



Amélioration des Sols par Inclusions Rigides
Opération du Réseau Génie Civil et Urbain

OPERATION DU RESEAU GENIE CIVIL & URBAIN

Projet National ASIRI
Thème 4 : « Modélisation numérique »

**Modélisation numérique bidimensionnelle du
modèle de laboratoire développé à l'INSA et
études paramétriques**

Orianne JENCK, Maître de Conférences

Daniel DIAS, Maître de Conférences

Richard KASTNER, Professeur des Universités

Octobre 2006

A.S.I.RI/FICHE SIGNALÉTIQUE

TITRE : Modélisation numérique bidimensionnelle du modèle de laboratoire développé à l'INSA et études paramétriques

RAPPORT N° : 4_01

DATE D'ÉTABLISSEMENT : Octobre 2006

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

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

THEME DE RATTACHEMENT : Thème 4 : modélisation numérique

LETTRE DE COMMANDE :

SOMMAIRE

SOMMAIRE.....	2
NOTATIONS.....	4
INTRODUCTION.....	6
1 OBTENTION DE RESULTATS EXPERIMENTAUX SUR LE MODELE REDUIT.....	7
1.1 LE MODELE REDUIT BIDIMENSIONNEL.....	7
1.2 RESULTATS OBTENUS.....	8
1.3 ETUDES PARAMETRIQUES MENEES SUR LE MODELE REDUIT.....	8
1.3.1 Paramètres géométriques.....	8
1.3.2 Compressibilité de la mousse.....	8
1.3.3 Raideur du géosynthétique.....	9
2 MODELISATION NUMERIQUE BIDIMENSIONNELLE.....	9
2.1 MODELE NUMERIQUE.....	9
2.1.1 Maillage.....	9
2.1.2 Chargement.....	10
2.1.3 Eléments d’interface.....	11
2.1.4 Modèle numérique avec un renforcement horizontal.....	11
2.2 MODELISATION DU COMPORTEMENT DES DIFFERENTS MATERIAUX.....	12
2.2.1 Modélisation du comportement du sol analogique.....	12
2.2.2 Modélisation du comportement de la mousse simulant le sol compressible.....	19
3 SIMULATION DES ESSAIS EXPERIMENTAUX.....	24
3.1 MODELISATION DU SOL DU REMBLAI AVEC LE MODELE DE MOHR-COULOMB (MODULE D’YOUNG E ₂₅).....	24
3.1.1 Influence des paramètres géométriques.....	24
3.1.2 Influence de la compressibilité de la mousse.....	33
3.1.3 Apport d’un renforcement géosynthétique horizontal.....	34
3.1.4 Résultats complémentaires obtenus par la modélisation numérique.....	39
3.2 MODELISATION DU SOL DU MATELAS AVEC LE MODELE CJS2.....	42
3.2.1 Report de charge vers les inclusions.....	42
3.2.2 Tassements en base du matelas.....	43
3.2.3 Tassements et déformations dans le massif.....	44
3.3 CONFRONTATION DES DIVERSES APPROCHES DE MODELISATION DU COMPORTEMENT DU SOL DU MATELAS.....	45
3.4 CONCLUSIONS SUR LES SIMULATIONS NUMERIQUES DES ESSAIS EXPERIMENTAUX.....	48
4 ETUDES PARAMETRIQUES.....	50
4.1 INFLUENCE DES PROPRIETES MECANIQUES DU SOL DU MATELAS.....	50
4.1.1 Influence des paramètres élastiques.....	50
4.1.2 Influence de l’angle de frottement.....	53
4.1.3 Influence de l’angle de dilatance.....	58
4.1.4 Apport d’une cohésion.....	61
4.2 INFLUENCE DES PROPRIETES ELASTIQUES DE LA MOUSSE.....	64
4.2.1 Influence du module d’Young.....	64
4.2.2 Influence du coefficient de Poisson de la mousse.....	66
4.2.3 Conclusions sur l’influence des paramètres élastiques de la mousse.....	67
4.3 INFLUENCE DE LA RAIDEUR DE LA NAPPE GEOSYNTHETIQUE.....	67
4.3.1 Influence sur le report de charge.....	68
4.3.2 Influence sur les tassements dans le matelas.....	71
4.3.3 Conclusions sur l’influence de la raideur de la nappe horizontale.....	72
4.4 CONCLUSION SUR LES ETUDES PARAMETRIQUES NUMERIQUES.....	73
5 CONCLUSIONS.....	75
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	77
ANNEXES.....	79

ANNEXE A : LOGICIEL EN DIFFERENCES FINIES FLAC	79
ANNEXE B : ELEMENTS D’INTERFACE.....	84
ANNEXE C : ELEMENTS « POUTRE » POUR SIMULER LE RENFORCEMENT HORIZONTAL	85
ANNEXE D : MODELES DE COMPORTEMENT.....	86

NOTATIONS

A	Section d’un élément poutre
E	Module d’Young
E_{25}	Module d’Young sécant à 25% du déviateur à la rupture
E_{50}	Module d’Young sécant à 50% du déviateur à la rupture
E_{oedo}	Module œdométrique tangent
H	Hauteur de matelas
J	Raideur du géosynthétique
K	Coefficient de pression horizontale des terres
K_0	Coefficient des terres au repos
SRR	Taux de réduction de contrainte
T	Tension dans le géosynthétique
a	Largeur d’une tête d’inclusion
c	Cohésion
h_M	Hauteur des blocs de mousse (modèle réduit)
k_n	Raideur normale d’un élément d’interface
k_s	Raideur tangentielle d’un élément d’interface
q^*	Contrainte verticale moyenne en base du matelas
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
s'	Distance entre les bords de deux têtes d’inclusions
t	Déflexion du géosynthétique
α	Taux de recouvrement
ε	Déformation axiale dans le géosynthétique
ε_1	Déformation axiale de l’échantillon lors de l’essai triaxial
γ	Poids volumique
φ	Angle de frottement
ψ	Angle de dilatance
ν	Coefficient de Poisson
σ_1	Contrainte principale majeure
σ_3	Contrainte principale mineure
σ_x	Contrainte horizontale

σ_y

Contrainte verticale

INTRODUCTION

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

Des essais expérimentaux sur un modèle réduit de laboratoire bidimensionnel ont été préalablement effectués, permettant une étude du comportement du système plus particulièrement au niveau du matelas de transfert de charge, dans lequel se développe un effet de voûte, et au niveau de la nappe de renforcement horizontale (lorsqu’elle est présente), dans laquelle se développe un effet membrane. Ces expérimentations sont présentées en détail dans un rapport concernant le thème 3 « Essais de laboratoire » du projet. Les résultats expérimentaux constituent une base de données relativement complète en terme de diversité des géométries du système de renforcement, de compressibilité du sol sous-jacent, de raideur de nappe de géosynthétique. De plus, les expérimentations ont été exploitées en terme de champ de déplacement dans le massif et de distribution des efforts en base du matelas, ce qui rend possible des confrontations robustes avec des approches de modélisation numérique.

Une approche de modélisation en milieu continu est ainsi proposée et confrontée aux résultats expérimentaux dans l’optique de sa validation. Les études paramétriques peuvent alors être complétées par la modélisation numérique. La validation de la procédure de modélisation et des modèles de comportement utilisés permettra par la suite d’étendre l’approche à un cas réel tridimensionnel.

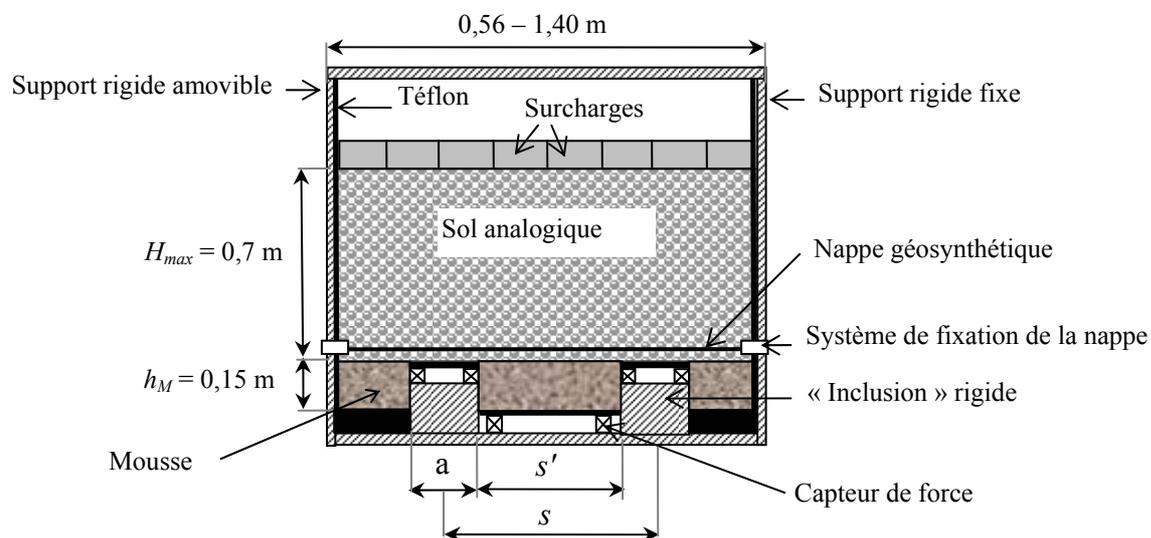
1 OBTENTION DE RESULTATS

EXPERIMENTAUX SUR LE MODELE REDUIT

1.1 LE MODELE REDUIT BIDIMENSIONNEL

Un modèle réduit bidimensionnel de laboratoire mettant en œuvre des matériaux analogiques a été développé à l’INSA de Lyon, permettant l’étude des mécanismes plus particulièrement au niveau du matelas de transfert de charge. Un schéma du modèle réduit est donné sur la Figure 1.

- Le sol compressible est simulé par des blocs de mousse de hauteur 0,15 m. Ces blocs ne visent pas à représenter un horizon réel, mais à obtenir du tassement en base du matelas.
- Les inclusions sont représentées par des éléments métalliques rigides fixés au bâti et instrumentés en capteur de force.
- Le matelas est constitué du sol analogique de Schneebeli, assemblage de rouleaux d’acier de différents diamètres (3, 4 et 5 mm) et de 60 mm de long : ce sol analogique est purement bidimensionnel. Le matelas est mis en place par couches successives de 0,1 m jusqu’à une hauteur maximum de 0,7 m, puis on ajoute une couche de surcharge uniforme en surface.
- Un système de fixation par des mors amovibles permet d’étudier le cas d’une nappe géosynthétique disposée en base du matelas.



a : largeur de la tête d’inclusion
 s : espacement entre les inclusions
 $s' = s - a$
 H : hauteur de matelas
 h_M : hauteur des blocs de mousse

Figure 1 – Modèle réduit bidimensionnel

1.2 RESULTATS OBTENUS

Les résultats des expérimentations effectuées sur le modèle sont obtenus en terme de distribution des efforts en base du matelas grâce à l’instrumentation en capteur d’effort, et en terme de champ de déplacement dans tout le massif, grâce à l’application d’une technique de corrélation d’images numériques (Jenck *et al.*, 2005).

La connaissance de la répartition des efforts en base du matelas entre la mousse compressible et les inclusions rigides permet de déterminer des indicateurs de report de charge utilisés dans la littérature (Hewlett et Randolph, 1988 ; Low *et al.*, 1994 ; Han et Gabr, 2002).

- L’efficacité est la proportion du poids total du matelas qui est transmise vers les inclusions. C’est donc le rapport entre l’effort vertical appliqué sur les inclusions et le poids total du matelas. 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%).
- Le taux de réduction de contrainte, ou *SRR* pour Stress Reduction Ratio 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^* ($= \gamma \times H$). Sans redistribution des efforts en base du matelas, $SRR = 1$, et lorsqu’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.

Ces deux paramètres sont liés par la relation :

$$SRR = \frac{1 - \text{Efficacité}}{1 - \alpha} \quad \text{Équation 1}$$

1.3 ETUDES PARAMETRIQUES MENEES SUR LE MODELE REDUIT

1.3.1 Paramètres géométriques

Le modèle développé présente une modularité géométrique, permettant d’effectuer une étude paramétrique sur l’espacement entre les inclusions s ou s' (Figure 1) et le taux de recouvrement α , qui est la proportion de la surface de sol compressible couverte par les inclusions, égale ici à a/s . Pour une largeur des têtes d’inclusion de 0,1 m, α varie entre 15 et 31%. La mise en place des rouleaux par couches successives permet l’analyse de l’influence de la hauteur de matelas H entre 0 et 0,7 m.

1.3.2 Compressibilité de la mousse

Deux types de mousse ont été utilisés dans les expérimentations afin d’analyser l’influence de la compressibilité sur les mécanisme : une mousse nommée d120, et une mousse plus compressible d80.

1.3.3 Raideur du géosynthétique

Plusieurs matériaux ont été testés en tant que renforcement horizontal en base du matelas. La valeur de la raideur a été déterminée expérimentalement pour chacun des matériaux

Nappe	RP200	RP75	4 Typar
Raideur	200 kN/m	75 kN/m	20 kN/m

Tableau 1 – Raideur expérimentale des nappes de renforcement

2 MODELISATION NUMERIQUE BIDIMENSIONNELLE

2.1 *MODELE NUMERIQUE*

La modélisation numérique proposée dans cette étude est une approche en milieu continu, utilisant le logiciel en différences finies Flac (Itasca, 2002), permettant de résoudre des problèmes en contrainte-déformation. Une description du code de calcul est donnée en Annexe A. Les calculs sont effectués en deux dimensions en déformations planes.

2.1.1 Maillage

L’expérimentation sur modèle réduit comporte deux inclusions, permettant l’étude dans la partie centrale, supposée affranchie des effets de bord. Dans le cadre de l’analyse numérique, les conditions de symétrie permettent de ne modéliser qu’un quart du modèle réduit. La Figure 2 présente une vue schématique du modèle numérique mis en place, comportant la mousse simulant le sol compressible, une demi inclusion rigide et le matelas constitué du sol analogique de Schneebeli. Pour satisfaire aux conditions de symétrie, les déplacements au niveau des axes de symétrie sont bloqués horizontalement. La limite inférieure est bloquée verticalement et les bords de l’inclusion sont bloqués dans les deux directions (inclusions indéformables). Des interfaces ont été mises en place sur les bords de l’inclusion et entre la mousse et le massif de rouleaux, ce qui permet un déplacement relatif mousse/inclusion, massif/inclusion et massif/mousse.

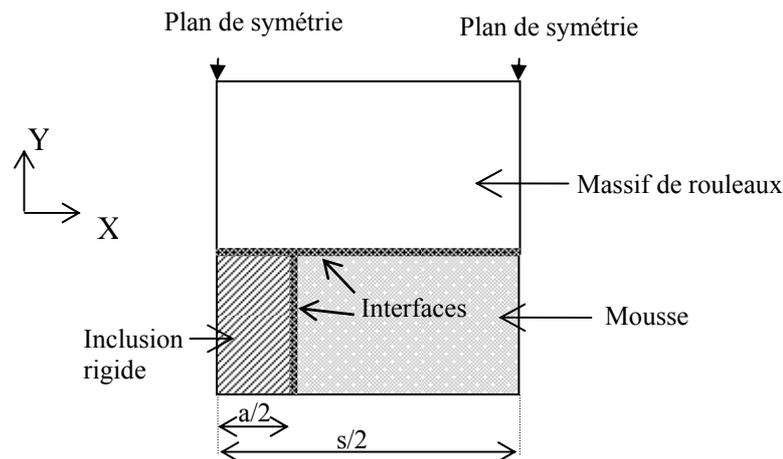


Figure 2 – Modélisation numérique du modèle réduit

L'inclusion supposée parfaitement rigide n'est pas modélisée, on la prend en compte par blocage des nœuds situés à sa périphérie. Seuls les éléments périphériques de l'inclusion ont été conservés pour la mise en place des interfaces. La Figure 3 présente une partie du maillage autour de l'inclusion, ainsi que les interfaces. Le modèle numérique comporte jusqu'à 2 800 zones de sol pour $\alpha = 15\%$ et $H = 0,7$ m.

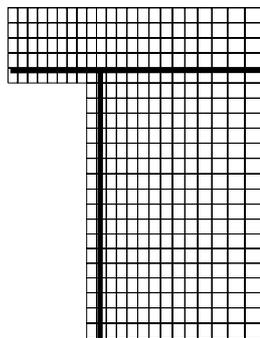


Figure 3 – Maillage et interfaces autour de l'inclusion

2.1.2 Chargement

La modélisation numérique adoptée permet de simuler la mise en place par couches successives du massif de rouleaux. Elle ne permet pas de simuler la phase de consolidation observée par fluage de la mousse sur le modèle réduit. Les étapes du calcul sont les suivantes :

1. Mise en place de la mousse d'une hauteur de 0,15 m et de l'inclusion, séparés par une interface permettant le déplacement différentiel entre ces deux éléments,
2. Equilibre du système sous gravité,
3. Mise en place de la 1^{ère} couche de sol, séparée de l'ensemble mousse - inclusion par des éléments d'interface.

4. Equilibre du système
5. Répétition des phases 3 et 4 jusqu’à une hauteur de rouleaux de 0,7 m.
6. Après mise en place et équilibre de la dernière couche, on applique une contrainte de 5 kPa en surface, correspondant à une surcharge équivalente à 0,08 m de sol analogique.

Dans le cas de l’utilisation du modèle CJS2 pour la simulation du comportement du matelas, les étapes de mise en place du matelas sont quelque peu modifiées pour des raisons numériques : avant la mise en place d’une couche de sol réelle, une surcharge verticale est appliquée en surface du massif existant de valeur inférieure ou égale à la contrainte verticale exercée par la couche suivante. Après équilibre, la surcharge est supprimée et remplacée par la couche de sol.

2.1.3 Eléments d’interface

Des éléments d’interface sont modélisés entre la mousse, le matelas et l’inclusion, afin de prendre en compte les mouvements relatifs entre ces différents éléments (Annexe B). Le critère de rupture de Coulomb est adopté avec une cohésion nulle et un angle de frottement de 19°. Les caractéristiques du comportement de l’interface dans la partie élastique sont la raideur normale k_n et la raideur tangentielle k_s (en N/m). Ces paramètres sont estimés à partir de la règle donnée par Itasca (2002) en fonction de la taille et de la rigidité des zones de sol adjacentes, permettant de limiter les temps de calcul. Une étude paramétrique sur l’influence des valeurs de k_n et k_s est également menée, conduisant à une très faible influence de ces paramètres sur les déplacements relatifs entre les différents éléments du système. Finalement, pour chacune des interfaces, $k_n = k_s$ avec une valeur entre 1,3 et $4,5 \cdot 10^{11}$ N/m.

2.1.4 Modèle numérique avec un renforcement horizontal

Dans le cas d’un renforcement horizontal situé en base du matelas, celui-ci est modélisé par des éléments structure de type « poutre », décrits en Annexe C, avec une résistance à la flexion nulle. Le comportement est élastique linéaire. Les paramètres section de la poutre A et module d’élasticité E permettent d’affecter une valeur de raideur J du renforcement ($J = E \times A$).

Les calculs sont effectués en grandes déformations afin de pouvoir prendre en compte l’effet de membrane qui est conditionné par la déflexion et l’allongement de la nappe. En effet, seul un calcul en grandes déformations permet de prendre en compte le changement de géométrie de la nappe et donc un changement d’orientation de la tension résultante dans la nappe. Le maillage a été modifié afin de pouvoir effectuer les calculs en grandes déformations : les éléments sont deux fois plus grands. Le maillage pour une hauteur de matelas de 0,1 m est donné sur la Figure 4. Le calcul n’est effectivement pas possible avec le maillage présenté précédemment, car les déformations sont trop importantes et cela pose alors un problème numérique.

Dans ce modèle numérique, aucun élément d’interface n’a pas été modélisé, car ceux-ci se sont révélés incompatibles avec une simulation numérique correcte du renforcement horizontal (problème numérique).

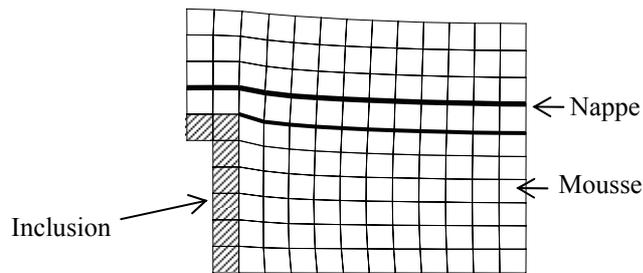


Figure 4 – Maillage pour le calcul avec nappe

2.2 MODELISATION DU COMPORTEMENT DES DIFFERENTS MATERIAUX

2.2.1 Modélisation du comportement du sol analogique

Le comportement mécanique du sol analogique de Schneebeli a été déterminé expérimentalement par Dolzhenko (2002), qui a effectué des essais biaxiaux et des essais œdométriques à des contraintes de confinement équivalentes à celles rencontrées dans l’expérimentation sur le modèle réduit. Les résultats de ces essais servent de support pour le choix des modèles de comportement et l’identification des paramètres.

2.2.1.1 Modèle élastique parfaitement plastique avec critère de rupture de Mohr-Coulomb

Nous cherchons tout d’abord à valider le modèle numérique en utilisant des lois de comportement simples. Dans un premier temps, le comportement du sol analogique de Schneebeli est donc modélisé par un modèle élastique parfaitement plastique avec le critère de rupture de Mohr-Coulomb. Les cinq paramètres mécaniques de cette loi sont le module d’Young E , le coefficient de Poisson ν , l’angle de frottement φ , l’angle de dilatance ψ et la cohésion c . Un rappel de ce modèle est présenté en détail en Annexe D. De nombreux auteurs (Russell et Pierpoint, 1997 ; Kempton *et al.*, 1998 ; Laurent *et al.*, 2003 ; Stewart et Filz, 2005) ont mis en œuvre ce modèle simple afin de simuler le comportement d’un remblai érigé sur sol renforcé par inclusions rigides. Des auteurs (Jones *et al.*, 1990 ; Han et Gabr, 2002) ont néanmoins pris en compte la dépendance du comportement en fonction de la contrainte en introduisant le modèle hyperbolique de Duncan et Chan (1970).

Essais biaxiaux

Les essais expérimentaux sur des assemblages de rouleaux de Schneebeli sont purement bidimensionnels. Afin de simuler le comportement avec une loi de comportement tridimensionnelle, les essais sont supposés réalisés en déformations planes. Dans ce cas, avant la rupture nous avons les équations 1 et 2 permettant de déterminer les propriétés élastiques E et ν :

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{E}{1 - \nu^2} \cdot \varepsilon_1$$

Équation 2

$$\varepsilon_v = \frac{1 - 2 \cdot \nu}{1 - \nu} \cdot \varepsilon_1$$

Équation 3

σ_1 : contrainte verticale appliquée sur l’échantillon

σ_3 : contrainte de confinement de l’échantillon

ε_1 : déformation axiale de l’échantillon

La Figure 5 présente les résultats des essais biaxiaux. Les courbes expérimentales de la contrainte déviatoire en fonction de la déformation axiale permettent de déterminer un angle de frottement interne égal à 24° , une cohésion nulle et des modules sécants à 25 % du déviateur à la rupture (E_{25}) pour chacun des niveaux de confinement. Ce choix de module est arbitraire et un module sécant à 50% du déviateur à la rupture par exemple aurait aussi pu être choisi (voir plus loin). Ces modules E_{25} sont donnés dans le Tableau 2, qui indique également la valeur du module d’Young calculé avec E_{25} et un coefficient de Poisson égal à 0,48 selon l’Équation 2. La variation du module est approximativement linéaire (Figure 6), on a la relation $E = 353 \cdot \sigma_3$

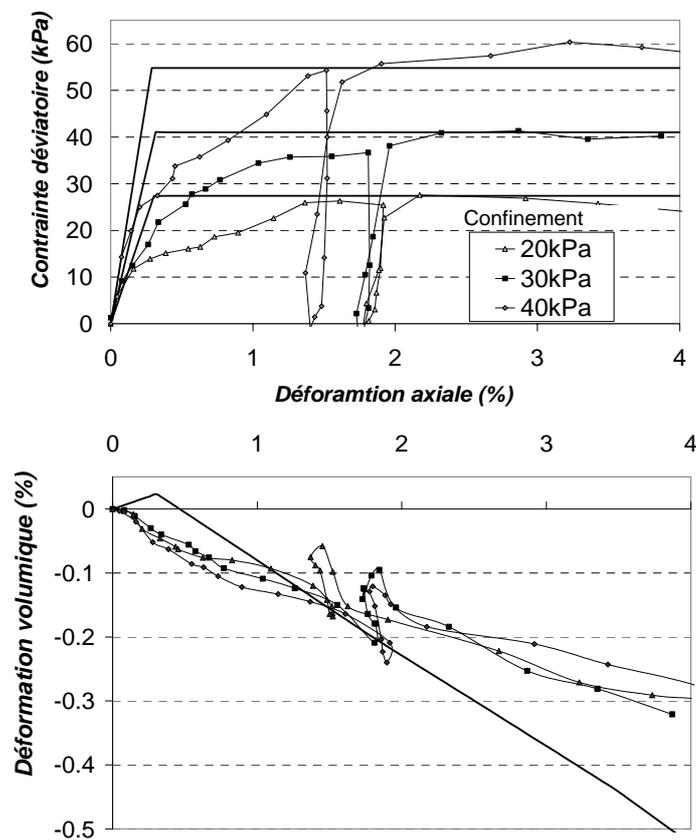


Figure 5 – Résultats des essais biaxiaux expérimentaux (Dolzhenko, 2002) et numériques avec le modèle de « Mohr-Coulomb »

σ_3 (kPa)	E_25 (MPa)	E (MPa) avec $\nu = 0,48$
20	9	6,9
30	13	10
40	19	14,6

Tableau 2 – Détermination des modules sécants d’après les courbes expérimentales de Dolzhenko (2002)

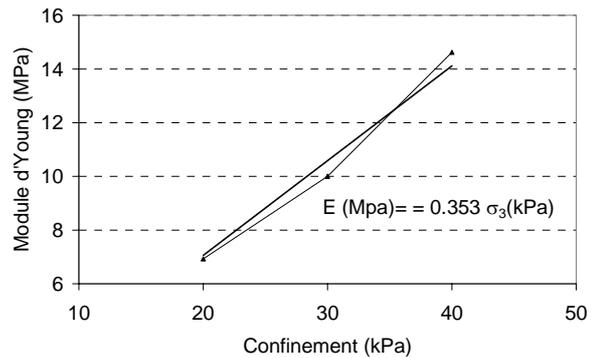


Figure 6 – Module d’Young en fonction du confinement

Choix du coefficient de Poisson

Un coefficient de Poisson égal à 0,48 est utilisé, car cette valeur importante permet de minimiser la zone de contractance qui est expérimentalement inexistante. En effet, une valeur de 0,5 correspond à un matériau incompressible, mais une valeur de 0,48 permet d’éviter les problèmes numériques. Al Abram (1998) a proposé deux valeurs de coefficient de Poisson pour le sol analogue utilisé : 0,35 et 0,48.

Module sécant à 50% du déviateur à la rupture

Un module d’Young correspondant au module sécant à 50 % du déviateur à la rupture lors d’un essai biaxial peut également être choisi, comme illustré par la Figure 7a. On se rapproche ainsi de la forme des courbes $\varepsilon - q$, mais la rupture est alors atteinte pour une déformation axiale plus importante, et donc la dilatance apparaît encore plus tard (Figure 7b). Ce module d’Young est réduit de 35 à 55 % par rapport au module d’Young déterminé à partir du module sécant à 25 % du déviateur à la rupture.

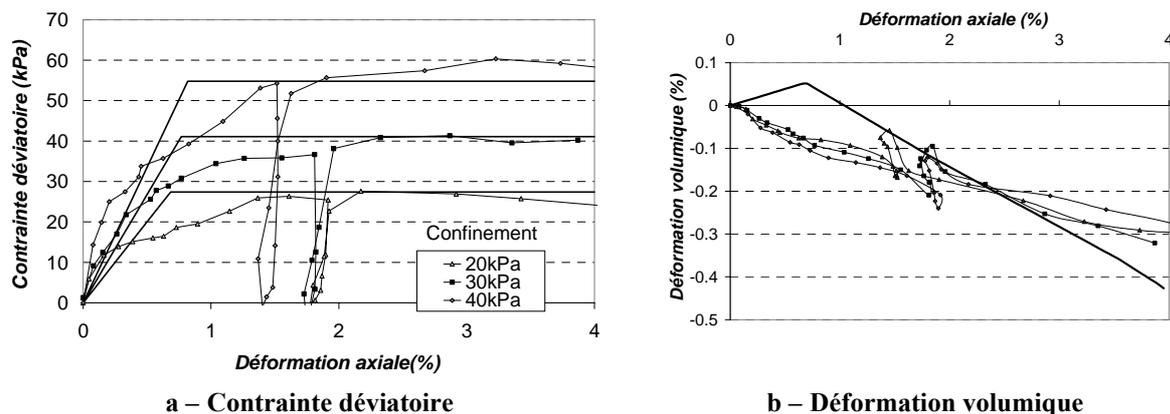


Figure 7 – Essai biaxial avec un module sécant à 50 % du déviateur à la rupture.

Le module d’Young (calculé à partir d’un coefficient de Poisson de 0,48) est représenté en fonction de la contrainte de confinement sur la

Figure 8. La loi d’évolution peut être approximée par : $E \text{ (MPa)} = 0,135\sigma_3 \text{ (kPa)} + 1,29$

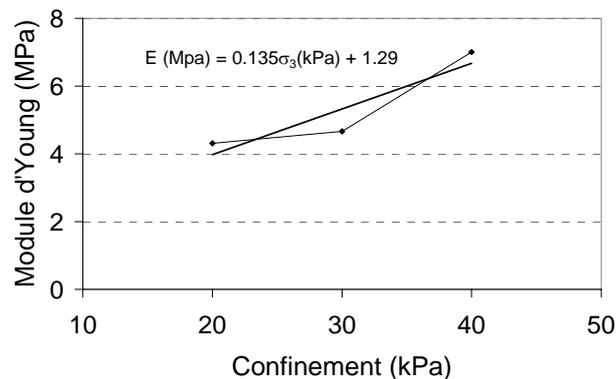


Figure 8 – Module d’Young en fonction du confinement

Essai œdométrique

Un essai œdométrique a été simulé utilisant le jeu de paramètres donné dans le Tableau 3 (module d’Young E_{25}). Le module d’Young varie avec la contrainte horizontale $\sigma_h = \sigma_v \cdot K_0$ selon $E = 353 \cdot \sigma_h$, le coefficient K_0 étant pris égal à 0,7 (Dolzhenko, 2002). Les résultats de la simulation sont comparés aux résultats expérimentaux de Dolzhenko (2002) sur la Figure 9. Avec le modèle de Mohr-Coulomb, les modules en chargement et déchargement sont identiques. La loi de variation du module avec la contrainte retenue permet d’obtenir un module équivalent à celui obtenu expérimentalement pour une contrainte verticale d’environ 30 kPa. Pour une contrainte inférieure, le module œdométrique est sous-estimé, pour une contrainte supérieure, il est surestimé. L’identification du module d’Young du sol de Schneebeli en chargement sur les résultats des essais œdométriques pourrait conduire à choisir un module constant égal à 4,5 MPa (Figure 10). Pour la loi d’évolution du module retenue, ce module est atteint pour une contrainte verticale de 18 kPa.

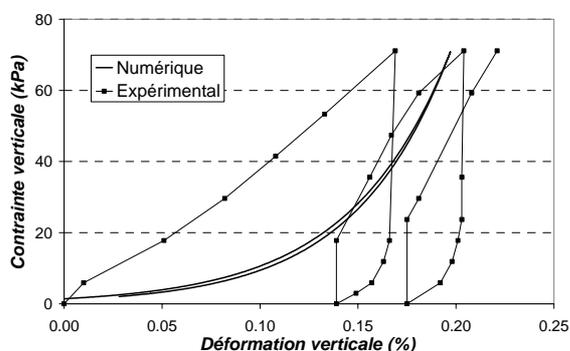


Figure 9 – Essai œdométrique, module variable
 $E = 353 \cdot \sigma_3$

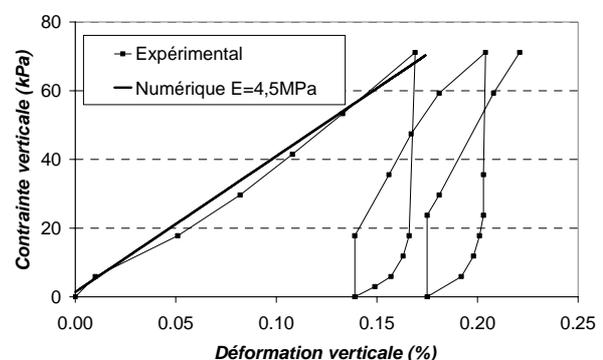


Figure 10 – Essai œdométrique, module constant
 $E = 4,5 \text{ MPa}$

Conclusion sur l’utilisation de ce modèle

Les calculs, dont les résultats sont présentés dans la partie suivante, sont tout d’abord effectués avec le module d’Young E_{25} et finalement, le jeu de paramètres retenu est le suivant :

E	ν	ϕ	ψ	c
$E = 353 \sigma_3$ $\sigma_3 = K_0 \cdot \gamma \cdot h$	0,48	24°	4°	0 kPa

Tableau 3 – Identification des paramètres du modèle de Mohr-Coulomb

Ce modèle de comportement simple ne permet pas de prendre en compte correctement le comportement du sol analogique avant la rupture, et notamment la dilatance avant la rupture, alors qu’elle est observée expérimentalement dès le début du chargement. De plus, un choix doit être fait pour la partie élastique du modèle. Cependant, la formulation de ce modèle permet de prendre correctement en compte des modélisations bidimensionnelles, car n’interviennent que les contraintes principales majeure et mineure.

2.2.1.2 Modèle élastoplastique avec écrouissage CJS2

Le comportement du sol analogique composant le matelas est ensuite simulé par un modèle élastoplastique plus complexe. Nous cherchons à valider l’utilisation de cette loi de comportement à partir des résultats des essais expérimentaux.

Le modèle CJS2 (Maleki *et al.*, 2000) est un modèle élastoplastique avec écrouissage isotrope bien adapté au comportement des sols granulaires. La formulation théorique de ce modèle est donnée en Annexe E. A la différence du modèle de Mohr-Coulomb, ce modèle permet de prendre en compte la non linéarité du comportement avant la rupture. Il permet également de prendre en compte le déchargement qui présente un module plus élevé. Ce modèle permet également de simuler la dilatance avant la rupture, alors qu’un modèle élastique parfaitement plastique ne peut prendre en compte la dilatance qu’une fois la rupture atteinte. Le modèle CJS2 ne permet pas de prendre correctement en compte un chargement cyclique, mais il n’y a pas de chargement de ce type dans cette modélisation. Un jeu de paramètres permet de simuler une densité initiale donnée, mais pour les petits rouleaux, cette valeur varie très peu et l’état initial peut être considéré comme dense. Le Tableau 4 indique les paramètres du modèle ainsi que leur signification. Les paramètres du modèle sont identifiés à partir d’essais biaxiaux à différents niveaux de confinement et avec déchargement et d’un essai oedométrique avec déchargement.

Elasticité	G_o	Module de cisaillement pour la pression de référence $P_a=100\text{kPa}$
	K_o^e	Module volumique pour $P_a=100\text{kPa}$
	n	Dépendance des paramètres élastiques à la contrainte
Mécanisme déviatoire	R_m	Taille de la surface de rupture
	R_c	Taille de la surface de caractéristique
	β	caractérise la pente de dilatance au palier d’écoulement
	A	caractérise la pente du déviateur
	γ	caractérise la forme de la surface de rupture
Mécanisme isotrope	K_o^p	Module de déformation volumique plastique pour $P_a=100\text{kPa}$

Tableau 4 – Paramètres du modèle CJS2

La Figure 11 présente les résultats expérimentaux et les résultats des simulations numériques en déformations planes des essais biaxiaux. Les courbes du déviateur en fonction de la déformation axiale montrent que ce modèle permet de correctement prendre en compte le comportement du sol avant la rupture. Le calage sur la courbe déviateur - déformation obtenu lors de l’essai biaxial à pression de confinement de 40 kPa est légèrement moins bon, mais il correspond à un niveau de contrainte élevé (contrainte exercée par 0,64 m de rouleaux) par rapport au niveau de contrainte global obtenu lors de l’expérimentation. Le paramètre R_m dépend principalement de l’angle de frottement interne. $R_m = 0,20$ permet d’obtenir un angle de frottement de 24° , même valeur de l’angle de frottement choisi pour la modélisation avec le critère de rupture de Mohr-Coulomb. Les paramètres de l’élasticité sont déterminés à partir de la phase de déchargement – rechargement. Expérimentalement, le sol analogique a un comportement dilatant dès le début du cisaillement. Cet aspect n’a pu être pris en compte par le modèle CJS2 qui simule une phase de contractance avant la dilatance. On peut néanmoins simuler la dilatance avant la rupture. Le modèle et les paramètres déterminés permettent de simuler la dilatance expérimentale pour un niveau de déformation inférieur à 2 %, comme pour la simulation avec le modèle de Mohr-Coulomb.

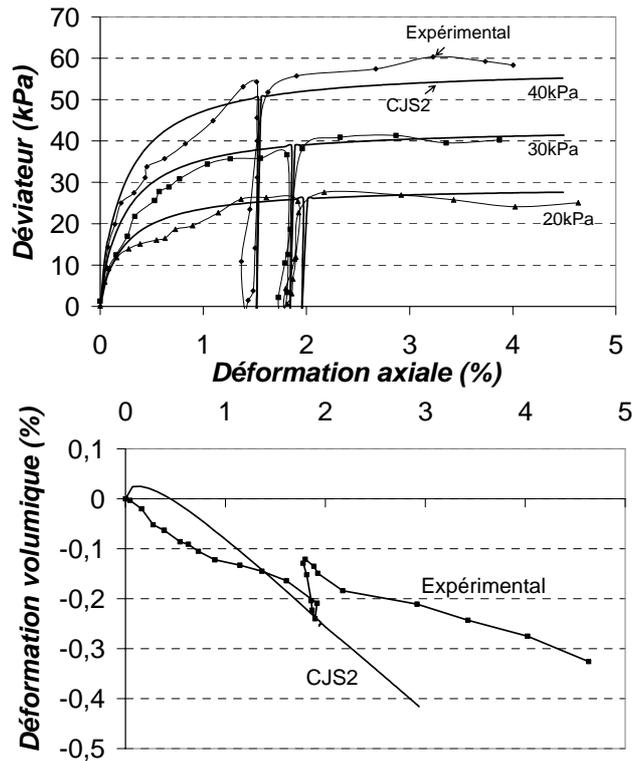


Figure 11 – Résultats des essais biaxiaux expérimentaux et numériques avec le modèle CJS2

La Figure 12 présente les résultats numériques en déformations planes et les résultats expérimentaux de l’essai œdométrique. Le modèle CJS2 permet de prendre en compte le comportement expérimental en chargement – déchargement – rechargement. Cet essai permet notamment d’identifier le paramètre K_0^p .

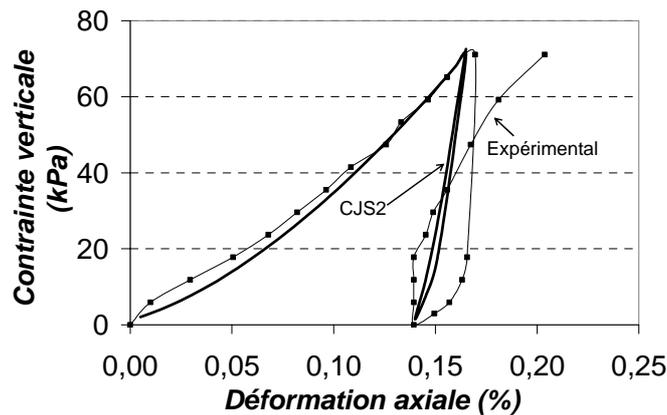


Figure 12 – Résultats des essais œdométriques expérimentaux et numériques avec le modèle CJS2

Les paramètres du modèle CJS2 déterminés à partir des essais biaxiaux et de l’essai œdométrique sont donnés dans le Tableau 5.

$G_o = 120 \text{ MPa}$	$K_{oc} = 360 \text{ MPa}$	$n = 0,3$	$\beta = -0,05$	$R_c = 0,05$
$A=0,0003 \text{ 1/Pa}$	$R_m = 0,20$	$K_{op} = 65 \text{ MPa}$	$\gamma = 0,64$	

Tableau 5 – Jeu de paramètres pour le modèle CJS2

2.2.2 Modélisation du comportement de la mousse simulant le sol compressible

Des essais de chargement monotones ont été effectués sur les deux matériaux mousse (d120 et d80) utilisés pour simuler le sol compressible (Figure 13). Ces essais permettent de déterminer une relation entre la contrainte verticale appliquée sur le bloc et la déformation verticale du bloc de mousse. Pour les deux matériaux, le modèle de comportement utilisé dans la modélisation numérique est élastique non linéaire, avec un module variable identifié à partir des résultats de chargement. En effet, il n’est pas nécessaire de modéliser le comportement en décharge car dans le problème des inclusions rigides, le sol compressible est uniquement soumis à une compression.

L’essai de chargement de la mousse est simulé en déformations planes. Avec cette hypothèse, le module œdométrique tangent de la mousse est déterminé par la relation :

$$E_{oedo} = \frac{\Delta\sigma_1}{\Delta\varepsilon_1} \quad \text{Équation 4}$$

où $\Delta\varepsilon_1$ est l’incrément de déformation verticale et $\Delta\sigma_1$ l’incrément de contrainte verticale (Figure 13). Ce module est la pente de la courbe contrainte - déformation obtenue lors de cet essai (Figure 14).

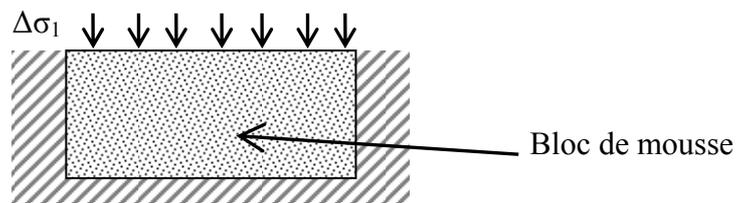


Figure 13 – Essai de chargement de la mousse

En élasticité La relation qui relie le module œdométrique tangent E_{eod} et le module d’Young E est :

$$E_{oed} = \frac{E.(1-\nu)}{(1+\nu).(1-2\nu)} \quad \text{Équation 5}$$

Le coefficient de Poisson ν n’a pas été déterminé expérimentalement, sa valeur a été identifiée numériquement afin d’obtenir une bonne concordance des déplacements dans le bloc de mousse dans le cas d’un renforcement par inclusions, comme présenté plus loin.

- Mousse d120

Le comportement expérimental de la mousse d120 est donné sur la Figure 14. Il peut être approximé par un modèle élastique décomposé en trois parties :

- deux parties linéaires pour lesquelles le module œdométrique tangent est constant,
- une partie de transition entre ces deux parties linéaires correspondant à une variation linéaire du module en fonction de la contrainte comme illustré par la Figure 15.

La Figure 15 présente l’évolution du module œdométrique tangent déterminé à partir des essais expérimentaux et l’évolution du module œdométrique décomposé en trois parties décrites ci-dessus. La linéarisation de la première partie de la courbe de la Figure 14 conduit à un module œdométrique tangent de 310 kPa et la linéarisation de la seconde partie à un module tangent de 134 kPa. Le module de la mousse est ainsi plus élevé pour les faibles contraintes et il est important d’en tenir compte afin de modéliser au mieux les essais expérimentaux, car ce module contrôle les tassements de la mousse. Avec un coefficient de Poisson fixé à 0,45, le module d’Young de la mousse est ainsi égal à 82 puis 35 kPa (d’après l’Équation 5).

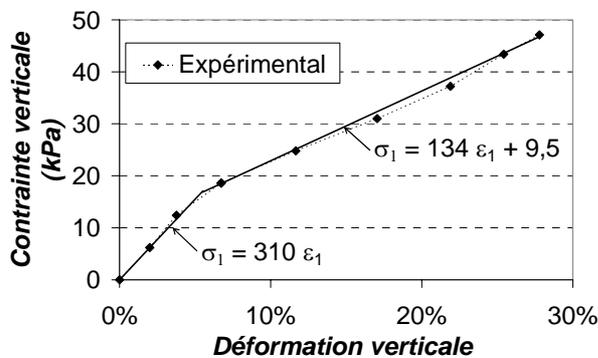


Figure 14 – Comportement expérimental de la mousse d120

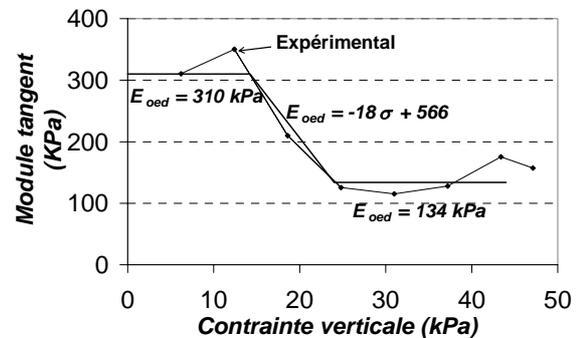


Figure 15 – Module œdométrique tangent en fonction de la contrainte verticale (mousse d120)

Un modèle de comportement élastique spécifique avec un module variable en fonction de la contrainte principale majeure a été implémenté pour une utilisation dans Flac. La Figure 15 montre l’évolution du module œdométrique tangent avec la contrainte telle qu’elle a été simulée numériquement.

Les résultats de la simulation numérique de l’essai de chargement de la mousse avec Flac sont comparés aux résultats expérimentaux sur la Figure 16. Le modèle numérique rend parfaitement compte du comportement de la mousse sous chargement simple.

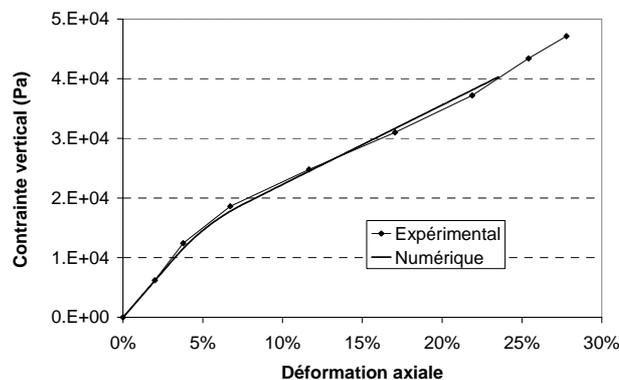


Figure 16 – Comportement expérimental et numérique de la mousse d120

- Mousse d80

Le comportement de la mousse plus compressible d80 peut être approximé par un modèle identique à celui simulant la mousse d120. Le module œdométrique tangent initial est de 59 kPa, puis il est de 277 kPa pour une déformation supérieure à 30 %. Avec un coefficient de Poisson de 0,45, le module d’Young est respectivement de 16 kPa puis de 73 kPa. Entre ces deux parties, le module œdométrique tangent varie avec la contrainte (Figure 18). Pour modéliser le comportement de la mousse d80, nous utilisons alors le modèle implémenté pour la mousse d120, mais avec des propriétés différentes. La Figure 19 compare les résultats de la simulation de l’essai de chargement aux résultats expérimentaux. Le modèle numérique rend parfaitement compte du comportement de la mousse sous chargement simple.

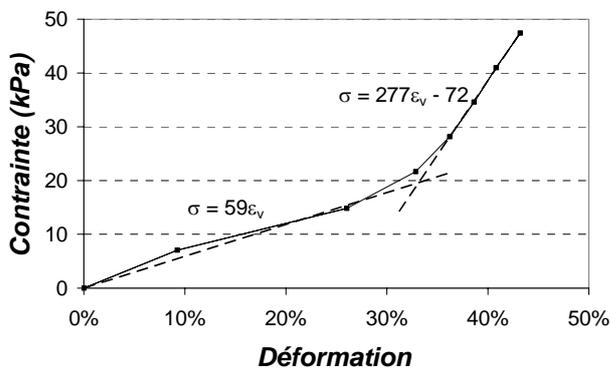


Figure 17 – Comportement expérimental de la mousse compressible d80

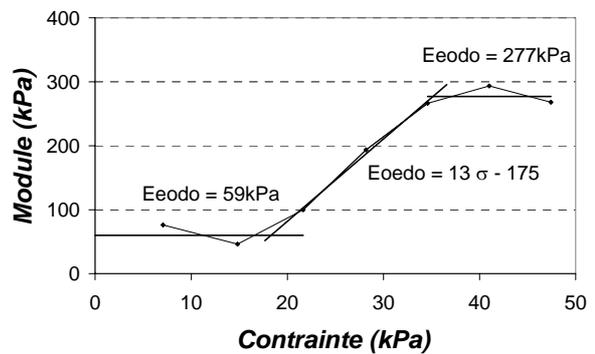


Figure 18 – Module en fonction de la contrainte (mousse d80)

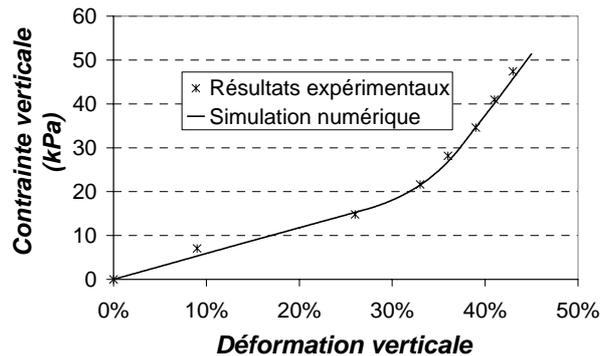


Figure 19 – Comportement expérimental et numérique de la mousse d80

Le comportement des deux types de mousse utilisés est confronté sur la Figure 20.

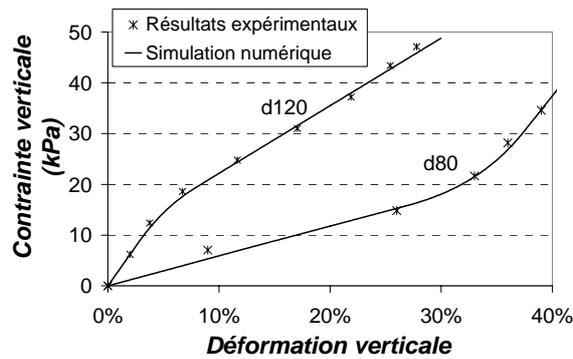


Figure 20 – Confrontation du comportement des deux mousses

Détermination du coefficient de Poisson de la mousse

Afin de mettre en évidence l’influence du coefficient de Poisson de la mousse, des calculs sont effectués avec différentes valeurs de coefficient de Poisson, entre 0 et 0,49, et un module d’Young calculé en fonction de la valeur de ν et du module œdométrique (équation 6). On utilise le modèle numérique présenté dans cette partie, avec un taux de recouvrement $\alpha = 15\%$. Le comportement du matelas est élastique parfaitement plastique avec le critère de rupture de Mohr-Coulomb et les paramètres définis plus loin précédemment. Des interfaces sont modélisées entre la mousse et l’inclusion et à la base du matelas dont les propriétés sont données précédemment. Ces interfaces permettent le déplacement relatif entre la mousse et l’inclusion.

La Figure 21 présente le tassement en surface de la mousse pour une hauteur de matelas $H = 0,7\text{ m} + \text{surchage}$. Cette figure montre que plus le coefficient de Poisson est grand, plus le tassement de la mousse est réduit lorsque l’on s’approche de l’inclusion. La Figure 22 présente les déplacements verticaux le long de l’inclusion pour $H = 0,7\text{ m} + \text{surchage}$. Pour $\nu = 0,49$, les déplacements sont négligeables et ils augmentent lorsque la valeur de ν diminue. En effet, plus le coefficient de Poisson du matériau mousse est grand, plus les sollicitations horizontales dues à un chargement vertical sont grandes, et donc plus les contraintes exercées sur le fût de l’inclusion sont grandes, ce qui entraîne une limitation du déplacement vertical le long de cette limite. Le Tableau 6 et la Figure 23 illustrent l’augmentation des contraintes le long de l’inclusion lorsque le coefficient de Poisson de la mousse augmente. Un effort de cisaillement maximum est obtenu pour $\nu = 0,45$ (les contraintes diminuent ensuite pour $\nu = 0,49$ probablement à cause d’une instabilité numérique).

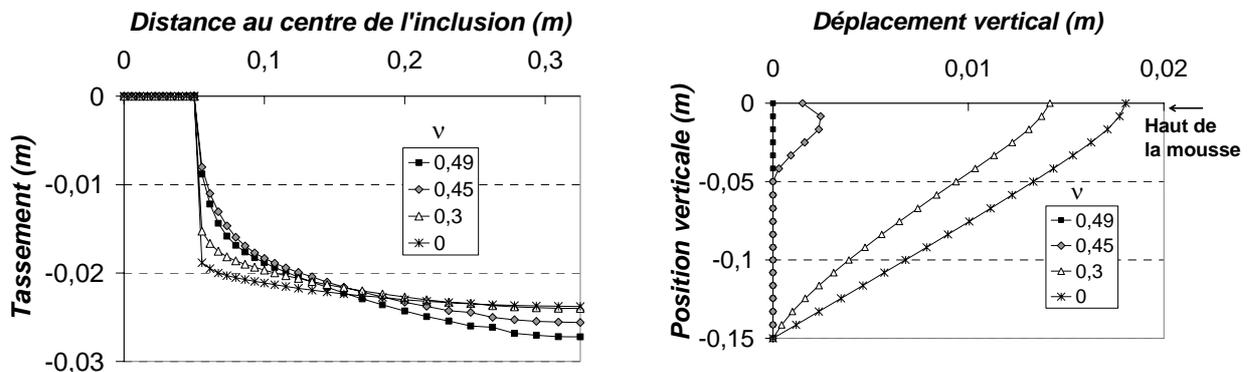
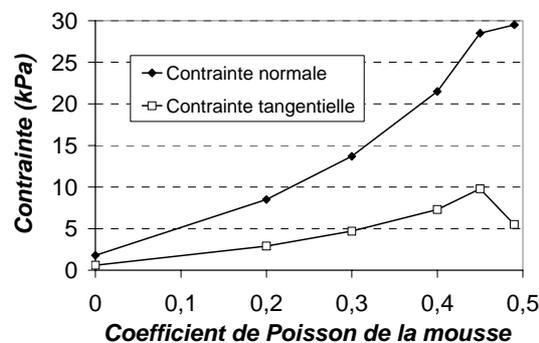


Figure 21 – Tassement à la surface de la mousse pour $H = 0,7$ m + surcharges ; $\alpha = 15$ %
Figure 22 – Déplacement vertical le long du fût de l’inclusion pour $H = 0,7$ m + surcharges ; $\alpha = 15$ %

v mousse	Contrainte normale maximum (kPa)	Contrainte tangentielle maximum (kPa)
0,49	29,5	5,5
0,4	21,5	7,3
0,3	13,7	4,7
0,2	8,5	2,9
0,0	1,8	0,6

Tableau 6 – Contrainte le long de l’interface entre la mousse et l’inclusion, pour $H = 0,7$ m + surcharges

Figure 23 – Contrainte le long de l’interface entre la mousse et l’inclusion, pour $H = 0,7$ m + surcharges

Expérimentalement, une forte limitation du déplacement vertical de la mousse le long de l’inclusion a été observée et un frottement important entre la mousse et l’inclusion a été mesuré (entre 10 et 20 % du poids du matelas). Avec un coefficient de Poisson de 0,45, nous obtenons un rapport entre le frottement le long de l’inclusion (mesuré grâce aux contraintes de cisaillement dans l’interface) et le poids des rouleaux qui atteint jusqu’à 5 %.

Il a donc été choisi d’effectuer les modélisations numériques avec un coefficient de Poisson pour la mousse égal à 0,45.

3 SIMULATION DES ESSAIS EXPERIMENTAUX

3.1 MODELISATION DU SOL DU REMBLAI AVEC LE MODELE DE MOHR-COULOMB (MODULE D’YOUNG E_{25})

3.1.1 Influence des paramètres géométriques

Nous effectuons des simulations numériques des essais expérimentaux avec une tête d’inclusion de largeur $a = 0,1$ m. Les trois configurations simulées sont précisées dans le Tableau 7. Toutes les configurations sont simulées avec la mousse d120.

α	a (m)	s (m)
15 %	0,1	0,65
22 %	0,1	0,45
32 %	0,1	0,32

Tableau 7 – Configurations simulées

3.1.1.1 Sans renforcement par inclusions rigides

Un calcul de référence a été effectué sans renforcement par inclusions rigides. Les résultats du tassement de la mousse d120 en fonction de la hauteur de matelas sont reportés sur la Figure 24. Les résultats numériques sont quasiment identiques aux résultats expérimentaux car le comportement mécanique de la mousse a été implémenté en se basant sur les résultats expérimentaux du tassement en fonction de la hauteur de matelas.

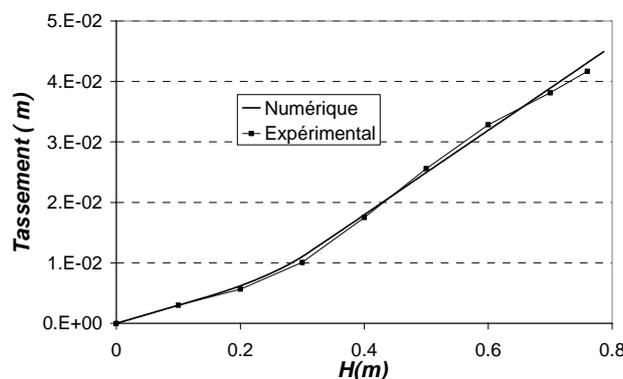


Figure 24 – Tassement de la mousse en fonction de la hauteur

3.1.1.2 Report de charge vers les inclusions

La Figure 25, la Figure 26 et la Figure 27 présentent l’évolution de l’efficacité en fonction de la hauteur de matelas pour les taux de recouvrement de respectivement 15 %, 22 % et 31 %. Les résultats numériques sont confrontés aux résultats expérimentaux.

- $\alpha = 15 \%$

L’efficacité mesurée expérimentalement et celle obtenue par la modélisation numérique sont identiques jusqu’à $H = 0,4$ m. Au-delà, la modélisation numérique surestime l’efficacité du système. Pour $H = 0,7$ m + surcharge, l’efficacité obtenue par la modélisation numérique est augmentée de 36 % par rapport à l’efficacité mesurée sur le modèle physique (0,57 contre 0,42).

- $\alpha = 22 \%$

La modélisation numérique surestime l’efficacité dès le début du chargement. L’efficacité maximum obtenue numériquement est de 0,68, soit 36 % plus grande que celle obtenue expérimentalement.

- $\alpha = 31 \%$

La modélisation numérique surestime l’efficacité dès le début du chargement. L’efficacité obtenue par la modélisation numérique atteint 0,77, soit une augmentation de 35 % par rapport à l’expérimentation.

La Figure 28 présente l’efficacité maximum en fonction du taux de recouvrement obtenue par l’expérimentation et par la modélisation numérique. Pour les trois configurations, la modélisation numérique surestime l’efficacité d’environ 35 % par rapport aux résultats expérimentaux. Une modélisation du comportement du matelas granulaire en milieu continu ne permet probablement pas de simuler les mécanismes de cisaillement importants qui se développent au niveau du bord de l’inclusion comme cela a été observé expérimentalement.

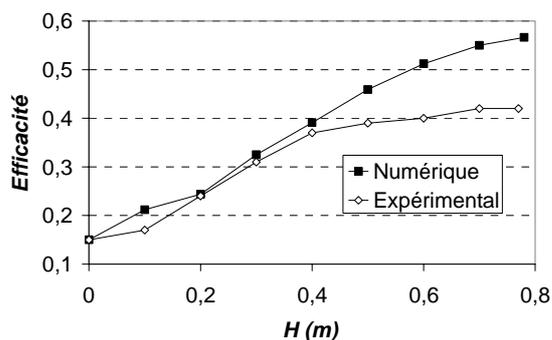


Figure 25 – Efficacité pour $\alpha = 15\%$

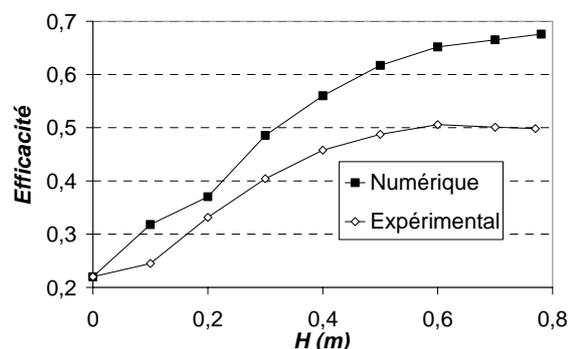
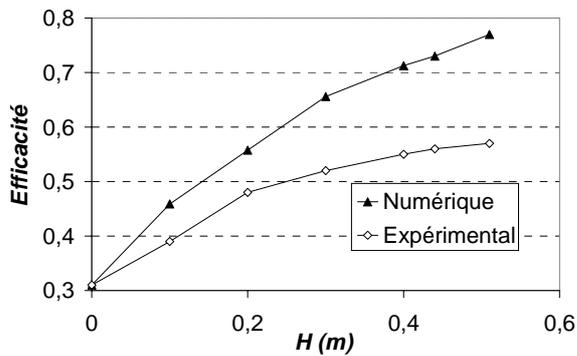
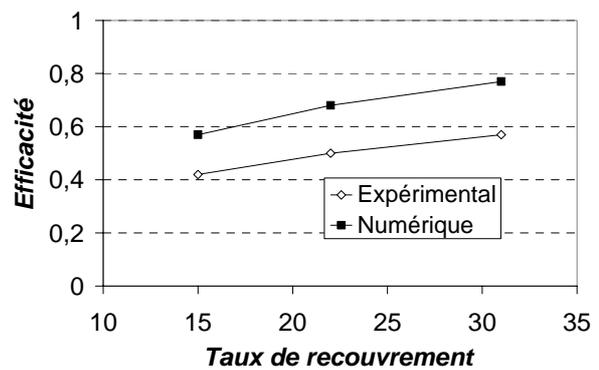
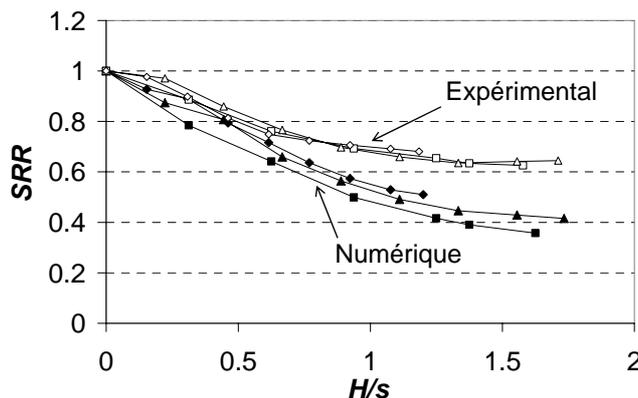


Figure 26 – Efficacité pour $\alpha = 22\%$


 Figure 27 – Efficacité $\alpha = 31\%$

 Figure 28 – Efficacité maximum en fonction de α

Expérimentalement, nous avons observé une variation du taux de réduction de contrainte (*SRR*) en fonction de la hauteur relative H/s qui était indépendante du taux de recouvrement. La Figure 29 présente l'évolution du *SRR* en fonction de H/s obtenu par l'expérimentation et par la modélisation numérique, pour les trois valeurs du taux de recouvrement. Cette figure montre que la simulation numérique permet de confirmer ce résultat. Les valeurs numériques de l'efficacité étant plus importantes que celles trouvées expérimentalement, le *SRR* numérique est plus faible.


 Figure 29 – *SRR* en fonction de la hauteur relative

3.1.1.3 Tassements en base du matelas

Les graphiques de la Figure 30 présentent la répartition du tassement en base du matelas à la fin du chargement et les graphiques de la Figure 31 présentent le tassement maximum atteint en base du matelas (à mi-portée entre les inclusions) en fonction de la hauteur de matelas, pour les trois valeurs de taux de recouvrement.

- $\alpha = 15\%$

La Figure 30a montre que la modélisation numérique permet de s'approcher correctement de la forme expérimentale de la distribution du tassement en base du matelas, notamment grâce à l'identification du coefficient de Poisson du matériau mousse. La Figure 31a montre que jusqu'à $H = 0,4$ m, le tassement de la mousse obtenu numériquement est identique à celui

mesuré expérimentalement. Pour $H = 0,7$ m + surcharge, le tassement maximum de la mousse obtenu numériquement est de 0,0195 m, soit 26 % plus faible que ce qui a été observé expérimentalement (0,0285 m).

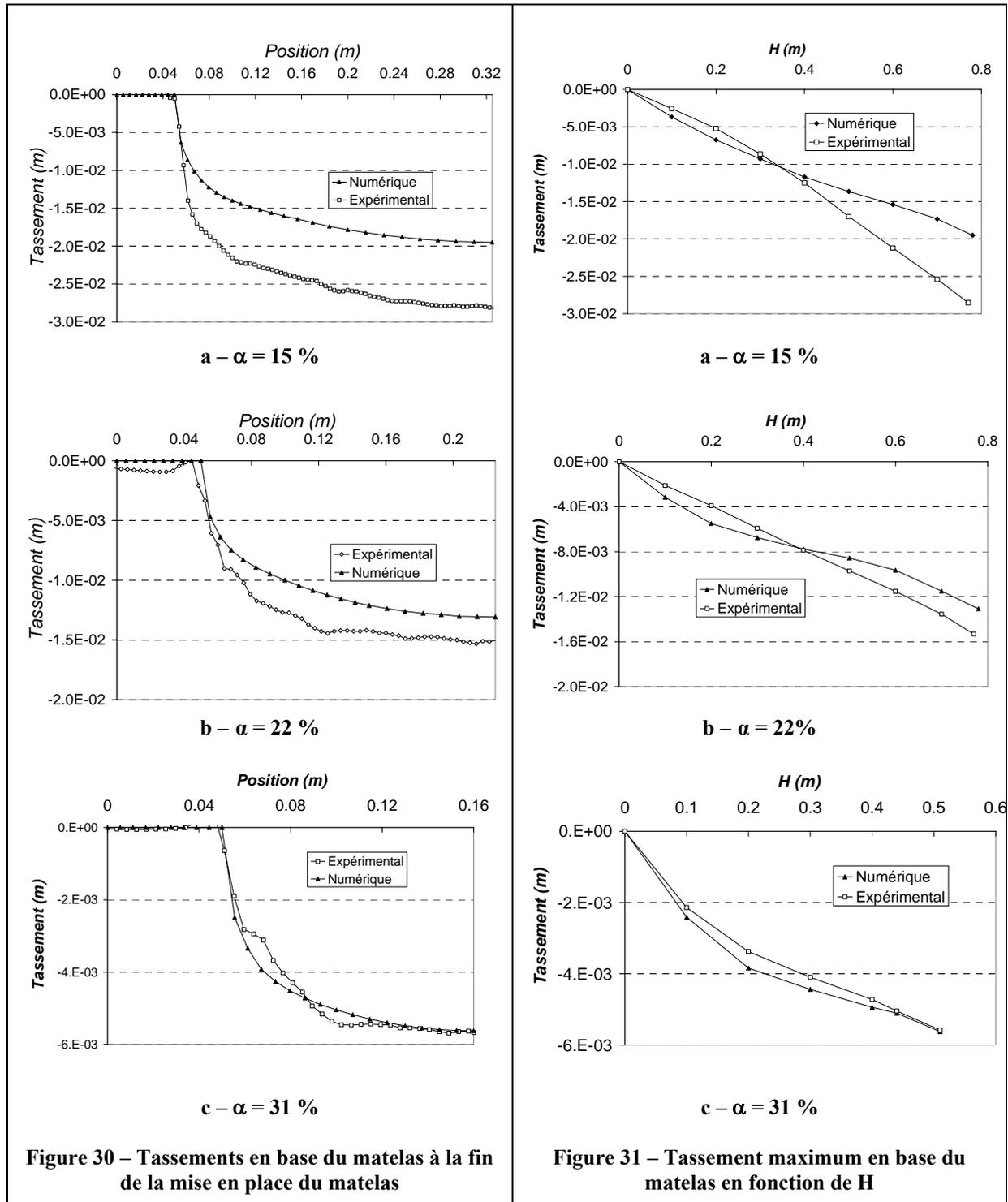
- $\alpha = 22$ %

La Figure 30b montre que le tassement obtenu par la modélisation numérique est très proche du tassement mesuré lors de l’expérimentation. Pour H inférieur à 0,3 m, on obtient un tassement numérique plus grand que celui mesuré expérimentalement (Figure 31b). Pour $H = 0,7$ m + surcharges, le tassement numérique maximum est de 0,013 m et le tassement expérimental est de 0,015 m, on a donc une réduction du tassement de 15 %. Une simulation effectuée avec un angle de frottement de 22° pour le sol du matelas permet d’obtenir le même tassement à l’état final (même valeur et même répartition à la base du matelas).

- $\alpha = 31$ %

La Figure 30c et la Figure 31c montrent que les tassements en base du matelas obtenus par la modélisation numérique sont identiques à ceux obtenus sur le modèle réduit.

La modélisation numérique proposée, ainsi que les paramètres de comportement de la mousse notamment et du sol de matelas, permettent de simuler correctement le tassement en base du matelas observé expérimentalement. Les différences que l’on observe cependant peuvent être liées au comportement de la mousse qui peut varier d’une expérimentation à l’autre suivant sa mise en place. En effet, expérimentalement la mousse peut être plus ou moins confinée entre les inclusions métalliques, or le comportement mis en place dans le modèle numérique est déterminé à partir d’un essai de chargement en particulier mettant en œuvre un bloc de mousse de largeur 0,55 m, et l’on considère que ce même comportement se répète pour tous les essais. Le tassement en base du matelas étant également conditionné par l’effet de voûte dans le sol granulaire du matelas, la modélisation numérique de celui-ci peut également participer à l’explication des différences observées.



3.1.1.4 Tassements en surface du matelas

La mise en place de la couche de sol suivante entraîne des tassements en surface du matelas. Nous analysons ces tassements en terme de tassement différentiel en surface (différence de tassement entre le milieu et au-dessus de l’inclusion) et de tassement maximum en surface (au milieu) en fonction de la hauteur de matelas comme illustré sur la Figure 32. Les résultats numériques sont confrontés aux résultats expérimentaux.

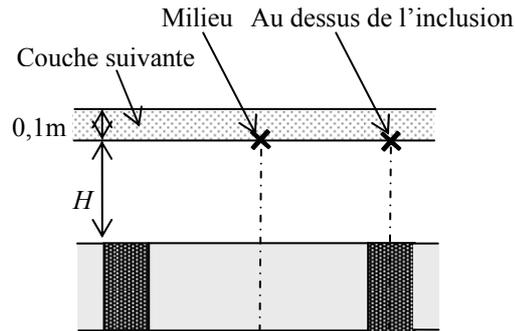
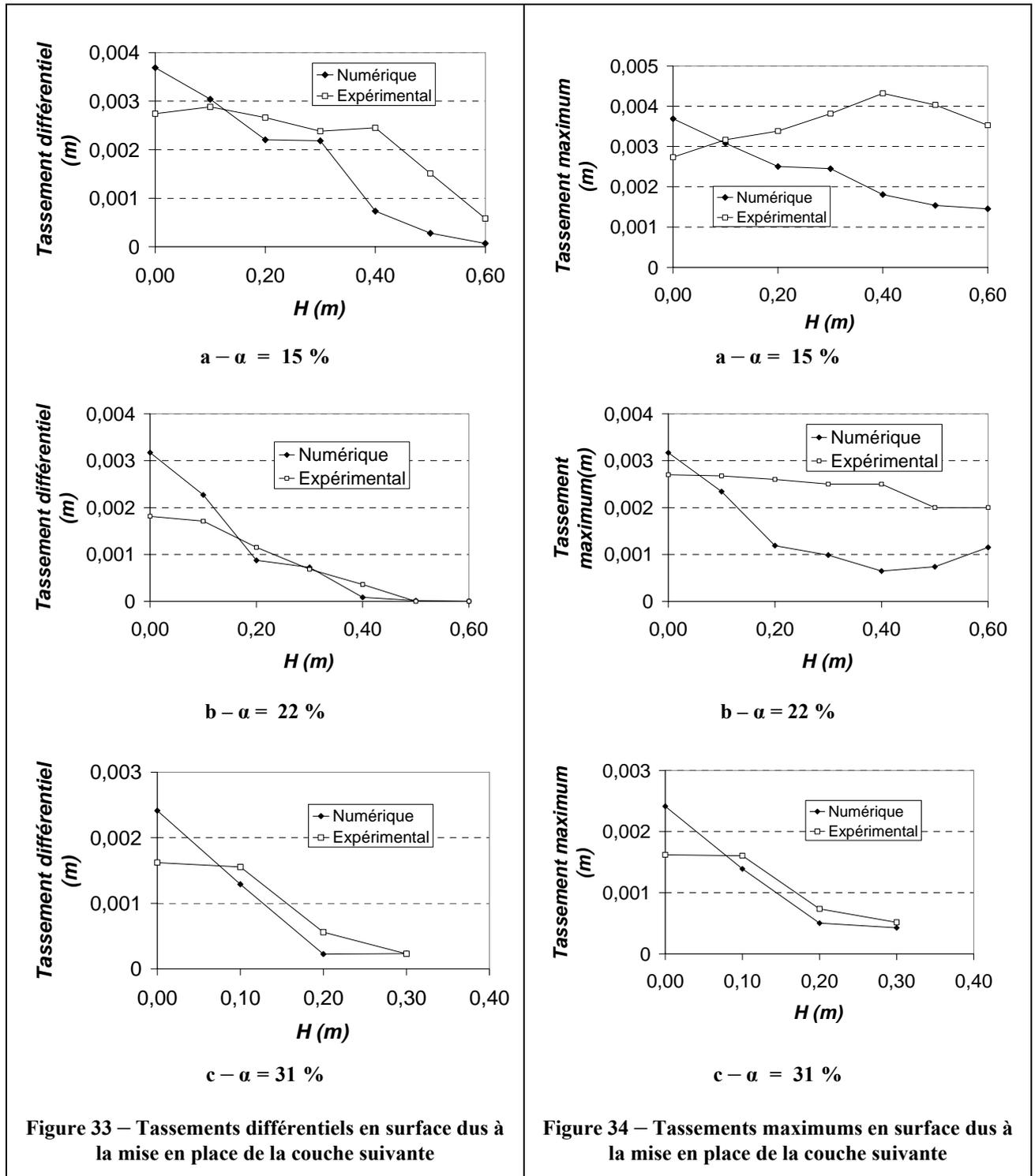


Figure 32 – Schéma : mise en place de la couche suivante

La Figure 33 présente l'évolution en fonction de H du tassement différentiel en surface pour les trois configurations et la Figure 34 présente l'évolution du tassement maximum en surface.

Pour toutes les configurations, les résultats numériques comme les résultats expérimentaux montrent que les tassements différentiels en surface diminuent lorsque la hauteur de matelas augmente. Pour toutes les configurations les tassements expérimentaux et numériques ont le même ordre de grandeur.

- Pour $\alpha = 15 \%$ le tassement différentiel est négligeable pour H à partir de 0,6 m.
- Pour $\alpha = 22 \%$ le tassement différentiel est négligeable pour H à partir de 0,4 m.
- Pour $\alpha = 31 \%$ le tassement différentiel est négligeable pour H à partir de 0,3 m.



3.1.1.5 Déplacements et déformations dans le matelas

Lors de la mise en place de la surcharge en surface, on peut accéder au champ de déplacement et de déformation dans l’ensemble du massif.

Les figures suivantes présentent :

- le déplacement vertical dans le massif au-dessus de l’inclusion et au milieu (entre les deux inclusions) lors de la mise en place de la surcharge (colonne de gauche)

- la déformation verticale dans le massif au-dessus de l’inclusion et au milieu due à la mise en place de la surcharge (colonne de droite).

Les résultats des simulations numériques avec les trois valeurs de α sont confrontés aux résultats expérimentaux, obtenus par l’imagerie numérique.

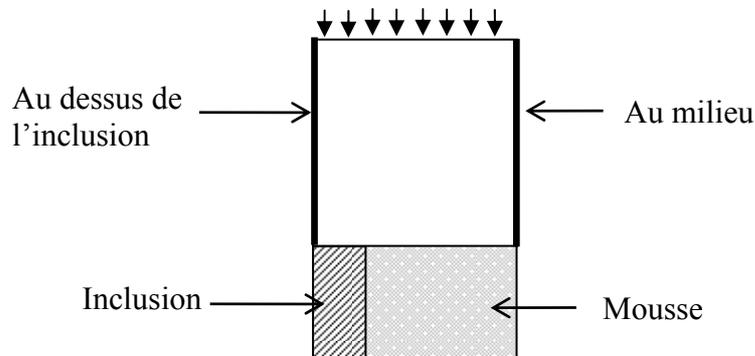


Figure 35 – Lignes verticales au dessus de l'inclusion et au milieu

- 15 %

La Figure 36a montre que les tassements observés expérimentalement sont plus importants que ceux obtenus par la modélisation numérique, mais le plan d’iso-tassement (plan d’égal tassement) se situe à la même distance de la base du matelas pour les deux modélisations. La Figure 37a montre que la modélisation numérique permet de retrouver les résultats expérimentaux en terme de déformation verticale dans le matelas. Cette figure montre que le sol au dessus de l’inclusion est en compression jusqu’à une distance de la base du matelas de 0,2 m, la déformation verticale due à la mise en place de la surcharge atteint 1,6 % dans le calcul numérique et 2,5 % dans l’expérimentation. La compression maximum est atteinte environ 0,1-0,15m au-dessus de la base du matelas pour les deux modélisations. Le sol au-dessus de la mousse compressible est en extension jusqu’à une distance de la base du matelas de 0,2m et la déformation verticale atteint 0,7 % dans les deux modélisations.

- 22 %

La Figure 36b montre qu’à nouveau la modélisation numérique sous estime les tassements dans le massif dus à la mise en place de la surcharge, mais permet néanmoins d’obtenir la même distribution de tassement et de déformation verticale (Figure 37).

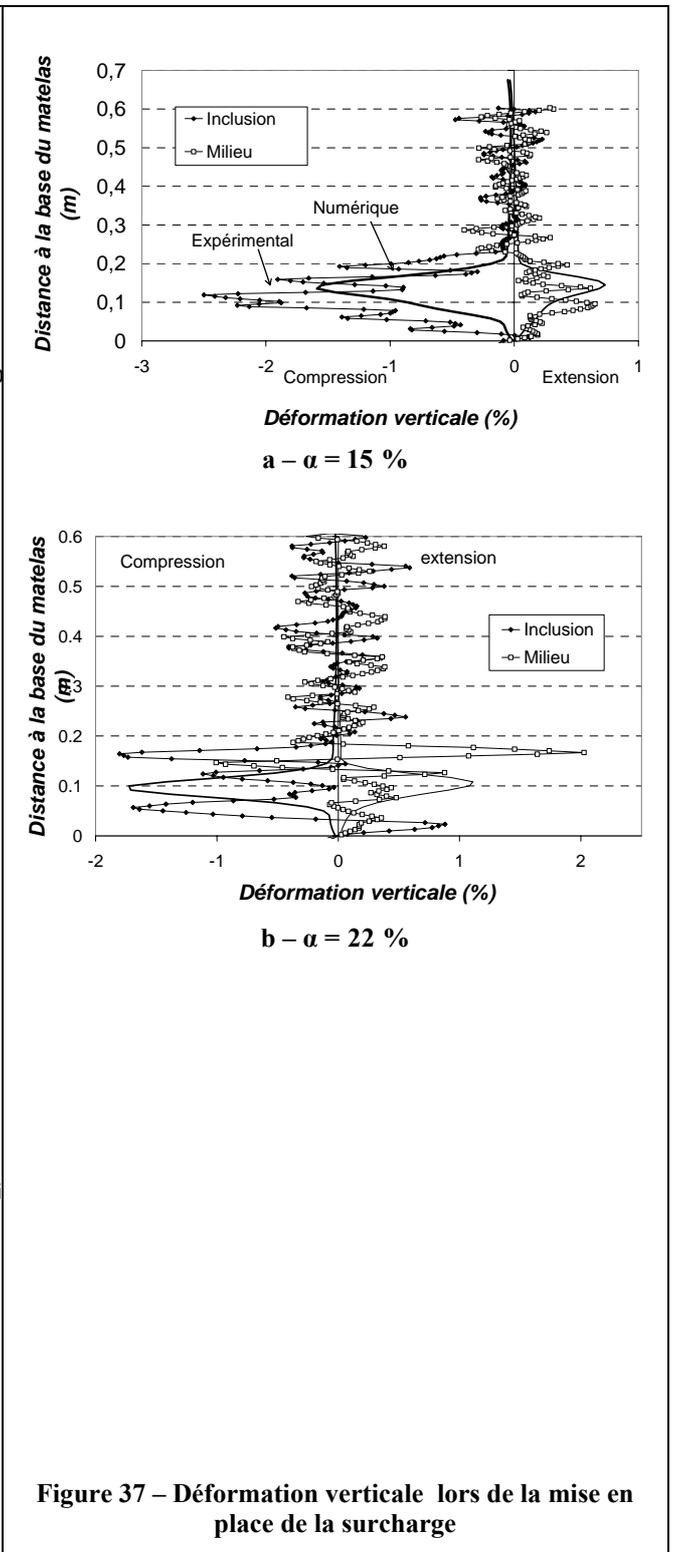
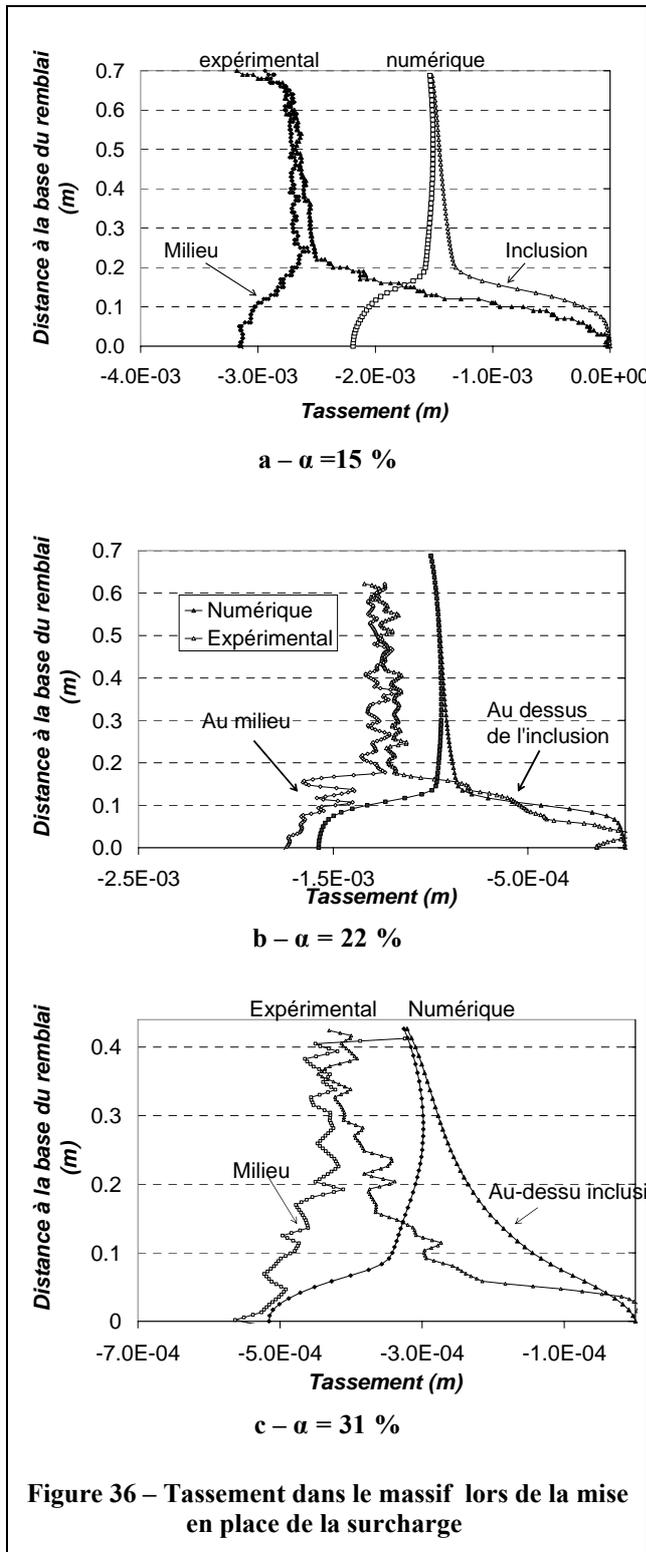
- 31 %

La Figure 36c montre que la modélisation numérique permet de représenter correctement la distribution de déplacement vertical dans le massif. Dans les deux modélisations, le plan d’iso-tassement se situe quasiment en surface du matelas.

Il est à noter que l’échelle des tassements n’est pas identique pour les trois valeurs de taux de recouvrement : plus le taux de recouvrement est important, plus les tassements dans le massif sont réduits. Le tassement numérique en surface est de :

- 1,6 mm pour $\alpha = 15 \%$

- 1 mm pour $\alpha = 22 \%$
- 0,3 mm pour $\alpha = 31 \%$



3.1.2 Influence de la compressibilité de la mousse

Les expérimentations effectuées avec les deux mousses de compressibilité différente d80 et d120 et un taux de recouvrement $\alpha = 15\%$ sont simulées numériquement. Les résultats sont confrontés aux résultats expérimentaux.

3.1.2.1 Report de charge

La Figure 38 présente l’efficacité en fonction de la hauteur de matelas. Comme pour la simulation avec la mousse d120, la simulation numérique avec la mousse plus compressible d80 donne une valeur de l’efficacité plus importante que celle mesurée expérimentalement à partir de $H = 0,4$ m. Expérimentalement, la compressibilité de la mousse n’a pas d’influence sur le report de charge dans la gamme de compressibilité étudiée. L’analyse numérique conduit au même résultat.

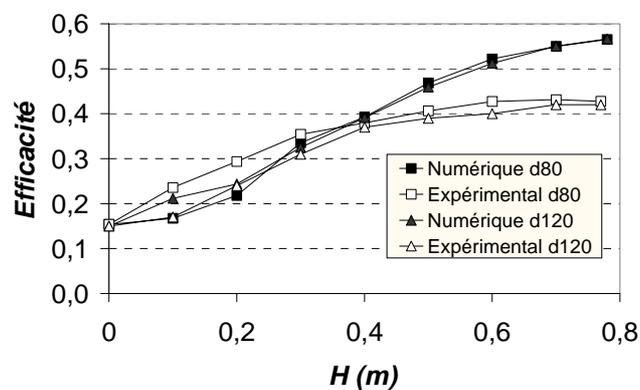


Figure 38 – Efficacité pour $\alpha = 15\%$

Ainsi dès que le sol, représenté par la mousse, est suffisamment compressible, ce sont les propriétés mécaniques du matelas qui contrôlent le report de charge.

3.1.2.2 Tassements en base du matelas

La Figure 39 présente le tassement maximum en base du matelas en fonction de la hauteur de matelas obtenu expérimentalement et numériquement avec les deux matériaux mousse. Pour les deux matériaux mousse, la modélisation numérique permet de retrouver le tassement expérimental.

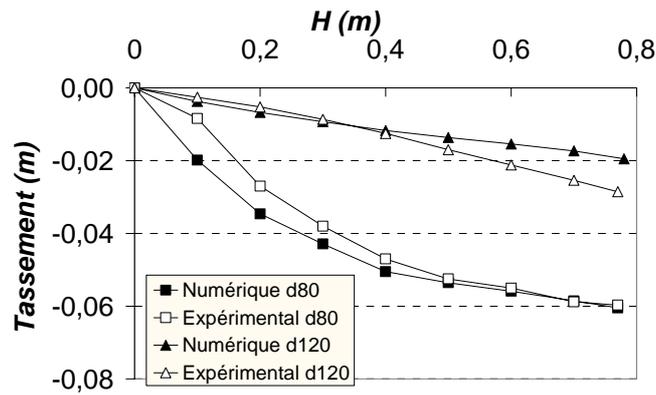


Figure 39 – Tassement maximum en base du matelas pour $H = 0,7$ m + surcharges

3.1.2.3 Tassements en surface du matelas

La Figure 40 présente l'évolution du tassement en surface en fonction de la hauteur de matelas. Excepté pour la première couche de rouleaux, les résultats numériques sont en bonne concordance avec les résultats expérimentaux pour la mousse d80.

Les analyses numériques et expérimentales conduisent aux mêmes observations quant à l'influence de la compressibilité de la mousse sur les tassements en surface, en relation avec la hauteur de matelas. Les graphiques de la Figure 40 montrent que pour une faible hauteur de matelas, les tassements différentiels et maximums sont beaucoup plus importants avec la mousse 80 plus compressible. A partir d'une hauteur de matelas d'environ 0,4m, les tassements différentiels en surface deviennent négligeables quelle que soit la compressibilité de la mousse, et les tassements absolus sont réduits et quasiment identiques pour les deux types de mousse.

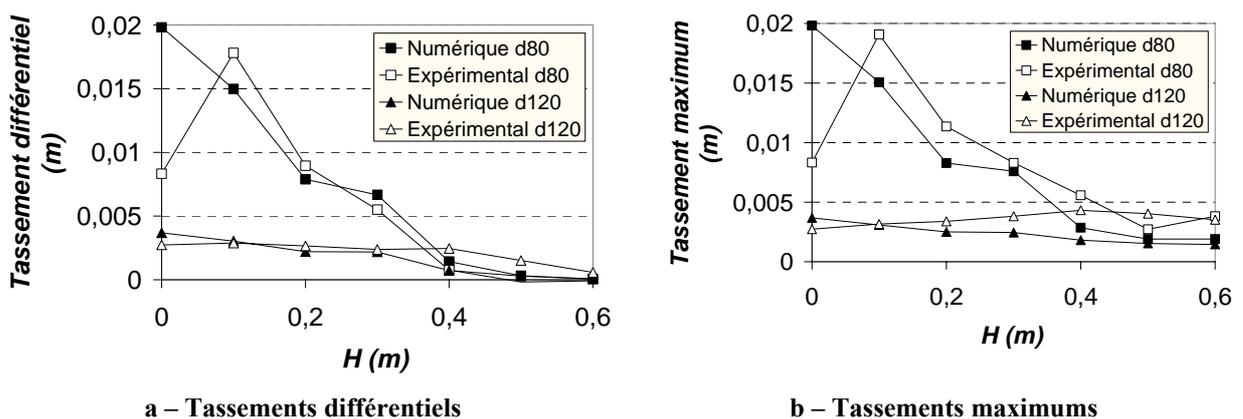


Figure 40 – Tassements en surface dus à la mise en place de la couche suivante en fonction de H

3.1.3 Apport d'un renforcement géosynthétique horizontal

Les expérimentations avec la mousse d80 et un taux de recouvrement de 15% ont été également menées avec différents types de renforcement horizontal en base du matelas. Ces expérimentations sont simulées numériquement.

3.1.3.1 Report de charge vers les inclusions

Les interfaces n’ayant pas été modélisées, la valeur de l’efficacité est calculée à partir de la contrainte dans les éléments de sol situés au dessus de l’inclusion. Le maillage plus grossier proposé ici entraîne une diminution de la valeur de l’efficacité déterminée numériquement par rapport au maillage proposé dans les parties précédentes de ce chapitre. En effet, sans renforcement par nappe, le maillage précédent donne une efficacité maximum de 0,57 au lieu de 0,44 avec le maillage plus grossier. L’efficacité est effectivement déterminée à partir de la contrainte verticale dans deux éléments au lieu de neuf précédemment : la concentration de contrainte au bord de l’inclusion est donc moins bien prise en compte. Les valeurs absolues de l’efficacité obtenues avec le maillage grossier sont donc à relativiser, d’autant plus que le fonctionnement en membrane de la nappe est susceptible d’entraîner une augmentation de la concentration des contraintes sur les bords de l’inclusion, qui ne sera pas bien prise en compte. Ces modélisations permettent cependant d’apprécier l’apport relatif du renforcement horizontal.

La Figure 41 présente l’évolution de l’efficacité en fonction de H pour les cas sans nappe et avec nappe RP 200 de raideur $J = 200$ kN/m, obtenue par les expérimentations et par les simulations numériques. Alors que la modélisation numérique permet d’obtenir les mêmes valeurs de l’efficacité que dans l’expérimentation dans le cas sans renforcement (dû au maillage grossier), elle ne permet pas de rendre compte de l’apport d’une nappe sur l’efficacité observée expérimentalement. En effet, l’expérimentation avec une nappe RP200 permet d’obtenir une efficacité de 0,72, alors que la simulation numérique avec une nappe de raideur $J = 200$ kN/m donne une efficacité maximum de 0,59, soit seulement 80 % de la valeur expérimentale. La modélisation numérique sous-estime l’efficacité mesurée expérimentalement. Sur cette figure est également indiquée l’augmentation de l’efficacité finale par rapport au cas sans nappe de géosynthétique.

La Figure 42 montre que pour une nappe de plus faible raideur (4 Typar, de raideur $J = 20$ kN/m), la modélisation numérique sous estime également l’efficacité.

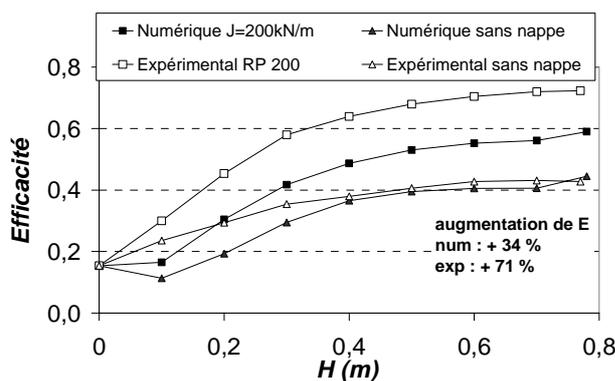


Figure 41 – Efficacité en fonction de H (mousse d80) pour une nappe de raideur $J = 200$ kN/m

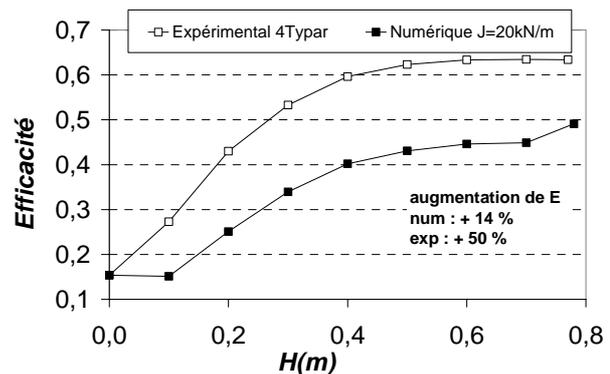


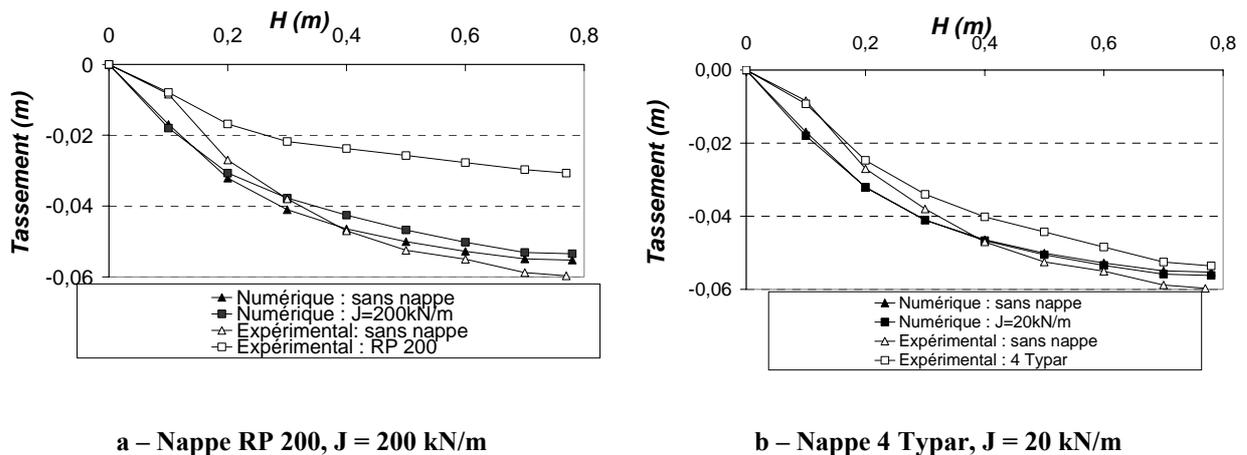
Figure 42 – Efficacité pour une nappe de raideur $J = 20$ kN/m

3.1.3.2 Tassements en base du matelas

Nous nous assurons préalablement que le modèle numérique « grossier » utilisé dans cette partie (Figure 4) donne les mêmes résultats en terme de tassement en base du matelas que le

modèle numérique utilisé dans les parties précédentes de ce chapitre, pour le cas sans renforcement par nappe.

La Figure 43a présente le tassement maximum en base du matelas en fonction de la hauteur, pour les cas avec nappe de renforcement RP200 de raideur 200 kN/m et sans nappe, obtenu par les expérimentations et par la modélisation numérique. Cette figure montre que la réduction de tassement apportée par la nappe de renforcement observée expérimentalement n’est pas du tout simulée par la modélisation numérique. Dans la modélisation physique, la réduction de tassement due à la nappe atteint 50 % alors qu’elle est négligeable dans la modélisation numérique. La Figure 43b présente les résultats pour la nappe 4 Typar de raideur 20 kN/m. Dans l’expérimentation comme dans la simulation numérique, la nappe n’apporte quasiment pas de réduction de tassement (10 % pour la modélisation physique, 0 % pour la modélisation numérique).



a – Nappe RP 200, J = 200 kN/m

b – Nappe 4 Typar, J = 20 kN/m

Figure 43 – Tassement maximum en base du matelas en fonction de H (mousse d80)

3.1.3.3 Déformation et tension dans le géosynthétique

Le Tableau 8 donne les résultats numériques pour le calcul avec une nappe de raideur 200 kN/m en terme de déformation et de tension dans la nappe. Nous vérifions, à chaque étape, que le rapport entre la tension et la déformation donne la raideur que nous avons fixée. A partir de la déflexion t de la nappe, on recalcule une déformation théorique en faisant l’hypothèse que la déformée est parabolique. On retrouve approximativement les mêmes déformations que celles données par la simulation numérique.

H (m)	ε	T (N)	$J=T/\varepsilon$ (kN/m)	t (m)	$\varepsilon =f(t)$ hyp : parabole
0,1	0,2%	477	199	0,016	0,2%
0,2	0,8%	1517	200	0,029	0,7%
0,3	1,2%	2344	200	0,036	1,1%
0,4	1,5%	2907	200	0,041	1,5%
0,5	1,7%	3446	200	0,045	1,8%
0,6	2,0%	3933	200	0,049	2,1%
0,7	2,2%	4367	200	0,051	2,3%
0,77	2,2%	4387	200	0,052	2,4%

Tableau 8 – Déformation et tension dans la nappe J = 200kN/m

3.1.3.4 Prise en compte d’une pré-tension dans la nappe de renforcement

Afin de tenter d’expliquer les différences de résultats entre l’expérimentation et le calcul numérique, nous effectuons des simulations numériques en prenant en compte une pré-tension dans la nappe de renforcement. Cette hypothèse peut se justifier expérimentalement à cause de l’incertitude sur la mise en place de la nappe : celle-ci a été placée de manière telle que les fibres soient entièrement tendues, puis la fixation dans les mors a pu entraîner une tension supplémentaire. De plus, l’irrégularité de la surface de contact entre la nappe et les rouleaux peut entraîner une tension supplémentaire dans la nappe.

Cette pré-tension expérimentale éventuelle reste cependant difficile à quantifier. Nous effectuons alors une étude paramétrique sur sa valeur et déterminons la pré-tension nécessaire afin d’obtenir les résultats expérimentaux.

Afin de modéliser une pré-tension dans la nappe, celle-ci est prise en compte par des éléments câbles, décrits dans la partie «outils numériques ». Nous vérifions préalablement que les simulations avec ces éléments (sans pré-tension) fournissent les mêmes résultats que les simulations mettant en œuvre des éléments poutre. Les calculs sont effectués avec une raideur de nappe de 200 kN/m.

La Figure 44 présente les résultats de l’étude paramétrique en terme d’efficacité maximum (pour $H = 0,7$ m + surcharges) en fonction de la pré-tension dans la nappe. La pré-tension dans la nappe permet d’augmenter l’efficacité. Cependant, même pour une pré-tension dans la nappe de 10kN (soit 1000kg de pré-tension), l’efficacité reste inférieure à l’efficacité expérimentale obtenue avec la nappe RP200. La Figure 45 présente le tassement maximum en base du matelas pour $H = 0,7$ m + surcharges en fonction de la pré-tension dans la nappe. L’augmentation de la pré-tension permet de réduire le tassement mais même pour une pré-tension de 10kN la valeur numérique reste inférieure à la valeur expérimentale.

La Figure 46 présente la tension maximum dans la nappe à la fin du chargement en fonction de la pré-tension initiale. Plus la nappe est pré-tendue, plus la tension qu’elle reprend est importante.

En conclusion, la prise en compte d’une pré-tension d’une valeur « raisonnable » dans les éléments câble constituant la nappe ne permet pas d’obtenir les résultats expérimentaux, notamment en terme de report de charge. L’introduction d’une pré-tension permet néanmoins d’augmenter le report de charge sur les inclusions par effet membrane et de diminuer les tassements.

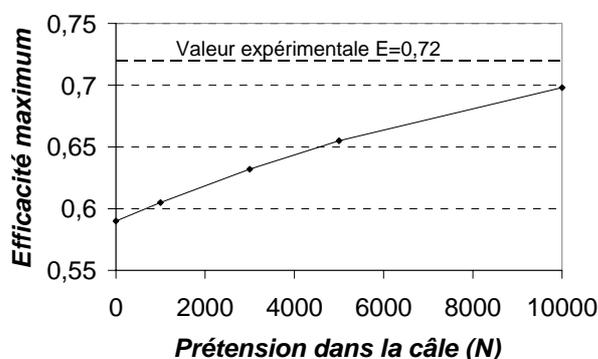


Figure 44 – Efficacité maximum en fonction de la pré-tension dans le câble

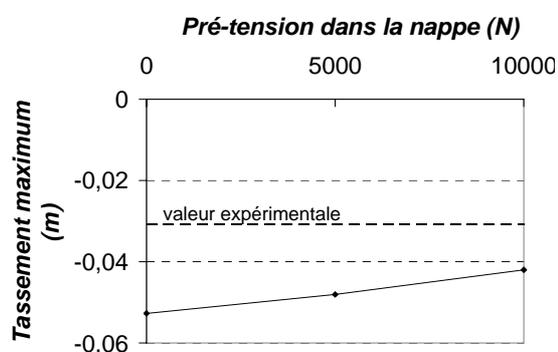


Figure 45 – Tassement maximum en base du matelas en fonction de la pré-tension dans le câble

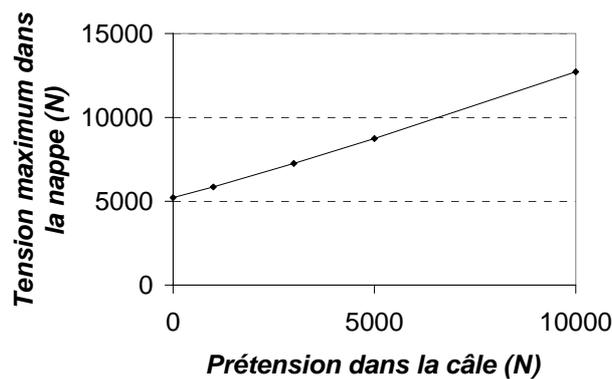


Figure 46 – Tension maximale dans la nappe en fonction de la pré-tension initiale

3.1.3.5 Conclusions sur les simulations avec une nappe de renforcement

La simulation numérique incluant une nappe de renforcement en base du matelas simulée par des éléments poutre ne permet pas de retrouver quantitativement les résultats expérimentaux. La modélisation numérique sous-estime l’apport d’une nappe de renforcement : lors de la modélisation physique, l’efficacité est plus grande et les tassements sont plus faibles. Même en introduisant numériquement une pré-tension d’une valeur raisonnable dans la nappe, les résultats numériques sous-estiment le report de charge. Les résultats numériques en terme d’efficacité sont cependant à relativiser car nous avons montré que le maillage plus grossier utilisé dans cette partie donnait une valeur de l’efficacité différente de celle obtenue avec un maillage plus fin, car il prend moins bien en compte la concentration des contraintes sur l’inclusion.

Les différents mécanismes se produisant dans le matelas lors de la présence d’une nappe de renforcement sont en forte interaction, ce qui apparaît être très complexe à modéliser. En effet, le tassement du sol compressible conditionne la déflexion de la nappe et donc la tension qu’elle peut reprendre et transmettre à l’inclusion par effet membrane, et réciproquement, la présence de la nappe modifie le tassement du sol compressible.

De plus, la valeur de la raideur utilisée dans la simulation a été déterminée expérimentalement et la valeur effective de la raideur des nappes lors des expérimentations peut être différente. Il est également probable que la raideur déterminée expérimentalement soit plus faible que la raideur effective de la nappe dans l’expérimentation car celle-ci peut être affectée par le confinement de la nappe, qui est nul lors de l’essai de détermination de la raideur. Cependant, il est nécessaire de simuler une nappe de raideur environ 10 fois plus importante pour retrouver l’ordre de grandeur des résultats expérimentaux.

La simulation numérique permet néanmoins de représenter qualitativement les phénomènes observés, notamment l’augmentation de l’efficacité et la réduction des tassements. Il reste à développer une approche numérique adéquate pour représenter quantitativement les phénomènes. L’utilisation d’un couplage serait une des solutions envisageables et prendrait en compte les différents éléments de la manière suivante :

- un modèle continu pour la simulation de la mousse et des inclusions
- un modèle discret pour la prise en compte des rouleaux .

3.1.4 Résultats complémentaires obtenus par la modélisation numérique

Des résultats complémentaires en terme de contraintes et de plastifications dans le matelas sont obtenus par la modélisation numérique. Ces résultats ne sont pas accessibles par la modélisation physique, et ne servent donc pas à la validation du modèle numérique. Cependant, ils illustrent la prise en compte des phénomènes physiques par la modélisation numérique.

3.1.4.1 Champ de contraintes dans le matelas

La Figure 47 présente le champ de contraintes principales dans le modèle numérique autour de l’inclusion, à l’état final du chargement. Les contraintes sont les plus importantes au-dessus de l’inclusion (pour $\alpha = 15\%$, jusqu’à 210 kPa au bord de l’inclusion). Au niveau du matelas, les contraintes principales sont orientées vers l’inclusion, illustrant la prise en compte de la formation d’une voûte dans le matelas par la modélisation numérique.

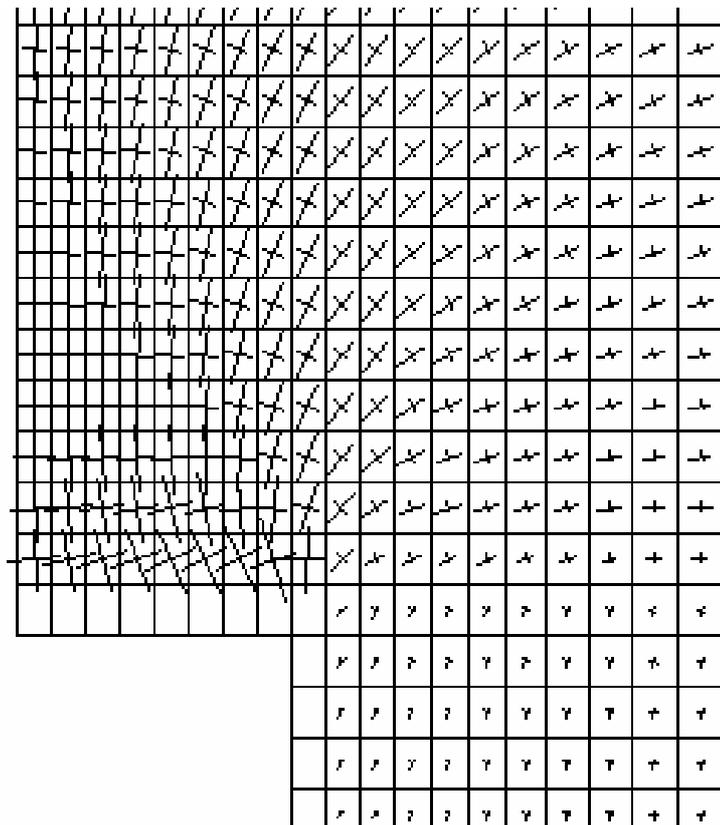


Figure 47 – Contraintes principales autour de l’inclusion

La Figure 48 présente la répartition de la contrainte verticale dans le matelas le long d’une ligne verticale au dessus de l’inclusion et au milieu (cf. Figure 35), à l’état final ($H = 0,7 \text{ m} + \text{surcharge}$), pour $\alpha = 15 \%$, ainsi que la contrainte verticale dans le massif sans inclusions (contrainte géostatique avec $K_0 = 0,7$). Cette figure traduit la redistribution des

contraintes dans le massif. La contrainte sur la tête d’inclusion atteint 159 kPa, soit une augmentation de 330 % par rapport à la contrainte géostatique (48 kPa). La contrainte maximum est atteinte 0,03 m au dessus de la tête d’inclusion, ce qui traduit de la formation d’une voûte également au dessus de l’inclusion, la contrainte étant maximum au niveau du bord de l’inclusion (cf. Figure 57). Au milieu, au dessus du sol compressible, la contrainte verticale n’est que de 25 kPa, soit 52 % de la contrainte géostatique. A partir d’une distance de la base du remblai de 0,5m les contraintes verticales au-dessus de l’inclusion et au dessus du sol compressible sont identiques et égales à la contrainte géostatique.

La Figure 49 présente la répartition du coefficient de pression horizontale des terres ($K = \sigma_x/\sigma_y$) dans le matelas au dessus de l’inclusion et à mi-portée entre les deux inclusions. Le coefficient des terres au repos est de 0,7. Le sol au-dessus de l’inclusion est en poussée ($K = 0,43$), alors que le sol directement au-dessus du sol compressible est en butée. Au dessus du sol compressible, on a $K = 2,3$ à partir d’une distance à la base du remblai de 0,03m et jusqu’à une distance de 0,2 m, puis K diminue. A la surface du matelas, K est identique au dessus des inclusions et au milieu, il est égal à K_0 .

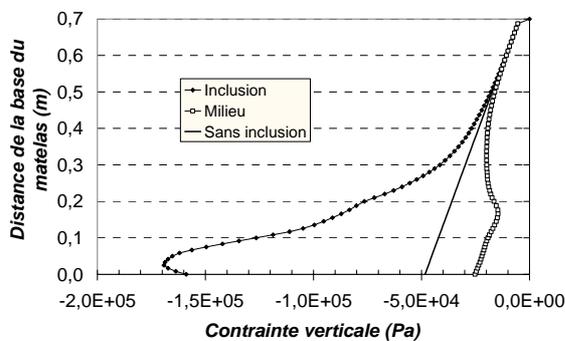


Figure 48 – Contrainte verticale dans le massif à l’état final

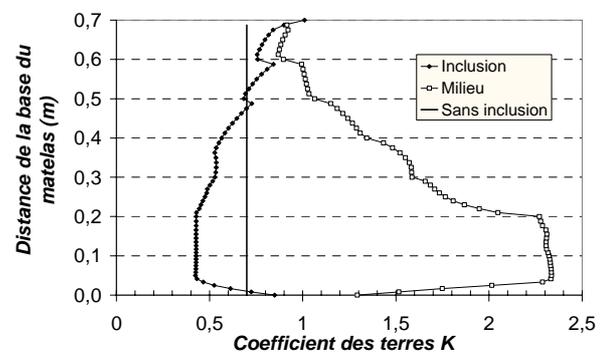


Figure 49 – Coefficient de pression horizontale des terres dans le massif à l’état final

La figure 50 montre la répartition de la contrainte verticale au niveau de la base du matelas pour $H = 0,7$ m + surcharges. La contrainte se concentre sur la tête d’inclusion et est maximale sur le bord de l’inclusion, où elle atteint 210 kPa, soit une augmentation de 438 % par rapport à la contrainte géostatique.

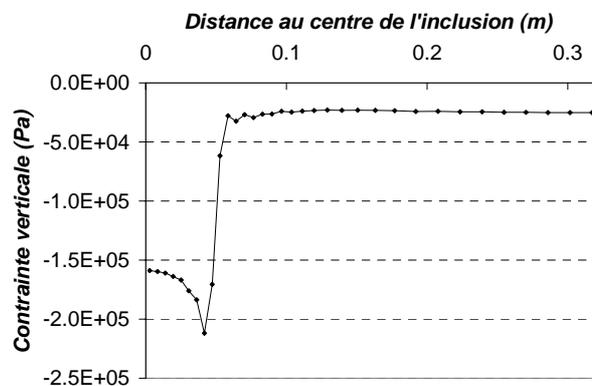


Figure 50 – Contrainte verticale en base du matelas, à l’état final

3.1.4.2 Chemin de contraintes suivi dans le matelas

Les chemins de contraintes dans des zones particulières sont représentés dans le plan contrainte horizontale σ_x – contrainte verticale σ_y sur la Figure 51a. Nous nous intéressons aux contraintes à 0,14 m au dessus de l’inclusion car la contrainte verticale y est maximum, et aux contraintes au dessus du centre du bloc de mousse.

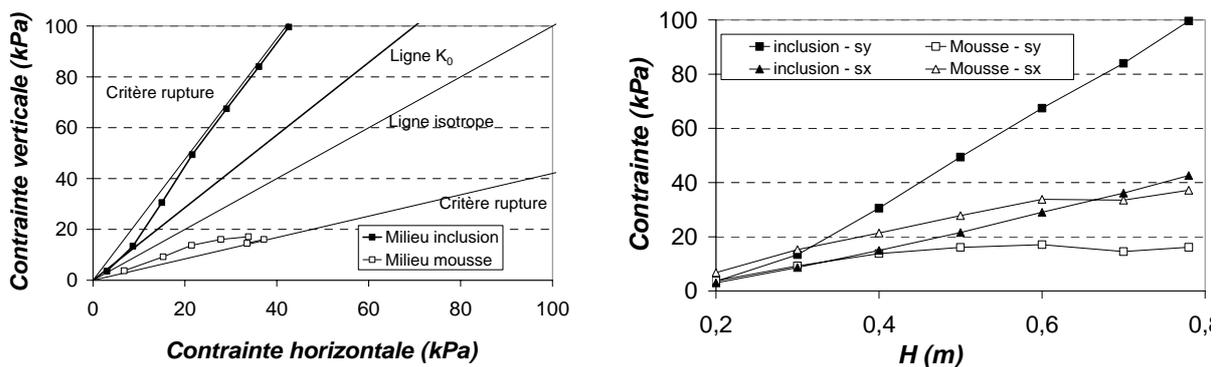
La « Ligne K_0 », qui correspond à l’état du massif de sol au repos, soit $\sigma_x = K_0 \times \sigma_y$, avec $K_0 = 0,7$ est également représentée ainsi que la « ligne isotrope » d’équation $\sigma_x = \sigma_y$, et le critère de rupture de Mohr-Coulomb (Équation 6):

$$\sigma_1 - \sigma_2 = (\sigma_1 + \sigma_2) \cdot \sin \varphi \text{ soit } \sigma_1 = \sigma_2 \cdot \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad \text{Équation 6}$$

Le critère de rupture est représenté en considérant que les contraintes horizontales et verticales restent contraintes principales. Le critère est représenté par deux droites selon que la contrainte verticale est majeure ou mineure. On observe alors que les zones de sol au-dessus de l’inclusion et au-dessus de la mousse compressible s’approchent du critère de rupture.

La Figure 51a montre aussi que le sol au-dessus de l’inclusion est en butée car le chemin de contrainte se situe au-dessus de la ligne K_0 , alors que le sol au dessus du centre de la mousse est en poussée.

La Figure 51b représente l’évolution des contraintes verticales et horizontales, au-dessus de l’inclusion et au dessus du centre de la mousse, en fonction de la hauteur de matelas et montre qu’au-dessus de l’inclusion, la contrainte verticale est supérieure à la contrainte horizontale ; Au-dessus du sol compressible, la contrainte horizontale est inférieure à la contrainte verticale.



a – Chemin de contrainte dans le plan σ_x - σ_y

b – Contrainte en fonction de la hauteur

Figure 51 – Contraintes à 0,14 m au-dessus de la base du matelas ($\alpha = 15\%$)

3.1.4.3 Plastifications dans le matelas

Lors d’une modélisation avec le modèle de Mohr-Coulomb, les zones sont dans un état de contrainte qui est soit dans le domaine élastique, soit dans le domaine plastique. La Figure 52 précise l’état dans lequel se trouvent les zones à la fin du chargement et localise les zones qui ont plastifié en noir. La Figure 53 montre que les déformations plastiques volumiques les plus importantes sont localisées autour de la tête de l’inclusion. La zone subissant la déformation plastique la plus importante est située au coin de l’inclusion, la déformation moyenne dans les zones situées au coin de l’inclusion est de 3 - 4 %. On retrouve une valeur de déformation plastique dans toutes les zones ayant subi de la plastification et une valeur nulle de ce paramètre dans les zones « élastiques ».

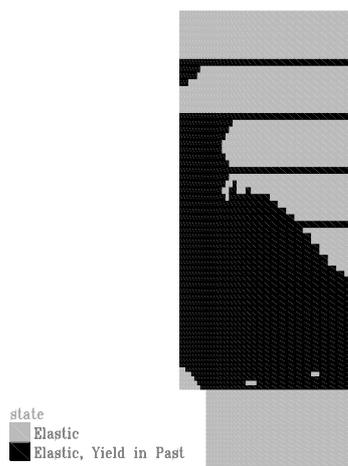


Figure 52 – Zones plastifiées à la fin du chargement

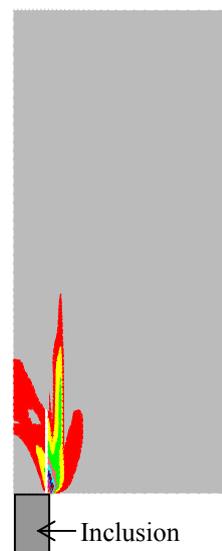


Figure 53 – Déformations volumiques plastiques dans le matelas à la fin du chargement

3.2 MODELISATION DU SOL DU MATELAS AVEC LE MODELE CJS2

3.2.1 Report de charge vers les inclusions

Les figures suivantes permettent de confronter les résultats numériques aux résultats expérimentaux en terme d’efficacité en fonction de la hauteur. Pour $\alpha = 15\%$, l’efficacité déterminée par la modélisation numérique reste égale à sa valeur initiale jusqu’à $H = 0,2$ m. Ceci est un problème numérique, probablement dû à la méthode de mise en place des couches de sol du matelas. Pour les trois taux de recouvrement et les mousses de compressibilité différente, la modélisation numérique surestime l’efficacité à partir d’une hauteur de matelas entre 0,2 et 0,4 m. A l’état final, la surestimation de l’efficacité par la modélisation numérique est d’environ 30 %.

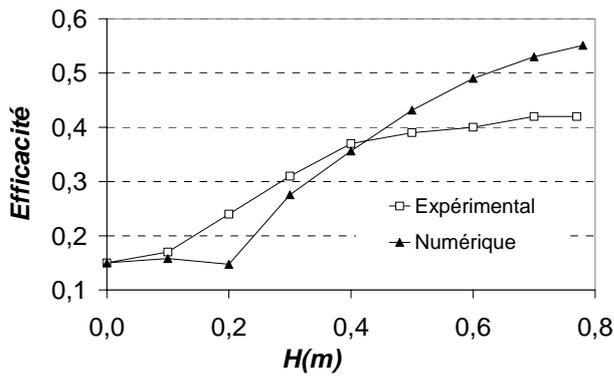


Figure 54 – Efficacité, $\alpha = 15 \%$, mousse d120

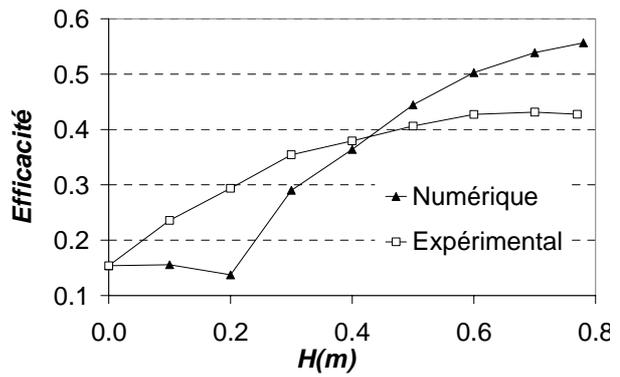


Figure 55 – Efficacité, $\alpha = 15 \%$, mousse d80

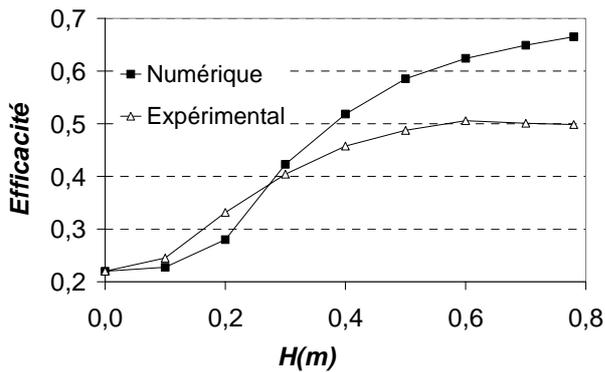


Figure 56 – Efficacité, $\alpha = 22 \%$, mousse d120

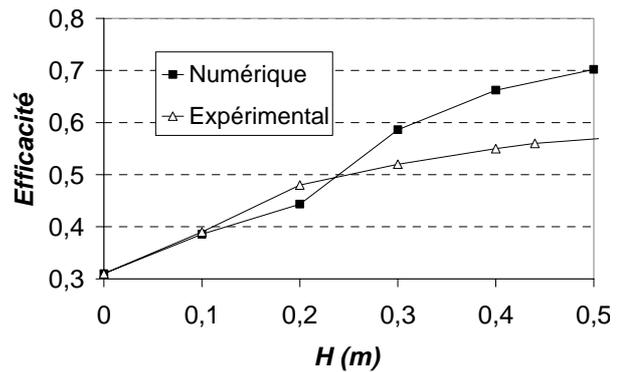
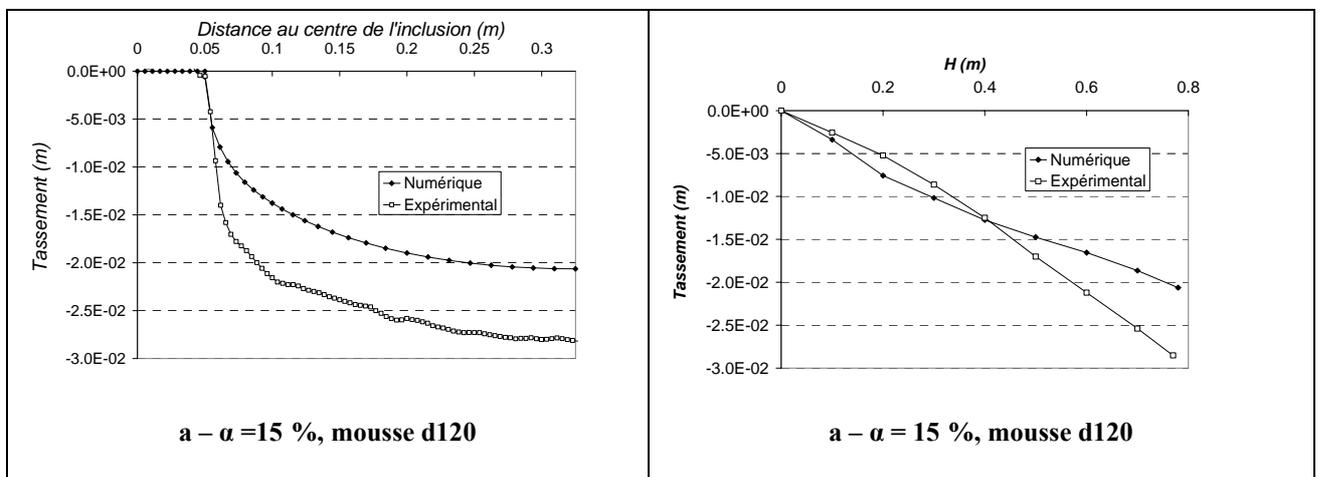
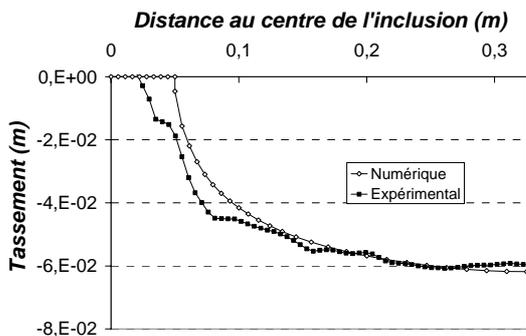
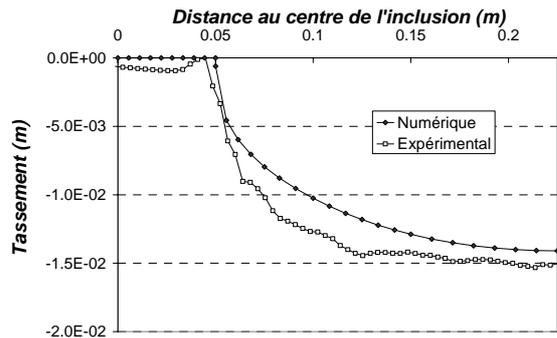
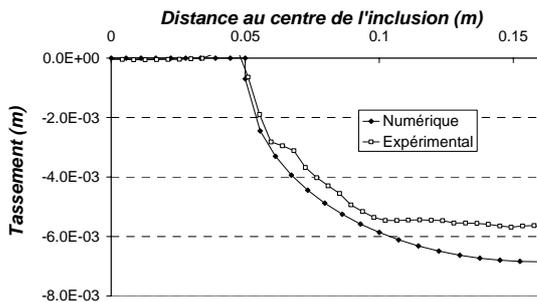
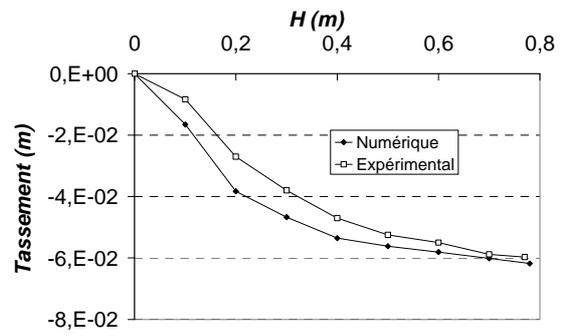
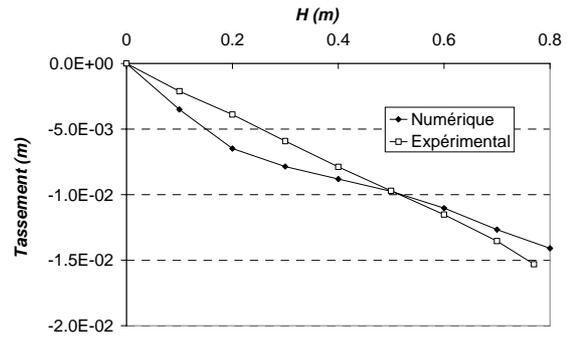
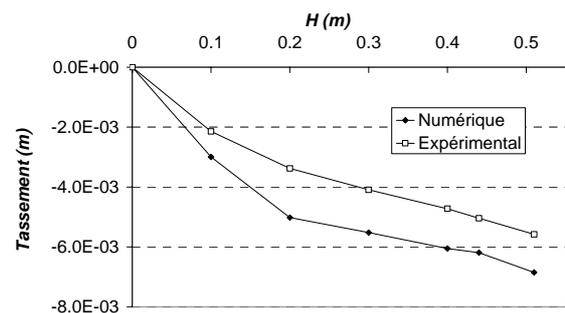


Figure 57 – Efficacité, $\alpha = 31 \%$, mousse d120

3.2.2 Tassements en base du matelas

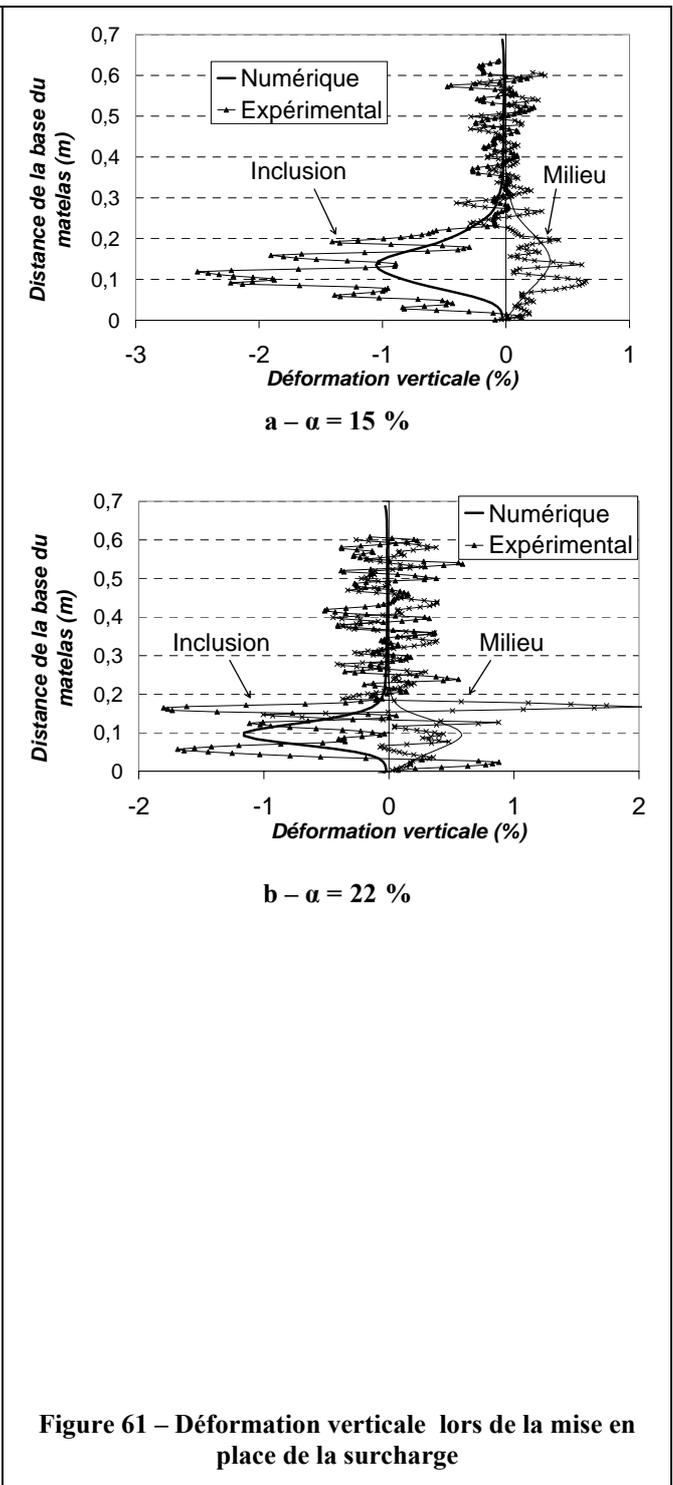
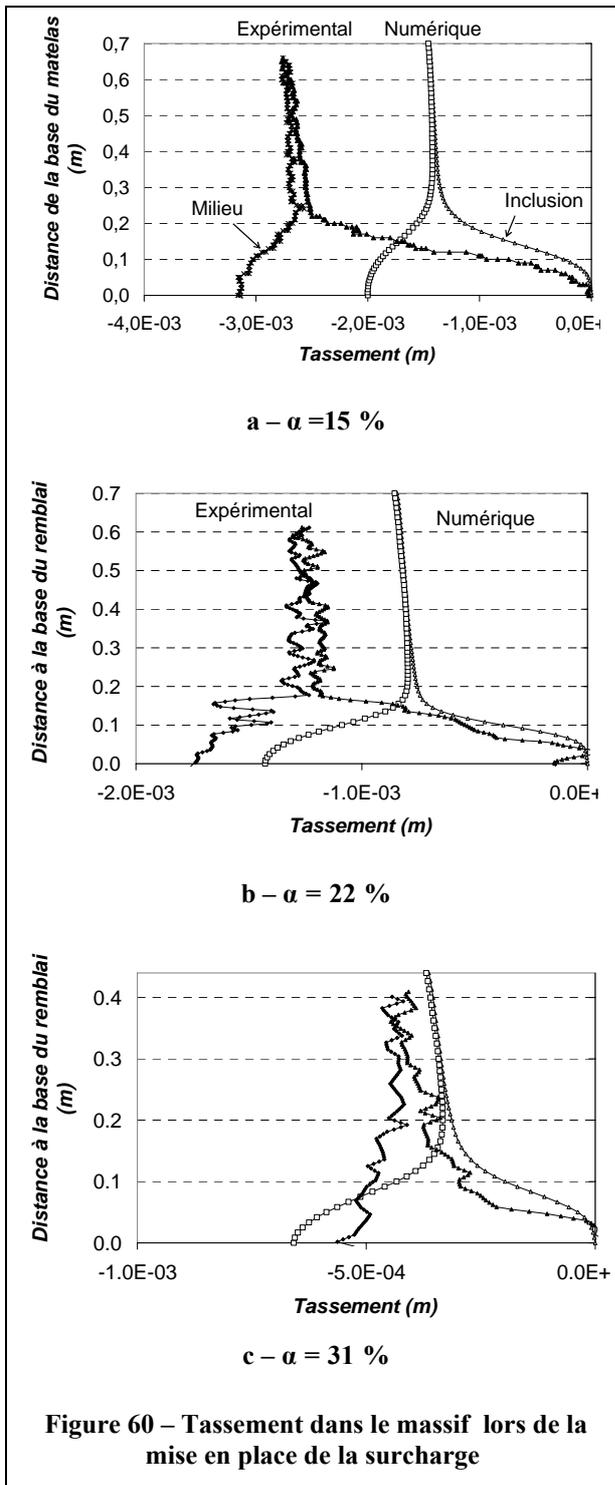
Les figures suivantes présentent les tassements en base du matelas obtenus avec les deux approches de modélisation, pour les trois taux de recouvrement et les deux mousses de compressibilité différente. La Figure 58 montre la distribution du tassement à l’état final et la Figure 59, le tassement maximum en base du matelas en fonction de la hauteur de matelas. La confrontation des deux approches de modélisation montre que la modélisation numérique avec le modèle CJS2 permet de reproduire le tassement expérimental observé en base du matelas. Ce tassement est toutefois sous-estimé par la modélisation numérique pour $\alpha = 15 \%$ et la mousse d120 à partir d’une certaine hauteur de matelas, et il est surestimé pour $\alpha = 31 \%$.




b – $\alpha = 15\%$, mousse d80

c – $\alpha = 22\%$, mousse d120

d – $\alpha = 31\%$, mousse d120
Figure 58 – Tassements en surface de la mousse à la fin du chargement

b – $\alpha = 15\%$, mousse d80

c – $\alpha = 22\%$, mousse d120

d – $\alpha = 31\%$, mousse d120
Figure 59 – Tassements maximum de la mousse en fonction de la hauteur

3.2.3 Tassements et déformations dans le massif

Les figures suivantes comparent les tassements (colonne de gauche) et les déformations verticales (colonne de droite) dus à la mise en place de la surcharge, au dessus de l’inclusion et au milieu, pour les deux approches de modélisation. Pour tous les taux de recouvrement, la modélisation numérique sous-estime les tassements et les déformations dans le matelas, mais le plan d’iso-tassement et de déformations maximum est situé à la même distance de la base du matelas. La modélisation numérique permet donc de reproduire qualitativement les déplacements et les déformations observés expérimentalement dans le matelas.



3.3 CONFRONTATION DES DIVERSES APPROCHES DE MODELISATION DU COMPORTEMENT DU SOL DU MATELAS

Des simulations en mettant en oeuvre différentes modélisations du comportement du sol analogue ont été effectuées avec:

- le modèle de Mohr-Coulomb avec un module d’Young déterminé à partir du module sécant à 25 % du déviateur à la rupture,
- le modèle de Mohr-Coulomb avec un module d’Young déterminé à partir du module sécant à 50 % du déviateur à la rupture,

- le modèle CJS2.

Cette partie vise à confronter les différentes approches de modélisation entre elles et avec les résultats expérimentaux, afin d’analyser l’impact de la complexité de la modélisation.

La Figure 62 confronte les modélisations en terme de report de charge en fonction de la hauteur de matelas. L’efficacité est quasiment identique pour toutes les modélisations numériques et elle surestime l’efficacité expérimentale.

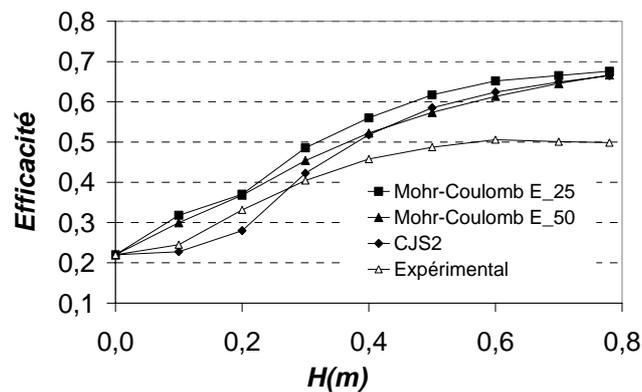


Figure 62 – Efficacité pour les différentes modélisations du sol analogique, $\alpha = 22\%$

La Figure 63 confronte les modélisations en terme de tassement en base du matelas pour $\alpha = 22\%$. Toutes les modélisations numériques permettent de retrouver le tassement expérimental.

La Figure 64 confronte les modélisations en terme de répartition des tassements dans le massif dus à la mise en place de la surcharge en surface, pour $\alpha = 22\%$. Les résultats de la modélisation avec le modèle de Mohr-Coulomb et un module E_25 et la modélisation avec le modèle CJS2 sont quasiment identiques. Ces résultats sont qualitativement et quantitativement plus proches des résultats expérimentaux que ceux de la modélisation avec E_50. Lorsque l’on met en œuvre le modèle de Mohr-Coulomb, la modélisation avec E_25 permet de prendre en compte correctement la distance de la base du matelas à laquelle les tassements sont égaux au dessus de l’inclusion et au milieu, ce qui n’est pas le cas avec la modélisation avec le module E_50.

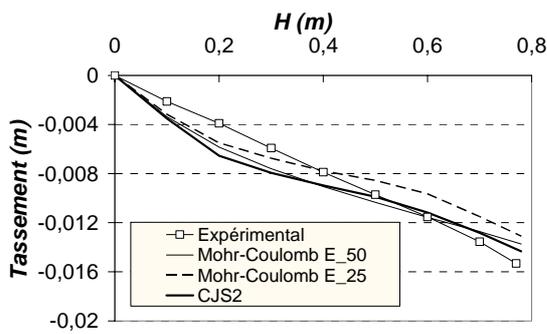


Figure 63 – Tassement maximum en base du matelas, $\alpha = 22\%$

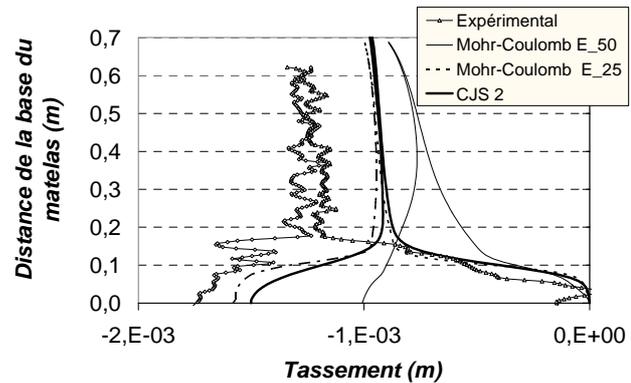
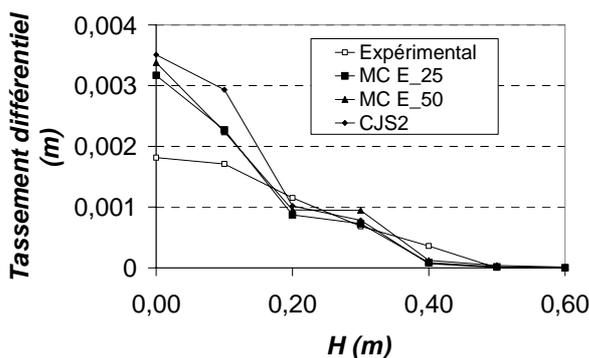
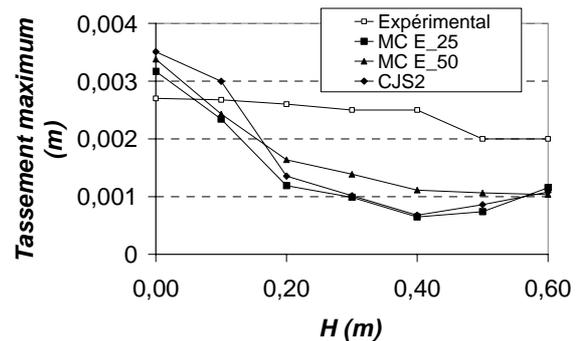


Figure 64 – Tassements lors de la mise en place de la surcharge, $\alpha = 22\%$

La Figure 65 confronte les modélisations en terme de tassements en surface en fonction de la hauteur de matelas. Les approches de modélisation numérique donnent des résultats très proches entre eux et permettent de représenter le tassement expérimental en surface.



a – Tassement différentiel



b – Tassement maximum

Figure 65 – Tassements en surface dus à la mise en place de la couche suivante, $\alpha = 22\%$

- Les résultats des simulations effectuées avec le modèle CJS2 et avec le modèle de Mohr-Coulomb sont très proches.
- Les résultats sont quasiment identiques pour le modèle de Mohr-Coulomb dont le module est identifié à partir du module sécant à 25 % du déviateur à la rupture obtenu par les essais biaxiaux et pour CJS2.
- On observe une divergence de résultats en terme de champ de déplacement dans le massif entre le modèle de Mohr-Coulomb dont le module est identifié à partir du module sécant à 50 % du déviateur à la rupture et les deux autres modélisations.

L’apport de la complexité du modèle de comportement pour le sol granulaire du matelas (modèle CJS2) est donc limité, à condition d’identifier correctement les paramètres du modèle simple, notamment le module d’Young. Nous sommes donc confrontés à la

difficulté du choix des paramètres élastiques pour le modèle de Mohr-Coulomb, alors que le modèle CJS2 prend automatiquement en compte le comportement non linéaire du sol.

3.4 CONCLUSIONS SUR LES SIMULATIONS NUMERIQUES DES ESSAIS EXPERIMENTAUX

Une modélisation numérique bidimensionnelle a été effectuée avec le logiciel Flac en déformations planes afin de simuler les expérimentations effectuées sur le modèle réduit. Les résultats des simulations numériques sont confrontés aux résultats expérimentaux dans une optique de validation de la procédure numérique et des modèles de comportement utilisés. L’expérimentation sur le modèle réduit permet d’obtenir des résultats en terme de distribution des efforts en base du matelas et en terme de champ de déplacement dans le massif, ce qui permet d’effectuer une confrontation robuste entre l’expérimentation et la modélisation numérique.

Le comportement du sol analogique de Schneebeli est tout d’abord simulé par un modèle élastoplastique parfait avec le critère de rupture de Mohr-Coulomb. Ce type de modèle ne permet pas de prendre en compte de manière réaliste le comportement des sols granulaires avant la rupture, et notamment la dilatance avant la rupture, mais il est très fréquemment mis en œuvre pour ce type de problème. La variation du module avec la contrainte a cependant été prise en compte, ce qui constitue une amélioration par rapport au modèle classique. Afin d’analyser l’influence de la complexité du modèle, le comportement du sol analogique est ensuite simulé par le modèle élastoplastique CJS2, implémenté dans le logiciel. Un modèle de comportement élastique non linéaire a été implémenté afin de simuler le comportement de la mousse, déterminé expérimentalement par un essai de chargement simple.

1. Pour les deux modèles de comportement utilisés (Mohr-Coulomb et CJS2), la confrontation des résultats numériques aux résultats expérimentaux montre que la modélisation numérique surestime l’efficacité du système et sous-estime légèrement les déplacements dans le massif. La modélisation numérique permet néanmoins de reproduire qualitativement les phénomènes observés en terme d’effort et de déplacement dans la modélisation physique. Cette confrontation permet un début de validation du modèle numérique. Il est très difficile d’obtenir des résultats numériques rendant correctement compte simultanément des déplacements et de la distribution des efforts observés dans l’expérimentation. Une première limitation à la modélisation numérique est qu’elle est effectuée en milieu continu, alors que le sol analogique est typiquement constitué d’éléments distincts. On ne peut notamment pas rendre correctement compte du comportement de l’assemblage des rouleaux au niveau du bord de l’inclusion, identifiée comme une zone de discontinuité par l’expérimentation sur le modèle réduit. La modélisation d’interfaces dans cette zone visait à pallier cette lacune de la modélisation continue, mais n’a pas donné de résultats concluants. Cela montre la difficulté de modéliser cette zone particulière. De plus, les paramètres des différents modèles ont été identifiés à partir d’essais expérimentaux, dont les résultats peuvent être discutés. Une étude paramétrique complémentaire sur l’influence des différents paramètres des modèles peut éventuellement apporter un éclairage supplémentaire sur la divergence des résultats numériques et expérimentaux.
2. Des simulations numériques ont été effectuées en incorporant une nappe de renforcement en base du matelas. Le maillage a dû être simplifié afin de mener les calculs en grandes déformations et de simuler correctement le comportement de la nappe. La confrontation

des résultats numériques aux résultats expérimentaux montre que la modélisation numérique proposée sous estime l’apport d’une nappe, même lorsque l’on simule une pré-tension dans celle-ci. Les résultats en terme de report de charge sont cependant à relativiser dû à la mise en œuvre d’un maillage plus grossier, ne pouvant pas tenir compte de manière satisfaisante de la concentration des contraintes sur le bord de l’inclusion, qui doit théoriquement être importante lors de la mise en tension et de la déflexion de la nappe. Cette étude montre donc qu’il est difficile de simuler correctement le comportement du massif avec une nappe de renforcement car les mécanismes d’interactions entre le sol compressible, l’inclusion, le sol de matelas et la nappe sont complexes.

3. Les simulations mettant en oeuvre le modèle de Mohr-Coulomb avec un module d’Young déterminé à partir du module sécant à 25 % du déviateur à la rupture et celles mettant en oeuvre le modèle CJS2 donnent des résultats très proches. Dans le cas de la mise en oeuvre du modèle de Mohr-Coulomb, le module d’Young est variable en fonction du niveau de contrainte. L’augmentation de la complexité du modèle de comportement pour le matelas apportée par le modèle CJS2 ne permet donc pas d’améliorer considérablement la modélisation, mais le modèle CJS2 prend automatiquement en compte le comportement non linéaire du sol analogique et permet alors de s’affranchir du problème de choix des paramètres élastiques, inévitable avec Mohr-Coulomb. La principale divergence entre les deux simulations mettant en oeuvre le modèle de Mohr-Coulomb (avec E_{25} et E_{50}) réside dans la répartition des déplacements dans le matelas. Lorsque l’on utilise le Modèle de Mohr-Coulomb, il est donc important de choisir correctement le module, car celui-ci est également déterminant pour l’apparition de la dilatance. Ce problème ne se pose pas pour la simulation avec le modèle CJS2.

4 ETUDES PARAMETRIQUES

La partie précédente a montré que la modélisation numérique proposée permet de simuler qualitativement et quantitativement dans une certaine mesure les phénomènes observés expérimentalement. La simulation numérique est alors un outil puissant pour analyser le comportement de l’ouvrage physique modélisé dans diverses conditions. La modélisation numérique permet notamment de faire varier les propriétés du sol du matelas, ce que nous n’avons pas mis en œuvre expérimentalement, car les propriétés du sol analogique de Schneebeli utilisés sont fixes. L’analyse plus fine de l’influence de la compressibilité de la mousse simulant le sol compressible et de l’influence de la raideur de la nappe de renforcement disposée en base du matelas est également rendue possible. Ces analyses paramétriques permettent de mieux comprendre le mode de fonctionnement de l’ouvrage.

4.1 INFLUENCE DES PROPRIETES MECANIKES DU SOL DU MATELAS

Le sol du matelas est constitué par un sol analogique de Schneebeli dont nous n’avons pas fait physiquement varier les caractéristiques mécaniques. Une étude paramétrique numérique permet d’analyser l’influence de la variation de ces paramètres. Le comportement du sol analogique est simulé par le modèle élastoplastique parfait de Mohr-Coulomb, dont nous faisons varier :

- les paramètres de l’élasticité (module d’Young et coefficient de Poisson),
- l’angle de frottement,
- l’angle de dilatance,
- la cohésion.

Le calcul de référence est la configuration $\alpha = 15\%$, avec une simulation du comportement du sol du matelas par le modèle de Mohr-Coulomb avec un module d’Young déterminé à partir du module sécant à 25 % du déviateur à la rupture ($E = 353 \sigma_3$), un coefficient de Poisson de 0,48, un angle de frottement de 24° , un angle de dilatance de 4° et une cohésion nulle. La mousse représentant le sol compressible est la mousse d120.

4.1.1 Influence des paramètres élastiques

Des simulations ont été effectuées en faisant varier le module du sol du matelas et en conservant la valeur de référence du coefficient de Poisson. Le module de référence (E_{ref}) est calculé selon $E = 353 \cdot \sigma_x$. Un module plus rigide ($E+$) est donné par $E = 3530 \cdot \sigma_x$ et un module plus faible ($E-$) par $E = 35,3 \cdot \sigma_x$. La répartition du module d’Young dans le matelas pour $H = 0,7$ m + surcharges est donnée sur la Figure 66.

Des simulations sont également effectuées en faisant varier la valeur du coefficient de Poisson du sol du matelas : la valeur de référence de ce paramètre est 0,48 et nous effectuons une simulation avec 0,35. Le module d’Young de référence est conservé.

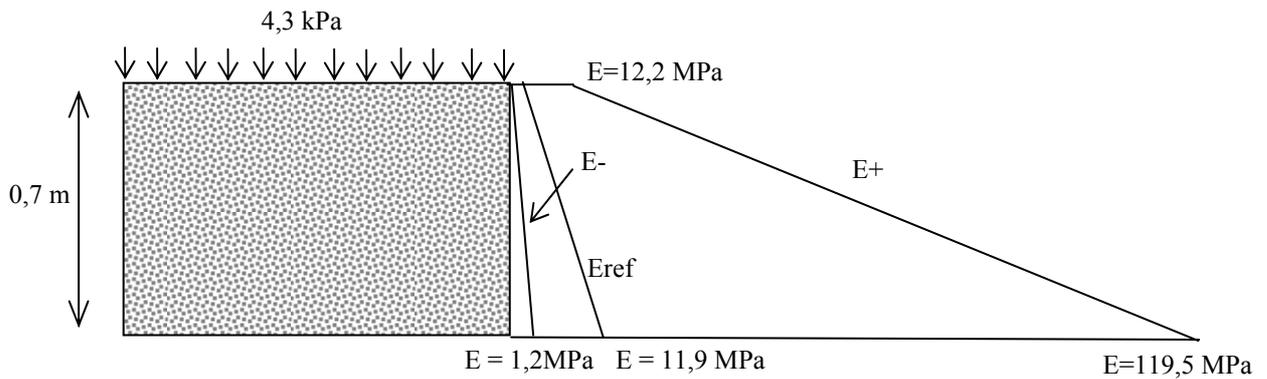


Figure 66 – Répartition du module d’Young dans le massif pour $H = 0,7$ m + surcharges

4.1.1.1 Influence sur le report de charge

La Figure 67 présente l’efficacité en fonction de H obtenue pour les configurations de référence, pour un module plus rigide et pour un module plus faible. Cette figure montre que l’augmentation du module, par rapport au module de référence, n’a pas d’incidence sur le report de charge alors que sa diminution entraîne une diminution de l’efficacité. Le fait de considérer un module plus faible entraîne une plastification des zones pour une déformation axiale plus importante, or la dilatance ne peut apparaître qu’à partir de la plastification.

Nous trouvons que le coefficient de Poisson n’a pas d’influence sur le report de charge.

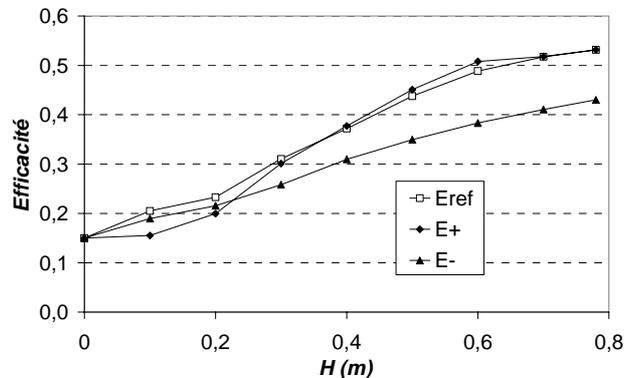


Figure 67 – Efficacité en fonction de la hauteur pour différentes valeurs du module du sol du matelas

4.1.1.2 Influence sur les déplacements dans le massif

La Figure 68 présente la distribution du tassement en base du matelas pour $H = 0,7$ m + surcharge. Le calcul de référence et le calcul avec un module du sol du matelas plus élevé amènent à un tassement identique alors que le calcul avec un module plus faible conduit à une augmentation du tassement. Aucune influence du coefficient de Poisson n’a été relevée sur les tassements en base du matelas.

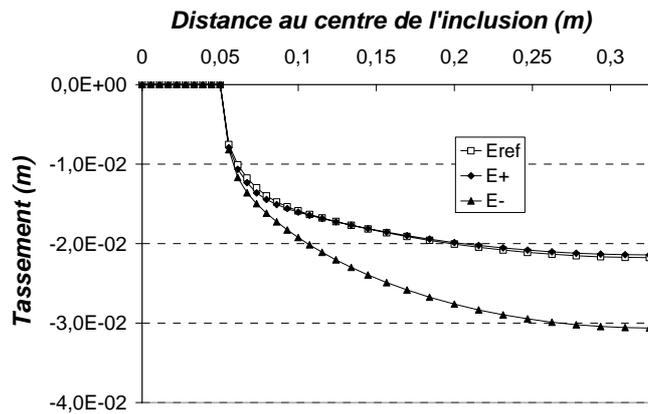


Figure 68 – Tassement de la mousse pour $H = 0,7$ m + surcharges

La Figure 69 montre la répartition du tassement dans le massif au dessus de l’inclusion et entre les inclusions lors de la mise en place de la surcharge. La Figure 69a montre que les résultats du calcul de référence et de celui présentant un module du matelas 10 fois plus élevé sont quasiment identiques. Avec un module plus faible, les tassements sont plus importants et le plan d’iso-tassement se situe très loin de la base du remblai (0,6 m environ), alors qu’il se situe à 0,2 m pour les deux autres cas. La Figure 69b montre que les tassements en surface sont plus importants avec un coefficient de Poisson plus faible.

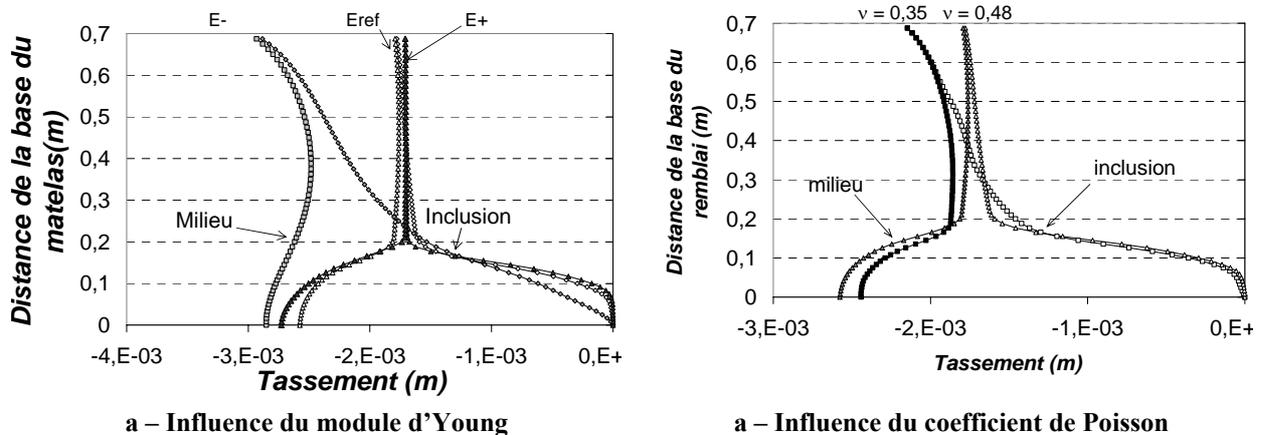


Figure 69 – Tassement dans le massif lors de la mise en place de la surcharge

La Figure 70 présente les tassements en surface dus à la mise en place de la couche suivante. La Figure 70a présente l’évolution des tassements différentiels entre l’aplomb de l’inclusion et le milieu. Les tassements différentiels sont quasiment identiques quelque soit le module du sol et les tassements en surface deviennent homogènes à partir de la même hauteur de matelas. La Figure 70b montre que les tassements en surface sont plus importants pour un module de sol plus faible. Les tassements sont quasiment identiques pour le cas de référence et pour un module de sol plus grand. Une faible influence du coefficient de Poisson du sol du matelas a été observée sur les tassements en surface.

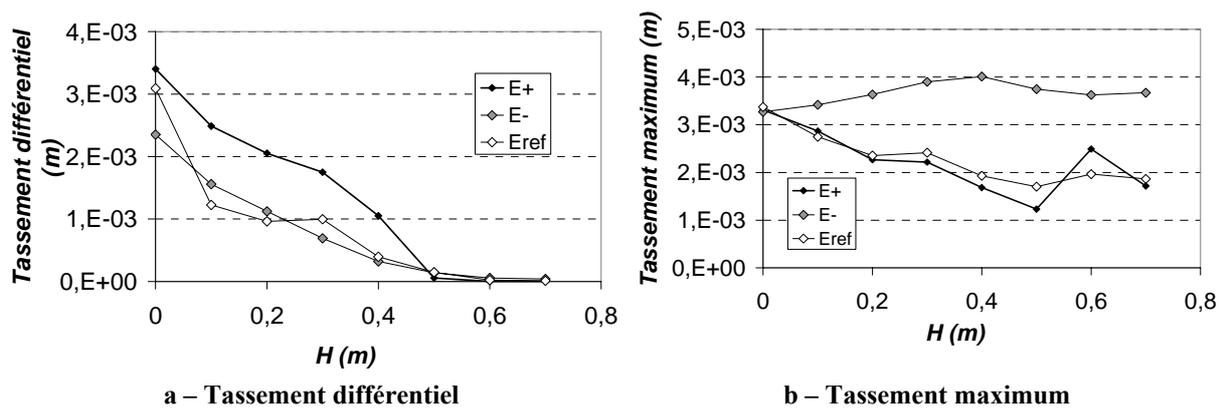


Figure 70 – Tassement en surface au cours du chargement

4.1.1.3 Conclusions sur l’influence des paramètres élastiques du matelas

Un module d’Young plus faible que le module de référence entraîne une réduction du report de charge et une augmentation des tassements dans le massif alors qu’un module plus grand n’entraîne pas de modifications des résultats.

4.1.2 Influence de l’angle de frottement

Le sol analogique de Schneebeli présente un angle de frottement de 24° , déterminé à partir de résultats d’essais biaxiaux réalisés entre 20 et 50 kPa de confinement, ce qui correspond au niveau de contrainte atteint dans le modèle réduit. Afin d’étudier l’influence de ce paramètre sur les mécanismes se développant dans le matelas de transfert de charge, nous effectuons des calculs avec un angle de frottement entre 0 et 50° . La valeur courante de ce paramètre pour les sols de remblai classiques, constituant le matelas de transfert de charge est de $35\text{--}40^\circ$. Cette valeur peut être plus importante lorsque l’on est en présence de sol traité (Dano *et al.*, 2004).

4.1.2.1 Influence sur le report de charge

La Figure 71 présente l’évolution de l’efficacité en fonction de la hauteur de matelas pour différentes valeurs de l’angle de frottement. Plus l’angle de frottement est grand, plus l’efficacité est importante. En effet Rathmayer (1975) a montré que le report de charge sur les inclusions dépend principalement de l’angle de frottement du sol du matelas. La Figure 72, qui présente la valeur maximum de l’efficacité en fonction de l’angle de frottement, montre cependant que l’augmentation de l’efficacité devient limitée à partir d’un angle de frottement de 30° . Pour un angle de frottement de 0° , il n’y a pas de report de charge ($E = \alpha$), et il n’a pas été observé de voûte. Il n’y a en effet aucune résistance au cisaillement pour cette valeur, car associée à une cohésion nulle. La Figure 73 illustre l’évolution de l’efficacité en fonction de la hauteur de matelas et de l’angle de frottement. $E = \alpha = 15\%$ pour $H = 0$ m et pour $\phi = 0^\circ$. L’efficacité augmente avec H et avec ϕ .

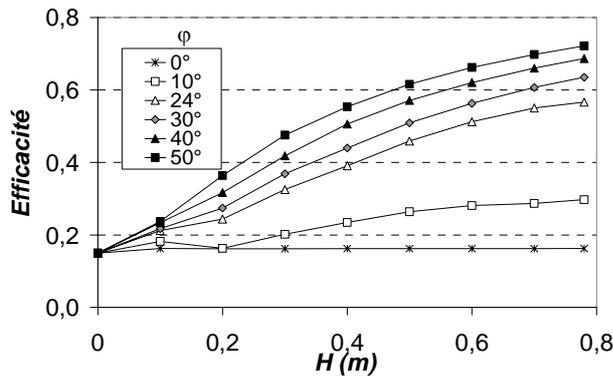


Figure 71 – Efficacité en fonction de la hauteur pour différentes valeurs de φ ; $\alpha = 15\%$

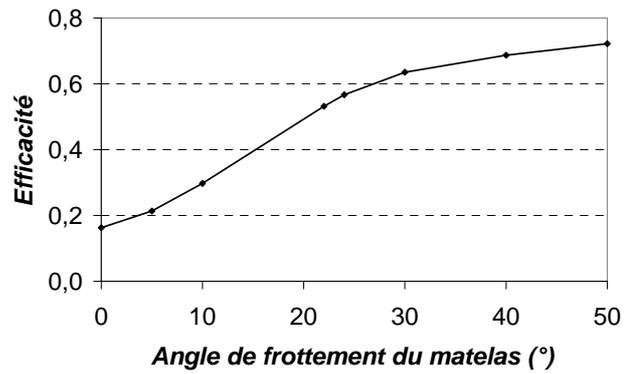


Figure 72 – Efficacité pour $H = 0,7\text{ m} + \text{surcharges}$ en fonction l’angle de frottement ; $\alpha = 15\%$

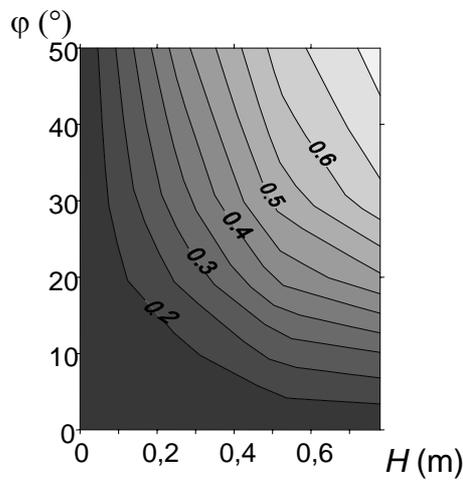


Figure 73 – Efficacité en fonction de la hauteur de rouleau et de l’angle de frottement

La Figure 74 présente l’orientation et l’intensité des contraintes principales au niveau de la tête de l’inclusion, pour les calculs avec $\varphi = 10^\circ$ et $\varphi = 40^\circ$. La concentration des contraintes sur la tête d’inclusion est plus importante avec un angle de frottement interne du sol plus grand. La contrainte principale maximum est située sur le bord de l’inclusion. Elle vaut 104 kPa dans le cas $\varphi = 10^\circ$ et 365 kPa le cas $\varphi = 40^\circ$. Pour le cas $\varphi = 10^\circ$, la contrainte s’appliquant sur l’inclusion est uniforme, alors qu’elle est concentrée sur le bord de l’inclusion pour $\varphi = 40^\circ$.

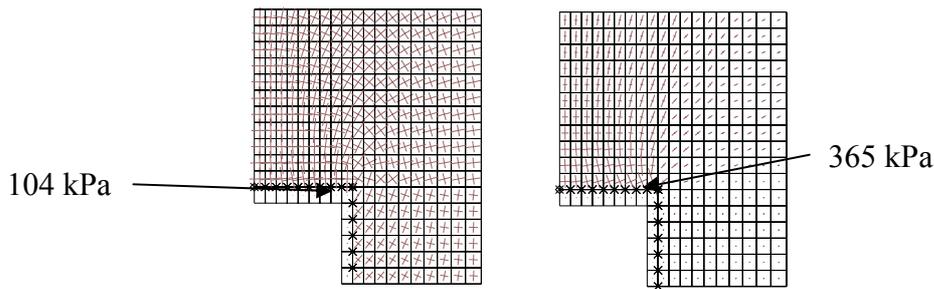


Figure 74 – Orientation des contraintes principales pour un angle de frottement de 10° (gauche) et pour 40° (droite)

4.1.2.2 Influence sur les déplacements dans le massif

Tassements en base du matelas

Les Figures 10, 11, 12 et 13 illustrent l’influence de l’angle de frottement du sol du matelas sur la réduction du tassement en base du matelas pour $\alpha = 15\%$. La Figure 75 présente la répartition du tassement en base du matelas pour $H = 0,7\text{ m}$ + surcharges obtenue avec $\varphi = 0^\circ$, $\varphi = 24^\circ$ (cas de référence) et $\varphi = 50^\circ$. La Figure 76 présente le tassement maximum en base du matelas, exprimé en terme de réduction par rapport au cas sans inclusions, en fonction de H . Avec $\varphi = 0^\circ$ (pas de résistance au cisaillement) il n’y pas de réduction de tassement par rapport au cas sans inclusion. Pour toutes les autres valeurs, la réduction du tassement augmente avec la hauteur de matelas et avec la valeur de l’angle de frottement. La Figure 77 et la Figure 78 présentent le tassement maximum et la réduction de tassement maximum, obtenus pour la hauteur de matelas maximum, en fonction de l’angle de frottement. Ces deux figures montrent qu’à partir d’une valeur de l’angle de frottement d’environ 30° , la réduction de tassement devient quasiment constante.

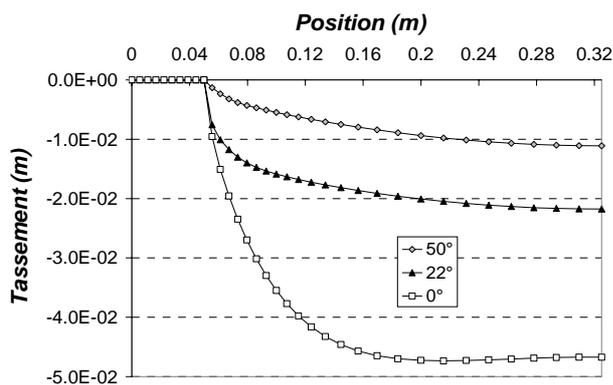


Figure 75 – Tassement de la mousse pour $H = 0,7\text{ m}$ + surcharges

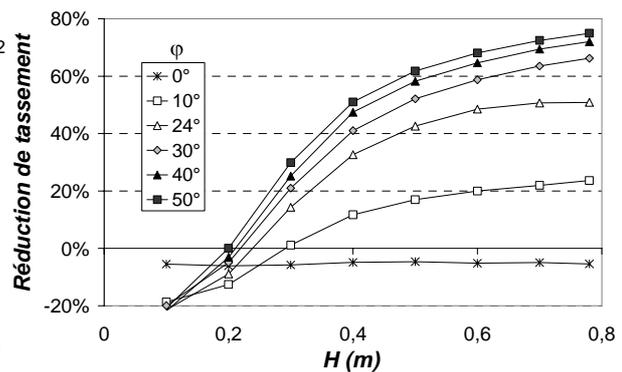


Figure 76 – Réduction du tassement par rapport au cas non renforcé en fonction de la hauteur de matelas

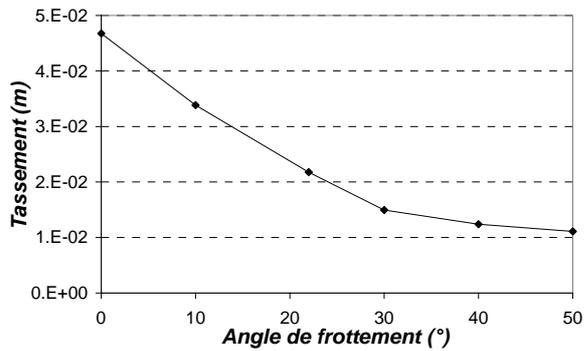


Figure 77 – Tassement maximum de la mousse en fonction de l’angle de frottement

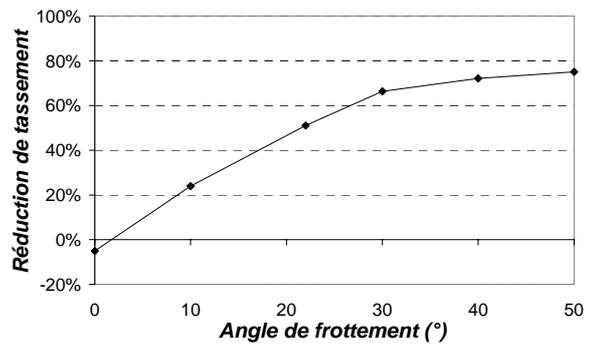
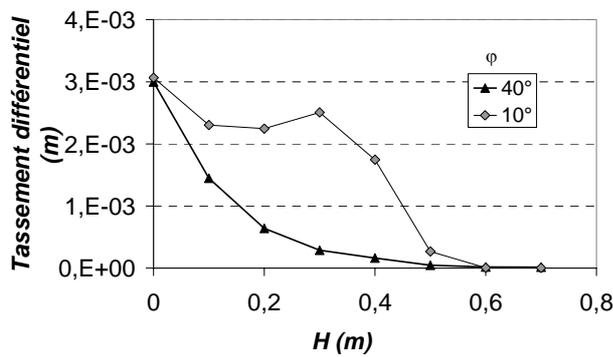


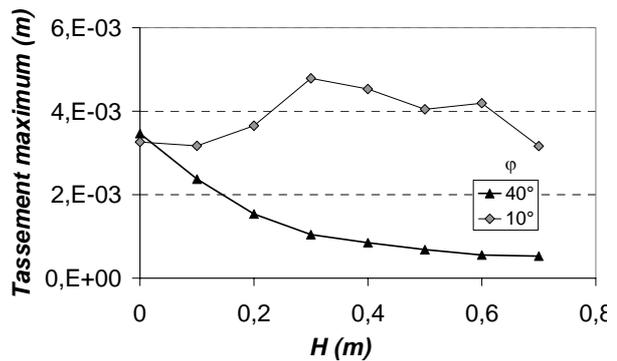
Figure 78 – Réduction du tassement de la mousse en fonction de l’angle de frottement

Tassements en surface

La Figure 79 présente le tassement en surface dû à la mise en place de la couche de sol suivante puis de la surcharge, pour un angle de frottement de 10° et de 40°, en fonction de la hauteur de matelas. Cette figure montre que plus l’angle de frottement est grand, plus les tassements maximums et différentiels en surface du massif sont faibles. Les tassements différentiels en surface sont négligeables pour une hauteur plus faible lorsque l’angle de frottement augmente.



a – Tassement différentiel



b – Tassement maximum

Figure 79 – Tassements en surface dus à la mise en place de la couche suivante

Lors de la mise en place de la surcharge de 4,3 kPa, le tassement en surface pour $\phi = 10^\circ$ est de 3,16 mm, il n’est que de 0,53 mm pour $\phi = 40^\circ$. Le tassement en surface lors de la mise en place de la surcharge est reporté sur la Figure 80 en fonction de l’angle de frottement. A partir de $\phi = 30^\circ$, l’augmentation de l’angle de frottement n’a quasiment pas d’influence sur le tassement en surface dû à la mise en place de la surcharge.

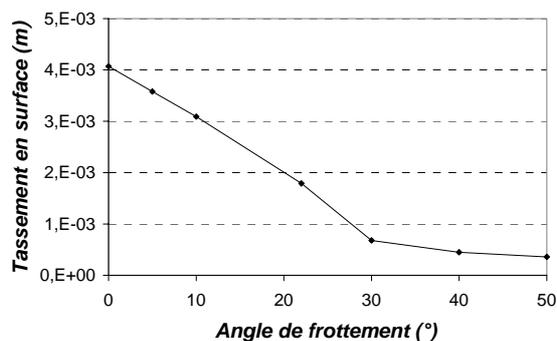


Figure 80 – Tassement en surface lors de la mise en place de la surcharge

Distribution des tassements dans le massif

La Figure 81 montre le tassement dans le massif lors de la mise en place de la surcharge, au dessus de l’inclusion et au milieu, pour différentes valeurs de φ . Les tassements dans le massif sont réduits avec l’augmentation de l’angle de frottement. Le plan d’iso-tassement lors de la mise en place de la surcharge reste approximativement le même pour $\varphi = 10^\circ$ et $\varphi = 24^\circ$, et on observe ensuite une augmentation de la distance à la base du matelas de ce plan lorsque φ augmente. Le tassement en surface en fonction de φ est reporté sur la Figure 80. La réduction de tassement est particulièrement importante pour un angle de frottement qui passe de 10° à 30° .

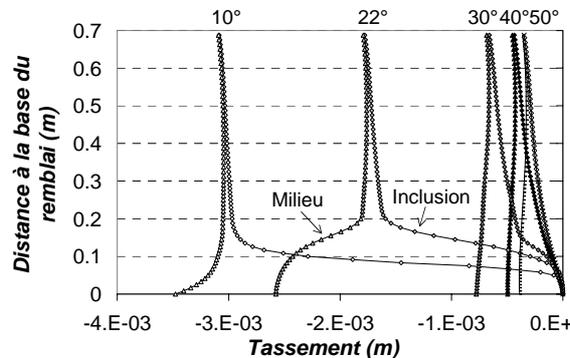


Figure 81 – Tassement lors de la mise en place de la surcharge

4.1.2.3 Plastifications dans le massif

La Figure 82 présente l’étendue de la plastification des zones de sol à la fin du chargement pour deux valeurs de l’angle de frottement (10° et 50°). Pour un angle de frottement de 10° , tout le massif a plastifié durant le chargement alors que pour 50° , l’étendue de la plastification se limite quasiment à une zone située au dessus de l’inclusion.

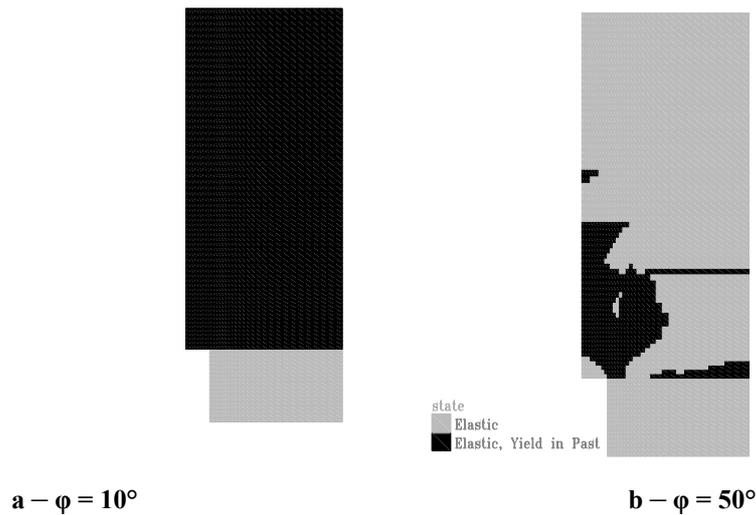


Figure 82 – Zones plastifiées à la fin du chargement

4.1.2.4 Conclusions sur l’influence de l’angle de frottement

L’angle de frottement interne du sol du matelas a une influence majeure sur l’efficacité et sur l’amplitude des tassements différentiels et totaux en surface. Plus il est grand, plus l’efficacité est grande et les tassements réduits.

4.1.3 Influence de l’angle de dilatance

Dans le modèle de Mohr-Coulomb, l’angle de dilatance contrôle la valeur des déformations volumiques de dilatance après la rupture. Des simulations numériques ont été effectuées en faisant varier uniquement cet angle de dilatance. Un calcul a été effectué avec $\psi = 0^\circ$ et un second avec $\psi = 10^\circ$.

4.1.3.1 Influence sur le report de charge

La Figure 83 présente l’efficacité en fonction de la hauteur de matelas pour les deux valeurs de dilatance. Cette figure montre que l’angle de dilatance a très peu d’influence sur l’efficacité. L’augmentation de l’efficacité avec $\psi = 10^\circ$ est au maximum de 6% par rapport au calcul effectué avec $\psi = 0^\circ$.

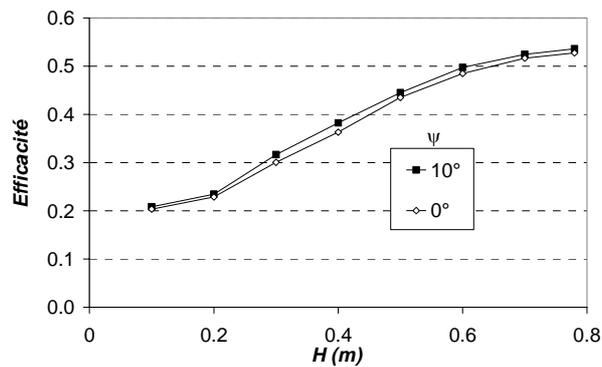


Figure 83 – Efficacité pour différents angles de dilatance

4.1.3.2 Influence sur les déplacements dans le massif

La Figure 84 présente le tassement maximum en base du matelas en fonction de H et la Figure 85 la répartition du tassement en base du matelas pour $H=0,7\text{m}+\text{surcharges}$. Les résultats des deux simulations montrent que les tassements en base du matelas ne dépendent pas de l’angle de dilatance.

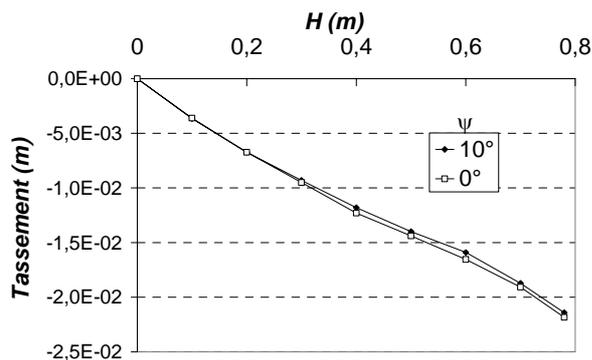
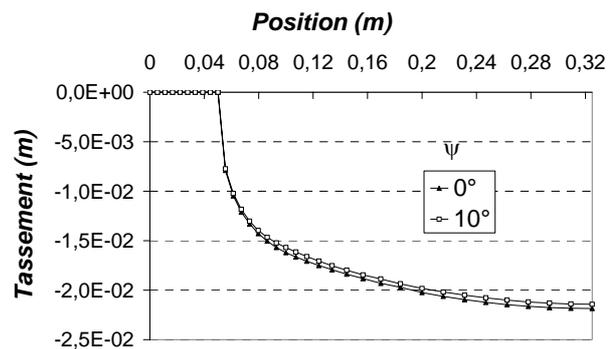


Figure 84 – Tassement maximum en base du matelas


 Figure 85 – Tassement en base du matelas pour $H = 0,7 \text{ m} + \text{surcharges}$

La Figure 86 présente le tassement dans le matelas du à la mise en place de la surcharge, au-dessus de l’inclusion et entre les deux inclusions. Cette figure montre que les tassements dans le matelas, et donc particulièrement les tassements en surface, sont plus importants pour un angle de dilatance plus faible. Lors de la mise en place de la surcharge, le tassement en surface est de 1,7 mm pour $\psi = 10^\circ$ et il est de 2,2 mm pour $\psi = 0^\circ$. Un angle de dilatance de 10° amène donc à une réduction du tassement en surface de 23% par rapport à un angle de dilatance de 0° . Pour la configuration de référence, ce tassement est de 1,9 mm. Cependant, le plan d’iso tassement est situé à la même distance de la base du matelas.

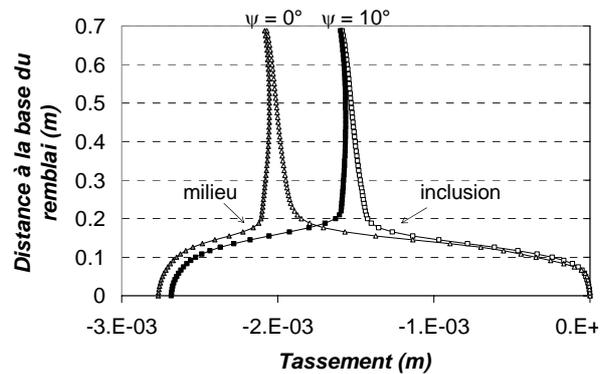


Figure 86 – Tassement lors de la mise en place de la surcharge pour différents angles de dilataance

La Figure 87 présente l'évolution du tassement différentiel et maximum en surface. Cette figure montre une légère réduction du tassement en surface avec un angle de dilataance plus grand. Cependant, à chaque étape du chargement, les tassements différentiels en surface sont équivalents, et la hauteur de matelas pour laquelle il n'y a plus de tassement différentiel en surface est identique (0,6 - 0,7 m).

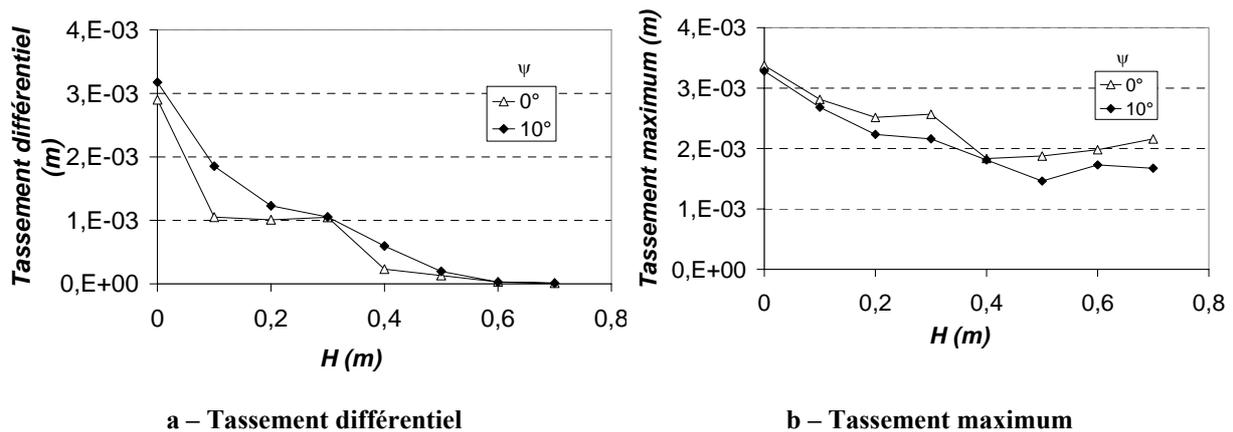


Figure 87 – Tassement en surface au cours du chargement

4.1.3.3 Conclusions sur l'influence de la dilataance du sol du matelas

L'angle de dilataance a une influence sur le tassement total en surface, mais n'a pas d'influence ni sur l'efficacité, ni sur le tassement différentiel en surface. Dans le modèle de Mohr-Coulomb la dilataance apparaît lors de la rupture. L'influence de l'angle de dilataance dépend donc également de l'étendue des zones plastiques. Celles-ci sont présentées sur la Figure 92. A la fin du chargement seule la partie superficielle du matelas n'a pas subi de plastifications.

4.1.4 Apport d’une cohésion

Dans le cas de la mise en œuvre d’un matelas constitué de sol traité, la cohésion est augmentée (Dano et al., 2004). Il est alors intéressant d’évaluer l’apport d’une cohésion dans le sol granulaire sur les mécanismes de report de charge.

Le sol analogue de Schneebeli ne présente pas de cohésion. Un calcul ($\alpha = 15\%$) a été effectué avec une cohésion de 10 kPa (et un angle de frottement de 24°), ce qui augmente la résistance au cisaillement du sol du matelas.

4.1.4.1 Apport de la cohésion sur le report de charge

La Figure 88 compare les résultats en terme d’efficacité en fonction de la hauteur de matelas. L’augmentation de la cohésion permet d’augmenter l’efficacité. L’efficacité maximum est de 0,69 avec une cohésion de 10kPa, et elle était de 0,57 pour le calcul de référence avec $c = 0$ kPa, soit une augmentation de 20 %.

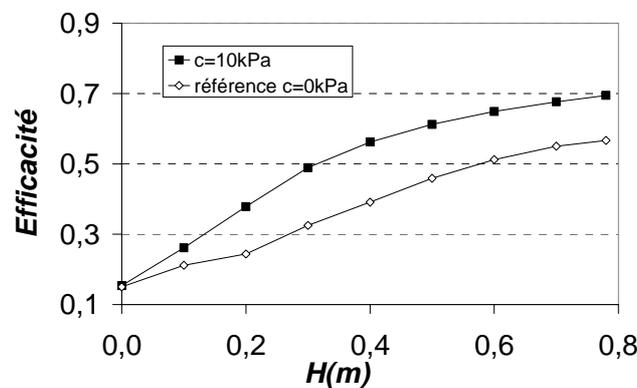


Figure 88 – Efficacité en fonction de H pour $c = 0$ kPa et $c = 10$ kPa

4.1.4.2 Apport de la cohésion sur la réduction des tassements

La Figure 89 présente le tassement maximum en base du matelas obtenu par le calcul de référence et par le calcul $c = 10$ kPa. Les tassements sont réduits avec $c = 10$ kPa : le tassement maximum est de 123 mm alors qu’il est de 195 mm pour un sol sans cohésion, soit une réduction de 37 %.

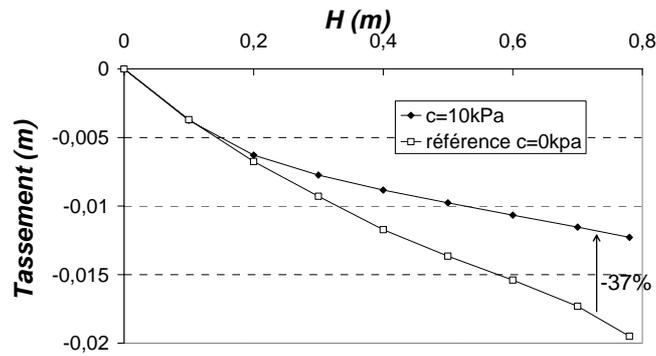


Figure 89 – Tassement maximum en base du matelas en fonction de H pour c = 0 kPa et c = 10 kPa

La Figure 90 présente les tassements dans le matelas dus à la mise en place de la surcharge. Les tassements sont plus faibles pour un sol avec c = 10 kPa. En particuliers les tassements en surface ne sont que de 0,7 mm avec c = 10 kPa et atteignent 1,5 mm avec c = 0 kPa, soit une diminution de 47 %.

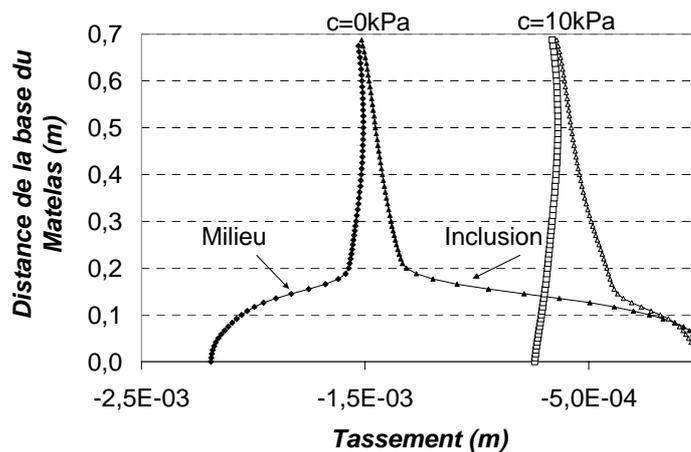


Figure 90 –Tassements lors de la mise en place de la surcharge

La Figure 91 montre que l’introduction d’une cohésion permet de réduire les tassements différentiels et absolus en surface du matelas.

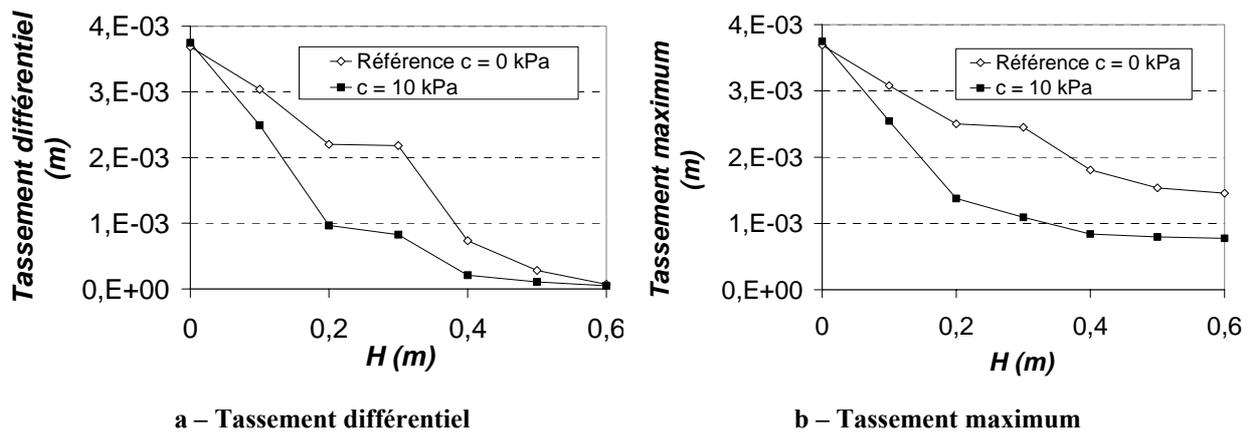


Figure 91 – Tassement en surface au cours du chargement

4.1.4.3 Plastifications dans le massif

La Figure 92 présente l’état (plastique ou élastique) des zones de sol du modèle à la fin du chargement pour le cas de référence sans cohésion (Figure 92a) et pour le cas 10 kPa (Figure 92b). Pour le cas sans cohésion, l’étendue des zones plastifiées est beaucoup plus importante que pour le calcul avec une cohésion de 10 kPa, où les zones plastifiées se concentrent au-dessus de l’inclusion.

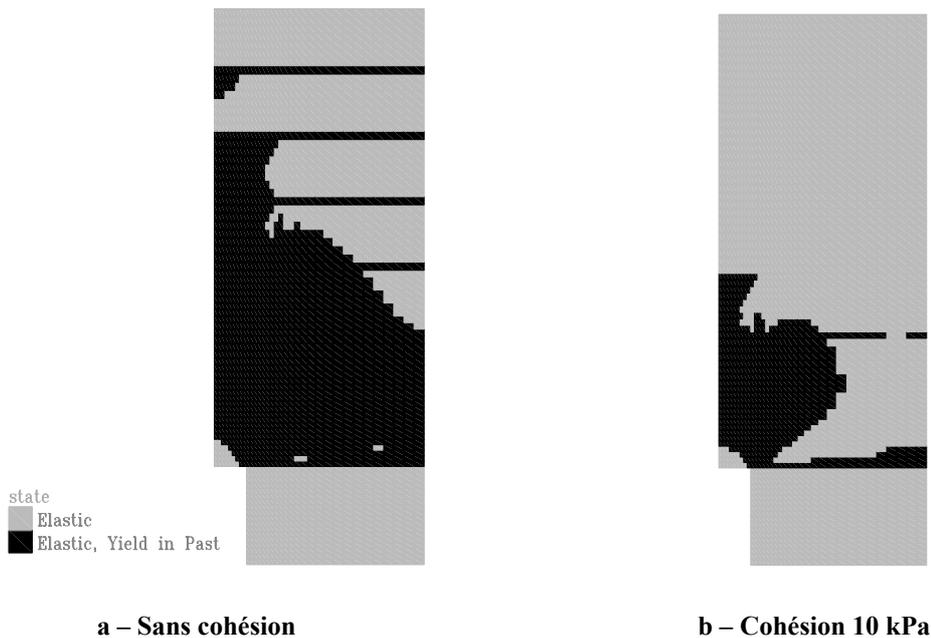


Figure 92 – Zones plastifiées à la fin du chargement

4.1.4.4 Conclusions sur l’apport d’une cohésion

L’introduction d’une cohésion dans le sol du matelas permet de simuler le cas d’un sol traité. Elle entraîne une augmentation du report de charge et une diminution des tassements dans le massif. La cohésion permet effectivement d’augmenter la résistance du sol et les zones plastifiées sont donc moins étendues que pour le cas du sol sans cohésion.

4.2 INFLUENCE DES PROPRIETES ELASTIQUES DE LA MOUSSE

La mousse a un comportement élastique non linéaire. Afin d’étudier l’influence de sa compressibilité, nous faisons varier le module d’Young tout en conservant le coefficient de Poisson de référence, puis l’influence de ce paramètre est investigué en conservant un module œdométrique constant.

4.2.1 Influence du module d’Young

Des simulations ont été effectuées avec différentes valeurs de module de la mousse, en conservant la valeur du coefficient de Poisson à 0,45. Le calcul de référence avec la mousse d120 et $\alpha = 15\%$ est comparé à des calculs effectués avec un module de la mousse trois fois plus grand (mousse moins compressible) et un module trois fois plus petit (mousse plus compressible). Le comportement de la mousse pour les différentes compressibilités lors d’un essai œdométrique en déformations planes est reporté sur la Figure 93. Le changement de rigidité s’effectue pour une même déformation axiale, soit pour une contrainte trois fois plus importante ou trois fois plus faible, selon que la rigidité est plus forte ou plus faible. Pour la deuxième partie de la courbe, les modules d’Young de la mousse sont respectivement 11,9 kPa (mousse plus compressible), 35,3 kPa (référence) et 106,0 kPa (mousse plus rigide).

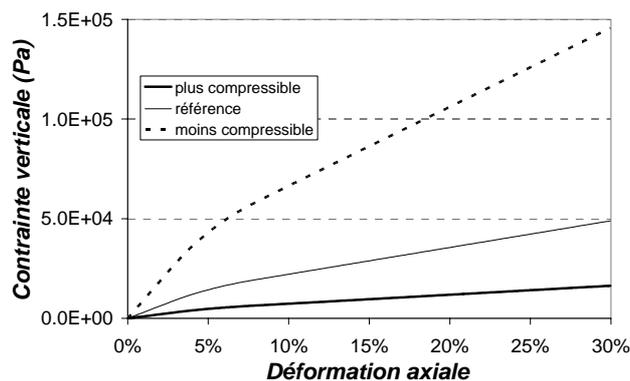


Figure 93 – Comportement de la mousse

4.2.1.1 Influence sur le report de charge

La Figure 94 présente l’efficacité en fonction de la hauteur pour les différentes compressibilités de la mousse. Cette figure montre que l’augmentation de la compressibilité de la mousse n’a quasiment pas d’influence sur le report de charge, alors qu’une mousse trois fois plus rigide entraîne une réduction de l’efficacité de 13 %.

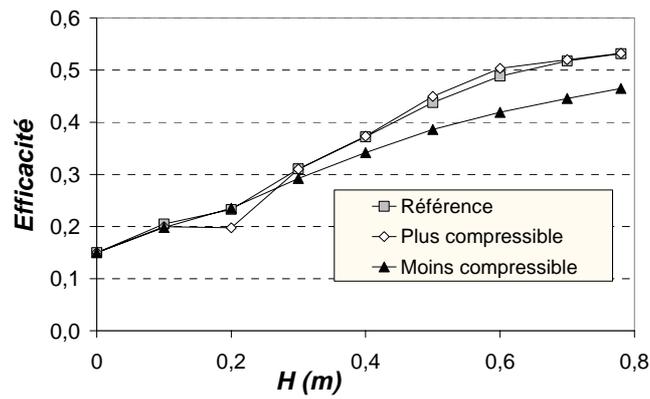


Figure 94 – Efficacité pour différentes compressibilités de la mousse

4.2.1.2 Influence sur les déplacements dans le massif

La Figure 95 présente le tassement maximum de la mousse en fonction de la hauteur de matelas. Pour $H=0,7\text{ m} +$ surcharge, le tassement maximal de la mousse est 4 fois plus important pour la mousse 3 fois plus compressible et il est 4 fois plus faible pour une mousse 3 fois plus rigide. La Figure 96 présente la répartition du tassement en base du matelas pour cette hauteur de matelas.

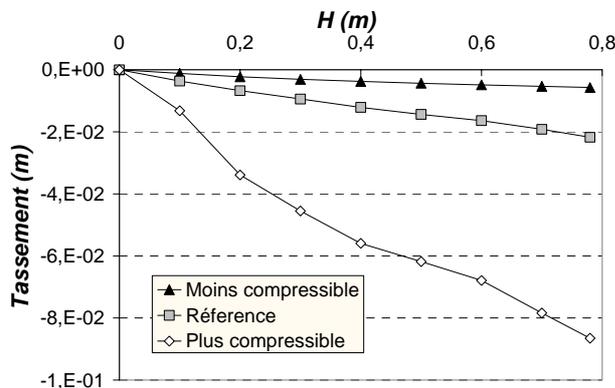


Figure 95 – Tassement maximum de la mousse en fonction de la hauteur

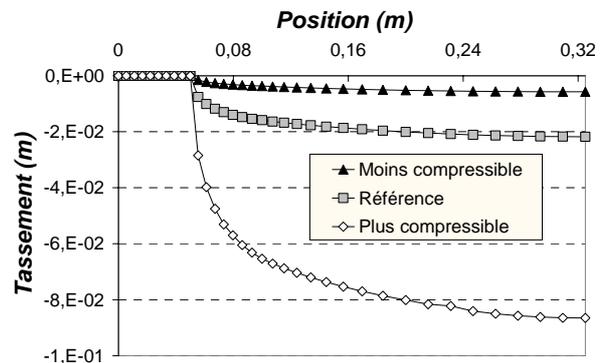


Figure 96 – Tassement en base du matelas pour $H = 0,7\text{ m} +$ surcharges

La Figure 97 présente le tassement en surface du matelas dû à la mise en place de la couche suivante. Ces graphiques montrent que plus la mousse est compressible, plus les tassements en surface sont importants. Cependant, pour tous les cas, il n’y a plus de tassement différentiel à partir d’une hauteur de matelas de 0,6 m.

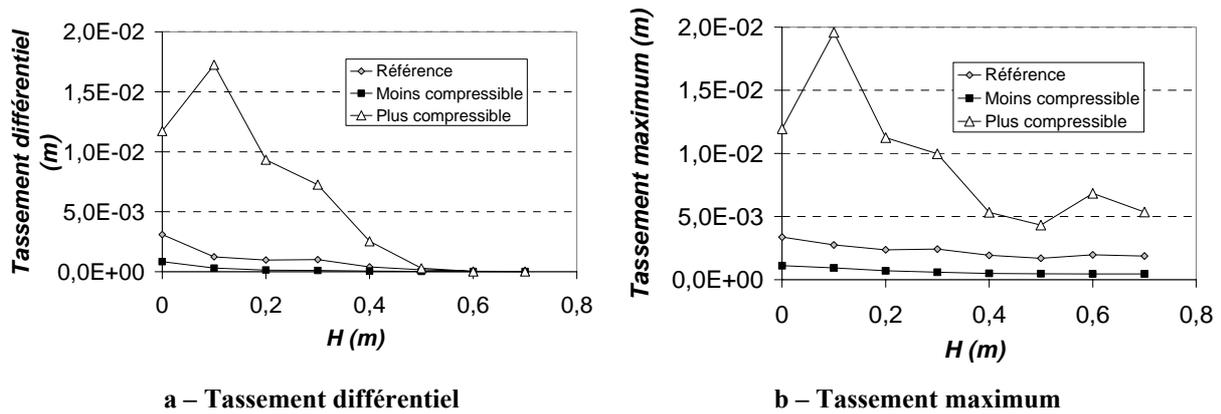


Figure 97 – Tassements en surface dus à la mise en place de la couche suivante

La Figure 98 présente les tassements au dessus de l’inclusion et entre les deux inclusions qui se produisent dans le matelas lors de la mise en place de la surcharge en surface. Plus la mousse est compressible plus les tassements en base du matelas comme en surface du matelas sont importants. Cependant, la distance de la base du matelas à laquelle les tassements sont homogénéisés est identique quelque soit la compressibilité de la mousse.

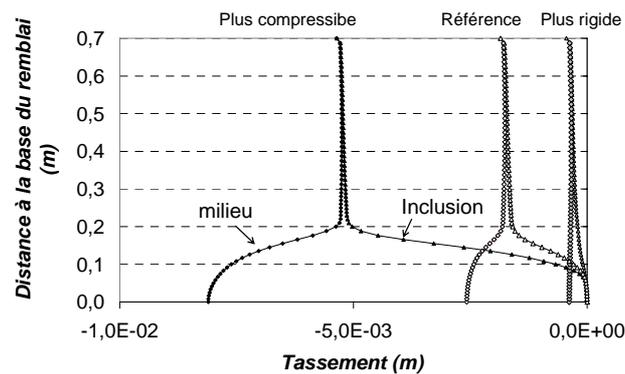


Figure 98 – Tassement dans le matelas dû à la mise en place de la surcharge

4.2.2 Influence du coefficient de Poisson de la mousse

La valeur de référence du coefficient de Poisson a été fixée à 0,45. L’influence de la valeur de ce paramètre est explorée en effectuant des simulations avec un coefficient de Poisson différent mais simulant un même comportement de la mousse lors de l’essai de chargement œdométrique, le module d’Young étant déterminé en fonction de ce coefficient de Poisson et du module œdométrique déterminé expérimentalement par cet essai. On compare les résultats de la simulation de référence ($\nu = 0,45$) avec des simulations effectuées avec $\nu = 0,2$ et $\nu = 0,3$.

4.2.2.1 Influence sur le report de charge

La Figure 99 compare l’efficacité en fonction de la hauteur de matelas pour les différentes valeurs du coefficient de Poisson. Cette figure montre que le coefficient de Poisson de la mousse n’a pas d’influence sur le report de charge.

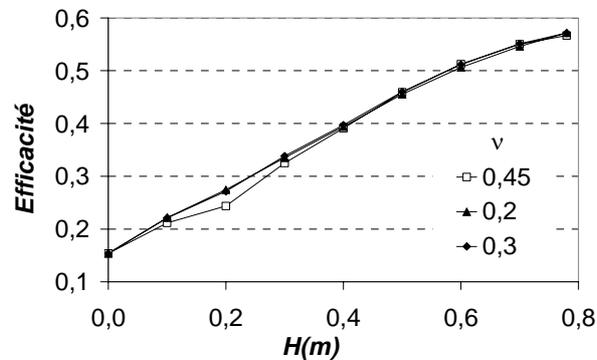


Figure 99 – Efficacité pour différents coefficients de Poisson de la mousse

4.2.3 Conclusions sur l’influence des paramètres élastiques de la mousse

L’étude paramétrique présentée dans ce paragraphe montre que l’augmentation de la compressibilité de la mousse n’a pas d’influence sur le report de charge alors qu’une mousse plus rigide entraîne une réduction du report de charge. Plus la mousse est compressible, plus les tassements dans le massif sont importants, notamment les tassements en surface du matelas. Cependant la distance de la base du matelas à laquelle il n’y a plus de tassements différentiels est identique quelque soit la compressibilité de la mousse.

Le coefficient de Poisson de la mousse n’a pas d’influence sur le report de charge. L’influence de ce paramètre sur le champ de déplacement dans le massif est relativement faible, l’influence la plus importante étant localisée en base du matelas.

4.3 INFLUENCE DE LA RAIDEUR DE LA NAPPE GEOSYNTHETIQUE

Les simulations numériques incorporant une nappe de renforcement en base du matelas n’ont pas pu être validés de manière satisfaisante à partir des résultats expérimentaux : la modélisation numérique sous-estime l’apport d’une nappe géosynthétique. Nous proposons néanmoins une étude paramétrique numérique sur l’influence de la raideur de la nappe, car les résultats numériques permettent de représenter qualitativement les résultats expérimentaux : la présence d’une nappe entraîne une augmentation de l’efficacité et une réduction des tassements dans le massif.

La mousse d80 est simulée dans cette étude paramétrique, car une mousse plus compressible permet une plus grande déflexion de la nappe de renforcement. La raideur du géosynthétique varie entre 20 et 20000 kN/m. Dans l’expérimentation sur le modèle réduit, la raideur du renforcement se situe entre 20 et 200 kN/m.

4.3.1 Influence sur le report de charge

4.3.1.1 Efficacité

La Figure 100 présente l’évolution de l’efficacité en fonction de la hauteur pour différentes raideurs de nappe et pour le cas sans renforcement par nappe. La Figure 101 présente l’efficacité maximum en fonction de la raideur. Plus la raideur de la nappe est grande, plus l’efficacité augmente, dû à l’effet de membrane qui reporte une part de la charge s’appliquant sur la nappe vers les inclusions. L’augmentation de l’efficacité par rapport au cas sans nappe de renforcement est détaillée dans le Tableau 9. Une nappe de faible raideur (20 kN/m) n’entraîne qu’une faible augmentation de l’efficacité (10 %)

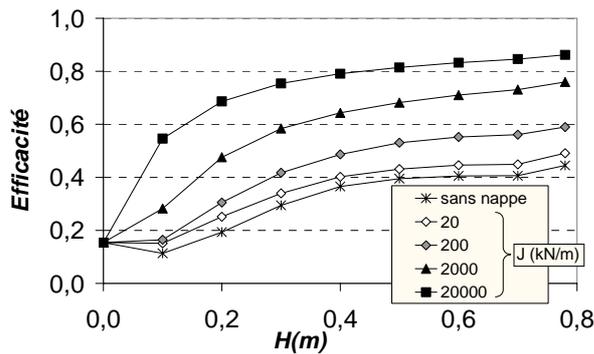


Figure 100 – Efficacité en fonction de la hauteur pour différentes raideurs de nappe

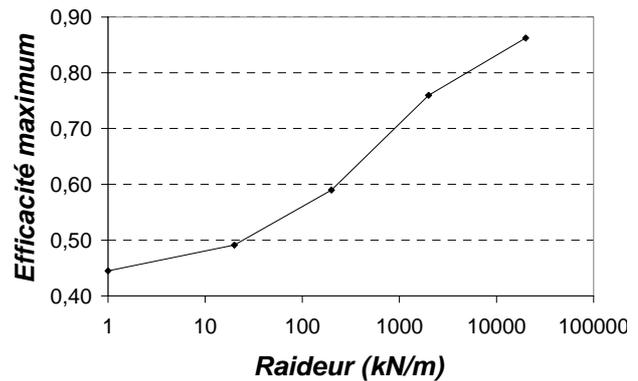


Figure 101 – Efficacité maximum en fonction de la raideur de la nappe (échelle logarithmique)

J (kN/m)	Efficacité maximum	Augmentation
0	0,44	0 %
20	0,49	10 %
200	0,59	32 %
2000	0,76	71 %
20000	0,86	94 %

Tableau 9 – Augmentation de l’efficacité par rapport au cas sans nappe

4.3.1.2 Effort axial repris par la nappe

Lorsque la nappe se déforme sa raideur lui permet de reprendre une tension axiale. La Figure 102 présente la répartition de l’effort axial dans le géosynthétique à la fin du chargement. La tension n’est pas uniforme dans tout le géosynthétique, elle est plus importante au niveau des bords de l’inclusions (ainsi que l’avaient déjà observé Han et Gabr (2002)). La Figure 49 présente la tension reprise par la nappe à l’état final en fonction de la raideur de la nappe, sur une échelle logarithmique. La tension n’est pas proportionnelle à la raideur, car plus la nappe est raide, plus elle entraîne une limitation de sa déflexion et donc de sa déformation et par conséquent de la tension.

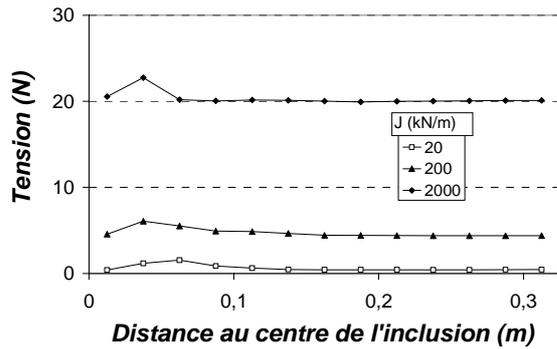


Figure 102 – Distribution de la tension dans la nappe à l'état final

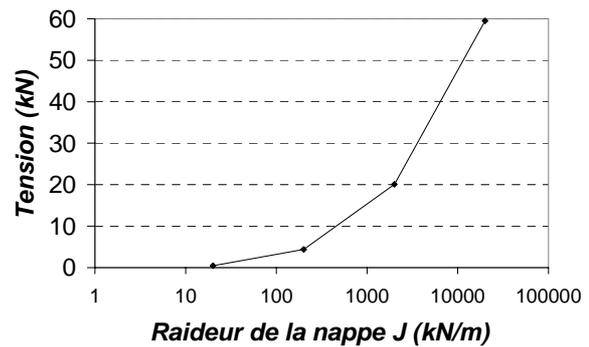


Figure 103 – Tension dans la nappe à l'état final en fonction de la raideur de la nappe

4.3.1.3 Contrainte au-dessus et au-dessous de la nappe

La Figure 104 présente la distribution de la contrainte verticale dans les zones de sol situées au dessus de la nappe et en dessous de la nappe pour une raideur de 2000 kN/m. On observe une concentration de la contrainte sous la nappe au niveau du bord de l'inclusion. Cette concentration de contrainte est due à l'effet de membrane dans la nappe. Au dessus de la nappe la contrainte est mieux répartie. Au niveau du sol compressible la contrainte verticale est plus faible sous la nappe (14 kPa) qu'au dessus de la nappe (29 kPa).

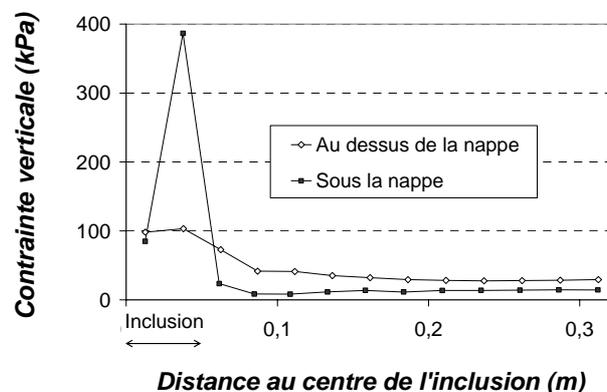


Figure 104 – Contrainte verticale dans les zones de sol au dessus et en dessous de la nappe de raideur 2000 kN/m

4.3.1.4 Report de charge par effet membrane et par effet voûte

Dans ce paragraphe, on souhaite déterminer si le report de charge par effet voûte et celui par effet membrane sont indépendants. Pour cela, on calcule la part du report de charge par effet membrane, on retranche l'efficacité correspondante à l'efficacité totale et on compare les résultats avec les valeurs de l'efficacité obtenues sans nappes. Si les deux effets sont indépendants, on a :

$$E_{avec_geo} = E_{sans_géo} + E_{effet_m} \quad \text{Équation 7}$$

où

E_{avec_geo} est l’efficacité obtenue avec nappe géosynthétique

$E_{sans_géo}$ est l’efficacité obtenue sans nappe géosynthétique

E_{effet_m} est la part de l’efficacité due à la tension dans la nappe (effet membrane)

Le report de charge par effet membrane est calculé grâce à la valeur de la tension dans la nappe au niveau de l’inclusion et de l’orientation de celle-ci (grâce à la déformée de la nappe), comme montré sur la Figure 105, selon l’équation :

$$E_{effet_m} = \frac{T_v}{P} \quad \text{Équation 8}$$

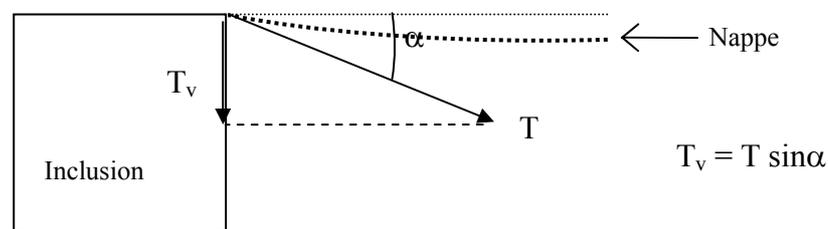


Figure 105 – Report de charge par effet membrane

Le Tableau 10, dont les résultats sont reportés sur la Figure 106, montre que l’on vérifie l’équation donc que l’on peut considérer indépendamment l’effet voûte de l’effet membrane jusqu’à une nappe de raideur 200 kN/m. Ce résultat est conforme aux conclusions de Kempfert *et al.* (1997). Au-delà, la somme des deux efficacités est inférieure à l’efficacité réelle avec une nappe, mais la gamme de valeurs de raideur est supérieure à ce qui est mis en place en pratique.

J (kN/m)	T (kN/m)	α (°)	E_{effet_m}	E_{avec_geo}	$E_{sans_géo}$	$E_{sans_géo} + E_{effet_m}$
20	1,5	36	0,06	0,49	0,44	0,50
200	5,5	29	0,17	0,59	0,44	0,61
2000	20	17	0,37	0,76	0,44	0,81
20000	59	8	0,52	0,86	0,44	0,96

Tableau 10 – Efficacité (effet membrane, effet voûte)

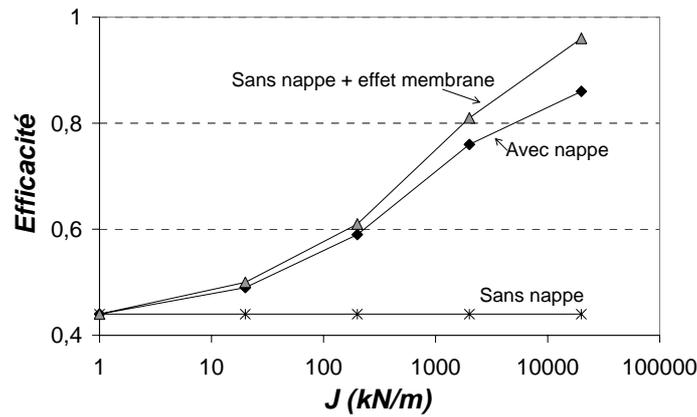


Figure 106 – Décomposition de l’efficacité pour $H = 0,7$ m + surcharge

4.3.2 Influence sur les tassements dans le matelas

4.3.2.1 Tassements en base du matelas

La Figure 107 présente le tassement maximum atteint en base du matelas entre les inclusions en fonction de la hauteur de matelas pour différentes raideurs de nappe et pour le cas non renforcé. Plus la raideur de la nappe est grande, plus les tassements en base du matelas sont réduits. La Figure 108 présente ce tassement en terme de réduction apportée par la nappe par rapport au cas non renforcé par nappe. Une nappe de raideur 20 kN/m n’apporte pas de réduction de tassement alors qu’une nappe de raideur extrême de 20000 kN/m permet de réduire les tassements de 60 %. La Figure 109 présente la distribution du tassement en base du matelas à l’état final. Cette figure montre que la réduction de tassement est notable à partir d’une raideur de nappe de 200 kN/m.

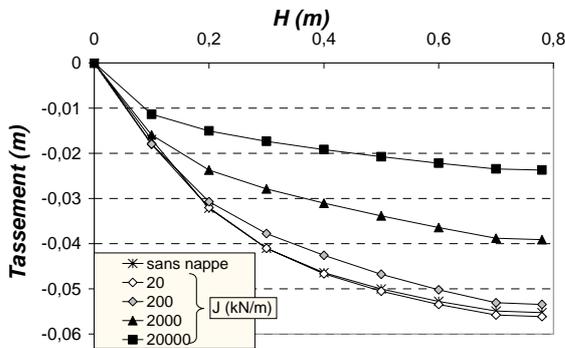


Figure 107 – Tassement maximum en base du matelas en fonction de la hauteur

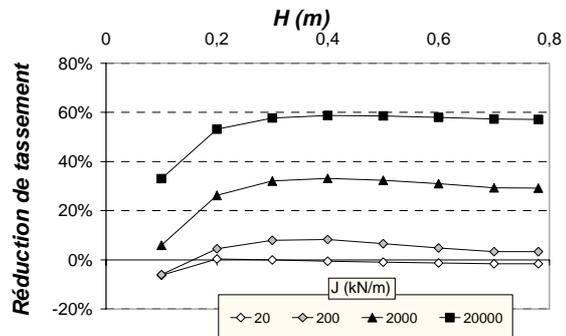


Figure 108 – Réduction de tassement en base du matelas par rapport au cas sans renforcement par nappe

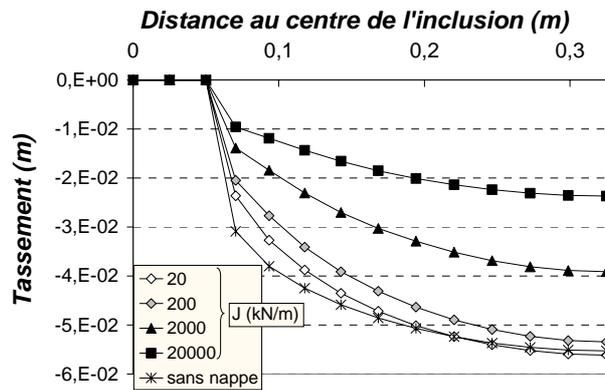


Figure 109 – Distribution du tassement en base du matelas pour $H = 0,7$ m + surcharges

4.3.2.2 Tassements en surface

La Figure 110 présente les tassements en surface du matelas dus à la mise en place de la couche suivante, pour différentes raideurs de nappe de renforcement et pour le cas non renforcé. Ces graphiques montrent que plus la raideur est importante, plus les tassements différentiels et maximums en surface sont réduits. De plus, la présence d’une nappe permet de réduire la hauteur de matelas à partir de laquelle les tassements sont homogénéisés en surface.

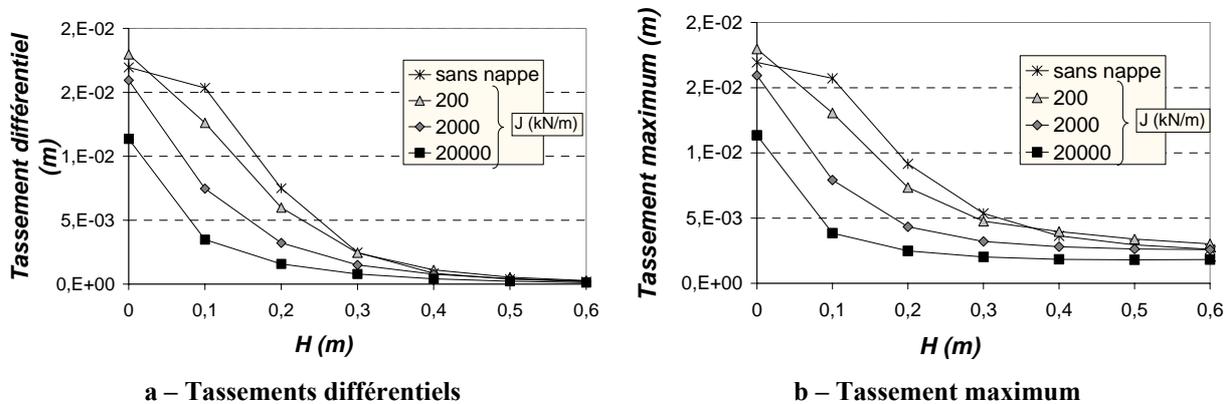


Figure 110 – Tassements en surface dus à la mise en place de la couche suivante, pour différentes raideurs de nappe

4.3.3 Conclusions sur l’influence de la raideur de la nappe horizontale

L’augmentation de la raideur de la nappe permet de considérablement augmenter le report de charge vers les inclusions et de réduire les tassements dans tout le matelas (en base et en surface). En effet, plus la raideur est importante, plus la tension reprise par la nappe horizontale est grande. Cependant la relation entre raideur et tension n’est pas linéaire, car la tension dépend de la déflexion de la nappe, elle-même dépendante de sa raideur. Nous avons également montré que l’on pouvait considérer indépendamment l’effet de membrane de l’effet de voûte pour la détermination de l’efficacité.

4.4 CONCLUSION SUR LES ETUDES PARAMETRIQUES NUMERIQUES

Différentes études paramétriques numériques ont été menées sur le modèle présenté dans la partie 2 de ce rapport afin d’analyser l’influence des propriétés du sol du matelas et de la mousse compressible sur les mécanismes se développant dans le massif. L’influence de la raideur de la nappe de renforcement horizontal a également été explorée. Le comportement du sol du matelas est simulé par le modèle de Mohr-Coulomb, car ses paramètres ont une signification géotechnique bien connue.

Ces études paramétriques mettent en évidence l’influence majeure de l’angle de frottement interne du sol du matelas sur l’efficacité et sur l’amplitude des tassements différentiels et totaux en surface. Plus l’angle de frottement est grand, plus l’efficacité est grande et les tassements petits. Les mécanismes de formation des voûtes sont en effet pilotés par des mécanismes de cisaillement.

L’introduction d’une cohésion dans le sol du matelas granulaire entraîne une augmentation de l’efficacité et une réduction des tassements dans l’ensemble du massif. En effet, l’introduction d’une cohésion permet d’augmenter les propriétés mécaniques du sol, et la rupture est alors atteinte pour de plus grandes sollicitations. Les zones plastifiées sont effectivement moins étendues. Ainsi ce sont les propriétés de résistance en cisaillement du matelas qui ont une influence majeure sur les reports de charge.

Nous avons montré que l’angle de dilataance n’a pas d’influence sur le report de charge vers les inclusions. En revanche, ce paramètre a une influence sur l’intensité des tassements dans le matelas. Ce paramètre pilote en effet l’intensité des déformations volumiques lors de la plastification. La dilataance est plus importante pour un angle de dilataance plus grand, entraînant des tassements plus faibles dans le sol. Il a également été montré que ce paramètre n’a pas d’influence sur les tassements différentiels en surface, qui deviennent négligeables pour une hauteur de matelas identique quelque soit la valeur de la dilataance.

L’augmentation du module d’Young du sol analogique n’a pas d’incidence sur le report de charge et sur les déplacements dans le matelas alors que sa diminution entraîne une diminution de l’efficacité et une augmentation des déplacements. Cependant, la hauteur de matelas à partir de laquelle les tassements en surface sont homogènes est indépendante du module du sol du matelas. Le coefficient de Poisson du sol du matelas n’a pas d’influence sur le report de charge et influe très légèrement sur les tassement en surface.

L’étude paramétrique sur les propriétés élastiques de la mousse montre qu’une mousse plus compressible ne permet pas d’augmenter le report de charge alors qu’une mousse plus rigide entraîne une diminution de l’efficacité. En effet, une mousse plus rigide subit moins de tassements donc les tassements différentiels en base du matelas ne sont probablement pas assez importants pour générer de manière satisfaisante le mécanisme de voûte dans le matelas granulaire. La variation du coefficient de Poisson de la mousse n’a pas de répercussions sur le report de charge, mais entraîne une modification des déplacements dans le massif, notamment sur la distribution du tassement en base du matelas.

Dans cette partie, nous avons également présenté l’influence de la raideur d’une nappe de renforcement disposée en base du matelas. La raideur de la nappe varie entre 20 et 20000 kN/m. Plus la raideur de la nappe est grande, plus l’efficacité augmente dû à l’effet membrane, et plus les tassements dans l’ensemble du massif sont réduits. Dans cette étude numérique, une nappe de raideur 20 kN/m n’entraîne qu’une faible augmentation de l’efficacité et n’induit pas de réduction de tassement. Cette valeur de raideur correspond à l’ordre de grandeur de ce que l’on pourrait rencontrer dans un cas réel, avec un facteur de réduction d’échelle de 3 (raideur réelle équivalente : 60 kN/m), mais il a été montré dans la partie précédente de ce rapport que la modélisation numérique sous-estime l’apport d’une

nappe. Nous avons également montré que le report de charge par effet de voûte et le report de charge par effet de membrane peuvent être considérés indépendamment.

Le Tableau 11 résume les conclusions de l’analyse paramétrique en terme d’influence sur le report de charge et la réduction des tassements en surface.

	<i>Paramètre</i>	<i>Plage de variation</i>	Influence sur	
			le report de charge	les tassements en surface
Paramètres du sol du matelas	Angle de frottement	$\varphi = 0 - 40^\circ$	++	++
	Cohésion	$c = 0 - 10 \text{ kPa}$	++	++
	Module d’Young	$E_{\max} = 1,2 - 119,5 \text{ MPa}$	+	+
	Coefficient de Poisson	$\nu = 0,35-0,48$	-	+
	Angle de dilatance	$\psi = 0 - 10^\circ$	-	+
Paramètres de la mousse	Compressibilité	$E = 12 - 106 \text{ kPa}$	+	++
	Coefficient de Poisson	$\nu = 0,2 - 0,45$	-	-
Nappe géosynthétique	Raideur	$J = 10 - 10^8 \text{ N/m}$	++	++

++ : grande influence + : faible influence - : pas d’influence

Tableau 11 – Bilan de l’étude paramétrique

Cette partie a donc permis de mettre en évidence l’influence de divers paramètres sur les mécanismes se développant dans le matelas de transfert de charge. Les études paramétriques menées ont permis d’exclure l’influence de certains paramètres sur les mécanismes de report de charge. Ces paramètres auraient éventuellement pu expliquer la divergence de résultats observée entre le modèle physique et le modèle numérique. Nous avons notamment montré que l’angle de dilatance et le coefficient de Poisson de la mousse n’ont pas d’influence sur le report de charge.

Les résultats de ces études paramétriques sont uniquement valables pour le cas étudié, c’est-à-dire pour une modélisation bidimensionnelle de taille réduite, composée de matériaux analogiques. Afin d’analyser l’influence réelle de chacun de ces paramètres, il serait intéressant d’effectuer une analyse similaire mais sur un modèle réaliste tridimensionnel (géométrie et matériaux réels), qui devra être préalablement validé par confrontation à des résultats expérimentaux.

5 CONCLUSIONS

La constitution d’une base de données expérimentale à partir d’un modèle réduit de laboratoire bidimensionnel a servi de référence à une approche de modélisation bidimensionnelle en milieu continu. Le comportement du sol analogique a été déterminé par des essais biaxiaux et œdométriques. Il est successivement simulé par le modèle élastoplastique parfait de Mohr-Coulomb et par le modèle élastoplastique avec écrouissage CJS2, que nous avons implémenté dans le logiciel. Le comportement non linéaire de la mousse représentant le sol compressible est également implémenté à partir de résultats expérimentaux.

1. Les confrontations des résultats numériques aux résultats expérimentaux font apparaître que la modélisation numérique surestime le transfert des charges vers les inclusions, mais permet néanmoins de représenter qualitativement les phénomènes observés sur le modèle réduit. Les résultats en terme de déplacements et de déformations sont mieux représentés. Cette confrontation fait tout d’abord apparaître la difficulté d’obtenir une bonne concordance des résultats simultanément en terme d’efforts et de déformations entre deux approches de modélisation. Le report de charge plus important dans le modèle numérique peut s’expliquer par le fait que l’on simule un milieu discret par nature (les rouleaux) par un milieu continu. L’identification des paramètres des matériaux à partir des essais expérimentaux de caractérisation peut également être source de divergences. Le modèle numérique proposé nécessite donc des améliorations afin de s’approcher encore de la modélisation physique.
2. Le modèle de Mohr-Coulomb a été mis en œuvre pour simuler le comportement du sol du matelas, avec un module d’Young « variable », c’est-à-dire qu’il a été modifié à chaque étape du chargement dans chacune des zones en fonction du confinement. Cela constitue un artifice pour simuler un comportement non-linéaire avec un modèle présentant une élasticité linéaire. Cependant, le choix du module d’Young pour simuler le comportement du sol analogique reste difficile. Nous avons alors proposé deux options : le module d’Young est déterminé à partir du module sécant à 25% ou à 50% du déviateur à la rupture lors de l’essai biaxial. La confrontation des modélisations avec le modèle de Mohr-Coulomb et avec le modèle CJS2 fait apparaître des résultats très proches, les résultats en terme de champ de déplacement sont cependant légèrement différents pour Mohr-Coulomb et un module sécant à 50% du déviateur à la rupture, probablement car la dilatance apparaît alors pour de plus grandes déformations. Ainsi la mise en œuvre proposée du modèle de Mohr-Coulomb donne des résultats très proches de ceux obtenus avec CJS2, mais des artifices ont dû être employés pour simuler le comportement non-linéaire, et le choix du module d’Young pose problème, alors que le modèle CJS2 prend en compte tous les aspects du comportement.
3. Les simulations numériques proposées incorporant une nappe de renforcement sous-estiment nettement l’apport du renforcement qui a été observé expérimentalement, même lorsque les éléments présentent une tension initiale. L’utilisation d’un maillage plus grossier est certainement en cause en ce qui concerne les résultats en terme de report de charge. Cette étude a mis en évidence que les phénomènes d’interaction entre la nappe, le matelas et le sol compressible sont complexes et difficiles à modéliser.

Le modèle numérique bidimensionnel proposé permettant l’analyse qualitative et quantitative dans une certaine mesure du mode de fonctionnement de l’ouvrage renforcé, des études paramétriques ont été menées sur les propriétés du sol du matelas, de la mousse et de la nappe horizontale. Il apparaît que les paramètres du sol du matelas affectant le report de charge vers les inclusions sont principalement l’angle de frottement et la cohésion (la résistance au cisaillement), alors que pour le modèle étudié, l’angle de dilatance n’a pas d’influence. Cependant, ce dernier paramètre a une légère influence sur les tassements en surface. Les tassements en surface sont principalement réduits lorsque l’on augmente l’angle de frottement et la cohésion. Les paramètres élastiques ont moins d’influence. L’étude paramétrique sur la compressibilité du sol sous-jacent montre qu’un sol trop rigide entraîne une réduction du report de charge vers les inclusions : la formation des voûtes dans le matelas est conditionnée par le tassement différentiel en base de celui-ci. L’étude paramétrique sur l’influence de la raideur de la nappe de renforcement horizontal montre que celle-ci permet d’augmenter le report de charge par effet membrane et de réduire les tassements dans tout le massif, notamment en surface. Les améliorations sont d’autant plus importantes que la raideur est grande. Il a également été montré que l’effet de voûte et l’effet membrane peuvent être considérés indépendamment.

Les résultats obtenus par la modélisation proposée ne sont pas directement extrapolables à un ouvrage réel : l’analyse reste purement bidimensionnelle alors que les phénomènes étudiés sont typiquement tridimensionnels (Jenck *et al.*, 2006). De plus, l’étude met en œuvre des matériaux analogiques, dont les propriétés ne sont pas équivalentes à celles des matériaux réels, même si les comportements sont qualitativement comparables. Cette étape reste néanmoins indispensable car le modèle numérique a pu être validé de manière robuste par confrontation à des résultats expérimentaux nombreux et fiables.

Cette étude ne constitue qu’une première approche et l’expérience acquise par cette première phase de modélisation en deux dimensions permet de développer un modèle tridimensionnel en milieu continu. Ce modèle pourra être confronté aux expérimentations *in situ* en cours dans le cadre du Projet, dans l’optique de sa validation.

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.
- Billiaux, D. & Cundall, P. (1993). Simulation des géomatériaux par la méthode des éléments Lagrangiens. *Revue Française de Géotechnique* 63, 9-21.
- Briançon, L. (2002). Renforcement des sols par inclusions rigides - Etat de l'art. Paris : IREX.
- Cambou, B. & Jafari, K. (1988). Modèle de comportement des sols non cohérents. *Revue Française de Géotechnique* 44, 43-55.
- Dano, C., Hicher, P. Y. & Taillez, S. (2004). Engineering properties of grouted sands. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 130, No. 3, 328-338.
- 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 de Lyon, Villeurbanne.
- Duncan, J. M. & Chang, C. Y. (1970). Non linear analysis of stress and strain in soil. *ASCE, Journal of Soil Mech. Fdns.* 96, No., 1629-1653.
- Elamrani, K. (1992). Contributions à la validation du modèle CJS pour les matériaux granulaires, Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, Ecully.
- Han, J. & Gabr (2002). Numerical analysis of a geosynthetic-reinforced and pile-supported earth platform over soft soil. *Journal of Geotechnical Engineering* 128, 44-53.
- 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, Thèse de doctorat, INSA de Lyon, Villeurbanne.
- Jenck, O., Dias, D. & Kastner, R. (2005). Etude expérimentale sur modèle réduit d'un remblai sur sol renforcé par inclusions rigides verticales. *In proc. of the 16th International Symposium on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering (ISSMGE), Osaka, Japon, 12-16 septembre 2005.* pp 1993-1996.
- Jenck, O., Dias, D. & Kastner, R. (2006). Embankment on soft ground improved by vertical rigid piles - three-dimensional numerical modeling using several constitutive models. *In. Proc. FLAC and Numerical Modeling in Geomechanics (4th Int. FLAC Symp.), Madrid, 29-31 mai 2006.* pp 239-246.
- Jones, C. J. F. P., Lawson, C. R. & Ayres, D. J. (1990). Geotextile reinforced piled embankments. *Proc. 4th International Conference on Geotextiles Geomembranes and related Products, The Hague* 1, 155-160.
- Kempfert, H. G., Stadel, M. & Zaeske, D. (1997). Berechnung von geokunststoffbewehrten Tragschichten über Pfahlelementen. *Bautechnik* 74, Heft 12, 818-825.
- Kempton, G., Russell, D., Pierpoint, N. D. & Jones, C. J. F. P. (1998). Two- and three-dimensional numerical analysis of the performance of piled embankments. *Proc. 6th International Conference on Geosynthetics, Atlanta*, 767-772.
- Lamouchi, B. (1993). Validation de code de calcul et de modèle de comportement sur ouvrage type, Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, Ecully.
- Laurent, Y., Dias, D., Simon, B. & Kastner, R. (2003). A 3D finite difference analysis of embankments over pile-reinforced soft soil. *Proc. International Workshop on Geotechnics of Soft Soils - Theory and Practice, Noordwijkerhout, Pays-bas*, 271-276.
- Maleki, M. (1998). Modélisation hiérarchisée du comportement des sols, Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, Ecully.

- Maleki, M., Dubujet, P. & Cambou, B. (2000). Modélisation hiérarchisée du comportement des sols. *Revue Française de Génie Civil* 4, No. 7, 895-928.
- Mestat, P. (2002). Modélisation élastoplastique des sols. I - Chargements monotones. *Elastoplasticité des sols et des roches*, P. Y. Hicher and J. F. Shao (eds.), Hermes sciences Publ., Paris.
- Rathmayer, H. (1975). Piled embankment supported by single pile caps. *Proc. Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Istanbul, Vol. 1*, 283-290.
- Rogbeck, Y., Gustavsson, S., Soedergren, I. & Lindquist, D. (1998). Reinforced piled embankments in Sweden - Design aspects. *Proc. 6th International Conference on Geosynthetics, Atlanta*, 755-762.
- Russell, D. & Pierpoint, N. (1997). An assessment of design methods for piled embankments. *Ground Engineering* November 1997, 39-44.
- Purwodihardjo, A. (2004). Modélisation des déformations différées lors du creusement des tunnels, Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, Ecully.
- Stewart, M. E. & Filz, G. M. (2005). Influence of clay compressibility on geosynthetic loads in bridging layers for column-supported embankments. *Proc. Geo-Frontiers, Austin*

ANNEXES

ANNEXE A : LOGICIEL EN DIFFERENCES FINIES FLAC

Le logiciel de modélisation en deux ou trois dimensions FLAC/FLAC 3D permet la résolution de problèmes en contraintes - déformations dans un milieu continu. En tout point du massif, le tenseur des contraintes et des déformations est connu, ce qui permet de visualiser les phénomènes en jeu.

Le programme est basé sur la méthode des différences finies : les variables sont connues en des lieux discrets de l’espace et il n’est pas nécessaire de stocker une matrice de rigidité globale. Le schéma de résolution est explicite : le calcul dans un élément est effectué sans tenir compte des éléments voisins.

Le logiciel Flac est un code de calcul en différences finies explicites basé sur une formulation numérique appelée « méthode des éléments lagrangiens » (Billiaux et Cundall, 1993).

Méthode des différences finies

La méthode des différences finies est une méthode qui permet de résoudre des systèmes d’équations différentielles avec conditions initiales et/ou aux limites. Toute dérivée dans le système d’équations est remplacée par une expression algébrique en terme des variations intervenant dans le système d’équations (contrainte ou déformation), en des lieux discrets de l’espace. Ces variables sont indéterminées ailleurs. Le programme en différences finies Flac ne nécessite pas le stockage d’une matrice de rigidité globale de grande taille : les équations sont reformulées à chaque pas.

Analyse Lagrangienne

Dans la méthode proposée, les coordonnées des nœuds peuvent être facilement réactualisées à chaque pas de temps, et le maillage se déforme avec le matériau qu’il représente. La formulation est donc « Lagrangienne », par opposition à la formulation « Eulérienne », pour laquelle le maillage reste fixe. L’intérêt de la méthode Lagrangienne est qu’elle permet de traiter facilement des problèmes en grandes déformations.

Schéma de résolution explicite

La méthode de résolution adoptée par Flac consiste en une application non traditionnelle de la méthode des différences finies explicites, contrairement aux schémas de résolution implicites généralement adoptés. L’objectif de cette méthode est de traiter un problème statique par l’intermédiaire de la dynamique. Dans la réalité, une partie de l’énergie de déformation accumulée par le système est convertie en énergie cinétique qui va se propager et se dissiper dans le matériau environnant. Le schéma de résolution explicite intègre ce phénomène en prenant en compte les équations dynamiques du mouvement. Le déséquilibre induit en une zone va se propager dans l’ensemble du massif. De plus, le mode incrémental de résolution du système assure la stabilité du schéma numérique puisque même si le système est instable à certains instants, les chemins de contrainte et de déformations sont respectés à chaque pas.

La

Figure 111 précise la séquence de calcul utilisée pour un pas de temps Δt . Dans chaque boîte, toutes les variables à traiter sont remises à jour à partir de valeurs connues qui

doivent, elles, rester fixes durant la période de calcul Δt . C’est le principe fondamental de la résolution explicite. Ainsi, le calcul de nouvelles contraintes n’affecte pas les vitesses calculées dans la boîte précédente. Cette hypothèse est justifiée par Itasca Consulting Group (2002) en relativisant le problème : en effet, si un pas de temps Δt d’une durée assez petite est choisi, de manière à ce que l’information ne puisse pas passer d’un élément à l’autre au cours de cet intervalle de temps, des éléments voisins ne pourront pas s’influencer pendant une période de calcul. Tout ceci se base sur l’idée que la vitesse de l’ « onde de calcul » est toujours supérieure à celle des ondes physiques, ce qui permet de figer les valeurs connues et utilisées pendant la durée Δt .

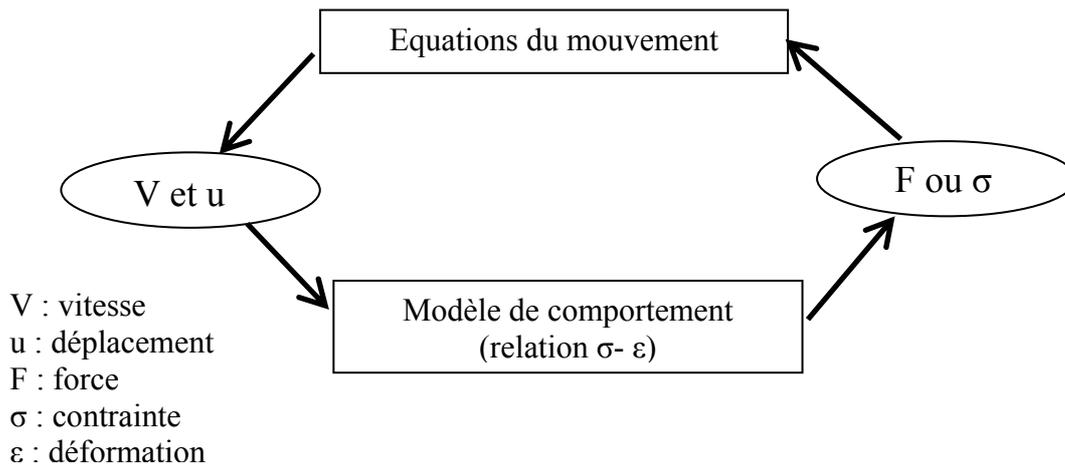


Figure 111 – Séquence de calcul générale, d’après Billaux et Cundall (1993)

Les équations du mouvement sont utilisées pour calculer de nouvelles vitesses et donc de nouveaux déplacements à partir des contraintes et des forces en jeu. Rappelons que pour un solide déformable dans un référentiel lagrangien, l’équation du mouvement de Newton est exprimée par l’Équation 9.

$$\rho \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial t} = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + \rho g_i \quad \text{Équation 9}$$

Avec :

- ρ : masse volumique
- t : temps
- \dot{u} : vecteur vitesse
- x : vecteur position
- g : accélération due aux forces de volume

Les taux de déformations $\dot{\epsilon}_{ij}$ (Équation 10) sont ensuite déduits et la loi de comportement du matériau (Équation 11) est utilisée pour calculer de nouvelles contraintes. Chaque séquence de calcul forme un cycle de calcul.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \dot{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad \text{Équation 10}$$

$$\sigma_n = f(\sigma_p, \epsilon, k) \quad \text{Équation 11}$$

Avec :

- σ_n : nouvelles contraintes
- σ_p : contraintes du cycle de calcul précédent
- ϵ : déformation
- k : Paramètre d’écrouissage

Ainsi formulée, la méthode de résolution implémentée dans Flac présente des avantages et des inconvénients si on tente de la comparer à d’autres méthodes bien connues telle que la méthode implicite utilisée par les éléments finis. Le Tableau 12 résume ces différences, mais nous allons quand même insister sur le fait que, dans un calcul Flac, aucune itération n’est nécessaire pour calculer les contraintes à partir des déformations, quelque soit le type de comportement envisagé pour le sol.

Néanmoins un inconvénient subsiste lors de la résolution de problèmes linéaires en petites déformations. En effet, l’imposition d’un pas de temps trop petit nécessite obligatoirement un nombre de cycles de calcul important pour obtenir la solution. Il semble donc que le domaine de prédilection d’une méthode explicite soit l’étude de systèmes comprenant par exemple des non-linéarités, de grandes déformations ou des instabilités physiques.

La résolution explicite constitue donc une méthode bien adaptée aux types de difficultés auxquels nous nous sommes intéressés.

Explicite	Implicite
Le pas de temps doit être inférieur à une valeur critique pour assurer la stabilité	Pas de restriction sur le pas de temps, au moins pour certains schémas de résolution
Peu de calculs par pas de temps	Nombreux calculs par pas de temps
Par d’amortissement numérique significatif introduit pour les problèmes dynamiques	Amortissement numérique dépendant du temps pour les schémas inconditionnellement stables
Prise en compte de lois de comportement non linéaires sans itérations supplémentaires	Nécessité d’une procédure itérative pour la prise en compte de comportements non linéaires
Si le pas de temps est inférieur à sa valeur critique, une loi non linéaire est toujours suivie d’une manière correcte	Il est toujours nécessaire de démontrer que la procédure est : (a) stable ; et (b) physiquement correcte, c’est-à-dire qu’elle permet de suivre un chemin de contraintes physiquement correct
Aucune matrice n’est construite. La mémoire nécessaire est minimum	Une matrice de rigidité doit être stockée. La mémoire nécessaire est importante
Aucune matrice n’étant construite, des grandes déformations et de grands déplacements peuvent être pris en compte avec quasiment aucun calcul supplémentaire	Des calculs supplémentaires sont nécessaires pour suivre de grandes déformations et de grands déplacements

Tableau 12 – Méthodes explicites et implicites (Cundall, 1980)

Formulation numérique en différences finies : passage du problème continu à la discrétisation

En deux dimensions, le milieu continu est discrétisé en quadrilatères, chacun d’eux étant divisé en deux paires d’éléments triangulaires (a, b, c et d) à déformation uniforme comme indiqué sur la Figure 2. La force exercée sur un nœud est la moyenne des forces pour les deux paires de triangles, ce qui permet d’assurer une réponse symétrique à un chargement symétrique.

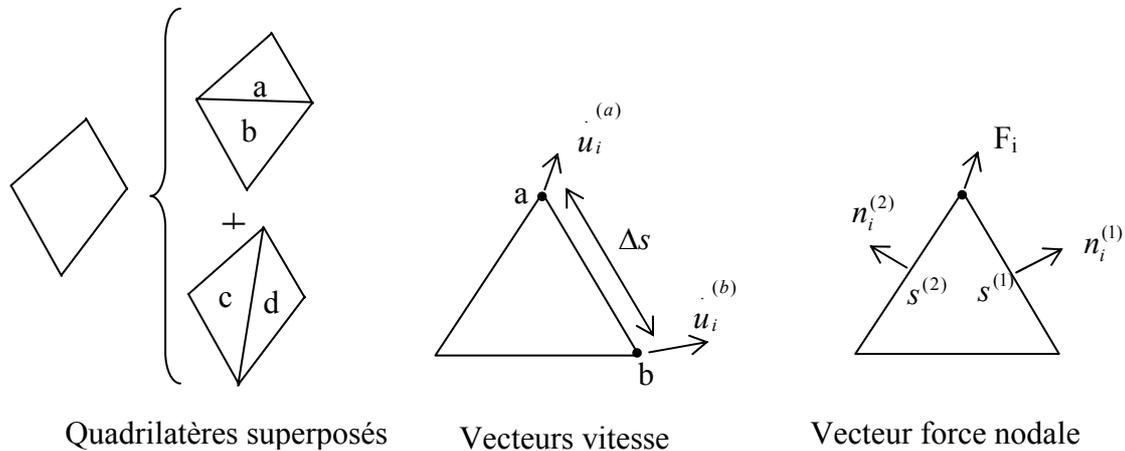


Figure 112 – Discrétisation mixte

A chaque étape de la Figure 111 correspond une formulation numérique en différences finies. Les équations aux différences finies sont déduites du théorème de Gauss :

$$\int_s n_i \cdot f \cdot ds = \int_A \frac{\partial f}{\partial x_i} \cdot dA \quad \text{Équation 12}$$

où

- s : périmètre de l’élément de surface A ,
- n_i : vecteur unitaire normal à s ,
- f : scalaire, vecteur ou tenseur défini sur A et son périmètre.

Le tenseur taux de déformation est donné par l’Équation 10 et l’application du théorème de Gauss permet d’obtenir une relation en fonction des vitesses au nœud (a) et (b) (Figure 112):

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_j} \cong \frac{1}{2A} \sum (u_i^{(a)} + u_i^{(b)}) n_j \Delta s \quad \text{Équation 13}$$

- Δs : distance du point a au point b,
- A : aire de l’élément.

b) A partir du tenseur des déformations e_{ij} , on utilise la loi de comportement (et l’ajustement de rotation pour les grandes déformations) pour en déduire un nouveau tenseur de contrainte (Équation 11).

- c) De ces contraintes on déduit la force totale appliquée à chaque nœud en sommant toutes les forces à ce nœud dues à chaque élément dont il fait partie, en ajoutant le chargement éventuel et les forces de volume $F^g = g m_g$
- d) ΣF_i est la force nette non équilibrée appliquée au nœud. On applique ensuite la loi de Newton (Équation 9) dont la formulation en différences finies est :

$$\dot{u}_i^{(t+\frac{\Delta t}{2})} = \dot{u}_i^{(t-\frac{\Delta t}{2})} + \sum F_i^{(t)} \frac{\Delta t}{m} \quad \text{Équation 14}$$

On obtient les nouvelles vitesses de déplacement au nœuds puis on effectue le pas de calcul suivant (retour en a).

En grandes déformations, on calcule également les nouvelles coordonnées du nœud :

$$x_i^{t+\Delta t} = x_i^{(t)} + u_i^{(t+\Delta t)} \Delta t \quad \text{Équation 15}$$

Amortissement

Les mouvements doivent être amortis de manière à arriver à l’état stationnaire (équilibre ou écoulement permanent) en un minimum de cycles. Par simplification, Flac impose à chaque nœud une force d’amortissement dont le module est proportionnel au module de la force nette non-équilibrée, et dont la direction est telle qu’elle produit toujours un travail négatif. $\sum F_i^{(t)}$ est remplacé par $\sum F_i^{(t)} - \alpha \sum F_i^{(t)} \text{signe}(\dot{u}_i^{(t-\frac{\Delta t}{2})})$ dans l’équation de Newton de l’étape c). Avec cette forme d’amortissement, les forces de volume se dissipent à l’état stationnaire (contrairement à l’amortissement visqueux).

Critère de convergence

Le critère de convergence pour contrôler la fin des cycles de calcul est basé sur l’état d’équilibre de l’ensemble des éléments. Le programme teste pour chacun des éléments le déséquilibre de force et retient la force maximale non équilibrée. L’utilisateur définit la force en deçà de laquelle la convergence est supposée suffisante.

A l’atteinte de l’équilibre, les vitesses de déplacement des nœuds deviennent très faibles (un critère acceptable est une vitesse maximum de 10^{-7} m/s), à moins que l’on observe une rupture du sol. Dans ce cas, les vecteurs vitesses aux nœuds ont une direction privilégiée et ne tendent pas à se réduire (écoulement permanent).

ANNEXE B : ELEMENTS D’INTERFACE

Les éléments d’interface sont utilisés pour représenter le comportement des zones de localisation des déformations en cisaillement (surface de glissement) ou en traction (fissures).

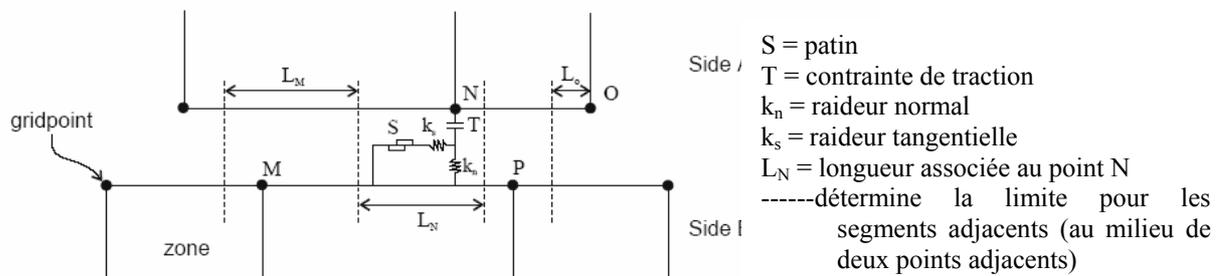


Figure 113 – Eléments d'interface

Les caractéristiques des interfaces sont :

- la raideur normale k_n (contrainte/déplacement)
- la raideur tangentielle k_s (contrainte/déplacement)
- la cohésion c (contrainte)
- l’angle de dilatance,
- l’angle de frottement φ ,
- la résistance à la traction T (force)

Le critère de Coulomb est adopté. La force de cisaillement sur un élément de longueur L est limitée par la relation :

$$F_{s\max} = c \cdot L + \tan \varphi \cdot F_n \quad \text{Équation 16}$$

où F_n est la force normale. Si le critère est atteint, $F_s = F_{s\max}$ avec conservation du signe.

Pour les caractéristiques de frottement, de cohésion, de dilatance et de traction limite, on prend généralement celles du matériau le moins résistant. Les raideurs k_n et k_s sont plus difficiles à estimer. Des tests préliminaires pour les cas étudiés dans cette thèse ont montré une faible sensibilité des résultats à ces deux paramètres. Afin de limiter les temps de calcul, Flac propose la règle suivante : prendre des valeurs de raideurs k_n et k_s égales à dix fois la valeur de rigidité équivalente de la région voisine la plus rigide. La rigidité apparente d’une zone, exprimée en contrainte par unité de longueur est :

$$\max \left[\frac{K + \frac{4}{3}G}{\Delta z_{\min}} \right] \quad \text{Équation 17}$$

où K et G sont respectivement les module volumique et de cisaillement et Δz_{\min} est la plus petite dimension dans la direction normale des zones adjacentes.

ANNEXE C : ELEMENTS « POUTRE » POUR SIMULER LE RENFORCEMENT HORIZONTAL

Les éléments poutre sont des éléments bidimensionnels avec trois degrés de liberté à chaque extrémité (translation en x , en y et rotation). Une représentation est donnée sur la Figure 114. Ces éléments peuvent être joints entre eux et/ou aux nœuds du maillage. Les éléments sont caractérisés par leur géométrie et leurs propriétés matérielles. Les éléments poutre sont considérés ayant une section symétrique de surface A , une longueur et un moment d’inertie. En général, le comportement des éléments poutre est élastique linéaire sans critère de rupture. On attribue ainsi à chaque élément un module d’élasticité E .

Les éléments poutre sont généralement utilisés pour représenter des éléments de structure pour lesquels la résistance à la flexion est importante. Des éléments poutre attachés au maillage via des éléments d’interface peuvent également simuler l’effet des géotextiles. En assignant une moment d’inertie nul aux éléments poutre, ceux-ci vont se comporter comme des éléments flexibles qui ne reprennent pas de moments de flexion. La raideur de la nappe de renforcement est alors $J = E \times A$. La modélisation des interfaces entre les éléments poutre et le maillage permet de prendre en compte l’interaction entre les éléments de structure et le sol environnant. Théoriquement, les paramètres d’interface doivent être déterminés à partir d’essais d’extraction de nappe. Pour simuler l’effet membrane dans la nappe, les calculs doivent être effectués en grandes déformations.

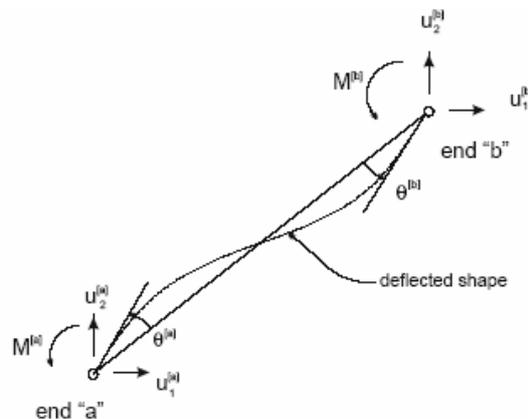


Figure 114 – Nomenclature pour un élément poutre

ANNEXE D : MODELES DE COMPORTEMENT ELASTIQUE PARFAITEMENT PLASTIQUE AVEC CRITERE DE RUPTURE DE MOHR-COULOMB

Cette loi est utilisée pour décrire de manière approchée le comportement des sols pulvérulents (sables) et des sols cohérents à court et long terme (argile et limon) (Mestat, 2002). Il s’agit d’un modèle élastique parfaitement plastique (pas d’écrouissage, la surface de charge est confondue avec la surface de rupture et est fixe dans l’espace des contraintes). Cette loi de comportement se caractérise par une élasticité linéaire isotrope de Hooke (E , ν), une surface de charge $f(\sigma_{ij})$ et un potentiel plastique. C’est un modèle à deux paramètres de rupture (la cohésion c et l’angle de frottement φ). Ce modèle permet de simuler la rupture du sol par cisaillement.

La surface de rupture a pour équation :

$$f = \sigma_1 - \sigma_3 - (\sigma_1 + \sigma_3) \sin \varphi - 2c \cos \varphi = 0 \quad \text{Équation 18}$$

où σ_1 et σ_3 sont les contraintes principales extrêmes telles que $\sigma_1 \leq \sigma_2 \leq \sigma_3$, les contraintes de compressions étant négatives.

Lorsque $\varphi = 0$, le critère est appelé critère de Tresca. Dans l’espace des contraintes principales, la surface de rupture est une pyramide de section hexagonale ayant pour axe la droite d’équation $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ (Figure 115) et qui dégénère en cylindre lorsque $\varphi = 0$. Il est important de remarquer que la contrainte intermédiaire σ_2 n’intervient pas dans le critère, l’angle de frottement est ainsi le même en compression et en extension, ce qui est réfuté par l’expérience. Les paramètres c et φ se déterminent à l’aide des contraintes à la rupture obtenues par au moins deux essais triaxiaux, en traçant $\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}$ en fonction de $\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}$. La droite obtenue a pour ordonnée à l’origine c et pour pente $\sin \varphi$.

L’écoulement est non associé lorsque $\psi \neq \varphi$ et le potentiel plastique s’écrit :

$$g = \sigma_1 - \sigma_3 - (\sigma_1 + \sigma_3) \cdot \sin \psi - 2 \cdot c \cdot \cos \psi + cte = 0 \quad \text{Équation 19}$$

Pour simuler le comportement des sols avec ce modèle, cinq paramètres mécaniques sont nécessaires. Ces paramètres sont déterminés couramment à partir des résultats d’essais de laboratoire (œdomètre et appareil triaxial) (Mestat, 2002) :

- E : Module d’Young
- ν : Coefficient de Poisson
- c : Cohésion
- φ : Angle de frottement
- ψ : Angle de dilatance

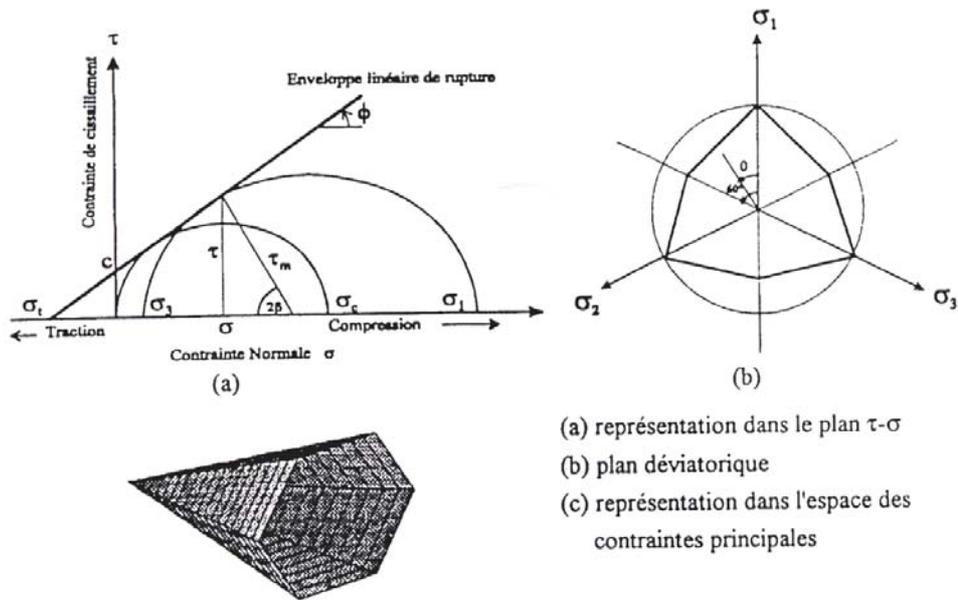


Figure 115 – Critère de rupture de type Mohr-Coulomb

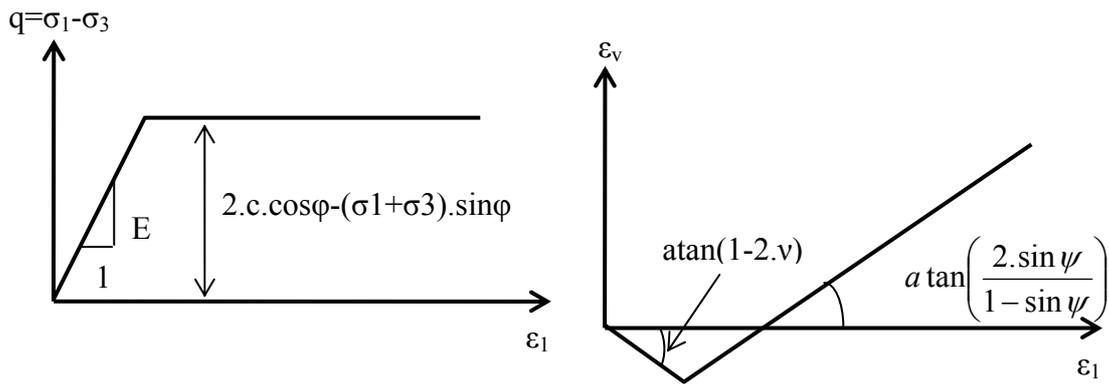


Figure 116 – Modèle de Mohr-Coulomb, essai triaxial

ANNEXE E : MODELES DE COMPORTEMENT CJS2

Le modèle CJS a été initialement développé à l’Ecole Centrale de Lyon par Cambou et Jafari (1988) pour simuler le comportement des sols granulaires. Ce modèle a été validé sur des ouvrages types dans le cadre de plusieurs thèses : Elamrani (1992), Lamouchi (1993). Maleki (1998) a par la suite développé une hiérarchisation de ce modèle en différents niveaux de complexité afin de rendre plus facile et plus efficace le choix du niveau de modélisation le plus approprié.

Le modèle CJS2 est basé sur une partie élastique non linéaire et deux mécanismes de plasticité : un mécanisme déviatoire et un mécanisme isotrope. Il permet d’abord de prendre en compte la non linéarité du comportement sous faible niveau de contrainte et l’existence de dilatance avant d’atteindre la rupture pour les matériaux denses ou surconsolidés, grâce à la prise en compte de l’état caractéristique. Purwodihardjo (2004) a proposé une version modifiée à ce modèle permettant de prendre en compte de la cohésion et le concept d’état critique.

Décomposition des déformations

L’incrément de déformation global se décompose ainsi :

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^{ip} + d\varepsilon_{ij}^{dp} \quad \text{Équation 20}$$

- $d\varepsilon_{ij}^e$ est l’incrément de déformation élastique,
- $d\varepsilon_{ij}^{ip}$ est l’incrément de déformation plastique isotrope lié au mécanisme plastique isotrope,
- $d\varepsilon_{ij}^{dp}$ est l’incrément de déformation plastique lié au mécanisme plastique déviatoire.

Partie élastique

L’élasticité est non linéaire, les modules volumique (K) et de cisaillement (G) dépendent de la contrainte moyenne.

$$G = G_0 \cdot \left[\frac{I_1}{3 \cdot P_a} \right]^n \quad \text{Équation 21}$$

$$K = K_0^e \cdot \left[\frac{I_1}{3 \cdot P_a} \right]^n \quad \text{Équation 22}$$

- I_1 est le premier invariant du tenseur des contraintes : $I_1 = \sigma_{kk}$, où σ_{ij} est le tenseur des contraintes
- P_a est la pression de référence égale à 100 kPa (pression atmosphérique)
- K_0^e , G_0 et n sont les trois paramètres de l’élasticité

Mécanisme déviatoire

Ce mécanisme est activé pour des sollicitations déviatoires définies par :

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{I_1}{3} \delta_{ij} \quad \text{Équation 23}$$

où :

- s_{ij} est le tenseur des contraintes déviatoires,
- δ_{ij} est l’indice de Kronecker.

Surface de charge, de rupture et caractéristique

La *surface de charge* a pour expression :

$$f^d = s_{II} \cdot h(\theta) - R \cdot I_1 \quad \text{Équation 24}$$

où :

- $s_{II} = \sqrt{s_{ij}s_{ij}}$ est le deuxième invariant du tenseur des contraintes déviatoires,
- $h(\theta)$ est une fonction de l’angle de Lode θ ,
- R est la taille de la surface de charge, qui varie au cours de l’écroutissage. C’est la force thermodynamique associée à l’écroutissage.

La fonction $h(\theta)$ s’exprime :

$$h(\theta) = (1 - \gamma \cdot \sqrt{54} \cdot \frac{\det s_{ij}}{s_{II}^3})^{1/6} \quad \text{Équation 25}$$

- γ est un paramètre qui permet d’exprimer le comportement dissymétrique des sols en compression et en extension, tel que :

$$\left(\frac{1 - \gamma}{1 + \gamma} \right)^{1/6} = \frac{3 - \sin \varphi}{3 + \sin \varphi} \quad \text{Équation 26}$$

où φ est l’angle de frottement interne du sol.

La *surface de rupture* a pour équation :

$$f^R = s_{II} \cdot h(\theta) - R_m \cdot I_1 \quad \text{Équation 27}$$

- R_m est le rayon de rupture, c’est un paramètre du modèle.

Le modèle CJS2 prend en compte la notion d’état caractéristique par l’intermédiaire d’une surface caractéristique de taille R_c . Cela permet de simuler de la dilatance avant la rupture. La Figure 117 donne une représentation de la surface de charge, de la surface caractéristique et de la surface de rupture dans le plan des contraintes déviatoires.

La *surface caractéristique* a pour équation :

$$f^c = s_{II} \cdot h(\theta) - R_c \cdot I_1 \quad \text{Équation 28}$$

- R_c est le rayon caractéristique, c’est un paramètre du modèle

- Si la surface de charge se trouve à l’intérieur de la surface caractéristique (soit $R < R_c$) on observe de la contractance.
- Si la surface de charge se trouve à l’extérieur de la surface caractéristique (soit $R > R_c$) on observe de la dilatance.

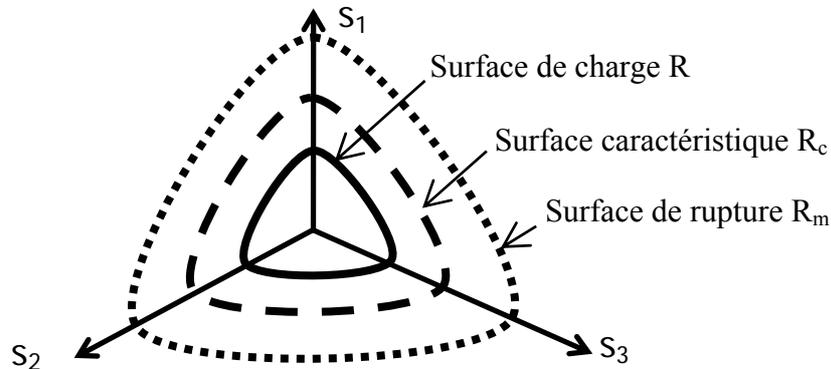


Figure 117 – Surfaces de charge, caractéristique et de rupture dans le plan déviatoire

Loi d’écrouissage

La loi d’évolution de l’écrouissage isotrope s’exprime :

$$dR = g(p) \cdot dp \quad \text{Équation 29}$$

Avec

$$dp = -d\lambda^d \cdot \frac{\partial f^d}{\partial R} \cdot \left[\frac{3P_a}{I_1} \right]^{\frac{3}{2}} \quad \text{Équation 30}$$

$$\text{Soit } dp = d\lambda^d \cdot I_1 \left[\frac{3P_a}{I_1} \right]^{\frac{3}{2}}$$

et

$$g(p) = \frac{A \cdot R_m^2}{(R_m + A \cdot p)^2} \quad \text{Équation 31}$$

- $d\lambda^d$ est le multiplicateur plastique du mécanisme déviatoire,
- A est un paramètre du modèle,
- p est la variable d’écrouissage.

Loi d’écoulement

La loi d’écoulement de ce mécanisme est non associée, la fonction potentielle est différente de la surface de charge. L’évolution des déformations plastiques déviatoires est donnée par :

$$d\varepsilon_{ij}^{dp} = d\lambda^d \cdot \frac{\partial g_{ij}}{\partial \sigma_{ij}} \quad \text{Équation 32}$$

où g est la fonction potentielle, telle que :

$$\frac{\partial g_{ij}}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial f^d}{\partial \sigma_{ij}} - \frac{\partial f^d}{\partial \sigma_{kl}} \cdot n_{kl} \cdot n_{ij} \quad \text{Équation 33}$$

Avec :

$$n_{ij} = \frac{\beta' \cdot \frac{S_{ij}}{S_{II}} - \delta_{ij}}{\sqrt{\beta'^2 + 3}} \quad \text{Équation 34}$$

$$\beta' = \beta \cdot \left[\frac{S_{II}}{S_{II}^C} - 1 \right] \cdot \text{signe}(s_{ij} \cdot de_{ij}^{dp}) \quad \text{Équation 35}$$

- β est un paramètre du modèle
- e_{ij}^{dp} est le tenseur des déformations plastiques déviatoires et le terme $\text{signe}(s_{ij} \cdot de_{ij}^{dp})$ est nécessaire afin d’éviter la dilatance en cas de décharge plastique.

$$e_{ij}^{dp} = \varepsilon_{ij}^{dp} - \frac{1}{3} \cdot \varepsilon_v^{dp} \cdot \delta_{ij} \quad \text{Équation 36}$$

- S_{II}^C est l’état de contrainte caractéristique:

$$S_{II}^C = \frac{R_c \cdot I_1}{h(\theta)} \quad \text{Équation 37}$$

On note que

- pour $S_{II} > S_{II}^C$, la variation de volume plastique est négative (contractance)
- pour $S_{II} < S_{II}^C$, la variation de volume est positive (dilatance).

Module d’écrouissage

Le module d’écrouissage, permettant par la suite de déterminer le multiplicateur plastique, est déterminé à partir de la condition de consistance :

$$df^d = \frac{\partial f^d}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} + \frac{\partial f^d}{\partial R} dR = 0 \quad \text{Équation 38}$$

Le module d’écrouissage est défini par :

$$H^d \cdot d\lambda^d = \frac{\partial f^d}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} \quad \text{Équation 39}$$

- H^d est le module d’écrouissage du mécanisme déviatoire

Avec

$$dR = g(p) \cdot d\lambda^d \cdot I_1 \cdot \left[\frac{3 \cdot P_a}{I_1} \right]^{\frac{3}{2}} \quad \text{Équation 40}$$

$$\frac{\partial f^d}{\partial R} = -I_1 \quad \text{Équation 41}$$

Nous obtenons finalement :

$$H^{dev} = I_1^2 \cdot g(p) \cdot \left[\frac{3 \cdot P_a}{I_1} \right]^{\frac{3}{2}} \quad \text{Équation 42}$$

Mécanisme isotrope

La surface de charge de ce mécanisme est un plan perpendiculaire à l’axe hydrostatique dans l’espace des contraintes principales et la loi d’écoulement de ce mécanisme est associée.

Surface de charge

La surface de charge de ce mécanisme est un plan perpendiculaire à l’axe hydrostatique dans l’espace des contraintes principales :

$$f^i = \frac{I_1}{3} - Q = 0 \quad \text{Équation 43}$$

- Q est la force thermodynamique associée à l’écrouissage isotrope.

Loi d’évolution

La loi d’écoulement est associée alors la règle de normalité permet d’exprimer l’évolution de la déformation plastique volumique :

$$d\varepsilon_{ij}^{pi} = d\lambda^i \cdot \frac{\partial f^i}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{d\lambda^i}{3} \cdot \delta_{ij} \quad \text{Équation 44}$$

- $d\lambda^i$ est le multiplicateur plastique du mécanisme isotrope

Loi d’écrouissage

La loi d’évolution de la taille de la surface de charge s’écrit :

$$dQ = K_p \cdot dq = K_0^p \cdot \left(\frac{Q}{P_a} \right)^n \cdot dq \quad \text{Équation 45}$$

- K_p représente le module de déformation volumique plastique qui est fonction de la contrainte moyenne. K_0^p est un paramètre du modèle.

- Le paramètre n est identique à celui de l’élasticité non linéaire
- q est la variable d’écrouissage dont la loi d’évolution est :

$$dq = -d\lambda^i \cdot \frac{\partial f^i}{\partial Q} = d\lambda^i = d\varepsilon_v^{pi} \quad \text{Équation 46}$$

On peut aussi écrire :

$$dQ = H^i \cdot d\lambda^i \quad \text{Équation 47}$$

- avec H^i le module plastique du mécanisme isotrope :

$$H^i = K_0^p \cdot \left(\frac{Q}{P_a} \right)^n \quad \text{Équation 48}$$

Paramètres du modèle CJS2 et identification de ces paramètres

Le modèle CJS2 comporte donc au total 9 paramètres :

- paramètres d’élasticité
- 5 paramètres pour le mécanisme déviatoire
- 1 paramètre pour le mécanisme isotrope.

Le Tableau 4 indique les paramètres du modèle ainsi que leur signification.

Elasticité	G_o	Module de cisaillement pour $P_a=100\text{kPa}$
	K_o^e	Module volumique pour Pa
	n	Dépendance des paramètres élastiques à la contrainte
Mécanisme déviatoire	R_m	Taille de la surface de rupture
	R_c	Taille de la surface de caractéristique
	β	caractérise la pente de dilatance au palier d’écoulement
	A	caractérise la pente du déviateur
	γ	caractérise la forme de la surface de rupture
Mécanisme isotrope	K_o^p	Module de déformation volumique plastique pour Pa

Tableau 13 – Paramètres du modèle CJS2

Un jeu de paramètres est uniquement valable pour une valeur de densité initiale donnée.

L’identification des paramètres de ce modèle nécessite au minimum deux essais triaxiaux à des confinements différents et éventuellement des résultats de tests œdométriques afin d’améliorer l’identification des paramètres.