04 March.

# Annexe :

# Etude paramétrique de l'influence des interfaces

Les caractéristiques de résistance en cisaillement du sol, c et  $\phi$ , sont des paramètres qui permettent de déterminer les contraintes de cisaillement dans le sol. La contrainte de cisaillement peut être déterminée avec la formule de Coulomb:  $\tau = c + \sigma \tan \phi$ 

De la même manière, les contraintes de cisaillement entre deux éléments en interaction peuvent être calculées. Les caractéristiques de l'interface dépendent donc des propriétés mécaniques des matériaux en contact. Il est évident que l'angle de frottement entre le sol et le pieu ou la fondation ne peut pas être supérieur à l'angle de frottement du sol. Généralement une valeur comprise entre 50 et 75% de l'angle de frottement du sol est attribuée à l'interface (Smith, 1968).

Des interfaces ont été placées entre le sol et l'inclusion et entre le matelas et la paroi. Le critère de Coulomb est utilisé pour le comportement des interfaces. Les caractéristiques de résistance des interfaces sont liées aux propriétés de résistance de la couche de sol.

Les caractéristiques des interfaces sont présentées au Tableau 8.

#### Tableau 8. Caractéristiques des interfaces

Nom d'interface	Eléments en contact	Cohésion (kPa)	Angle de frottement (°)
Interface 1A	Sol – matelas – paroi	1	1
Interface 1B	Sol – matelas – paroi	1	15
Interface 1C	Sol – matelas – paroi	1	30
Interface 2A	Sol – inclusion	1	20

Afin de montrer l'influence des caractéristiques de l'interface entre le matelas et la paroi de la cellule, trois jeux de paramètres ont été comparés. Une cohésion de 1 kPa a été attribuée à toutes les interfaces. L'angle de frottement entre le matelas et la paroi varie entre 1° et 30°. Les tassements en surface du sol analogique sont présentés et comparés avec des mesures expérimentales. Les calculs numériques ont été effectués pour une hauteur de matelas de 10 cm avec les matériaux M1 et MB 5/8. La Figure 20 présente les tassements obtenus par les calculs numériques et une comparaison avec des mesures expérimentales. L'interface 1A avec un angle de frottement de 1° n'influence pas les tassements. Les résultats sont quasiment identiques avec le cas où la cellule n'a pas de paroi. Cependant, par rapport aux tassements expérimentaux, les tassements sont d'environ 15% supérieurs.

Quant à l'interface 1C, un angle de frottement légèrement inférieur à celui des matériaux composant le matelas a été attribué. Pour une interface non cohésive et frottante, on observe que les tassements sont influencés par les caractéristiques de cette interface. Les tassements obtenus par les calculs numériques sont inférieurs de 30% à ceux qui sont obtenus expérimentalement. On constate que l'influence des caractéristiques de l'interface sur les résultats n'est pas négligeable. Cette interaction doit être bien prise en compte afin de justifier les hypothèses de calculs.

En conséquence, l'angle de frottement a été fixé à 15°. Dans ce cas de figure, les tassements sont légèrement inférieurs à ceux qui sont obtenus en absence de la paroi. Le profil des

tassements en surface du sol analogique coïncide avec les mesures expérimentales. On peut donc considérer que le choix des paramètres de l'interface correspond aux conditions du dispositif expérimental.



Dans l'objectif de qualifier et de quantifier l'influence des paramètres de l'interface sur le rapport des charges dans le matelas, les contraintes de cisaillement sur les 3 interfaces définies ci-avant, sont présentées à la Figure 21. Les calculs ont été effectués pour une charge surfacique de 100 kPa avec les 2 types de matériau de matelas (M1 et MB 5/8). En présence de l'interface 1A, les contraintes de cisaillement sont inférieures à 3 kPa. Elles sont quasiment identiques dans le matelas et dans le sol analogique. Cependant, en présence d'une interface plus frottante, l'interface 1C, on observe une augmentation des contraintes de cisaillement dans le matelas, à partir de la surface vers le sol analogique. Elles atteignent 60 kPa, et diminuent dans le sol analogique vers le bas. Avec l'interface 1B, on observe un comportement intermédiaire. Les contraintes de cisaillement restent inférieures à 20 kPa.



Figure 21. Répartition des contraintes de cisaillement sur les interfaces sol-paroi (charge surfacique 100 kPa)

Au vu de ces observations, le choix des paramètres de l'interface (Interface 1B) correspond aux résultats des essais expérimentaux. Il est important de noter qu'avec une interface peu frottante, on ne transmet que 2% de la charge totale sur la paroi. Avec une interface normalement frottante (un angle de frottement de 30°), la charge transmise sur la paroi dépasse 20 % de la charge totale. Compte tenu des caractéristiques du dispositif expérimental, l'angle de frottement a été fixé à 15°, afin d'obtenir un mécanisme de transfert de charge représentatif. Dans ce cas, la charge transmise sur la paroi est d'environ 10 % de la charge totale. Il est important à noter que ces comparaisons ont été effectuées pour une hauteur de matelas de 10 cm. L'influence du frottement de la paroi sur les résultats est plus importante lorsque la hauteur du matelas augmente. Le Tableau 9 présente les pourcentages de la charge transmise sur la paroi de la cellule sous une charge surfacique de 100 kPa.

ġ	ableau 9. Fourcentages de la charge transmise sur la paroi de la centre						
	Matériaux / Interfaces	1A	1B	1C			
	M1	1,54%	10,51%	29,83%			
	M2	1,51%	9,72%	22,35%			
	MB 5/8	1,43%	9,14%	20,79%			
	MB 10/15	1,38%	9,01%	20,15%			
	MB 5/8 MB 10/15	1,43% 1,38%	9,14% 9,01%	20,79% 20,15%			

 Tableau 9. Pourcentages de la charge transmise sur la paroi de la cellule

# **1.8** Transfert des charges vers les inclusions rigides

Les résultats des modèles numériques ont été comparés avec les résultats expérimentaux en terme d'efficacité. Le sol compressible SP30 a été retenu pour la comparaison du type de matelas. 4 types de matériaux pour le matelas ont été simulés numériquement. Les simulations ont été effectuées pour 5 hauteurs de matelas (10, 15, 20, 25, 30 cm). Les résultats obtenus permettent de comparer l'influence du type de matériau et de la hauteur du matelas sur le mécanisme de transfert des charges. Les modèles numériques respectent les phases de préparation du dispositif expérimental. Les interfaces 1B et 2A ont été utilisées afin de représenter au mieux le dispositif expérimental. L'efficacité de chaque dispositif a été calculée pour une charge surfacique de 100 kPa. La Figure 22 présente les résultats des calculs numériques comparés avec des essais expérimentaux.



Figure 22. Comparaison des efficacités en fonction du type de matelas – numérique et expérimental

Les comparaisons justifient le choix des jeux de paramètres retenus pour les calculs numériques. Les écarts entre les résultats numériques et expérimentaux sont inférieurs à 10% pour les matériaux de type M2, MB 5/8 et MB 10/16.

Cependant pour le matériau de type M1, à partir de 15 cm de hauteur de matelas, on observe une divergence entre la courbe numérique et la courbe expérimentale. Bien que les deux courbes aient la même allure jusqu'à une hauteur de matelas de 15 cm, l'efficacité finale du renforcement pour le calcul numérique est 2 fois plus importante que pour l'essai expérimental.

L'augmentation de la hauteur du matelas favorise le transfert des charges vers la tête d'inclusion. L'efficacité augmente et les tassements du sol diminuent. On observe le même comportement avec les graviers MB 5/8 et MB 10/16. A partir d'une hauteur de matelas de 15 cm, soit un rapport hm/(s-a) supérieur à 0,6, l'efficacité devient constante et se stabilise entre 20 et 25%. Quant aux matériaux M1 et M2, on distingue deux comportements différents. Le matériau M1, gravier d'Hostun, permet d'atteindre des valeurs d'efficacité importantes à partir de 15 cm de hauteur de matelas. Le matériau étalé M2 n'est cependant pas influencé par la hauteur du matelas. Les valeurs d'efficacité sont d'environ 10%. Ce qui distingue le matériau M2 des autres matériaux sont les modules tangent et sécant. Les modules sont 3 à 4 fois plus faibles que ceux des autres matériaux. Ceci peut entraîner une réduction de l'efficacité. Dinh et al (2009) expliquent cette divergence par la différence entre les indices de densité des matériaux. Le matériau M2, qui a un indice de densité 0,71 est compressible et sa résistance mécanique est inférieure à celle des autres matériaux. Il se peut qu'un matériau non compacté n'améliore pas l'efficacité du système. Dinh et al (2009) ont effectué des essais complémentaires afin d'étudier ce phénomène. Conformément à leur hypothèse, pour un indice de densité plus important (0,91), l'efficacité augmente. Il est évident que lorsqu'on augmente l'indice de densité, on augmente également le module d'élasticité du matériau. On peut donc conclure que les conditions de compactage ont un rôle crucial sur les mécanismes de transfert des charges. Il est possible d'obtenir des valeurs d'efficacité plus importantes avec des matériaux compactés qu'avec des matériaux non compactés.

#### **1.9** Bilan de l'influence du frottement sol/paroi

Afin de quantifier la participation de la paroi sur le transfert des charges, tous les types de matériaux de matelas ont été analysés en présence d'une paroi aux extrémités du modèle numérique. Le sol analogique SP30 a été utilisé. L'interface 1B a été placée entre les matériaux et la paroi. L'interface 2B a été utilisée entre l'inclusion et le sol analogique. Une charge surfacique de 100 kPa a été appliquée à chaque modèle avec des intervalles de 10 kPa. Les efforts de cisaillement ont été présentés pour 3 hauteurs de matelas à la Figure 23.





Les contraintes de cisaillement entre le matelas et la paroi augmentent progressivement lorsqu'on augmente la hauteur du matelas. Cependant, les contraintes de cisaillement diminuent entre le sol et la paroi avec l'augmentation de la hauteur du matelas. En effet, lorsque la hauteur du matelas est importante, la charge transmise sur la paroi devient importante. Par conséquent, le sol analogique est moins sollicité que lorsque la hauteur du matelas est faible. Il est donc intéressant de comparer la répartition des charges entre le sol, la tête d'inclusion et la paroi de la cellule. Cette comparaison est présentée à la Figure 24.



Figure 24. Rapport des charges entre inclusion - sol -paroi

Les pourcentages des charges transmises à la tête d'inclusion et sur la paroi de la cellule sont quasiment égales et évoluent de la même manière quand la hauteur du matelas augmente. Cependant, pour le matériau M2, lorsqu'on augmente la hauteur du matelas, l'efficacité reste constante mais la charge transmise sur la paroi augmente. Il est évident que l'efficacité est sous estimée en présence de la paroi de la cellule. Néanmoins, cet effet indésirable influence tous les essais de la même manière et donc les résultats sont comparables.

La Figure 25 compare les valeurs d'efficacité pour tous les types de matériau de matelas avec et sans paroi. Pour les matériaux de type ballast (MB 5/8 et MB 10/16) l'efficacité est deux fois plus importante en absence de la paroi. Pour les matériaux M1, cette augmentation est moins faible. Le matériau M2 semble ne pas être influencé par la paroi car l'efficacité maximale augmente de 11 % à 13 %.

