



OPERATION DU RESEAU GENIE CIVIL & URBAIN

Projet National ASIRI Thème 3 : « Essais de laboratoire »

Expérimentations sur modèle réduit bidimensionnel en laboratoire. Modélisation physique de la plate-forme de transfert de charge.

Orianne JENCK, Maître de Conférences

Daniel DIAS, Maître de Conférences

Richard KASTNER, Professeur des Universités

Octobre 2006

A.S.I.RI/FICHE SIGNALETIQUE

TITRE : Expérimentations sur modèle réduit bidimensionnel en laboratoire. Modélisation physique de la plate-forme de transfert de charge.

RAPPORT N° : 3_01

DATE D'ETABLISSEMENT : Octobre 2006

AUTEUR(S) : Orianne JENCK, Daniel DIAS, Richard KASTNER

ORGANISME(S) CHARGE(S) DE L'ACTION : INSA de Lyon

THEME DE RATTACHEMENT : Thème 3 : Essais de laboratoire

LETTRE DE COMMANDE :

SOMMAIRE

SOMMAIRE				
N	OTATIO	NS	4	
IN	TRODU	CTION	6	
1	PRE	SENTATION DU MODELE REDUIT	7	
	1.1	DESCRIPTION DU MODELE REDUIT BIDIMENSIONNEL	7	
	1.1.1	Eléments du système	7	
	1.1.2	Mode de chargement	8	
	1.1.3	Modularité géométrique	9	
	1.1.4	Système de fixation de la nappe de renforcement horizontal	9	
	1.1.5	Règles de similitude	10	
	1.2	MESURE DES EFFORTS	11	
	1.2.1	Localisation des capteurs	11	
	1.2.2	Bilan des efforts dans le modèle réduit	11	
	1.3	MESURE DU CHAMP DE DEPLACEMENT	13	
	1.4	LE MATELAS SIMULE PAR LE SOL ANALOGIQUE DE SCHNEEBELI	14	
	1.4.1	Choix du materiau simulant le sol du matelas	13	
	1.4.2	Comportement du sol analogique de Schneebeli.	10	
	1.4.3	Determination au polas volumique au sol analogique	19	
	1.5	LE SOL COMPRESSIBLE SIMULE PAR LE MATERIAU MOUSSE	19	
	1.0	Description des assais de chargement	21	
	1.0.1	Calculs numériques	21	
	1.6.2	Résultats des essais de chargement	22	
2	FTI	DES DADAMETRIOUES	22	
2	EIU.	DESTARAMETRIQUES	23	
	2.1	MASSIF NON RENFORCE, CAS DE REFERENCE	25	
	2.2	ETUDE PARAMETRIQUE SUR LES DIMENSIONS GEOMETRIQUES	25	
	2.2.1	Configurations etudiees	23	
	2.2.2	Distribution des efforts en base au mateias, report de charge	20	
	2.2.3	Tassements aans le massif	31	
	2.2.4	Incluence de la granul arite du sol analogioue	57	
	2.5	Configurations envisagées	38	
	2.3.1	Influence de la granularité sur le report de charge	39	
	233	Influence de la granularité sur les tassements dans le matelas		
	2.3.4	Conclusions sur l'influence de la granularité	41	
	2.4	INFLUENCE DE LA COMPRESSIBILITE DE LA MOUSSE	41	
	2.4.1	Tassements de la mousse sans renforcement par inclusions	41	
	2.4.2	Essais avec un taux de recouvrement des inclusions $\alpha = 15$ %	42	
	2.4.3	Conclusions sur l'influence de la compressibilité de la mousse	43	
	2.5	APPORT D'UN RENFORCEMENT PAR NAPPE GEOSYNTHETIQUE HORIZONTALE	44	
	2.5.1	Expérimentations réalisées	44	
	2.5.2	Apport du renforcement horizontal sur l'efficacité	44	
	2.5.3	Tassements en base du matelas	45	
	2.5.4	Tassements en surface du matelas lors du chargement	46	
	2.5.5	Deflexion du geosynthetique	47	
	2.3.6	Tension aans la nappe	48	
	2.J./	Conclusion sur l'apport a un geosynmetique	49 10	
	2.0	CONCLUSIONS SUR LES ETUDES FARAMETRIQUES EFFECTUEES	49	
3	CON	FRONTATION A DES METHODES DE DIMENSIONNEMENT	52	
	3.1	CONFRONTATION EN TERME DE REPORT DE CHARGE PAR EFFET DE VOUTE DANS LE MATELAS	52	
	3.1.1	Norme BS8006 (1995)	56	
	3.1.2	Méthodes de Terzaghi (1943) et McKelvey III (1994)	56	
	3.1.3	Méthodes de Low et al. (1994)	56	

3.1.4 Méthode de Svanø et al. (2000)	56
3.1.5 Confrontation des méthodes	57
3.2 CONFRONTATION EN TERME DE TENSION ET DE DEFLEXION DU RENFORCEMENT GEOSYNTHETIQUE	
HORIZONTAL	58
3.2.1 Norme BS8006 : tension dans le géosynthétique	58
3.2.2 Méthode de Low et al. (1994) : déflexion de la nappe	59
3.3 CONCLUSIONS SUR LA CONFRONTATION AUX METHODES DE DIMENSIONNEMENT	61
CONCLUSIONS	62
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	64
ANNEXES	66
ANNEXE A : LA METHODE DE CORRELATION D'IMAGE	66
Principe de la méthode	66
Etapes du traitement d'images	67
Choix des paramètres du traitement d'image par Icasoft	67
Précision de la méthode	68
Exemple de champ de déplacement	69
ANNEXE B : LES METHODES DE DIMENSIONNEMENT ADAPTEES A UN CAS BIDIMENSIONNEL	70
Méthode basée sur le concept de Marston et Anderson (1913)	70
Equilibre d'un prisme de sol : Méthode de Terzaghi (1943)	72
Méthodes de Carlsson (1987) et Svanø et al. (2000)	73
Méthode basée sur le frottement négatif, méthode de Combarieu (1988)	75
Méthodes basées sur des modèles analytiques de voûte	76
Méthodes permettant de déterminer la tension dans la nappe géosynthétique	77

NOTATIONS

В	Diamètre de la conduite (Marston et Anderson, 1913)					
С	Capacité					
C_d	Coefficient de charge (Marston et Anderson, 1913)					
C_{v}	Coefficient de voûte (BS8006, 1995)					
D	Epaisseur de la couche de sol compressible					
Ε	Efficacité					
E_25	Module d'Young sécant à 50% du déviateur à la rupture					
F_p	Charge verticale appliquée sur l'inclusion					
F_s	Charge verticale appliquée sur la mousse compressible					
F_b	Charge verticale appliquée sur le support de la mousse compressible					
F_{fr}	Frottement le long d'une inclusion					
Н	Hauteur de matelas					
H/s'	Hauteur relative					
H_c	Hauteur critique					
H_e	Hauteur correspondant au plan d'égal tassement					
J	Raideur du géosynthétique					
Κ	Coefficient de pression horizontale des terres					
Ka	Coefficient de pression horizontale des terres en poussée de Rankine					
K_{0}	Coefficient des terres au repos					
K_p	Coefficient de pression horizontale des terres en butée de Rankine					
K_w	Coefficient de pression horizontale des terres de Handy (1985)					
L	Longueur de la nappe de géosynthétique					
М	Module de compressibilité de la couche de sol compressible					
Р	Poids des rouleaux sur une largeur s					
P_c	Poids d'une colonne de matelas de section égale à celle de la tête d'inclusion					
SRR	Taux de réduction de contrainte					
SRR_m	SRR modifié					
Т	Tension dans le géosynthétique					
W	Charge verticale s'appliquant sur une conduite enterrée (Marston et Anderson, 1913)					
a	Largeur d'une tête d'inclusion					
dh	Epaisseur d'une zone de sol élémentaire					

f f^*	Fonction de niveau de gris dans l'image initiale (méthode de corrélation d'image) ou fonction de charge (modèle de comportement) Fonction de niveau de gris dans l'image déformée (méthode de corrélation d'image)
h_M	Hauteur des blocs de mousse (modèle réduit)
l	Longueur des rouleaux de Schneebeli
n	Taux de concentration de contrainte sur l'inclusion
т	Masse
р	Charge répartie verticale supportée par le géosynthétique
q^*	Contrainte verticale moyenne en base du matelas
q_0	Surcharge en surface
q_b	Contrainte verticale moyenne s'exerçant sur le support rigide de la mousse
q_p	Contrainte verticale moyenne s'appliquant sur une tête d'inclusion
q_s	Contrainte verticale s'exerçant sur le sol compressible renforcé par inclusions, ou sur le géosynthétique lorsqu'il y en a un
S	Espacement entre les inclusions
<i>s'</i>	Distance entre les bords de deux têtes d'inclusions
u	Déplacement horizontal
t	Déflexion du géosynthétique
t_0	Tassement maximum sans géosynthétique
ν	Déplacement vertical
x	Position horizontale
У	Position verticale
α	Taux de recouvrement
α_R	Coefficient de réduction de contrainte (méthode de Low et al. (1994))
β	Paramètre géométrique de la méthode de Svanø et al. (2000)
η	Rigidité relative du sol compressible et de la nappe de renforcement
ε	Déformation axiale dans le géosynthétique
γ	Poids volumique
φ	Angle de frottement
σ	Contrainte normale
σ_h	Contrainte horizontale
$\sigma_{\!\scriptscriptstyle \mathcal{V}}$	Contrainte verticale
θ	Moitié de l'angle de l'arc de cercle formé par la déformée du géosynthétique et s'exprime
τ	Contrainte de cisaillement

INTRODUCTION

Ce document présente les travaux qui ont été réalisés à l'INSA de Lyon au laboratoire URGC dans le cadre du thème 3 « Essais de laboratoire » du Projet National ASIRI.

Afin d'étudier plus particulièrement les mécanismes de transfert de charge qui se développent dans le matelas de transfert de charge, nous avons conçu un modèle réduit bidimensionnel de laboratoire simulant un matelas granulaire édifié sur un horizon compressible renforcé par inclusions rigides verticales.

Les mécanismes qui se développent dans la partie supérieure de l'ouvrage sont identifiés, il s'agit de la formation de voûtes dans le sol granulaire et de l'effet de membrane dans la nappe éventuellement mise en place, mais ils restent complexes et encore mal compris. Les transferts d'effort dans la couche compressible vers les inclusions ne seront abordés qu'incidemment dans ce travail.

Les objectifs de la modélisation physique sont :

- de mettre en évidence les mécanismes qui se développent dans le matelas de transfert de charge, ainsi que l'influence de divers paramètres géométriques et matériels, ce qui est rendu possible par la modularité du modèle développé,
- d'établir une base de données expérimentale précise et complète pouvant servir de référence à diverses approches de modélisation numérique continue et discrète (Jenck *et al.*, 2005a).
- d'évaluer la pertinence de diverses méthodes de dimensionnement analytiques ou empiriques, par confrontation aux résultats expérimentaux obtenus,

La première partie de ce rapport présente le modèle réduit, la seconde partie est une analyse des résultats des diverses études paramétriques qui ont été menées sur le modèle expérimental et la troisième partie est une confrontation des résultats expérimentaux à des méthodes de dimensionnement.

1 PRESENTATION DU MODELE REDUIT

1.1 Description du modele reduit bidimensionnel

1.1.1 Eléments du système

Le modèle réduit proposé est bidimensionnel et met en œuvre des matériaux analogiques pour simuler les différents éléments du système. Les différents matériaux sont plus largement décrits dans les sections suivantes.

Le modèle réduit est constitué d'un cadre rigide constitué de profilés métalliques dans lequel sont placés les différents éléments. Un schéma du modèle réduit est donné sur la Figure 1.

- Le sol du matelas de transfert de charge est constitué du sol analogique de Schneebeli, assemblage de rouleaux d'acier de différents diamètres (3, 4 et 5mm) et de longueur l = 60 mm, qui représente donc un massif de sol purement bidimensionnel. Le comportement mécanique de ce matériau est caractérisé plus loin.
- Le sol compressible est simulé par des blocs de mousse agglomérée. Ces blocs ont une hauteur h_M constante égale à 0,15 m et ne visent pas à représenter un horizon réel, mais permettent d'obtenir un tassement en base du matelas.
- Les inclusions rigides sont simulées par des éléments métalliques de section rectangulaire, fixés au bâti rigide. Des rouleaux sont collés sur les têtes d'inclusion afin de les rendre rugueuses.

Deux inclusions sont modélisées et nous étudions ainsi plus particulièrement la partie centrale, située entre les deux inclusions, afin de s'affranchir des effets de bord. De plus, les bords sont recouverts de Téflon, ce qui permet de limiter les frottements verticaux et de considérer ces limites comme des plans de symétrie.

Le système est instrumenté en capteurs d'effort afin de déterminer la distribution des efforts en base du matelas.



Figure 1 – Modèle réduit bidimensionnel

1.1.2 Mode de chargement

Le système mousse - inclusions est chargé par couches successives de rouleaux de 0,1 m jusqu'à une hauteur maximum H_{max} égale à 0,28 m, 0,44 m ou 0,70 m selon les cas. La mousse présentant un comportement différé dans le temps, les couches sont mises en place par périodes régulières de 6 min pour toutes les expérimentations.

Une surcharge uniforme en surface est ensuite simulée par l'ajout de blocs d'acier de 2,7kg, disposés sur toute la largeur du matelas (voir Figure 1), correspondant à une charge uniforme de 4 kPa environ, soit une hauteur de matelas supplémentaire équivalente à 0,07 m environ.

Afin d'observer le champ de déformation dans tout le massif et de simuler qualitativement le phénomène de consolidation, une phase de fluage de la mousse durant une période de 80 min est observée, après atteinte de la hauteur H_{max} et mise en place de la couche de surcharges.

En réalité, les effets voûtes dans le matelas sont effectivement dus à deux sortes de tassements du sol compressible : en cours de construction, et postérieurs à la construction. Demerdash (1996), par son modèle réduit de laboratoire tridimensionnel, a distingué ces deux mécanismes par deux modes de chargement différents : en permettant le tassement au fur et à mesure du chargement ou en ne permettent le tassement uniquement à la fin du chargement. Il trouve une efficacité du système plus importante pour un chargement en une seule fois que pour un chargement incrémental.

1.1.3 Modularité géométrique

Un des supports rigides verticaux est fixe, alors que l'autre est amovible, permettant la modularité géométrique du modèle. Ce support amovible reste fixé durant chaque expérimentation. La largeur totale du modèle varie entre 0,56 m et 1,40 m.

Les têtes d'inclusion ont une largeur a, qui peut prendre pour valeur 0,06 m, 0,10 m ou 0,15 m, et la distance séparant les bords de deux inclusions (s') peut prendre pour valeur 0,22, 0,35 ou 0,55 m. L'espacement entre deux inclusions est noté s = a + s'. Le taux de recouvrement est la proportion de la surface couverte par les inclusions, noté α et est égal à a/s. Le Tableau 1 présente les valeurs de taux de recouvrement en fonction des paramètres variables a et s'. Cette modélisation permet d'étudier une plage de taux de recouvrement comprise entre 10 et 40 %.

Certains couples a et s' de valeurs différentes donnent des valeurs quasiment identiques du taux de recouvrement, et permettent alors d'étudier des configurations géométriques identiques, mais à des tailles différentes. Ceci permettra d'analyser l'influence de la granularité du sol du matelas par rapport à la taille du système.

			<i>s'</i> (m)	
		0,22	0,35	0,55
	0,06	21,4 %	14,6 %	9,8 %
a (m)	0,1	31,3 %	22,2 %	15,4 %
	0,15	40,5 %	30 %	21,4 %

Tableau 1 – Taux de recouvrement α en fonction de a et s'

Le Tableau 3 présente des ordres de grandeur de dimensions réelles, que l'on peut comparer aux dimensions du modèle réduit. Pour un chantier réel, l'espacement des inclusions est de l'ordre de 2 m, les têtes d'inclusion ont un diamètre de environ 0,3 - 0,5 m et la hauteur du matelas érigé sur le sol renforcé est toujours supérieure à 0,4 m. Différents chantiers sont répertoriés par Briançon (2002), et les valeurs de ces paramètres sont précisées. En comparant ces dimensions à celles du modèle réduit, ce dernier présente un facteur de réduction par rapport au cas réel compris entre 3 et 7.

	Cas réel	Expérimentation
S	2 – 2,5 m	0,28 – 0,70 m
а	0,3 – 0,5 m	0,06 – 0,15 m
Н	> 0,4 m	0,28 – 0,70 m

tes

1.1.4 Système de fixation de la nappe de renforcement horizontal

Afin d'effectuer des modélisations incorporant une nappe de renforcement en base du matelas, nous avons intégré au modèle réduit un dispositif de fixation de la nappe. Des mors, permettant de mettre en place la nappe de renforcement, se situent au niveau des supports

latéraux verticaux. Ces mors peuvent se déplacer librement le long des supports verticaux et sont fixés dans la direction horizontale, afin de respecter les conditions de symétrie, comme illustré par la Figure 2. Cette figure montre la déflexion de la nappe lors d'un chargement par le matelas. Les points A et C situés au niveau des montants du bâti doivent pouvoir se déplacer comme le point B situé à mi-portée entre les deux inclusions. Ainsi, ces points A et C doivent être fixés dans la direction horizontale et rester parfaitement libres dans la direction verticale.



Figure 2 – Schéma du fonctionnement de la nappe

La nappe est fixée à ses deux extrémités dans des mors dont la surface interne est rainurée et dont les deux parties sont solidarisées par des vis. Les mors sont fixés aux montants du bâti par l'intermédiaire d'un bras au bout duquel se trouve un patin qui peut se déplacer verticalement dans une glissière, comme illustré sur les photographies de la Figure 3.



Figure 3 – Dispositif de fixation de la nappe.

1.1.5 Règles de similitude

Le modèle réduit proposé ne respecte pas strictement les règles de similitude (Mandel, 1962 ; Garnier, 2001), d'autant plus que des matériaux analogiques sont mis en œuvre. L'objectif de ce modèle n'est pas de reproduire quantitativement le comportement d'un ouvrage réel mais de constituer une base de données expérimentale qui sera confrontée aux méthodes de dimensionnement et qui servira de référence à des approches de modélisation. Cependant, le sol analogique constitué de rouleaux d'acier est plus lourd qu'un sol classique, son poids volumique étant de 62 kN/m^3 , ce qui limite la distorsion de similitude entre modèle et prototype pour une simulation à 1g, car le niveau de contrainte est plus ou moins maintenu pour une réduction d'échelle de 3.

1.2 Mesure des efforts

Le modèle physique est équipé de capteurs 0 - 5000 N de marque Sensy. Le schéma d'un capteur est donné sur la Figure 4. Les capteurs permettent de déterminer la répartition des efforts en base du matelas granulaire. Par l'intermédiaire de l'équilibre des efforts, on peut également déduire le frottement vertical entre la mousse et les inclusions métalliques.



Figure 4 – Capteur d'effort

1.2.1 Localisation des capteurs

Les capteurs d'effort sont disposés sur les têtes d'inclusions et en base de la couche compressible, comme montré sur la Figure 1. Trois capteurs sont disposés sous chaque tête et le support rigide de la mousse en zone centrale repose sur quatre capteurs. La Figure 5 montre une vue en plan schématique du modèle, localisant les capteurs. La Figure 6 présente un détail de l'inclusion. Les capteurs reposent sur l'inclusion fixée au bâti rigide, et une tête d'inclusion, qui est une plaque métallique rigide de même section, repose sur les capteurs uniquement. La totalité de la charge appliquée sur cette tête d'inclusion sera alors mesurée par les trois capteurs.



Figure 5 – Vue en plan du modèle : disposition des capteurs



1.2.2 Bilan des efforts dans le modèle réduit

Le poids des rouleaux mis en place est connu car on connaît le volume (la hauteur H) et le poids volumique. La charge appliquée sur le sol compressible correspond au poids des rouleaux auquel on enlève la charge mesurée par les capteurs sous les têtes d'inclusions. La mesure de la charge sous la mousse permet de déduire des efforts de frottement à l'interface mousse inclusion.

On appelle (Figure 7) :

- *P* le poids des rouleaux sur la largeur *s* (surface hachurée sur la Figure 7),
- F_p la charge appliquée sur une tête d'inclusion (moyenne entre F_{p1} et F_{p2}),
- $\vec{F_b}$ la charge mesurée par les capteurs sous la mousse,

- F_s la charge appliquée par les rouleaux sur la mousse, et on a $F_s = P F_p$ (le poids des rouleaux se répartit entre la mousse et les têtes d'inclusion),
- la charge appliquée sur la mousse F_s est en partie retransmise aux inclusions par frottement et on appelle F_{fr} cet effort ($F_{fr} = F_{fr1} + F_{fr2}$). Ainsi on a $P = F_p + F_{fr} + F_b$.



Figure 7 – Bilan des efforts

L'instrumentation en capteurs de force permet de déterminer les indicateurs du report de la charge vers les inclusions que sont l'efficacité E, la capacité C, le taux de réduction de contrainte *SRR* (Stress Reduction ratio), le SRR « modifié » *SRR_m* et la concentration de contrainte n.

 L'efficacité est la proportion du poids total du matelas qui est transmise vers les inclusions (Hewlett et Randolph, 1988). Elle est donné par l'Équation 1 pour le modèle réduit. Lorsqu'il n'y a pas de report de charge, l'efficacité est égale au taux de recouvrement α, et sa valeur maximum est 1 (soit un report de charge vers les inclusions de 100%).

$$E = \frac{F_p}{P}$$
 Équation 1

• La capacité (Équation 2) est le rapport entre la charge appliquée sur l'inclusion F_p et le poids P_c d'une colonne de matelas de hauteur H et de même section a que l'inclusion (Figure 8). Dans le cas d'un report de charge vers les inclusions, C devient très largement supérieur à 1.

 $\begin{array}{c} a \\ Matelas \\ \downarrow^{F_p} \\ Inclusion \\ \end{array} \begin{array}{c} c \\ F_p \\ Sol compressible \\ \end{array} \begin{array}{c} c \\ F_p \\ Sol compressible \\ \end{array}$

$$C = \frac{F_p}{P_c}$$

Équation 2

Figure 8 – Définition de la capacité

 Le taux de réduction de contrainte SRR est le rapport entre la contrainte verticale moyenne qui s'exerce sur la mousse q_s et la contrainte verticale moyenne en base du matelas q* (= γ × H). Sans redistribution des efforts en base du matelas, SRR = 1, et lorqu'il y a report de charge vers les inclusions, soit réduction de la proportion de la charge qui s'applique sur la mousse, SRR devient inférieur à 1.

$$SRR = \frac{q_s}{q^*} = \frac{\frac{F_s}{s'}}{\frac{P_s}{s}}$$
 Équation 3

Ces trois paramètres sont liés par les relations :

$$E = C \cdot \alpha$$
Équation 4
$$SRR = \frac{1 - E}{1 - \alpha}$$
Équation 5

• Le *SRR_m* est un taux de réduction de contrainte modifié qui prend en compte le frottement entre la mousse et les inclusions métalliques. C'est le rapport entre la contrainte verticale moyenne qui s'exerce sur le support de la mousse (q_s , calculé par l'intermédiaire de F_b) et la contrainte qui s'y exercerait en l'absence d'inclusion (q^*). Le *SRR_m* est plus petit que le *SRR* car le frottement le long des inclusions (F_{fr}) réduit la contrainte moyenne qui s'exerce à la base de la mousse, par rapport à celle qui s'exerce sur sa surface.

$$SRR_m = \frac{q_b}{q^*} = \frac{\frac{F_b}{s'}}{\frac{P_s}{s}}$$
 Équation 6

• Le taux de concentration de contrainte noté n est défini par Han (1999) comme étant le rapport entre la contrainte verticale moyenne q_p qui s'applique sur la tête d'inclusion et la contrainte verticale moyenne q_s qui s'applique sur le sol compressible, ici la mousse. Sans redistribution des efforts, n est initialement égal à 1, puis il augmente lorsque la charge sur la tête augmente dû au report de charge.

$$n = \frac{q_p}{q_s} = \frac{\frac{F_p}{a}}{\frac{F_s}{s'}}$$

Équation 7

1.3 MESURE DU CHAMP DE DEPLACEMENT

Le champ de déplacement dans le massif est mesuré par une méthode de corrélation d'images numériques dont le principe est de faire coïncider deux images en utilisant un critère basé sur la répartition des niveaux de gris. Nous utilisons le logiciel Icasoft développé au laboratoire LAMCOS de l'INSA de Lyon par F. Morestin (Mguil-Touchal et *al.*, 1996).

Une photographie numérique du modèle complet est prise à chaque étape du chargement et, après conversion de l'image en niveaux de gris, la technique permet d'accéder au champ de déplacement dans le massif entre deux images successives. Le traitement de deux images successives par le logiciel ne nécessite que quelques dizaines de secondes.

Afin d'obtenir une corrélation de bonne qualité, l'image doit comporter une distribution de niveaux de gris la plus aléatoire possible. Certains rouleaux ont donc été colorés en rouge ou en blanc, la mousse a été tachetée de noir et de rouge, et des panneaux de carton blanc quadrillés et tachetés de noir et de rouge sont fixés sur les inclusions rigides, comme illustré par la Figure 9.



Figure 9 – Photographie du modèle réduit pour application de la méthode de corrélation d'image

L'application de cette méthode s'est révélée particulièrement bien adaptée à l'utilisation du sol analogique de Schneebeli. La mise en œuvre est aisée et la précision de la méthode est de l'ordre de quelque centième de mm dans notre étude, comme explicité en annexe A, ce qui est largement suffisant au regard de l'ordre de grandeur des déplacements observés.

Le principe de la méthode, les différentes étapes du traitement ainsi que l'évaluation de la précision de la méthode sont détaillés en annexe A.

1.4 LE MATELAS SIMULE PAR LE SOL ANALOGIQUE DE SCHNEEBELI

Dans la pratique, le sol constituant le matelas de transfert de charge est constitué de graves (traitées ou non traitées), de ballast ou de sol grossier. Dans l'expérimentation bidimensionnelle proposée, le sol du matelas est simulé par un sol analogique de Schneebeli, assemblage de rouleaux d'acier de 3, 4 et 5 mm de diamètre et de longueur l = 60 mm (Figure 10) qui constitue un sol purement bidimensionnel. Le mélange des rouleaux est fait dans les proportions en poids données par le Tableau 3.

Diamètre des rouleaux (mm)	Proportion en poids (%)
3	34
4	35
5	31

Tableau 3 – Proportions en poids des différents diamètres de rouleaux, d'après Dolzhenko (2002)



Figure 10 – Photographies des rouleaux de Schneebeli

1.4.1 Choix du matériau simulant le sol du matelas

Schneebeli (1956) a montré que l'étude des problèmes en mécanique des sols avec un matériau sans cohésion peut être ramené à deux dimensions, en remplaçant le sol par un empilement de rouleaux cylindriques de différents diamètres, dit « sol analogique ». Le matériau est dit analogique dans la mesure où son comportement mécanique est analogue à celui d'un milieu granulaire comme les sables.

De nombreux auteurs ont ainsi utilisé le matériau analogique de Schneebeli pour comprendre le comportement d'un sol et simplifier le problème tridimensionnel d'un sol réel en le ramenant à un problème plan. Kastner (1982) a effectué des simulations d'excavations profondes en site urbain, Masrouri (1986) a étudié le comportement des rideaux de soutènement semi flexibles, Al Abram (1998) et Dolzhenko (2002) ont étudié le champ de déplacements induit par le creusement d'un tunnel.

Le sol analogique de Schneebeli a été utilisé pour traiter notre problème car il présente les avantages suivants :

- son comportement est dilatant, propriété qui correspond au comportement des sols denses,
- le module du sol dépend du niveau de contrainte, comme c'est le cas pour les graves non traitées (Paute *et al.*, 1994) et les sols grossiers (Valle, 2001),
- ce sol est plus lourd qu'un sol classique ($\gamma = 62 \text{ kN/m}^3$). Pour une modélisation à 1g, cela entraîne une réduction de la distorsion de similitude entre le modèle et le prototype par rapport à l'utilisation de sable. En effet, pour une réduction d'échelle d'environ 3, le niveau de contrainte réel est maintenu dans le modèle,
- la mise en œuvre est aisée et la répétitivité des essais est bonne,
- ce sol ne nécessite pas de support facial, car il s'agit d'un empilement de rouleaux auto stable. Cela supprime les effets de bords qui sont inévitables lors de l'utilisation de sable,
- ce sol est particulièrement bien adapté à la technique de corrélation d'images numériques qui sera présentée plus loin : les rouleaux peuvent être colorés afin d'obtenir un bon contraste sur les clichés numériques.

Cependant, le sol analogique présente les limitations suivantes :

- l'angle de frottement interne est assez faible, de l'ordre de 20 25°, alors que les sols denses réellement mis en œuvre ont un angle de frottement autour de 30 - 40°,
- seule une modélisation bidimensionnelle est possible, aucune extension à la troisième dimension n'est envisageable. Or, dans un cas réel de renforcement par inclusions rigides, les inclusions sont ponctuelles et l'effet de voûte dans le matelas est alors tridimensionnel. Le report de charge étudié par ce modèle réduit n'est donc pas de même nature.

1.4.2 Comportement du sol analogique de Schneebeli

Différents auteurs ont effectué des essais biaxiaux sur des échantillons de sol analogique qui peut être constitué de rouleaux en dural (Schneebeli, 1956), en caoutchouc (Oda *et al.*, 1983), en PVC (Gourvès et Mezghani, 1988) ou en acier (Kastner, 1982 ; Dolzhenko, 2002).

Schneebeli (1956) a réalisé des essais de compressions biaxiaux et montre que l'angle de frottement interne ne dépend que de l'état de surface des rouleaux : par exemple, pour des rouleaux en dural lisse, il obtient un angle entre 24 et 26° et pour des rouleaux en dural sablé, l'angle est de 34-35°.

Kastner (1982) a testé un sol analogique en acier inox dans une cellule triaxiale de grande dimension sous fortes contraintes (jusqu'à 500 kPa). Les échantillons ont une largeur de 201 mm et une hauteur de 404 mm. Les courbes de contrainte-déformation de la Figure 11 ne montrent pas de pic très net. Les courbes de variation de volume (Figure 11) montrent que ce sol présente une petite diminution de volume en début de chargement (contractance) puis que ce sol a un comportement dilatant. Ces résultats permettent de déterminer un angle de frottement interne de 21°.



Figure 11 – Essais biaxiaux sur le sol analogique (Kastner, 1982)

Dolzhenko (2002) a effectué des essais biaxiaux et des essais œdométriques sur des échantillons de sol analogique afin d'en déterminer le comportement mécanique. Les mêmes

rouleaux ont été utilisés dans nos expérimentations. De plus, les essais ont été effectués à des niveaux de contrainte équivalents à ceux atteints dans notre modèle physique, soit entre 20 et 50 kPa. Un schéma de l'appareil biaxial utilisé est donné sur la Figure 12. Un échantillon de sol analogique de dimensions 200 mm × 220 mm × 60 mm est confiné à une contrainte σ_3 par pression d'air injecté dans une membrane caoutchouc. Un déplacement vertical est appliqué au niveau du plateau rigide supérieur, mesuré par deux comparateurs, et l'effort correspondant est mesuré par l'anneau dynamométrique. Il s'agit d'un essai purement bidimensionnel, aucune contrainte n'est appliquée dans la 3^{ème} direction. Le plateau rigide permet de répartir la charge sur la section de l'échantillon et la bille d'acier placée entre le plateau et le piston permet à l'effort appliqué de rester centré.



Figure 12 – Dispositif de l'essai biaxial

La Figure 13 présente quelques résultats obtenus par Dolzhenko (2002). Le déviateur de contrainte est σ_1 - σ_3 , où σ_1 est la contrainte verticale appliquée sur l'échantillon. Le cycle décharge - recharge montre une pente sensiblement linéaire et beaucoup plus raide que la pente initiale. L'écoulement plastique est atteint sans passer par un pic. L'évolution de la déformation volumique avec la déformation axiale montre un comportement qui est dilatant (déformations volumiques négatives) dès le début du chargement. La zone de contractance, typiquement observée en début de chargement pour les sols denses, est inexistante. L'angle de dilatance est environ de 4°.

Les chemins de contraintes pour les différents confinements reportés dans le plan s-t, où s = $(\sigma_1 - \sigma_3)/2$ et t = $(\sigma_1 + \sigma_3)/2$ permettent de déterminer les caractéristiques de rupture (Figure 14). Le critère de rupture est défini par une droite passant par l'origine (cohésion nulle) et de pente sin(24°). L'angle de frottement interne déterminé par cette série d'essais est donc de 24°.

Le module sécant à 25 % du déviateur à la rupture (E_25) déterminé à partir de la Figure 13 varie avec le confinement, comme précisé dans le Tableau 5. Le module E_25 varie de façon quasi-linéaire avec la contrainte σ_3 .



 $\begin{array}{c|cccc}
 \sigma_3 (kPa) & E_{25} (MPa) \\
 20 & 24 \\
 30 & 33 \\
 40 & 40 \\
 50 & 46 \\
\end{array}$

Tableau 4 – Modules sécants à 25% du déviateur à la rupture, d'après Dolzhenko (2002)



Figure 13 – Résultats des essais biaxiaux, d'après Dolzhenko (2002)

Figure 14 – Chemins de contraintes dans le plan s-t

Afin d'effectuer un essai œdométrique, l'échantillon est ensuite maintenu entre deux plaques rigides verticales. Les plaques ont été graissées afin de réduire le frottement latéral. Le chargement s'effectue par paliers de contrainte jusqu'à 70 kPa, contrainte à laquelle l'échantillon est déchargé. Plusieurs cycles de chargement - déchargement ont été effectués. Les résultats de cet essai œdométrique sont donnés sur la Figure 15. Les cycles déchargement - rechargement mettent en évidence l'irréversibilité des déformations et le comportement non linéaire du matériau.



Figure 15 – Résultat d'un essai œdométrique, d'après Dolzhenko (2002)

Dolzhenko (2002) a également effectué des essais de détermination du coefficient des terres au repos (K_0) de ce sol analogique sur un modèle réduit de mur de soutènement. Le coefficient K_0 est le rapport entre la contrainte horizontale et la contrainte verticale. Les

résultats des expérimentations donnent une valeur de K₀ entre 0,65 et 0,74. Les rouleaux ont été mis en place par piquetage (afin d'augmenter la compacité), ce qui peut simuler une surconsolidation. Ce procédé de mise en place n'a pas été repris dans nos expérimentations. Caudron (2003) a montré que le piquetage n'avait pas d'incidence sur les résultats des essais biaxiaux

1.4.3 Détermination du poids volumique du sol analogique

La détermination du poids volumique des rouleaux est importante, car elle permet de déterminer le poids total du matelas mis en place, et donc la répartition du poids à la base de ce matelas, grâce à l'instrumentation en capteurs.

La valeur de poids volumique du sol analogique en acier utilisé par Dolzhenko (2002) et Al Abram (1998) est de 65 kN/m³. Or cette valeur correspond à une mise en place des rouleaux par piquetage, ce qui aboutit à une compacité maximum. Nous cherchons ici à déterminer le poids volumique du sol dans les mêmes conditions que les expérimentations sur le modèle réduit.

Une boîte en bois de dimensions 201 ×111 mm a été remplie de rouleaux de longueur 6cm puis pesée. La boîte pèse 490,17 g (précision de 0,1 g). Les résultats sont donnés dans le Tableau 5. On retiendra une valeur de poids volumique de 62 kN/m^3 .

Essai	Masse (kg)	Poids (N)	Volume (m ³)	Poids volumique (kN/m ³)
1	8,515	83,53	1,34E-03	62,40
2	8,520	83,58	1,34E-03	62,44
3	8,520	83,58	1,34E-03	62,44
				Moyenne : 62,43

Tableau 5 – Résultats des pesées de rouleaux

1.5 LE SOL COMPRESSIBLE SIMULE PAR LE MATERIAU MOUSSE

Afin de caractériser le comportement du matériau mousse qui simule implicitement l'horizon compressible, un bloc de ce matériau est placé entre les deux montants du bâti rigide qui sont recouverts de feuilles de Téflon. Le bloc de mousse est chargé par couches de rouleaux successives de 0,1 m, avec une période de 6 minutes, mode opératoire adopté pour toutes les expérimentations. En effet, la mousse présentant un comportement différé, il est important de prendre en compte le paramètre « temps ».

La contrainte verticale appliquée sur le bloc de mousse est connue grâce au poids des rouleaux et la déformation verticale du bloc de mousse est déterminée par le traitement numérique des images acquises au cours du chargement. Un schéma du montage expérimental est donné sur la Figure 16.



Figure 16 – Essai de chargement

Deux mousses de compressibilité différente sont étudiées, la mousse plus rigide a une masse volumique de 120 kg/m³ et est dénommée d120, la mousse plus compressible a une masse volumique de 80 kg/m³ et est dénommée d80.

Mousse d120

Le tassement de la mousse à l'interface mousse/rouleaux est quasiment uniforme sur toute la largeur du bloc de mousse (pas d'effet de bord marqué). A partir du tassement de la mousse et de la hauteur de matelas, nous déduisons la relation entre la contrainte et la déformation (Figure 17), en prenant comme hypothèse que la mousse a une hauteur de 0,15 m et le poids volumique des rouleaux est de 62 kN/m³. Le « module » est la pente de la courbe de la Figure 17. La courbe montre un module de la mousse qui varie en fonction du niveau de contrainte. La courbe peut être approximée par deux droites (modèle bi-linéaire). Jusqu'à une contrainte verticale de 18,5 kPa, nous déterminons un module de 277 kPa, au-delà, le module est plus faible et est de 134 kPa. Ces valeurs faibles de module sont à relativiser avec la faible hauteur des blocs de mousse (h_M = 0,15 m) par rapport aux dimensions du modèle réduit.

Cet essai de chargement simple a été doublé et les mêmes valeurs de tassement en fonction du chargement ont été trouvées.

Les résultats de cet essai en terme de tassement constituent une référence pour les expérimentations avec inclusions, car ils permettront de déterminer la réduction du tassement par rapport à ce cas sans inclusions.



Figure 17 – Courbe contrainte – déformation, mousse d120

Mousse d80

La Figure 18 présente le comportement en contrainte - déformation de la mousse d80. Ce comportement est très différent de celui de la mousse d120. La mousse d80 présente un module initial plus faible, qui est de 59 kPa jusqu'à une déformation de 30 %, le module est ensuite de 277 kPa.



Figure 18 – Contrainte en fonction de la déformation de la mousse d80

1.6 Les nappes de renforcement horizontal

Les matériaux utilisés en tant que renforcement géosynthétique à la base du matelas sont des bandes de 60 mm de large de géosynthétique RockPec 75 (RP75) et RockPec 200 (RP200), de la gamme du fabricant Bidim, et des bandes de Typar (Figure 19). Une série d'essais est effectuée en vue de caractériser les différents matériaux utilisés en renforcement. Ces essais permettent de déterminer la raideur des nappes. Ces nappes seront ensuite utilisées en renforcement en base du matelas en combinaison avec le renforcement par les inclusions.



Figure 19 – Photographie des bandes de renforcement

1.6.1 Description des essais de chargement

Une nappe de géosynthétique de longueur 0,84 m ou 1,24 m, fixée à ses deux extrémités, est chargée en son centre par des blocs (au nombre maximum de 15) de poids élémentaire 27,5 N. Le chargement est effectué suivant la numérotation de la

Figure 20. Des clichés sont pris à chaque étape afin de déterminer la déflexion du géosynthétique. Les essais sont triplés pour chaque nappe, car l'influence de la mise en place de la nappe peut s'avérer importante.



Figure 20 – Essai de chargement dans la gamme 0 – 400 N

1.6.2 Calculs numériques

Afin de déterminer la raideur de la nappe en fonction du chargement et de la déflexion, des calculs numériques sont effectués.

Nous modélisons la nappe avec le logiciel en différences finies Flac (Itasca, 2002), par un élément câble comprenant 84 (pour L = 0,84 m) ou 124 (pour L = 0,124 m) éléments. Le câble est fixé dans les deux directions en ses extrémités. Le chargement expérimental est simulé en appliquant des charges équivalentes à celles appliquées par les blocs sur les nœuds du câble.

1.6.3 Résultats des essais de chargement

Pour chaque nappe, l'essai de chargement est répété plusieurs fois, afin d'analyser les effets de mise en place de la nappe et des conditions d'acquisition des clichés permettant de déterminer la déflexion du géosynthétique. Les résultats d'un essai à l'autre étant très proches, nous exploitons les résultats en terme de moyenne sur les différents essais.

<u>4 Typar</u>

La Figure 21 présente les résultats de la déflexion maximum de la nappe constituée de 4 bandes de Typar en fonction de la charge, obtenue expérimentalement et par le calcul numérique avec une raideur de 20 kN/m, valeur qui correspond au mieux aux résultats expérimentaux.



Figure 21 – Essais de chargement de la nappe constituée de 4 bandes de Typar et de longueur 1,24 m

<u>RP75</u>

La Figure 22 présente les résultats expérimentaux et numériques obtenus pour une bande de RP75. Pour une nappe de longueur 0,84 m (Figure 22a) la raideur numérique s'approchant au mieux des résultats expérimentaux est de 150 kN/m alors qu'elle est de 130 kN/m pour une nappe de 1,24 m de longueur.



Figure 22 – Essais de chargement de la nappe RP 75

<u>RP200</u>

Pour une bande de RP200, une valeur numérique de la raideur de 200kN/m permet de simuler les chargements expérimentaux pour les deux longueurs de nappe différente.



Figure 23 – Essais de chargement de la nappe RP 200

Le Tableau 6 résume les valeurs de raideur déterminées par les différents essais. Pour la nappe RP 75, la raideur déterminée est sensiblement différente selon la longueur de nappe testée. Cela est probablement dû à l'incertitude sur les conditions initiales dans la nappe due à sa mise en place.

	RP75	RP200	4 Typar
L=0,84m	150 kN/m	200 kN/m	/
L=1,24m	130 kN/m	200 kN/m	20 kN/m

i ableau o – Kalueur des happe	Tableau	6 -	Raideur	des	napp	es
--------------------------------	---------	-----	---------	-----	------	----

Le fabricant Bidim donne des valeurs théoriques de raideur de 1700 kN/m pour RP200 et 700 kN/m pour le RockPec75, pour une déformation axiale de 2 %. La raideur expérimentale des nappes est donc inférieure à la raideur correspondant à une déformation de 2 % donnée par le fabricant. Bidim indique cependant des valeurs de raideur qui augmentent avec la déformation, et la nappe est ici sollicitée par une déformation inférieure à 2 %, comme illustré par la Figure 24. Cette Figure présente les résultats numériques de la déformation axiale dans la nappe en fonction de la déflexion maximum. Pour RP75 et RP200, la déflexion maximum est de respectivement 90mm et 75mm, correspondant à une déformation axiale de 1 % et 0,7 %.



Figure 24 – Déformation axiale en fonction de la déflexion pour une nappe L = 1,24 m

2 ETUDES PARAMETRIQUES

Afin de disposer d'un ensemble de résultats couvrant un large éventail de géométries et de renforcements, une étude paramétrique a été entreprise sur le modèle réduit. Elle porte sur l'influence du taux de recouvrement, de la hauteur de matelas, de la granulométrie relative, de la compressibilité du sol renforcé et sur l'apport des géosynthétiques.

2.1 MASSIF NON RENFORCE, CAS DE REFERENCE

L'essai de chargement de référence correspond à celui mis en œuvre pour déterminer le comportement de la mousse d120, définit dans la section 1.5. La Figure 25 présente le tassement uniforme obtenu en surface du bloc de mousse en fonction de la hauteur de matelas. L'augmentation du tassement pour H = 0,77 m (hauteur de rouleaux de 0,7 m et surcharge en surface de 4 kPa) correspond à la phase de fluage de la mousse durant 80min, qui permet d'observer le champ de déplacement dans la totalité du massif. Lors de cette phase le tassement en surface de la mousse passe de 42 mm à 46 mm.



Figure 25 – Tassement de la mousse d120 en fonction de la hauteur

2.2 ETUDE PARAMETRIQUE SUR LES DIMENSIONS GEOMETRIQUES

Dans cette partie sont étudiées les influences conjointes du taux de recouvrement, de la hauteur de matelas et de l'espacement entre les inclusions.

2.2.1 Configurations étudiées

Des têtes d'inclusion de largeur 0,1 m sont utilisées. L'espacement entre les bords des inclusions est s' = 0,22 m, 0,35 m ou 0,55 m, ce qui permet d'obtenir des taux de recouvrement de 31,1 %, 22,2 % et 15,4 % (Tableau 1). Les essais sont effectués avec la mousse d120 pour simuler le sol compressible.

a (m)	<i>s</i> ' (m)	s = a + s'(m)	$\alpha = a/s$
0,1	0,22	0,32	31,1%
0,1	0,35	0,45	22,2%
0,1	0,55	0,65	15,4%

Tableau 7 - Configurations géométriques étudiées

2.2.2 Distribution des efforts en base du matelas, report de charge

2.2.2.1 Exploitation directe des mesures données par les capteurs

La Figure 26 présente les résultats obtenus par les capteurs d'effort. Les charges F_p , F_s , F_b et F_{fr} (définies sur la Figure 7) sont normalisées par le poids des rouleaux P sur une largeur s et une hauteur H. L'évolution de ces charges normalisées en fonction de la hauteur de matelas est présentée pour les trois valeurs de taux de recouvrement envisagées.

La charge normalisée appliquée sur les têtes d'inclusion (F_p/P) augmente avec *H* alors que la charge normalisée appliquée sur la mousse $(F_s/P \text{ et } F_b/P)$ diminue, ce qui indique une redistribution des efforts en base du matelas.

Le frottement latéral normalisé par *P* reste relativement constant au cours du chargement, mais plus α est grand, plus il est important : $F_{fr}/P \approx 10\%$ pour $\alpha = 15\%$, $F_{fr}/P \approx 15\%$ pour $\alpha = 22\%$ et $F_{fr}/P \approx 22\%$ pour $\alpha = 31\%$. Ce frottement F_{fr} est présenté en valeur absolue en fonction de *H* pour les trois valeurs de α sur la Figure 26d. L'évolution est effectivement quasi-linéaire et la valeur est plus grande pour α plus grand. Dans cette expérimentation bidimensionnelle, les inclusions sont considérées comme des murs infinis dans la troisième direction. La surface de contact entre la mousse et les inclusions est donc grande par rapport au cas réel tridimensionnel où les inclusions sont circulaires. La valeur du frottement par rapport au poids du matelas est donc d'autant plus grande que la surface de contact est grande.



Figure 26 – Répartition des efforts à la base du matelas

2.2.2.2 Indicateurs du report de charge

Les résultats donnés par les capteurs d'effort permettent de déterminer les indicateurs E (efficacité), C (capacité), SRR (taux de réduction de contrainte), SRR_m (SRR_m modifié) et n (taux de concentration de contrainte) du report de la charge vers les inclusions, définis dans la partie précédente.

La Figure 27 présente l'évolution de l'efficacité en fonction de la hauteur relative de matelas H/s' (Figure 27a) et en fonction de la hauteur de matelas (Figure 27b), pour les trois valeurs de α .

- Pour H = 0 m, on ne peut pas avoir d'effet voûte donc $E = \alpha$,
- l'efficacité augmente avec la hauteur de matelas et atteint un palier à partir d'une certaine hauteur, comprise entre 1,5 et 2 s',
- pour $\alpha = 15$ %, le palier n'est pas tout à fait atteint car la hauteur relative de matelas est insuffisante,
- à hauteur de matelas équivalente, plus le taux de recouvrement est grand, plus la proportion du poids total reprise par les inclusions est grande.



Figure 27 - Efficacité en fonction de la hauteur de matelas et du taux de recouvrement

La Figure 28 présente l'efficacité en fonction du taux de recouvrement α et de la hauteur de matelas. Sans inclusions ($\alpha = 0$), l'efficacité est nulle. Cette figure illustre le fait que l'efficacité augmente avec H pour H < 0,4 m environ. Au-delà, la valeur de l'efficacité n'est plus affectée par la hauteur, mais seulement par le taux de recouvrement (visualisation d'un palier).

La Figure 29 montre la valeur maximum de l'efficacité (atteinte au palier) en fonction du taux de recouvrement. Pour $\alpha = 0$: E = 0 et pour $\alpha = 1$: E = 1. La courbe $E = f(\alpha)$ est comparée à la droite d'équation $E = \alpha$, qui correspond à l'absence de report de charge (le poids du matelas repris par l'inclusion correspond au poids d'une colonne de sol de même section que l'inclusion). Cette figure montre qu'il existe une valeur de α optimale, d'une valeur de l'ordre de 15 – 25 %.



Figure 28 – Efficacité en fonction de la hauteur de matelas et du taux de recouvrement



Figure 29 – Efficacité maximum en fonction du taux de recouvrement

La Figure 30a présente l'évolution de la capacité en fonction de la hauteur relative et la Figure 30b, en fonction de la hauteur de matelas. Plus la capacité est grande, plus le report de charge est important. La capacité correspond également à la normalisation de l'efficacité par le taux de recouvrement : $C = E / \alpha$.

 Comme l'efficacité, la capacité augmente avec la hauteur de matelas pour atteindre un palier.

- Pour une même hauteur de matelas relative, plus le taux de recouvrement est faible, plus la capacité est grande.
- L'influence de α est moins marquée à hauteur de matelas constante.



Figure 30 - Capacité en fonction de la hauteur de matelas

La Figure 31a et la Figure 31b présentent respectivement l'évolution du *SRR* en fonction de la hauteur relative et de la hauteur de matelas.

- Sans report de charge, le *SRR* est égal à 1.
- Le *SRR* diminue lorsque la hauteur de matelas augmente : la mousse compressible est progressivement déchargée.
- Le *SRR* atteint une valeur palier d'approximativement 0,63 pour $\alpha = 22$ et 31 % : la contrainte moyenne qui s'exerce sur le sol compressible correspond à 63 % de la contrainte qui s'y exercerait en l'absence d'inclusions. L'atteinte d'une valeur palier traduit la formation d'une voûte complète dans le massif.
- Pour $\alpha = 15$ %, le palier n'est pas atteint, la hauteur de matelas mise en place est insuffisante.
- L'évolution de SRR en fonction de H/s' (Figure 31a) fait apparaître que le SRR est indépendant du taux de recouvrement. Ce résultat particulier est probablement dû aux configurations géométriques choisies, pour une compressibilité de matériau sousjacent donnée.
- Cependant, à hauteur de matelas constante, le *SRR* est plus faible pour un taux de recouvrement plus important.



Figure 31 - SRR en fonction de la hauteur de matelas

La Figure 32a et la Figure 32b présentent l'évolution de SRR_m en fonction de la hauteur relative et de la hauteur respectivement. Comme le SRR, le SRR_m diminue avec la hauteur de matelas : la base de la mousse est déchargée lorsque la hauteur de matelas augmente. A hauteur de remblai relative équivalente, plus le taux de recouvrement est grand, plus le SRR_m est petit, alors que le SRR est identique : en effet, le frottement le long des inclusions est plus grand pour α plus grand, ce qui entraîne une décharge à la base de la mousse plus importante. En deux dimensions, l'importance de ce coefficient SRR_m est à relativiser car la surface de contact entre la mousse et les inclusions est très grande par rapport à une configuration tridimensionnelle (en 2D, les inclusions représentent des murs) et donc le frottement le long des inclusions prend beaucoup d'importance dans la détermination de SRR_m .



Figure 32 – SRR *m* en fonction de la hauteur de matelas

La Figure 33 présente l'évolution du taux de réduction de contrainte *n* en fonction de la hauteur de matelas. A hauteur relative équivalente, plus α est petit, plus *n* est grand. La concentration des contraintes sur les têtes d'inclusion est plus importante pour un taux de recouvrement plus faible. *n* atteint 4,0 pour $\alpha = 15$ %. A hauteur de matelas constante, *n* est quasiment indépendant de α .



Figure 33 - Taux de concentration de contrainte en fonction de la hauteur de matelas

Le Tableau 8 présente une synthèse des valeurs maximales obtenues pour les indicateurs du report de charge, pour les trois configurations envisagées.

	Taux de recouvrement		
	15 %	22 %	31 %
Ε	0,42	0,50	0,57
С	2,8	2,2	1,8
SRR	0,68	0,64	0,63
SRR_m	0,58	0,44	0,31
п	4,0	3,5	2,9

Tableau 8 - Valeurs ultimes des indicateurs de report de charge

2.2.3 Tassements dans le massif

2.2.3.1 Tassements en base du matelas lors du chargement

Lors du chargement par couches de rouleaux successives, seul le tassement en base du matelas est accessible dès le début de l'expérimentation. Nous étudions sa répartition ainsi que sa valeur par rapport au cas sans renforcement par inclusions.

La Figure 34a présente la répartition du tassement en base du matelas pour H = 0.44 m.

- Le tassement maximum est logiquement atteint à mi-portée entre les deux inclusions (position 0) et le tassement est nul au niveau des inclusions.
- Plus le taux de recouvrement est grand, plus le tassement est faible.

Sans inclusions, le tassement de la mousse pour cette hauteur de matelas de 0,44 m est de 20,7 mm. Nous pouvons alors déterminer la réduction du tassement par rapport au cas sans inclusions (Figure 34b).

- Le tassement étant nul au-dessus des inclusions, la réduction y est de 100 %.
- Le tassement maximum étant atteint entre les deux inclusions, la réduction de tassement y est la plus faible. Pour H = 0,44 m, elle est de 29 % pour $\alpha = 15$ %, 60 % pour $\alpha = 22$ % et 74 % pour $\alpha = 31$ %. Ces valeurs sont reportées sur le graphe de la Figure 34c.



a - Répartition du tassement entre les inclusions







Figure 34 - Tassement de la base du matelas pour H = 0,44 m

Le tassement maximum de la base du matelas est reporté en fonction de la hauteur de matelas sur la Figure 35a, pour les trois valeurs de α , et pour le cas sans inclusions. La Figure 35b présente ce même tassement en terme de réduction par rapport au cas sans inclusions et la Figure 35c présente le même résultat en fonction de *H*/s'.

- Pour une même hauteur de matelas *H*, nous retrouvons le résultat que plus α est grand, plus la réduction de tassement est importante.
- Pour une même hauteur relative *H/s*', la réduction de tassement dépend peu du taux de recouvrement. Ce résultat est à rapprocher du *SRR* qui est indépendant de α pour une hauteur relative donnée (Figure 31a).
- La réduction de tassement atteint un palier à partir d'une hauteur de matelas d'environ 0,6 m.

La réduction du tassement maximum est présentée en fonction de α et de *H* sur la Figure 35d. $\alpha = 0$ % correspond au cas non renforcé et donc la réduction de tassement est nulle. Pour $\alpha < 20$ %, la réduction de tassement augmente principalement avec α , et pour $\alpha > 20$ %, la réduction augmente principalement avec la hauteur de matelas.



Figure 35 – Tassement maximum en base du matelas

2.2.3.2 Tassement en surface du matelas lors du chargement

A chaque étape du chargement, nous pouvons déterminer le tassement en surface du matelas dû à la mise en place de la couche suivante, comme illustré par la Figure 36a.

La Figure 36 présente ces résultats en fonction de la hauteur de matelas actuelle. La Figure 36b présente le tassement à l'aplomb des inclusions et entre les deux inclusions en fonction de la hauteur de matelas, pour la configuration $\alpha = 22$ %. Ces deux valeurs correspondent respectivement au tassement minimum et maximum. Cette figure montre que le tassement en surface à l'aplomb de l'inclusion augmente avec *H* alors que le tassement en surface au milieu diminue, pour atteindre une même valeur pour H = 0.6 m. Ainsi, le tassement différentiel en surface diminue avec la hauteur de matelas. Ceci traduit l'influence de la hauteur de matelas sur la formation des voûtes et l'homogénéisation des tassements en surface.

La Figure 36c présente le tassement différentiel en surface, c'est-à-dire la différence entre le tassement minimum obtenu à l'aplomb des inclusions et le tassement maximum obtenu entre les deux inclusions, en fonction de la hauteur de matelas, pour les trois valeurs de taux de recouvrement.

- Le tassement différentiel diminue lorsque *H* augmente et devient négligeable.
- Plus le taux de recouvrement est grand, plus le tassement différentiel est faible.
- Plus le taux de recouvrement est grand, plus la hauteur de matelas à partir de laquelle le tassement différentiel en surface devient négligeable, est petite. Pour $\alpha = 31$ %, le tassement différentiel est négligeable à partir de H = 0.3 m, pour $\alpha = 22$ %, il est

négligeable à partir de H = 0.5 m et pour $\alpha = 15$ %, on observe encore du tassement différentiel en surface pour H = 0.6m.

En terme de hauteur de matelas relative, la Figure 36d montre que la hauteur relative à partir de laquelle on n'observe plus de tassement différentiel en surface est quasiment identique quelque soit le taux de recouvrement. Elle est de H/s' = 1,4 environ.

La Figure 36e présente le tassement maximum en surface (au milieu) en fonction de H pour les trois taux de recouvrement. En toute logique, plus le taux de recouvrement est grand, plus les tassements absolus en surface sont réduits. Ce résultat se retrouve également pour une évolution en fonction de H/s'.

Sans renforcement par inclusions et pour une compressibilité de sol sous-jacent homogène, le tassement en surface est homogène mais important. Le renforcement par inclusions permet de réduire le tassement absolu en surface mais peut engendrer des tassements différentiels. La hauteur de matelas doit donc être suffisante afin d'obtenir un tassement homogène en surface.



Figure 36 - Tassements en surface lors de la mise en place de la couche suivante

2.2.3.3 Champs de déplacement lors de la phase de fluage de la mousse

La phase de fluage de la mousse durant 80 min permet l'observation des champs de déplacement et de déformation dans l'ensemble du massif. En revanche, aucune modification significative des indicateurs de report de charge n'a été observée durant cette phase.

Influence de *H* ou *H/s* ' (valeur de α constante)

La Figure 37 et la Figure 39 permettent d'analyser l'influence de la hauteur du matelas sur la formation des voûtes, pour un même taux de recouvrement de 22 %. Les deux essais comparés ont une hauteur de rouleaux égale à respectivement 0,44 m (Figure 37a) et 0,70 m (Figure 37b), soit des hauteurs relatives de 1,3 s' et 2,0 s'.

La Figure 37 présente les déplacements verticaux dans le massif de sol entre les deux inclusions, sur la largeur s. Cette figure montre qu'il se forme une voûte entre les deux inclusions pour H = 2,0 s'. Les tassements en surface sont alors uniformes, alors que pour H = 1,3 s', les plans de cisaillement se prolongent jusqu'à la surface et les tassements en surface ne sont pas uniformes.



Figure 37 – Tassements dans le massif de rouleaux lors du fluage de la mousse pour $\alpha = 22$ %

La Figure 39 présente les déplacements verticaux en fonction de la distance à la base du matelas, au dessus de l'inclusion et entre les deux inclusions, comme illustré par la Figure 38. On retrouve les tassements différentiels en surface pour H = 1,3 s', alors que pour H = 2,0 s', les tassements deviennent uniformes à partir de 0,2 m (soit 0,6 s') au dessus de la base du massif de rouleaux, distance inférieure à 1,3 s'. La répartition des tassements dépend donc fortement soit :

- de la présence de sol au-dessus de la voûte (au-dessus de 0,6 s')
- du tassement de la mousse existant avant la phase de fluage, qui est plus important pour une hauteur de matelas plus importante : pour H = 0,7 m le tassement initial de la mousse est peut-être suffisant pour mobiliser les voûtes, mais pas le tassement pour H = 0,44 m.
• de l'histoire des déplacements existants dans le massif de rouleaux avant la phase de fluage et notamment de la mobilisation préalable du cisaillement.



Figure 38 – Schéma de principe. Tassement au dessus de l'inclusion et au milieu



Figure 39 – Tassement durant le fluage de la mousse à l'aplomb de l'inclusion et entre les deux inclusions, pour $\alpha = 22 \%$

Influence de α (valeur de *H*/s ' constante)

Afin d'étudier l'influence du taux de recouvrement α pour des valeurs identiques de la hauteur de matelas relative *H/s*', les tassements en surface obtenus pendant la phase de fluage pour les trois essais donnés dans le Tableau 9 sont confrontés. Afin de conserver une valeur de *H/s*' constante, les essais sont réalisés pour des hauteur de matelas différentes.

La Figure 40 présente les tassements observés en surface en terme de tassements différentiels et tassements maximum, en fonction du taux de recouvrement α . Cette figure montre que les tassements absolus sont réduits lorsque le taux de recouvrement augmente, ce qui s'explique en partie par un poids du matelas plus faible car *H* est plus faible. Cependant les tassements différentiels sont également réduits.



Figure 40 – Tassement en surface lors du fluage de la mousse en fonction de α pour H/s'=1,3

2.2.4 Conclusion sur l'influence des paramètres géométriques

Les résultats des nombreux essais exploités dans cette partie ont montré l'influence des paramètres géométriques taux de recouvrement α , hauteur de matelas *H* et hauteur relative *H*/*s* ' sur la magnitude du report de charge et sur les tassements dans le massif.

Au cours du chargement par couches de matelas successives, la proportion de la charge reprise par les inclusions augmente alors que celle reprise par la mousse compressible diminue. Cette redistribution des efforts en base du matelas est due à la formation d'une voûte dans le sol granulaire du matelas. A partir d'une hauteur de matelas d'environ deux fois l'espacement entre les deux inclusions, les indicateurs de report de charge atteignent une valeur constante, ce qui traduit la formation d'une voûte « complète ». Pour une même hauteur (ou hauteur relative) de matelas, lorsque l'on augmente le taux de recouvrement, la proportion du poids total du matelas qui est reprise par les inclusions augmente, alors que la concentration de la contrainte sur les têtes d'inclusions diminue.

Au cours du chargement, les tassements en base du matelas sont réduits par rapport à ceux mesurés sans inclusions. Plus le taux de recouvrement est grand, plus la réduction du tassement est grande. Nous avons mis en évidence l'influence conjointe de ces deux paramètres sur les réductions de tassement.

Au cours du chargement, les tassements différentiels en surface dus à la mise en place de la couche suivante diminuent, et à partir d'une hauteur suffisamment grande, on n'observe plus de tassements différentiels en surface. Plus le taux de recouvrement est grand, plus cette hauteur est faible, et les tassements absolus réduits. En revanche, la hauteur relative à partir de laquelle les tassements différentiels en surface sont négligeables est quasiment identique quelque soit le taux de recouvrement, elle est d'environ 1,4 s'.

La phase de fluage de la mousse permet l'observation du champ de déplacement dans l'ensemble du massif. Cette phase est étudiée pour différentes hauteurs de matelas et différents taux de recouvrement. L'influence de ces paramètres sur l'homogénéisation et la réduction des tassements en surface est ainsi mise en évidence.

2.3 INFLUENCE DE LA GRANULARITE DU SOL ANALOGIQUE

Cette partie vise à analyser l'influence de la taille relative des rouleaux constituant le sol analogique de Schneebeli (qui reste constante) par rapport aux dimensions du système (qui peuvent varier).

2.3.1 Configurations envisagées

Les trois valeurs de taux de recouvrement obtenues par une largeur de tête d'inclusion de 0,1 m peuvent également être obtenues avec des têtes d'inclusion de largeur a = 0,06 m et/ou a = 0,15 m, en modifiant la distance entre les inclusions. La taille des rouleaux reste identique, mais la taille du modèle change, ainsi l'effet de la taille relative des rouleaux par rapport à une dimension caractéristique du système peut être analysé. Nous étudions ainsi l'influence de la granularité du sol composant le matelas de transfert de charge, pour différentes valeurs du taux de recouvrement α . Pour obtenir une configuration équivalente à des tailles différentes, la hauteur relative maximum H/s' doit être égale. La mise en place du matelas jusqu'à des hauteurs de 0,28 m, 0,44 m ou 0,70 m permet d'obtenir des hauteurs relatives comparables.

Le Tableau 10 présente les différents essais réalisés pour cette étude. L'essai de référence est celui avec a = 0,1 m (facteur de taille = 1). Le facteur de taille est augmenté ou diminué selon que la taille du système augmente ou diminue.

Facteur de taille	a (m)	<i>s</i> ' (m)	<i>s</i> (m)	$\alpha = a/s$	H_{max}	H_{max}/s '
1,5	0,15	0,35	0,50	30%	0,70	2,0
1	0,10	0,22	0,32	31%	0,44	2,0

Facteur de taille	a (m)	<i>s</i> '(m)	<i>s</i> (m)	$\alpha = a/s$	H _{max}	H_{max}/s '
1,5	0,15	0,55	0,70	21%	0,70	1,3
1	0,10	0,35	0,45	22%	0,44	1,3
0,6	0,06	0,22	0,28	21%	0,28	1,3

a – Taux de recouvrement $\alpha = 30$ %

b – Taux de recouvrement $\alpha = 22$ %

Facteur de taille	a (m)	<i>s</i> '(m)	<i>s</i> (m)	$\alpha = a/s$	H_{max}	H _{max} /s
1	0,10	0,55	0,65	15%	0,70	1,3
0,6	0,06	0,35	0,41	15%	0,44	1,3

 $c - Taux de recouvrement \alpha = 15 \%$

Tableau 10 – Configurations permettant d'obtenir le même taux de recouvrement et la même hauteur de matelas relative

2.3.2 Influence de la granularité sur le report de charge

La Figure 41 présente l'évolution de l'efficacité en fonction de la hauteur de matelas relative H/s', pour le cas $\alpha = 22\%$, pour lequel trois facteurs de taille sont étudiés. Il n'y a pas de différence significative entre les configurations de tailles différentes, donc pas d'influence notable de la granularité sur le report de charge vers les têtes d'inclusion. Ce résultat se retrouve pour les autres valeurs de taux de recouvrement (Jenck, 2005).



Figure 41 – Efficacité en fonction de la hauteur relative H/s' pour $\alpha = 22$ %

2.3.3 Influence de la granularité sur les tassements dans le matelas

2.3.3.1 Tassements en base du matelas

Le Tableau 11 synthétise les résultats obtenus en terme de réduction du tassement maximum en base du matelas par rapport au cas non renforcé, pour la valeur maximum de *H/s'*. Pour chaque valeur de taux de recouvrement, la plus faible réduction de tassement est obtenue pour la plus grande taille de tête d'inclusion, c'est-à-dire pour une taille des rouleaux plus petite par rapport à la taille du modèle. Cependant, pour $\alpha = 22$ %, la réduction de tassement est plus faible pour a = 0,06 m que pour a = 0,15 m, mais elle reste minimum pour a = 0,15 m.

	a = 0,06 m	a = 0,1 m	a = 0,15 m
$\alpha = 30 \%$	/	76%	62%
$\alpha = 22 \%$	49%	59%	24%
$\alpha = 15 \%$	56%	33%	/

Tableau 11 – Réduction de tassement par rapport au cas sans inclusions

La Figure 42 reprend les données du Tableau 11. Ce graphe montre que la tendance générale est à la diminution de la réduction du tassement par rapport au cas non renforcé lorsque les dimensions du modèle augmentent. Pour a = 0,06 m, la réduction de tassement est plus grande pour $\alpha = 15$ % que pour $\alpha = 22$ % car ce premier cas correspond à une hauteur relative de matelas plus importante (H/s' = 2,0 contre 1,3 pour $\alpha = 22$ %).

Il faut toutefois noter que le comportement de la mousse d120 n'est pas linéaire : elle présente une rigidité plus grande pour les faibles déformations. La rigidité diminue ensuite à partir d'une déformation correspondant à un tassement de la mousse de 10 mm. Ainsi, les configurations de taille réduite vont entraîner une sollicitation de la mousse dans son domaine plus rigide, et donc les déformations sont plus faibles. A cause de la non-linéarité du comportement de la mousse, deux configurations dites « identiques » du point de vue géométrique ne le sont donc pas exactement du point de vue matériel. Cependant, seules les configurations avec une tête d'inclusion de 0,15 m entraînent un tassement de la mousse a un comportement linéaire.



Figure 42 – Réduction de tassement par rapport au cas sans inclusion pour H/s' max

2.3.3.2 Tassements en surface lors de la phase de fluage de la mousse

La Figure 43 présente les tassements en surface du matelas, normalisés par le facteur de taille, mesurés lors de la phase de fluage de la mousse, pour $\alpha = 22$ %.

Rappelons que la phase de fluage a lieu pour des hauteurs de matelas différentes pour des facteurs d'échelle différents. L'état initial de contrainte et de déformation de la mousse au début de la phase de fluage n'est donc pas équivalent d'un cas à l'autre, et cela peut conditionner l'intensité du tassement mesuré lors de cette phase de fluage : le comportement au fluage de la mousse dépend probablement de son état de contrainte.

Cette figure montre que les tassements différentiels et maximums normalisés augmentent avec la valeur du facteur de taille, soit une augmentation des tassements lorsque la taille des rouleaux par rapport aux dimensions géométriques du système diminue.

Pour les autres valeurs de taux de recouvrement également, on montre que plus le facteur de taille est grand, plus les tassements différentiels en surface sont importants (Jenck *et al.*, 2005b).



Figure 43 – Tassements en surface lors du fluage de la mousse pour $\alpha = 22$ %

2.3.4 Conclusions sur l'influence de la granularité

Des configurations identiques mais à des tailles différentes ont permis d'étudier l'influence de la taille relative des rouleaux constituant le matelas par rapport aux dimensions géométriques du modèle. Nous étudions ainsi l'influence de la granularité du matelas sur les mécanismes de report de charge et les réductions de tassement. Cependant, le matériau mousse reste le même, et nous avons vu que son comportement n'était pas linéaire.

Nous avons montré que plus les rouleaux sont grands par rapport à la taille des inclusions, plus les tassements sont réduits. Il n'a néanmoins pas été relevé d'influence notable de la granularité sur le report de charge vers les inclusions. Ces résultats peuvent être liés à l'épaisseur de la zone de dilatance qui dépend de la taille des rouleaux : la taille relative de la zone de dilatance est plus importante pour des rouleaux plus gros par rapport à la dimension du système. Cela justifie l'utilisation de matériaux grossiers pour l'édification du matelas de transfert de charge.

2.4 INFLUENCE DE LA COMPRESSIBILITE DE LA MOUSSE

Afin d'étudier l'influence de la compressibilité du sol sous-jacent sur le report de charge et la réduction des tassements dans le matelas, des essais identiques en terme de configuration géométrique sont effectués en utilisant les deux matériaux « mousse » différents, présentant des compressibilités différentes.

La mousse plus compressible, d80, est utilisée et les résultats des essais sont comparés à ceux effectués avec la mousse plus rigide, d120, mise en œuvre pour les configurations exploitées dans les parties précédentes de ce rapport.

2.4.1 Tassements de la mousse sans renforcement par inclusions

La Figure 32 présente le tassement de la mousse en fonction de la hauteur de matelas pour les deux matériaux mousse étudiés. Les deux mousses ont un comportement très différent : le tassement initial de la mousse d80 est très important, puis tend à se stabiliser, alors que le tassement en début de chargement de la mousse d120 est assez faible, puis augmente plus rapidement à partir d'une hauteur de matelas de 0,4 m. Pour une hauteur de matelas de 0,7 m, le tassement de la mousse d120 est de 38 mm et celui de la mousse d80 est de 65 mm, soit une augmentation de 70 %.



Figure 44 – Tassement de la mousse en fonction de H

2.4.2 Essais avec un taux de recouvrement des inclusions $\alpha = 15$ %

Nous comparons les résultats des essais avec une tête d'inclusion a = 0,1 m, un espacement s' = 0,55 m ($\alpha = 15$ %), pour les deux matériaux mousse d80 et d120.

2.4.2.1 Report de charge

La Figure 45 montre que la compressibilité de la mousse n'a quasiment pas d'incidence sur le report de charge sur les têtes d'inclusions. Pour les deux essais on atteint une valeur de l'efficacité de 0,43 pour H = 0,7 m + surcharges. La mobilisation semble cependant plus rapide pour la mousse la plus compressible, qui permet une mobilisation plus rapide de l'effet de voûte.



Figure 45 – Efficacité pour α = 15 % et deux mousses de compressibilités différentes

2.4.2.2 Tassements de la base du remblai

La Figure 46a présente le tassement maximum observé en base du matelas, atteint à miportée entre les deux inclusions, et la Figure 46b présente la réduction de ce tassement par rapport au cas non renforcé, en fonction de la hauteur de matelas. Le tassement obtenu avec la mousse plus compressible (mousse d80) est plus grand qu'avec la mousse d120. En revanche, la réduction de tassement par rapport au cas non renforcé est initialement plus grande avec la mousse d80. Au-delà d'une hauteur de 0,3 m, c'est l'inverse. La mousse d80 présente effectivement une augmentation de tassement plus faible à partir d'une hauteur de 0,3 m. Ce phénomène est lié aux comportements des mousses d80 et d120 qui sont très différents l'un de l'autre.



Figure 46 – Tassement en base du matelas

2.4.2.3 Tassement en surface lors de la mise en place de la couche suivante

La Figure 47 présente les tassements en surface du matelas dus à la mise en place de la couche suivante, en fonction de la hauteur de matelas. Pour la mousse plus compressible, les tassements différentiels et maximums en surface pour une faible hauteur de matelas sont importants (près de 18 mm dus à la mise en place de la deuxième couche de 0,1 m, et 3 mm pour la mousse d120, plus rigide). Ce tassement différentiel tend à se réduire avec l'augmentation de la hauteur de matelas, et le tassement en surface est quasiment identique pour les deux mousses à partir d'une hauteur de matelas d'environ 0,4 m.



Figure 47 – Tassements en surface dus à la mise en place de la couche suivante

2.4.3 Conclusions sur l'influence de la compressibilité de la mousse

Pour la configuration étudiée, la compressibilité de la mousse simulant le sol compressible n'a pas d'influence sur le report de charge vers les inclusions. En revanche, une mousse plus compressible entraîne des tassements différentiels en surface plus importants pour une faible hauteur de matelas. Au-delà d'une certaine hauteur, ces tassements sont approximativement identiques quelque soit la compressibilité de la mousse, ce qui traduit la formation d'une voûte.

Il aurait également été intéressant d'étudier l'influence de la hauteur des blocs de mousse h_M , qui, dans cette modélisation, reste constante et égale à 0,15 m.

2.5 APPORT D'UN RENFORCEMENT PAR NAPPE GEOSYNTHETIQUE HORIZONTALE

Des expérimentations sont effectuées avec une nappe de renforcement géosynthétique horizontale disposée en base du matelas.

L'apport du renforcement par nappe est mis en évidence en comparant les résultats de ces essais avec ceux obtenus sans renforcement. L'influence de la raideur du géosynthétique sur le report de charge et la réduction de tassement est analysée en comparant les résultats obtenus avec les différents géosynthétiques. L'influence de la compressibilité de la mousse sur l'apport du renforcement est explorée en utilisant un même renforcement, mais avec deux mousses de compressibilité différente.

2.5.1 Expérimentations réalisées

Les essais avec une largeur de tête d'inclusion a = 0,1 m et un espacement s' = 0,55 m sont effectués avec les deux compressibilités de mousse (d80 et d120) et différentes raideurs de géosynthétique (RP75, RP200, 3 bandes de RP200, 4 bandes de Typar). Une couche de rouleaux de 0,02 m de hauteur est mise en place sur le système mousse - inclusion, la nappe de géosynthétique est ensuite mise en place horizontalement sur cette couche et fixée dans les mors, avec une tension initiale voisine de zéro. En pratique, nous ne connaissons pas la tension initiale qui peut exister dans la nappe. La mise en place du matelas s'effectue ensuite par couche de 0,1 m.

2.5.2 Apport du renforcement horizontal sur l'efficacité

La Figure 48 présente l'évolution de l'efficacité en fonction de la hauteur de matelas, pour le cas sans renforcement et pour les différentes nappes de renforcement utilisées. La Figure 48a présente les résultats obtenus avec la mousse plus rigide (d120) et la Figure 48b avec la mousse plus compressible (d80). Le Tableau 12 reprend les valeurs maximales d'efficacité atteinte pour H = 0.7 m + surcharge et donne l'augmentation de ces valeurs par rapport au cas sans géosynthétique. Les deux graphiques permettent donc de mettre en évidence :

- l'apport d'une nappe géosynthétique par rapport au cas non renforcé,
- l'influence de la raideur de la nappe sur le report de charge,
- l'influence de la compressibilité de la mousse sur l'apport de la nappe géosynthétique.

La nappe géosynthétique permet d'augmenter l'efficacité à partir d'une hauteur de 0,4 m dans le cas de la modélisation avec la mousse moins compressible et dès le début du chargement lors de la modélisation avec la mousse plus compressible.

Pour les expérimentations avec la mousse d120, l'efficacité est quasiment identique quelque soit le géosynthétique utilisé et est au final augmentée de 25 % par rapport au cas non renforcé.

Les essais effectués avec la mousse plus compressible montrent que l'efficacité augmente avec la raideur du géosynthétique. L'augmentation de l'efficacité finale (pour H = 0.7 m + surcharge) par rapport au cas non renforcé est de 48 % pour un renforcement avec 4 bandes de Typar et est de 83 % pour un renforcement avec 3 bandes de RP200.

Le renforcement par 3 bandes RP200 donne une augmentation de l'efficacité par rapport au cas sans géosynthétique de 21 % lors de l'expérimentation avec la mousse d120 et de 83 % avec la mousse d80. La valeur finale de l'efficacité est 53 % plus grande avec la mousse d80 qu'avec la mousse d120 (E = 0,78 contre E = 0,53).

De même, chaque ligne du Tableau 12 permet de mettre en évidence l'influence de la compressibilité de la mousse sur l'efficacité. Nous observons donc une influence de la

compressibilité de la mousse sur l'apport d'une nappe géosynthétique : le géosynthétique est beaucoup plus efficace si la mousse est plus compressible. En effet, c'est le tassement différentiel entre la mousse compressible et les inclusions rigides qui entraîne la mise en tension de la nappe, et donc un report supplémentaire de la charge vers les inclusions par effet membrane. La limitation de ce tassement différentiel dû à la rigidité de la mousse entraîne une limitation de la déflexion du géosynthétique et donc de l'effet membrane.



Figure 48 – Efficacité pour α = 15 % et les différentes compressibilités de mousse

	Mousse d120		Mous	se d80
	Ε	augmentation	Ε	augmentation
Sans géo.	0,42	0%	0,43	0%
4 Typar	/	/	0,63	48%
RP 75	0,53	25%	0,72	69%
RP200	0,53	25%	0,72	69%
3RP200	0,51	21%	0,78	83%

Tableau 12 – Efficacité pour H = 0,7 m + surcharge et augmentation par rapport au cas sans renforcement par nappe, pour les différentes nappes.

2.5.3 Tassements en base du matelas

La Figure 49 présente le tassement maximum obtenu en base du matelas, à mi-portée entre les inclusions, pour les différents géosynthétiques et pour les deux mousses de compressibilité différente (Figure 49a et Figure 49b), en fonction de la hauteur de matelas.

Lors de l'utilisation de la mousse plus rigide (d120), la raideur de la nappe n'a pas d'influence sur les tassements en base du matelas, qui sont légèrement plus faibles que ceux obtenus sans renforcement par géosynthétique (Figure 49a). Avec la mousse plus compressible, plus la raideur du géosynthétique est grande, plus les tassements sont réduits par rapport au cas sans géosynthétique. De plus, la réduction de tassement est observable quasiment dès le début du chargement pour d80, alors qu'elle n'est visible qu'à partir de H = 0.4 m environ pour d120.



Figure 49 – Tassement maximum en base du matelas

Le Tableau 13 indique les résultats du tassement maximum en base du matelas pour H = 0.7 m + surcharge, ainsi que la réduction de ce tassement par rapport au cas non renforcé par géosynthétique.

- En comparant les résultats obtenus pour d120 et d80, on observe que plus la mousse est compressible, plus la réduction du tassement par rapport au cas sans géosynthétique est importante, à condition que le géosynthétique soit suffisamment raide (résultat observé pour RP200 et 3RP200).
- Pour la mousse plus rigide d120, la raideur du géosynthétique n'a pas d'influence sur la réduction de tassement qui atteint environ 35 % dans tous les cas de renforcement.
- Pour la mousse plus compressible d80, plus la raideur du géosynthétique est grande, plus les tassements sont réduits. La réduction de tassement atteint 55 % pour le renforcement 3RP200.
- En comparant les valeurs de t_{max}, on constate que plus la raideur du géosynthétique augmente, plus la différence de tassement entre les expérimentations avec la mousse d120 et avec la mousse d80 se réduit. Cependant les tassements restent toujours supérieurs dans le cas de la mise en œuvre de la mousse la plus compressible.

	d1	20	d80		
	t _{max} (mm)	Réduction	t _{max} (mm)	Réduction	
Sans géo.	29	0%	59	0%	
4 Typar	/	/	54	10%	
RP75	19	34%	40	32%	
RP200	19	34%	31	47%	
3RP200	18	38%	26	56%	

Tableau 13 – Tassement maximum de la mousse pour H = 0.7m + surcharges et réduction par rapport au
cas sans géosynthétique

2.5.4 Tassements en surface du matelas lors du chargement

La Figure 50 présente les tassements en surface dus à la mise en place de la couche suivante, pour le cas sans géosynthétique et pour les différentes nappes géosynthétiques, et la mousse plus compressible (d80). La Figure 50a présente l'évolution du tassement différentiel en

surface et la Figure 50b présente le tassement maximum en surface. Ces figures montrent que sans renforcement par nappe géosynthétique, les tassements absolus et différentiels en surface sont les plus importants. Plus le renforcement géosynthétique est raide, plus les tassements en surface sont réduits. De plus, les tassements différentiels en surface deviennent négligeables à partir d'une hauteur de matelas plus faible.



Figure 50 – Tassements en surface dus à la mise en place de la couche suivante.

2.5.5 Déflexion du géosynthétique

La Figure 51 présente la déformée de la nappe géosynthétique RP200 pour les expérimentations avec la mousse d80 et la mousse d120. Cette figure montre d'abord que la déflexion du géosynthétique est plus grande lors de la modélisation avec une mousse plus compressible. De plus, pour les expérimentations effectuées avec la mousse d80, plus compressible, la déformée de la nappe est de forme parabolique, alors que la déformée est de forme plus aplatie avec la mousse d120, plus rigide. En effet, pour ce dernier cas, la rigidité de la mousse empêche la déflexion du géosynthétique.



Pour les expérimentations effectuées avec la mousse d80, plus compressible, la déformée de la nappe est de forme parabolique. La déformation axiale est alors déterminée par (Nancey, 1998) :

$$\varepsilon = \frac{8}{3} \left(\frac{t}{s-a} \right)^2$$
 Équation 8

Pour H = 0.7 m + surcharges, la déformation axiale est de 0,6 % pour 3RP200, 1,2 % pour RP200 et RP75 et 2,5 % pour 4 bandes de Typar (Figure 52).

2.5.6 Tension dans la nappe

Nous disposons de deux méthodes pour déterminer la tension dans la nappe, l'hypothèse commune étant que la déformée du géosynthétique est parabolique (calcul de la déformation).

1) A partir de la déformation de la nappe et de sa raideur, on détermine la tension :

$$T=J\cdot\varepsilon$$

Équation 9

2) La tension est aussi fonction de la charge verticale supportée par le géotextile (p), en supposant une déformée parabolique, on a :

$$T = \frac{p \cdot L}{2} \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{6 \cdot \varepsilon}}$$
 Équation 10

Expérimentalement, nous avons déterminé la force p.L s'exerçant sur la mousse centrale de largeur 0,55 m grâce à l'instrumentation en capteurs de force. Nous pouvons utiliser :

- les résultats de l'expérimentation avec la nappe, la charge s'exerçant sur la nappe est alors en réalité supérieure à la charge s'exerçant sur la mousse, car une partie est transférée aux inclusions par effet membrane (« T=f(P;eps) avec nappe » sur la Figure 53),
- les résultats de l'expérimentation sans nappe de renforcement, et en supposant que l'effet voûte et l'effet membrane sont dissociés, nous considérons que la charge s'exerçant sur la mousse en l'absence de nappe est la charge qui s'exerce sur la nappe (« T=f(P;eps) avec nappe » sur la Figure 53)

Le calcul de T suivant ces différentes méthodes a été effectué pour différentes hauteurs de matelas et les résultats sont confrontés sur la Figure 53. La tension calculée à partir de la charge s'exerçant sur la mousse en l'absence de nappe est supérieure à celle calculée à partir de la charge s'exerçant sur la mousse en présence de la nappe, car la charge est supérieure dans le premier cas. Nous retrouvons la même valeur de tension par les deux méthodes et en considérant la charge sur la mousse en présence de la nappe pour une hauteur de 0,4 m, soit T = 1 kN. Les divergences observées entre ces méthodes sont probablement dues aux nombreuses hypothèses que nous avons dû adopter (répartition des charges, réaction du sol compressible, déformée de la nappe, raideur de la nappe).



Figure 53 – Calcul de la tension dans le géosynthétique (mousse d80, RP200)

2.5.7 Conclusion sur l'apport d'un géosynthétique

Le dispositif de fixation conçu pour le modèle réduit permet d'étudier le cas du renforcement du système par une nappe géosynthétique incorporée à la base du matelas granulaire. Différents géosynthétiques ont été testés en combinaison avec deux mousses de rigidité différente. Les résultats sont comparés aux résultats des expérimentations menées sans renforcement géosynthétique afin de mettre en évidence l'apport de celui-ci.

L'influence de la compressibilité de la mousse sur l'apport d'une nappe géosynthétique a été mise en évidence : un sol trop rigide empêche la déflexion de la nappe, donc sa mise en tension et par conséquent l'augmentation du report de charge est limitée. L'influence de la raideur sur le report de charge et la limitation des tassements a également été mise en évidence, mais elle dépend de la compressibilité de la mousse. Nous avons donc noté une forte interaction entre les deux paramètres raideur du géosynthétique et compressibilité de la mousse sur les mécanismes de report de charge.

2.6 CONCLUSIONS SUR LES ETUDES PARAMETRIQUES EFFECTUEES

Les expérimentations menées sur le modèle réduit ont permis de mettre en évidence l'influence de divers paramètres sur le report de la charge vers les inclusions et la réduction des tassements dans le matelas. Les études paramétriques présentées dans ce rapport ont ainsi mis en évidence :

- l'influence du taux de recouvrement, de la hauteur de matelas, et de l'espacement entre les inclusions,
- l'influence de la granularité du sol du matelas,
- l'influence de la compressibilité de la mousse simulant le sol compressible,
- l'apport d'une nappe géosynthétique.
- (1) Au cours de la mise en place du matelas granulaire, la proportion de la charge totale reprise par les inclusions augmente alors que la proportion reprise par la mousse compressible diminue. Cette redistribution des efforts est due à la formation d'une voûte. Dans le même temps, les tassements différentiels en surface diminuent. A partir d'une hauteur de matelas d'environ deux fois l'espacement entre les inclusions, les indicateurs du report de charge atteignent une valeur constante et on n'observe plus de tassement différentiel en surface. Plus le taux de recouvrement est grand, plus la proportion du

poids total du matelas qui est transférée vers les inclusions est importante. Le transfert de la charge vers les inclusions et la réduction des tassements dans le matelas dépendent donc conjointement de la hauteur de matelas et du taux de recouvrement.

- (2) L'influence de la granularité du matelas est analysée en effectuant des configurations identiques mais à des tailles différentes. La taille relative des rouleaux par rapport aux dimensions du système n'a pas d'influence sur le report de charge, mais plus les rouleaux sont grands, plus les tassements sont réduits. Cela met en évidence l'intérêt d'édifier un matelas de transfert de charge en sol grossier, présentant des éléments de grande taille.
- (3) L'influence de la compressibilité du sol sous-jacent a été étudiée en le modélisant successivement par deux matériaux différents. Dans la gamme de compressibilité étudiée, il n'a pas été noté d'incidence sur le report de charge vers les inclusions. En revanche, pour une faible hauteur de matelas, un matériau plus compressible entraîne des tassements différentiels en surface plus importants. Pour une hauteur de matelas plus importante, les tassements en surface sont ensuite identiques.
- (4) L'apport d'un renforcement par nappe disposé à la base du matelas sur l'augmentation du report de charge et sur la réduction des tassements est mis en évidence. Différents matériaux présentant des raideurs différentes ont été testés en combinaison avec des compressibilités de mousse différentes. Ainsi, l'influence de la compressibilité de la mousse sur l'apport d'un géosynthétique est mise en évidence : un sol rigide empêche la déflexion de la nappe et donc sa mise en tension. Ceci limite la contribution de la nappe à l'augmentation du report de charge. Dans le cas de l'utilisation d'une mousse suffisamment compressible, plus la raideur de la nappe est grande, plus les tassements sont réduits et le report de charge augmenté.

Le Tableau 14 synthétise l'influence des divers paramètres sur le report de charge et les tassements dans le massif.

	Influence du J	paramètre sur
	le report de charge	les tassements dans le massif
Taux de recouvrement α	Plus α est grand, plus <i>E</i> augmente et <i>C</i> diminue Influence conjointe avec <i>H</i> et <i>H/s</i> '	Réduction de tassement augmente avec α
Hauteur de matelas <i>H</i>	<i>E</i> augmente avec <i>H</i> pour atteindre un palier	Les tassements différentiels en surface diminuent lorsque <i>H</i> augmente
Hauteur relative de matelas <i>H/s</i> '	E augmente avec H/s' pour atteindre un palier pour $H = 2 s'$	Plus de tassement différentiel en surface pour $H = 2 s'$
Compressibilité de la mousse M	Sans géosynthétique : pas d'influence Avec géosynthétique : déflexion plus importante de la nappe pour une mousse plus compressible	Faible H : tassements différentiels en surface plus grands pour une mousse plus compressible Grande H : pas d'influence
Raideur du géosynthétique J	Compressibilité mousse suffisante : grande influence de J sur l'augmentation de <i>E</i> Mousse plus rigide : très peu d'influence de J sur <i>E</i> .	Compressibilité mousse suffisante : tassements dans le massif et tassements différentiels en surface réduits lorsque J augmente Mousse plus rigide : très peu d'influence de J
Granularité du sol du matelas	Pas d'influence.	Plus les rouleaux sont gros, plus les tassements sont réduits.
Densité d'inclusions	Pour une hauteur de matelas identique, E plus grand pour une densité d'inclusions plus grande.	Tassements différentiels en surface réduits pour une densité d'inclusions plus grande.

Tableau 14 – Récapitulatif de l'influence des divers paramètres

Les conditions de similitude n'étant pas respectées, les résultats obtenus par ces expérimentations sont plus qualitatifs que quantitatifs. On ne peut donc pas directement extrapoler ces résultats à un ouvrage réel, mais ces résultats permettent néanmoins de constituer une base de données expérimentale complète et précise, simultanément en terme d'efforts et de déplacements, qui rend possible une confrontation robuste à diverses approches de modélisation numérique, dans l'optique de leur validation (rapport rédigé pour le thème 4 « Modélisation numérique »), et qui permet d'effectuer des confrontations aux modèles analytiques, afin d'éprouver leur pertinence.

3 CONFRONTATION A DES METHODES DE DIMENSIONNEMENT

Dans cette partie, diverses méthodes analytiques et empiriques décrites dans la littérature sont appliquées à notre problème et les résultats sont confrontés aux résultats expérimentaux. La pertinence et les limitations des différentes méthodes sont ainsi mises en évidence. Les résultats sont confrontés en terme de report de charge par effet de voûte dans le matelas, et dans le cas d'un renforcement horizontal par géosynthétique, en terme de tension et de déflexion dans la nappe.

3.1 Confrontation en terme de report de charge par effet de voute dans le matelas

Les différentes méthodes analytiques examinées sont décrites en Annexe B. Les méthodes utilisées pour déterminer le report de charge vers les inclusions par effet de voûte dans le matelas sont :

- BS8006 (1995), reformulée en deux dimensions, comme originellement proposé par Marston et Anderson (1913) pour le cas de l'effet de voûte au dessus des conduites enterrées. Cette norme recommande une hauteur de remblai supérieure à 0,7 fois la distance séparant les bords de deux inclusions (s') et précise que toutes les charges situées au-dessus d'une hauteur critique $H_c = 1,4 s'$ sont directement transmises aux têtes d'inclusion. Cette hauteur critique est donnée pour le cas tridimensionnel, mais à défaut d'autre indication, nous utiliserons cette valeur pour le cas bidimensionnel,
- la méthode de Terzaghi (1943), qui a été adaptée au cas des inclusions rigides par Russell et Pierpoint (1997), ainsi que l'adaptation de la méthode de Terzaghi (1943) proposée par McKelvey III (1994), qui propose d'utiliser un coefficient de pression horizontal des terres modifié K_w, au lieu du coefficient de poussée de Rankine K_a,
- la méthode de Low et al. (1994), dérivée du modèle analytique de voûte de Hewlett et Randolph (1988), applicable à partir d'une hauteur de matelas H = 0.5 s, et pour différentes valeurs du coefficient empirique α_R qui permet de prendre en compte la non uniformité des charges sur le sol compressible,
- la méthode de Svanø et al. (2000), avec différentes valeurs du paramètre β, calibrées à partir des résultats expérimentaux.

L'application de ces méthodes analytiques à notre modélisation physique nécessite de prendre en compte des hypothèses sur les caractéristiques mécaniques du sol analogique constituant le matelas de transfert de charge. Les hypothèses sont les suivantes (Jenck *et al.*, 2005c) :

- > Le poids spécifique : $\gamma = 62kN/m^3$,
- ▶ L'angle de frottement : $\varphi = 24^\circ$,

- > Le coefficient de poussée de Rankine : $K_a = \frac{(1 \sin \varphi)}{(1 + \sin \varphi)} = 0,42$
- > Le coefficient de butée de Rankine : $K_p = 1/K_a = 2,37$
- > Le coefficient de pression horizontale des terres de Handy (1985) : $K_w = 0,53$

Afin de comparer les méthodes entre elles et aux résultats de l'expérimentation, nous nous intéressons aux valeurs de l'efficacité.

Les graphiques suivants présentent les résultats de l'application des méthodes et de l'expérimentation pour les trois valeurs de taux de recouvrement et pour les différentes méthodes.





3.1.1 Norme BS8006 (1995)

La méthode sous-estime l'efficacité pour $\alpha = 15\%$ et la surestime pour $\alpha = 31\%$. L'hypothèse que toutes les charges situées au dessus de H_c sont transmises aux inclusions conduit à une forte augmentation de l'efficacité. Cette méthode ne rend pas compte de nos résultats expérimentaux. Il est à noter que l'angle de frottement du matelas n'est pas explicitement pris en compte, or il est beaucoup plus faible pour le sol de Schneebeli que pour un sol granulaire de remblai traditionnel.

3.1.2 Méthodes de Terzaghi (1943) et McKelvey III (1994)

Ces deux méthodes donnent des résultats relativement proches des résultats expérimentaux pour les trois valeurs de taux de recouvrement, et plus particulièrement pour $\alpha = 31$ %. La méthode de McKelvey III (1994) donne des résultats plus proches des résultats expérimentaux que la méthode originale de Terzaghi (1943).

La différence entre ces deux méthodes réside dans l'évaluation du coefficient de pression horizontale K (coefficient de poussée de Rankine K_a ou coefficient modifié par Handy (1985) K_w). La comparaison des deux méthodes montre alors la sensibilité au paramètre K qui permet d'estimer la contrainte horizontale.

3.1.3 Méthodes de Low *et al.* (1994)

Le coefficient α_R , qui permet de prendre en compte la non uniformité de la contrainte verticale en base du matelas, a un caractère empirique qu'il est difficile d'évaluer pour l'expérimentation proposée. Low *et al.* (1994) indique une valeur entre 0,8 et 1. Nous déterminons ce coefficient par calage sur les courbes expérimentales. Les valeurs 0,8 et 0,9 donnent les meilleurs résultats. $\alpha_R = 0,8$ permet de retrouver la courbe expérimentale pour les taux de recouvrement 15 et 22 %; $\alpha_R = 0,9$ permet de retrouver la courbe expérimentale pour $\alpha = 31$ %. Cette méthode permet de représenter une valeur de l'efficacité qui atteint un palier à partir d'une certaine hauteur.

La comparaison des résultats obtenus avec les deux valeurs de α_R montre la sensibilité de cette méthode à ce paramètre, qui ne peut être déterminé que de manière empirique.

3.1.4 Méthode de Svanø et al. (2000)

La calibration du paramètre β de la méthode de Svanø *et al.* (2000) sur les résultats expérimentaux donne une valeur entre 3 et 4 pour $\alpha = 15$ % et entre 4 et 5 pour $\alpha = 22$ et 31 %. Cette valeur est plus importante que celle donnée par les auteurs (entre 2,5 et 3,5), car l'angle de frottement du sol analogique du matelas est plus faible que celui des sols usuels, et ce paramètre est fortement lié à l'angle de frottement du sol. Ces valeurs de β correspondent à des prismes de sol inclinés d'un angle Φ par rapport à la verticale (Tableau 1). La comparaison des résultats obtenus avec différentes valeurs de β montre la sensibilité de cette méthode à ce paramètre.

β	Φ
3	18°
4	14°
5	11°

Tableau 15 – Inclinaison des prismes de sol

Cette méthode ne rend pas compte d'un palier pour l'efficacité à partir d'une certaine hauteur de matelas, l'efficacité est alors surestimée.

La valeur du paramètre β peut également être estimée à partir de l'observation du champ de déplacement dans le matelas. La Figure 54 montre un champ de déplacement vertical pour $\alpha = 15$ %. Cette figure permet de déterminer la valeur $\beta = 4$, ce qui est en bonne concordance avec le calage de ce paramètre sur les résultats expérimentaux en terme de report de charge.



Figure 54 – Champ de déplacement vertical pour α = 15 %

3.1.5 Confrontation des méthodes

Sur la Figure 55, on représente les résultats:

- expérimentaux,
- donnés par la méthode McKelvey III (1994),
- donnés par la méthode de Low *et al.* (1994) avec $\alpha_R = 0.8$ pour $\alpha = 15$ % et $\alpha_R = 0.9$ pour $\alpha = 31$ %,
- donnés par la méthode de Svanø *et al.* (2000) avec $\beta = 4$.

Les graphiques de la Figure 55 montrent que la méthode de Low *et al.* (1994) est la plus pertinente pour représenter les résultats expérimentaux, mais elle n'intéresse pas la zone H < 0.5 s. La méthode BS8006 apparaît la moins bien adaptée. La méthode de Svanø *et al.* (2000) avec $\beta = 4$ ainsi que la méthode de McKelvey III (1994) donnent un ordre de grandeur de l'efficacité correct sur la plage de hauteur de matelas étudiée, mais ces méthodes ne permettent pas de décrire le palier qui a été observé expérimentalement à partir d'une certaine hauteur de matelas.



Figure 55 – Efficacité en fonction de la hauteur de matelas

3.2 Confrontation en terme de tension et de deflexion du renforcement geosynthetique horizontal

Lorsqu'une nappe de renforcement horizontal est mise en œuvre en base du matelas, des méthodes analytiques (décrites en annexe B) permettent de déterminer la tension et la déflexion de celle-ci.

Expérimentalement, seule la déformation du géosynthétique est accessible, grâce à l'imagerie numérique. Aucun dispositif de mesure de tension n'a été mis en place au sein de la nappe. Cependant, les raideurs des différentes nappes ont été déterminées (section 1), et la tension est déduite par la relation $T = J \cdot \varepsilon$ (Équation 9).

3.2.1 Norme BS8006 : tension dans le géosynthétique

Pour calculer la tension dans le géosynthétique, la méthode BS8006 nécessite la connaissance de la charge s'exerçant sur la nappe et de la déformation dans le géosynthétique. Dans ce chapitre ont été présentées plusieurs méthodes pour estimer la charge s'exerçant sur le géosynthétique, confrontées ensuite aux résultats expérimentaux. La méthode donnée par la norme étant jugée inconsistante, le choix s'est porté sur l'utilisation des résultats expérimentaux pour déduire la charge s'exerçant en base du matelas. On notera que l'instrumentation en capteurs d'efforts ne permet pas de connaître la charge s'exerçant sur le géosynthétique, car la charge mesurée au niveau des têtes d'inclusion inclut la part due à l'effet de membrane dans la nappe et donc la charge s'exerçant sur la mousse est inférieure à la charge s'exerçant sur la nappe. On peut aussi émettre l'hypothèse que l'effet de voûte dans le matelas est dissocié de l'effet membrane dans la nappe, on considère alors que la charge s'exerçant sur la nappe est égale à la charge s'exerçant sur la mousse dans l'expérimentation menée sans renforcement par nappe.

Dans la norme BS8006, la nappe est dimensionnée en supposant qu'elle travaille à la déformation axiale limite de 6 %. Pour notre part, la déformation axiale varie entre 0,5 et 2,5 %. Nous utilisons les résultats expérimentaux pour l'application de la norme.

La Figure 56 présente la tension dans la nappe en fonction de la hauteur de matelas, pour un renforcement avec un géosynthétique RP200, la mousse d80 et un taux de recouvrement $\alpha = 15$ %. La tension est calculée suivant les différentes méthodes évoquées précédemment. La tension calculée à partir de la charge s'exerçant sur la mousse en l'absence de nappe (F_m sans nappe) est supérieure à celle calculée à partir de la charge s'exerçant sur la mousse en présence de nappe (F_m avec nappe), car la charge est supérieure dans le premier cas.



Figure 56 – Tension dans le géosynthétique RP200

Le Tableau 16 présente les résultats obtenus pour H = 0.7 m + surcharges pour les différents cas de renforcement. La tension calculée par la méthode BS8006 (mais à partir des résultats expérimentaux t_{max} et F_m sans nappe) est toujours supérieure à celle calculée par la relation $T = J \cdot \varepsilon$

	RP200	RP75	4 Typar
J(kN/m)	200	130	20
t_{max} (mm)	31	40	54
ε (%) = 8/3 × (t/s') ²	0,9	1,4	2,6
F_m sans nappe (N)	1066	1066	1066
$T = J \times \varepsilon$ (N)	1600	1833	514
T BS8006 (N)	2446	1908	1458

Tableau 16 – Tension dans la nappe pour H = 0,7 m + surcharges



Figure 57 – Tension dans la nappe pour H = 0,7 m + surcharges

Nous trouvons donc une disparité des résultats selon la méthode utilisée pour la détermination de la tension dans la nappe de renforcement. De plus, cette méthode détermine la tension dans le géosynthétique à partir de la charge s'y exerçant sans prendre en compte la réaction du sol compressible. Cette méthode ne prend pas non plus en compte la déformation effective du géosynthétique : elle est prise à sa valeur maximale alors que sa déflexion peut être empêchée par le sol compressible.

3.2.2 Méthode de Low *et al.* (1994) : déflexion de la nappe

La méthode de Low *et al.* (1994) permet de déterminer la déflexion dans le géosynthétique en fonction du tassement en base du matelas en l'absence d'un renforcement par nappe.

Le paramètre η exprime la rigidité relative du sol compressible et de la nappe de renforcement (Équation 37, Annexe B), calculé avec l'épaisseur de la mousse D = 0,15 m, M son module (M = 60 kPa pour la mousse d80 et M = 300 kPa pour la mousse d120, pour la gamme de déformations concernée dans cette partie).

La Tableau 17 indique les valeurs du paramètre η pour les deux mousses et les différentes raideurs de nappe.

η	J = 200 kN/m	J = 130 kN/m	J = 20 kN/m
d80 ($M = 60 \text{ kPa}$)	1,65	1,07	0,17
d120 (<i>M</i> = 300 kPa)	0,33	0,21	/

Tableau 17 – Valeur du paramètre η

La méthode de Low permet de déterminer le tassement du sol compressible en présence d'une nappe (t) à partir du tassement sans nappe (t_0) . Le tassement est solution de l'équation :

$$\frac{t}{s'} - \frac{t_0}{s'} + 2 \cdot \eta \cdot (\theta - \sin \theta) = 0$$

où θ dépend également de *t* (Équation 36, Annexe B).

La Figure 58 présente les résultats expérimentaux ainsi que les résultats théoriques déterminés par la méthode de Low *et al.* (1994) en terme de réduction de tassements due à la présence du renforcement géosynthétique. Pour toutes les expérimentations, la réduction de tassement apportée par le renforcement est supérieure à celle déterminée par la méthode de Low. Néanmoins, en comparant les expérimentations effectuées avec la mousse d80, en retrouve la même tendance que par la méthode de Low, à savoir que plus le paramètre η est élevé (donc pour une raideur de nappe plus grande), plus la réduction des tassements est importante. On ne retrouve pas ce résultat avec les essais expérimentaux effectués avec la mousse d120 (avec la nappe RP200, $\eta = 0.33$, valeur faible due à la grande rigidité de la mousse) : la réduction de tassement est plus importante que pour $\eta = 1.65$ et $\eta = 1.07$.



Figure 58 – Réduction de tassement due à la nappe

O. Jenck, D. Dias, R. Kastner - URGC Géotechnique, INSA de Lyon

Équation 11

3.3 CONCLUSIONS SUR LA CONFRONTATION AUX METHODES DE DIMENSIONNEMENT

Des méthodes de dimensionnement permettant de déterminer la charge supportée par les inclusions et la tension dans la nappe horizontale sont appliquées à notre problème et une confrontation aux résultats expérimentaux est effectuée.

La confrontation en terme de report de charge dans le cas où aucune nappe de renforcement n'est mise en place montre que :

- la méthode BS8006 (1995) est inadaptée à notre expérimentation, probablement car elle ne prend pas explicitement en compte l'angle de frottement interne réel du matériau, qui, pour le sol analogique utilisé, est plus faible que pour un matériau de remblai,
- la méthode de Low *et al.* (1994) aboutit à des résultats très proches des résultats expérimentaux, à condition de caler le paramètre α_R sur ces mêmes résultats expérimentaux. Cette méthode est donc particulièrement sensible à ce paramètre empirique α_R , qui ne peut être déterminé que par recalage *a posteriori*.
- la méthode de Terzaghi (1943) et la variante de McKelvey III (1994) sont particulièrement sensibles au coefficient de pression horizontale *K* car une divergence de résultats entre ces deux méthodes a été observée. La modification apportée par McKelvey III permet néanmoins de s'approcher des résultats expérimentaux.
- l'utilisation de la méthode de Svanø *et al.* (2000) nécessite le calage d'un paramètre β , fortement lié à la valeur de l'angle de frottement interne du matériau. Contrairement aux résultats expérimentaux, cette méthode ne modélise pas le palier d'efficacité observé. A partir d'une certaine hauteur de matelas, l'efficacité est alors surestimée.

Toutes ces méthodes, basées sur des concepts variés, fournissent des résultats relativement différents. De plus, la plupart nécessitent le calage de paramètres empiriques, ce qui suppose au préalable la connaissance du mode de fonctionnement du massif renforcé.

Nous notons également qu'aucune méthode ne prend en compte le cas où le sol du matelas présenterait de la cohésion (cas d'un sol traité). La dilatance du sol du matelas n'est pas non plus explicitement prise en compte, or il se peut qu'elle ait une influence sur les mécanismes de voûte, qui sont des mécanismes en cisaillement. Et finalement, rien n'est dit sur l'amplitude des tassements qui se produisent en surface du matelas, sous les fondations de l'ouvrage (Love et Milligan, 2003).

Les résultats expérimentaux obtenus avec un renforcement par nappe sont confrontés à la méthode BS8006, qui permet d'estimer la tension dans la nappe, et à la méthode de Low *et al.* (1994), qui permet de déterminer la réduction de tassement en base du matelas apportée par la nappe. L'estimation de la tension dans la nappe par la méthode BS8006 suppose de connaître la charge s'y appliquant ainsi que la déformation de la nappe. Les résultats expérimentaux ont donc été utilisés pour l'application de cette méthode. On calcule également la tension à partir de la mesure de la déformation et des raideurs des nappes déterminées expérimentalement. Nous trouvons une disparité des résultats selon la méthode utilisée pour la détermination de la tension dans la nappe de renforcement. La réduction de tassement en base du matelas apportée par la nappe observée expérimentalement est supérieure à celle déterminée par la méthode de Low *et al.* (1994). Les hypothèses sur l'application de cette méthode portent sur la compressibilité de la mousse et la raideur du géosynthétique.

Il existe donc peu de méthodes pour déterminer correctement la tension dans la nappe.

En conclusion, cette partie met en évidence que les différentes méthodes utilisées donnent des résultats souvent divergents, et qu'il n'existe pas de méthode simplifiée qui décrirait toutes les configurations rencontrées dans la pratique. Il reste donc à développer une ou plusieurs approches simplifiées et robustes, couvrant un domaine clairement défini.

CONCLUSIONS

L'objectif de la modélisation physique présentée dans ce document était de contribuer à la compréhension du mode de fonctionnement d'un massif de fondation renforcé par inclusions rigides verticales, en s'intéressant plus particulièrement aux mécanismes de transfert de charge et de réduction des mouvements de sol qui se développent dans le matelas granulaire.

La modélisation proposée ne constitue qu'une étape dans l'étude des mécanismes et s'inscrit dans le contexte beaucoup plus large du Projet National ASIRI. L'aspect bidimensionnel du modèle et le non respect des règles de similitude entraînent que les résultats ne sont pas directement extrapolables à un cas réel. Néanmoins, les objectifs fixés pour cette modélisation ont été atteints grâce :

- à un modèle physique présentant une grande modularité, qui permet la variation des dimensions géométriques, la variation de la compressibilité du sol sous-jacent et l'incorporation d'une nappe de renforcement,
- à la mise en œuvre du sol analogique de Schneebeli, dont le comportement se rapproche de celui des sables denses et qui permet de faciliter l'accès au champ de déplacements par la technique d'imagerie numérique. De plus, sa densité importante permet de réduire la distorsion de similitude par rapport à l'utilisation d'un sable, et il ne nécessite aucun support facial, ce qui permet de s'affranchir du frottement parasite, inévitable lorsque l'on utilise du sable,
- à l'instrumentation en capteur d'effort qui permet d'évaluer la distribution des charges en base du matelas et à la mise en œuvre de la technique d'imagerie numérique qui permet d'accéder au champ complet de déplacements dans le massif.

Les études paramétriques menées sur le modèle réduit ont mis en évidence :

- 1. la formation d'une voûte de décharge dans le matelas granulaire lors de son édification, entraînant un report des charges vers les inclusions, une réduction et une homogénéisation des tassements en surface par rapport au cas non renforcé,
- 2. l'influence des paramètres géométriques : le report de charge et la réduction des tassements dépendent conjointement de la hauteur de remblai, du taux de recouvrement des inclusions et de l'espacement entre les inclusions. Le système est plus efficace pour une hauteur de matelas plus grande, pour un taux de recouvrement plus important et pour une distance entre les inclusions plus faible. L'atteinte d'un palier est notée à partir d'une hauteur de matelas égale à deux fois la distance séparant deux inclusions, qui indique que le système a atteint son fonctionnement optimum,
- 3. l'influence de la granularité du sol du matelas sur les tassements : un diamètre des rouleaux plus important entraîne une plus grande réduction des tassements. Aucune influence sur le report de charge n'a été relevée,

- 4. l'influence de la compressibilité du sol sous-jacent sur les tassements en surface uniquement pour de faibles hauteurs de matelas. Aucune influence sur le report de charge n'a été relevée dans la gamme de compressibilité étudiée,
- 5. l'apport d'un renforcement par géosynthétique, plus important pour un sol sous-jacent plus compressible, permettant une déflexion et donc une mise en tension de la nappe plus importante.

La confrontation de quelques méthodes de dimensionnement existantes aux résultats expérimentaux fait apparaître que les résultats donnés par les méthodes sont parfois très divergents. De plus, pour s'approcher des résultats expérimentaux, il faut parfois utiliser des paramètres empiriques calés sur l'expérimentation, ce qui suppose de connaître au préalable le comportement de l'ouvrage. Ces constatations mettent en évidence l'importance du développement d'une méthode de calcul simplifiée et robuste.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Al Abram, I. (1998). Etude sur modèle réduit bidimensionnel du champ de déplacement induit par le creusement d'un tunnel à faible profondeur. Interaction avec les ouvrages existants, Thèse de doctorat, INSA de Lyon, Villeurbanne.

Briançon, L. (2002). Renforcement des sols par inclusions rigides - Etat de l'art. Paris : IREX. BS8006 (1995). Strengthened/reinforced soils and other fills. Section 8. British Standards.

- Carlsson, B. (1987). Armerad jord beräkningsprinciper för bankar pa palar. (in swedish). Terratema AB, Linköpig.
- Caudron, M. (2003). Modélisation d'un fontis. Mémoire de DEA, INSA de Lyon, Villeurbanne.
- Combarieu, O. (1988). Amélioration des sols par inclusions rigides verticales. Application à l'édification de remblais sur sols médiocres. *Revue Française de Géotechnique* 44, 57-79.
- Demerdash, M. A. (1996). An experimental study of piled embankments incorporating geosynthetic basal reinforcement, Thesis, University of Newcastle-upon-Tyne.
- Dolzhenko, N. (2002). Etude expérimentale et numérique de modèle réduit bidimensionnel du creusement d'un tunnel. Développement d'une loi de comportement spécifique, Thèse de doctorat, INSA Lyon, Villeurbanne.
- Garnier, J. (2001). Modèles physiques en géotechnique : état des connaissances et évolutions récentes. *Proc. Int. Conf. Albert Caquot, Paris*. CFMS (ed).
- Gourvès, R. & Mezghani, F. (1988). Micromécanique des milieux granulaires approche expérimentale utilisant le modèle de Schneebeli. *Revue Française de Géotechnique* 42, 23-34.
- Han, J. (1999). Design and construction of embankments on geosynthetic reinforced platforms supported by piles. *Proc. 1999 ASCE/PaDOT Geotechnical Seminar, Hershey, USA*, 20 p.
- Handy, R. L. (1985). The arch in arching. *Journal of Geotechnical Engineering* 111, No. 50, 302-317.
- Hewlett, W. J. & Randolph, M. F. (1988). Analysis of piled embankment. Ground Engineering 21, No. 3, 12-18.
- Itasca (2002). FLAC User's Guide.
- Jenck, O. (2005). Le renforcement des sols compressibles par inclusions rigides verticales. Modélisation physique et numérique, PhD Thesis, INSA de Lyon, Villeurbanne.
- Jenck, O., Dias, D. & Kastner, R. (2005a). Arching in piled embankment Two-dimensional physical and numerical modelling. *In Barla G., Barla M. (eds), proc. of the 11th International Conference IACMAG, Turin, 19-24 juin 2005. Bologne : Pràtron Editore : Vol. 2*, 333-340.
- Jenck, O., Dias, D. & Kastner, R. (2005b). Soft Ground improvement by vertical rigid piles Two-dimensional physical modelling and comparison with current design methods. *Soils & Foundations 45, No. 6*, 15-30.
- Jenck, O., Dias, D. & Kastner, R. (2005c). Renforcement des massifs de fondation par inclusions rigides verticales modélisation physique bidimensionnelle et confrontation à des méthodes de dimensionnement. *Annales du BTP, No. 1*, 23-37.
- John, N. W. M. (1987). Geotextiles. New York: Blackie, Chapman & Hall.
- Kastner, R. (1982). Excavations profondes en site urbain problèmes liés à la mise en d'eau -Dimensionnement des soutènements butonnés, Thèse de docteur ès sciences, INSA de Lyon et Université Claude Bernard Lyon I, Villeurbanne.

- Love, J. P. & Milligan, G. W. E. (2003). Design Methods for basally reinforced pile supported embankments over soft ground. *Ground Engineering* March 2003, 39-43.
- Low, B. K., Tang, S. K. & Choa, V. (1994). Arching in piled embankments. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 120, *No. 11*, 1917-1938.
- Mandel, J. (1962). Essais sur modèle réduits en mécanique des terrains. Etude des conditions de similitude. *Revue de l'Industrie Minérale* 44, 611-620.
- Marston, A. & Anderson, A. O. (1913). The theory of loads on pipes ditches and tests of cement and clay drain tile and sewer pipes. *Iowa Engineering Experiment Station Armes* Bull. 31.
- Masrouri, F. (1986). Comportement des rideaux de soutènement semi-flexibles : étude théorique et expérimentale, INSA de Lyon, Villeurbanne.
- Mc Kelvey III, J. A. (1994). The anatomy of soil arching. *Geotextiles and geomembranes* 13, *No.* 5, 317-329.
- Mguil-Touchal, S., Morestin, F. & Brunet, M. (1996). Mesure de champs de déplacements et de déformations par corrélation d'images numériques. *Proc. Colloque National Mécamat'96, Aussois, France*, 179-182.
- Nancey, A. (1998). Bidim Geosynthetics.
- Oda, M., Konichi, J. & Nemat-Nasser, S. (1983). Experimental micromechanical evaluation of the strength of granular materials: effects of particle rolling. Mechanics of Granular Materials: New Model and Constitutive Relations, J. E. Satake (ed.), 21-30.
- Russell, D. & Pierpoint, N. (1997). An assessment of design methods for piled embankments. *Ground Engineering* November 1997, 39-44.
- Schneebeli, G. (1956). Une mécanique pour les terres sans cohésion. Compte rendus des séances de l'Académie des Sciences Tome 243, 2647-2673.
- Svano, G., Ilstad, T., Eiksund, G. & Want, A. (2000). Alternative calculation principle for design of piles embankments with base reinforcement. *Proc. 4th Int. Conf. of Ground Improvement Geosystem (4th GIGS), Helsinki.*

Terzaghi, K. (1943). Theoretical soil mechanics. New York: John Wiley & sons.

Van Eekelen, S. J. M. (2001). Arching in reinforced piled embankments, Literature review. CO 511920/01, GeoDelft, Delft.

ANNEXES

ANNEXE A : LA METHODE DE CORRELATION D'IMAGE

Le champ de déplacement dans le massif est mesuré par une méthode de corrélation d'images numériques. Le principe de la méthode est exposé ainsi que les différentes étapes du traitement. La précision de la méthode est évaluée.

Principe de la méthode

Le principe des méthodes de corrélation est de faire coïncider deux images (initiale et déformée) à l'aide de la comparaison pixel par pixel en utilisant un critère de ressemblance prédéfini qui peut être fonction de la couleur. Dans notre étude, nous utilisons un logiciel développé au laboratoire LAMCOS de l'INSA de Lyon par F. Morestin (Mguil-Touchal et al., 1996). Dans ce logiciel, la corrélation est basée sur la répartition des niveaux de gris. On recherche un champ de déplacement homogène pour un ensemble de pixels appelé « motif » ou « pattern ». La Figure 59 donne l'exemple d'un motif de 3×3 pixels contenu dans une image de 10×10 pixels.



Figure 59 – Exemple d'un motif de 3 pixels par 3 pixels

La fonction du niveau de gris dans un motif de l'image initiale f(x, y) devient $f^*(x^*, y^*)$ dans l'image finale selon:

$$f^*(x^*, y^*) = f^*(x + u(x, y), y + v(x, y))$$
 Équation 12

u(x,y) et v(x,y) représentent le champ de déplacement pour un motif. Le champ de déplacement est considéré homogène et bilinéaire en x et y. Par corrélation entre l'image initiale et l'image déformée, on retrouve le champ de déplacement de tous les motifs de l'image initiale.



Figure 60 – Déformation d'un motif entre deux images, d'après Al Abram *et al.* (1998)

Etapes du traitement d'images

L'utilisation de cette méthode de traitement d'images nécessite l'emploi d'un appareil photo numérique et d'un ordinateur. Afin d'éviter tout déplacement de l'appareil photo au cours de l'expérimentation, il est fixé sur un trépied et l'acquisition des images est pilotée par un ordinateur. Un cliché est pris à chaque étape du chargement et est stocké dans l'ordinateur. Les clichés numériques sont enregistrés en format RAW puis sont convertis au format BMP et convertis en niveau de gris. Chaque image comporte 3,1 MPixels (2158 × 1439 pixels). Pour obtenir une corrélation de bonne qualité, l'image doit comporter une distribution de niveaux de gris la plus aléatoire possible. Pour ce faire, certains rouleaux ont été colorés en rouge ou en blanc, la mousse a été tachetée de noir et de rouge, et sur les inclusions rigides sont fixés des panneaux de carton blanc quadrillés et tachetés de noir et de rouge. Ces précautions permettent d'obtenir une bonne corrélation sur la globalité de l'image. Les images sont ensuite traitées par le logiciel de corrélation Icasoft, qui fournit le champ de déplacement entre l'image initiale et l'image déformée. Quelques dizaines de secondes sont nécessaires pour calculer le champ de déplacement entre deux images. La conversion pixel / mm dépend de la distance entre l'appareil photo et le modèle et du zoom. Nous la déterminons en plaçant une longueur étalon sur une photo. Sur l'ensemble des expérimentations effectuées, on a en movenne 1 pixel = 1 mm.

Choix des paramètres du traitement d'image par Icasoft

Le traitement d'images par le logiciel Icasoft nécessite de déterminer un certain nombre de paramètres.

- Cette méthode utilise deux coefficients de corrélation : au choix un coefficient des moindres carrés et un coefficient croisé. Le coefficient de corrélation croisé est utilisé car il donne une meilleure précision.
- La précision de calcul peut être choisie entre 1 et 1/100^{ème} de pixel. La précision maximum est choisie.
- La méthode nécessite le choix d'une dimension de motif et d'un pas entre les motifs, qui correspond à la distance séparant deux motifs. La dimension du motif doit être choisie de manière à ce que différents niveaux de gris soit présents dans le motif. Une

étude paramétrique a montré que la meilleure dimension de motif pour notre étude est de 15×15 pixels, avec un pas de 15 pixels.

Précision de la méthode

La précision de la méthode de corrélation a été initialement testée par les créateurs du logiciel Mguil-Touchal *et al.* (1996) qui ont confronté les résultats donnés par des comparateurs micrométriques et ceux obtenus par la méthode de corrélation. L'analyse de ces résultats donne une précision de l'ordre de $1/60^{em}$ de pixel sur la prévision du déplacement imposé.

Al Abram (1998) puis Dolzhenko (2002) ont effectué une étude sur la précision de la technique en analysant des photos doublées. Les deux auteurs trouvent des résultats cohérents entre eux et déterminent une précision de l'ordre de 0,04 mm avec un écart type sur l'ensemble des mesures de 0,025 mm. Dolzhenko (2002) a effectué une seconde étude de précision qui consiste à comparer les déplacements calculés entre deux photos, et ceux obtenus en sommant les déplacements calculés avec une photo intermédiaire, comme explicité sur la Figure 22. La différence entre les déplacements donnés par les deux méthodes est de l'ordre de 0,05 mm avec un écart type d'environ 0,01 mm.



Figure 61 – Schéma de calcul

La précision de la méthode a été testée dans le cadre de nos expérimentations, en utilisant les paramètres définis précédemment. La méthode est appliquée sur des photos doublées. Les résultats des déplacements sur un ensemble de 800 valeurs environ, à partir de deux photos correspondant à des expérimentations de largeur de 1,30 m et une hauteur de matelas de 0,60 m, sont donnés dans le Tableau 3. Les ordres de grandeur de l'essai N°1 correspondent à ceux trouvés par Dolzhenko (2002) et Al Abram (1998). La précision est de l'ordre de quelques centièmes de mm. L'essai N°2 donne une précision encore plus grande. Sur l'ensemble des déplacements calculés entre deux photos, les valeurs maximales sont de l'ordre de 0,3 mm. De plus, les deux photos sont prises à quelques dizaines de seconde d'intervalle, période pendant laquelle le fluage de la mousse a pu entraîner un déplacement dans le massif.

N° essai		dX moy	Ecart type X	dY moy	Ecart type Y
1	pixel	0,044	0,070	0,031	0,075
1	mm	0,031	0,051	0,023	0,054
2	pixel	0,003	0,023	0,003	0,019
2	mm	0,003	0,025	0,003	0,021

Tableau 18 – Précision de la méthode de traitement d'images

Exemple de champ de déplacement

La Figure 62 donne un exemple de résultat obtenu par la méthode de corrélation d'image proposée. Il s'agit du champ de déplacement vertical dans la totalité du massif lors de la phase de fluage de la mousse. On voit clairement apparaître les inclusions rigides qui ne se déplacent pas, ainsi que le tassement maximum obtenu en base du matelas. En surface le tassement est relativement homogène.



Figure 62 – Champ de déplacement vertical calculé par la méthode de corrélation d'images

ANNEXE B: LES METHODES DE DIMENSIONNEMENT ADAPTEES A UN CAS BIDIMENSIONNEL

Dans cette annexe nous présentons les méthodes de dimensionnement qui ont été mises en œuvre pour une confrontation avec les résultats obtenus sur le modèle réduit, présentée dans la partie 3 de ce document.

Les méthodes utilisées permettent la détermination du transfert de charge dans le matelas par effet de voûte, et certaines permettent également la détermination de la déflexion et de la tension dans le géosynthétique.

Méthode basée sur le concept de Marston et Anderson (1913)

Concept de Marston et Anderson (1913)

Marston et Anderson (1913) ont évalué la contrainte due au poids du sol sur un tube enterré. Cette contrainte est modifiée par un mécanisme de voûte qui transfère une part du poids du sol au dessus du tube vers le sol adjacent par frottement le long des « parois » verticales. La charge P appliquée sur le conduit de diamètre B par unité de longueur est :

$$P = C_d \cdot \gamma \cdot B$$
 Équation 13

C_d est le coefficient de charge déterminé par :

$$C_{d} = \frac{e^{\pm K \cdot \tan \varphi \cdot \frac{2 \cdot H}{B}} - 1}{\pm 2 \cdot K \cdot \tan \varphi} \text{ pour } H < H_{e}$$
Équation 14
$$C_{d} = \frac{e^{\pm K \cdot \tan \varphi \cdot \frac{2 \cdot H}{B}} - 1}{\pm 2 \cdot K \cdot \tan \varphi} + \frac{H - H_{e}}{B} \cdot e^{\pm K \cdot \tan \varphi \cdot \frac{2 \cdot H_{e}}{B}} \text{ pour } H > H_{e}$$
Équation 15

H est la hauteur de sol au-dessus du tube, H_e est la hauteur du plan d'égal tassement au-dessus du tube, φ est l'angle de frottement interne du sol et *K* le coefficient de pression horizontale du sol.

Il s'agit d'un problème bidimensionnel (tube de longueur infinie), qui a, par la suite, été adapté au cas tridimensionnel du renforcement des sols par inclusions.

Norme BS8006 (1995)

La norme britannique (BS8006, 1995) propose une détermination de la distribution de contrainte en base du matelas basée sur les travaux de John (1987), qui a adapté le concept de Marston et Anderson (1913) au cas tridimensionnel du transfert de charge sur les têtes d'inclusion. Le critère caractéristique est le rapport entre la contrainte reprise par la tête d'inclusion (q_p) et la contrainte totale q^* :

$\frac{q_p}{q^*} = \left(\frac{C_v \cdot a}{H}\right)^2$	Équation 16
--	-------------

avec $C_v = 1,95 \cdot \frac{H}{a} - 0,18$ pour les inclusions travaillant en pointe. Ce coefficient C_v est analogue au coefficient C_d du concept de Marston et Anderson (1913), mais il est ici empirique.

Cette formule, valable pour le cas tridimensionnel, est déterminée à partir de la formule originale bidimensionnelle de Marston et Anderson (1913). La formule originale donne un rapport de contraintes :

$$\frac{C_v \cdot a}{T}$$
 Équation 17

 $\frac{q_p}{q^*} = \frac{C_v \cdot a}{H}$

La formule originale a donc simplement été élevée au carré afin de prendre en compte l'aspect tridimensionnel. Love et Milligan (2003) mettent en doute la validité de cette extension du 2D vers le 3D.

On remarquera que les caractéristiques du sol du matelas ne sont pas explicitement prises en compte. Notamment l'angle de frottement n'apparaît pas. Il semble que l'impact de ce paramètre soit inclus dans le coefficient empirique C_v .

La norme préconise l'installation d'une nappe géosynthétique en base du matelas, qui est dimensionnée en considérant qu'elle supporte la totalité de la charge non transmise aux inclusions. La réaction du sol compressible n'est donc pas prise en compte, alors que Jones *et al.* (1990) ont mis en évidence le support partiel du sol sous-jacent.

La norme définit une hauteur critique de matelas $H_c = 1,4 s'$. Il est dit que le poids du sol situé au-dessus de H_c ainsi que les charges de surface sont entièrement transmises aux inclusions. Si la hauteur de matelas est inférieure à H_c , la voûte est incomplète et les charges de surface sont entièrement reprises par le géosynthétique. Cette formulation fait apparaître une discontinuité pour une hauteur de matelas $H = H_c$ (charges de surface reprises par le géosynthétique ou par les inclusions ?). Il est à noter que la valeur du paramètre H_c , de caractère empirique, ne prend pas en compte les caractéristiques du sol du matelas.

Afin d'annihiler les tassements différentiels en surface, la norme préconise une hauteur de matelas minimale de 0,7 s'.

Cette norme est essentiellement basée sur des observations empiriques, et permet de déterminer dans un premier temps la répartition de la charge entre les inclusions et la nappe de renforcement. Cependant les paramètres du sol du matelas ne sont pas explicitement pris en compte.

L'adaptation de cette méthode à un problème bidimensionnel découle de la formule de Marston et Anderson (1913) (Équation 17) et permet de déterminer une expression de l'efficacité :

$$E = \frac{a}{s} \cdot \left(\frac{C_v \cdot a}{H}\right)$$
 Équation 18

Le paramètre H_c , déterminé par $H_c = 1,4 s'$, est valable pour un cas tridimensionnel et il est difficile d'estimer dans quelle mesure il est utilisable en deux dimensions.
Equilibre d'un prisme de sol : Méthode de Terzaghi (1943)

Méthode de Terzaghi (1943)

Terzaghi (1943) a généralisé le concept de Marston et Anderson (1913) pour estimer l'effet de voûte dans les sols. Il utilise ce phénomène pour décrire le comportement d'un sol soumis à un tassement différentiel à sa base, en écrivant la relation d'équilibre d'un élément de sol de largeur s', distance entre les bords de deux inclusions, et de hauteur élémentaire dh, comme explicité sur la Figure 63, pour un problème bidimensionnel. La contrainte verticale à la base du matelas est déterminée en intégrant la relation d'équilibre de la tranche de sol élémentaire :

$$q_{s} = \frac{\gamma \cdot s'}{2 \cdot K_{a} \cdot \tan \varphi} \cdot \left(1 - e^{-2 \cdot K_{a} \cdot \tan \varphi \cdot \frac{H_{e}}{s'}}\right) + \gamma \cdot (H - H_{e}) \cdot e^{-2 \cdot K_{a} \cdot \tan \varphi \cdot \frac{H_{e}}{s'}}$$
Équation 19

 K_a est le coefficient de poussée de Rankine, permettant de déterminer la contrainte horizontale σ_h :

$$K_a = \frac{1 - \sin \varphi}{1 + \sin \varphi}$$
Équation 20

et H_e la distance de la base à laquelle se trouve le plan d'égal tassement.

Cette distance étant difficile à déterminer, on peut faire l'hypothèse que le plan d'égal tassement se situe à la surface (Russell et Pierpoint, 1997), soit que $H = H_e$, la contrainte s'écrit alors :

$$q_{s} = \frac{\gamma \cdot s'}{2 \cdot K_{a} \cdot \tan \varphi} \left(1 - e^{-2 \cdot K_{a} \cdot \tan \varphi \cdot \frac{H_{e}}{s'}} \right)$$

Équation 21



Figure 63 – Méthode de Terzaghi (1943)

Méthode de McKelvey III (1994)

Handy (1985) propose une forme de tranche de sol élémentaire modifiée par rapport à celle présentée sur la Figure 63, en tenant compte de l'orientation réelle des contraintes principales. La Figure 64 présente la forme classique et la forme modifiée, pour un problème

bidimensionnel. McKelvey III (1994) propose alors d'utiliser comme coefficient de pression horizontal le terme K_w à la place de K_a dans l'équation précédente :



Figure 64 – Tranche de sol élémentaire d'après McKelvey III (1994)

L'efficacité pour un cas bidimensionnel se déduit ensuite de la contrainte verticale sur le sol compressible par la relation :

$E = 1 - \frac{s'}{s} \cdot \frac{q_s}{q^*}$	Équation 23
où $q^* = \gamma \cdot H + q_0$	Équation 24

Méthodes de Carlsson (1987) et Svanø et al. (2000)

Méthode de Carlsson (1987)

L'approche bidimensionnelle de Carlsson (1987) consiste à considérer un coin de sol d'angle au sommet de 30° dont le poids s'applique sur le géosynthétique (ou le sol compressible) entre deux inclusions, comme le montre la Figure 65. Si la hauteur du matelas est inférieure à la hauteur du coin de sol ($1,87 \times s'$), le poids s'appliquant sur le géotextile est alors surestimé. Van Eekelen (2001) propose pour ce cas une extension à la méthode : on ne considère que le poids de sol effectivement présent, et si la voûte est incomplète, on prend en compte la partie de la charge de surface s'appliquant sur le prisme de sol (Figure 66).

Dans cette méthode, la valeur de l'angle au sommet de 30° est arbitraire, et est probablement basée sur des résultats empiriques, donc valable pour certains types de matelas.



Figure 65 – Méthode de Carlsson (1987), d'après Van Figure 66 – Extension de la méthode de Carlsson Eekelen (2001)

(1987) proposée par Van Eekelen (2001)

Méthode de Svanø et al. (2000)

L'approche de Svanø et al. (2000) se base sur la méthode de Carlsson (1987), mais l'angle au sommet du coin de sol supporté par la nappe de renforcement n'est pas fixé et doit être calibré.

Pour le cas bidimensionnel de cette méthode, le géosynthétique supporte un bloc de matelas comme explicité par la partie grise sur la Figure 67. Si la hauteur de matelas est supérieure à la hauteur critique H_c , la surcharge de surface est entièrement transférée aux têtes d'inclusion. La valeur de la pente est β , qui varie typiquement entre 2,5 et 3,5 dans le cas tridimensionnel et pour les matériaux courant, doit être calibrée. Ce paramètre peut éventuellement être considéré comme un paramètre du sol (Van Eekelen, 2001), ce qui représente une amélioration par rapport à la méthode de Carlsson (1987), dans laquelle la valeur de β est fixée à 3,73.



Figure 67 – Méthode de Svanø et al. (2000) en deux dimensions

L'efficacité est alors donnée par :

• Pour
$$H < H_c = \beta \times s' / 2$$
: $E = \frac{a + \frac{H}{\beta}}{s}$

Équation 25

• Pour
$$H > H_c$$
: $E = 1 - \frac{\left(\frac{s'}{2}\right)^2 \cdot \beta}{s \cdot H}$

Équation 26

Méthode basée sur le frottement négatif, méthode de Combarieu (1988)

Combarieu (1988) propose une méthode de dimensionnement basée sur le frottement négatif. Il s'agit d'une analyse globale (tenant compte de la réaction du sol compressible) qui consiste à considérer un cisaillement selon des surfaces concentriques centrées sur l'inclusion. Combarieu (1988) fait l'hypothèse que l'effet voûte se développe dès que le sol compressible tasse plus que les inclusions et les colonnes de sol de matelas prolongeant les inclusions sont alors également soumises au frottement négatif. En appliquant le modèle de frottement négatif dans le matelas et dans le sol compressible, Combarieu (1988) propose alors une approche globale permettant le dimensionnement du renforcement par inclusions rigides. Le sol compressible soumis à une contrainte va surcharger les inclusions par frottement négatif, augmentant le transfert de charge sur les inclusions.

τī

La Figure 68 illustre l'approche de Combarieu (1988) en montrant les colonnes de sol fictives soumises au frottement négatif sur l'épaisseur *H*.



Figure 68 – Approche de Combarieu (1988)

En ne considérant que les mécanismes se développant dans le matelas, la contrainte résiduelle entre les inclusions est uniforme et est donnée par :

$$q_{S} = \frac{\gamma}{m_{R}} \cdot (1 - e^{-m_{R} \cdot H}) + q_{0} \cdot e^{m_{R} \cdot H}$$
équation 27
où $m_{R} = \frac{4 \cdot a \cdot K \cdot \tan \varphi}{s^{2} - a^{2}}$
Équation 28

Pour le cas tridimensionnel, on considère le cisaillement le long de cylindres concentriques centrés sur l'inclusion dans le sol compressible ainsi que dans le matelas granulaire. L'application de la méthode de Combarieu (1988) au cas bidimensionnel dans le

matelas uniquement et pour un sol frottant conduit à la même formulation que la méthode de Terzaghi (1943), pour une même valeur du paramètre $K \tan \varphi$.

Méthodes basées sur des modèles analytiques de voûte

Méthode de Hewlett et Randolph (1988)

L'effet voûte dans le matériau granulaire est idéalisé par des voûtes semi cylindriques qui transfèrent le poids du matelas vers les têtes d'inclusion (Figure 69).



Figure 69 – Modèle de voûtes semi cylindriques de Hewlett et Randolph (1988)

L'efficacité du système est déterminée en analysant l'équilibre limite de la zone de voûte et en faisant l'hypothèse que la zone critique se situe en clé de voûte :

$$E = 1 - \frac{a}{s} \cdot \left(1 - \frac{s}{2 \cdot H}\right) \cdot \left(1 - \frac{a}{s}\right)^{K_p - 1}$$

Équation 29

avec K_p le coefficient des terres en butée de Rankine: $K_p = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}$

Méthode de Low et al. (1994)

La méthode de Low *et al.* (1994) a été développée à partir de celle de Hewlett et Randolph (1988) en deux dimensions, en prenant en compte la non uniformité de la distribution de charge sur le sol compressible et le poids du sol (pris en compte par Hewlett et Randolph (1988) uniquement pour les développements analytiques tridimensionnels).

Dans la méthode de Low *et al.* (1994), la zone critique se situe en clé de voûte. Un coefficient réducteur α_R est affecté à la contrainte verticale appliquée sur le sol compressible afin de prendre en compte le fait que la distribution n'est pas uniforme. La Figure 70 explicite la signification de ce coefficient réducteur. $\alpha_R = 1$ correspond au cas où la contrainte est supposée uniforme, comme c'est le cas dans la méthode originale de Hewlett et Randolph (1988). Low *et al.* (1994) précisent que la valeur du coefficient α_R varie entre 0,8 et 1. Il s'agit d'un coefficient empirique qui ne peut être déterminé que par analyse inverse.

L'efficacité est alors donnée par :

avec $\varpi = (1 - \frac{a}{s})^{K_p}$ et $m = \frac{\left(K_p - 1\right) \cdot \left[\left(1 - \frac{a}{s}\right)^2 - \left(1 - \frac{a}{s}\right)^{K_p}\right]}{2 \cdot \left(K_p - 2\right)}$

en faisant l'hypothèse
$$\frac{L_0}{L} = 1 + \varepsilon$$

 $t = L \cdot \sqrt{\frac{3}{8} \cdot (\frac{L_0}{L} - 1)}$

Cette équation comporte deux inconnues, T et ε . Elle peut être résolue en prenant en compte la déformation maximum autorisée dans le géosynthétique. La déformation est limitée par la norme britannique, afin de s'assurer qu'aucun tassement différentiel en surface

L'Équation 30 est valable pour $H/s \ge 0.5$ car une hauteur minimum est nécessaire pour que la voûte puisse se former, qui dépend de l'espacement des inclusions.



Figure 70 – Distribution non uniforme de la contrainte sur le sol compressible

Méthodes permettant de déterminer la tension dans la nappe géosynthétique

Norme BS8006 (1995)

 $E = 1 - \alpha_R \cdot \left(\boldsymbol{\varpi} + \frac{s}{H} \cdot \boldsymbol{m} \right)$

La norme BS8006 (1995) donne une expression permettant de déterminer la tension T dans le géosynthétique à partir de la charge répartie p qui s'y applique et de la déformation axiale ε , en ne considérant aucun support du sol sous-jacent (la méthode considère une bande de géosynthétique d'épaisseur a) :

$$T = \frac{p \cdot (s-a)}{2} \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{6 \cdot \varepsilon}}$$
 Équation 32

déflection d'un câble de longueur initiale L_0 et de déformée L sous chargement uniforme :

Cette équation est déterminée à partir de la formule de Leonard (1988) donnant la

Équation 30

Équation 31

Équation 33

n'apparaisse. La norme donne comme limite de déformation la valeur de 6 %. Cette limite doit être réduite dans le cas des matelas de faible hauteur. Une déformation de fluage de l'ordre de 2 % est ensuite autorisée à long terme.

Méthodes de Low et al. (1994)

L'analyse de Low *et al.* (1994) tient compte de l'interaction entre l'effet voûte dans le matelas, la déformation du géosynthétique et la réaction du sol compressible. La déformée du géosynthétique disposé sur les têtes d'inclusion est prise en compte en supposant que sa forme est un arc de cercle. Une première approche simplifiée considère un comportement élastique linéaire du sol compressible. La pression s'appliquant sur le géosynthétique est réduite due à la réaction du sol compressible, comme explicité sur la Figure 71 : on a finalement une distribution de contrainte uniforme p_0 :

$$p_0 = q_s - t \cdot \frac{M}{D}$$
 Équation 34

- q_s est la contrainte maximum due au poids du matelas s'appliquant sur le géosynthétique (calculée à partir des développements analytiques sur l'effet voûte),
- $t \cdot \frac{M}{D}$ est la réaction du sol compressible à mi-portée,
- *t* est le tassement maximum,
- *D* l'épaisseur de la couche compressible
- *M* est le module de la couche compressible, déterminé par $M = \frac{q_s \cdot D}{t_0}$, où t_0 est le

tassement du sol compressible sans renforcement.



Figure 71 – Pression sur le géosynthétique, d'après Low et al. (1994)

Les développements analytiques donnent une expression permettant de déterminer t/s':

$$\frac{t}{s'} = \frac{\sigma_s \cdot D}{s' \cdot M} - 2 \cdot \frac{D \cdot J}{s'^2 \cdot M} \cdot (\theta - \sin \theta)$$
 Équation 35

J est la raideur du géosynthétique et 2θ est l'angle de l'arc de cercle formé par la déformée du géosynthétique et s'exprime :

$\theta = a \sin\left(\frac{4 \cdot \frac{t}{s'}}{1 + 4 \cdot \left(\frac{t}{s'}\right)^2}\right)$ Équation 36

L'expression permettant de déterminer la déflexion *t* du géosynthétique est implicite et quelques solutions sont données sur la Figure 72. Ce graphe permet de déterminer la réduction de tassement t/t_0 , où t_0 est le tassement maximum sans géosynthétique, à partir de t_0 /s' et des rigidités relatives du sol compressible et du géosynthétique, exprimées par le terme η :

$$\eta = \frac{D \cdot J}{s^{\prime 2} \cdot M}$$
Équation 37

Plus η augmente, ce qui signifie que la raideur du géosynthétique et/ou la compressibilité du géosynthétique augmente, plus la déflexion du géosynthétique est réduite. Ce graphe montre clairement l'interaction qui existe entre les différents paramètres.



Figure 72 – Réduction de tassement théorique

La déformation axiale dans le géosynthétique est ensuite déterminée par des considérations géométriques :

$$\varepsilon = \frac{\theta - \sin \theta}{\sin \theta}$$
 Équation 38

et la tension dans le géosynthétique, considérée uniforme, est donnée par $T = J \epsilon$.