

Evaluation des résultats obtenus et
modélisation numérique de l'essai

Ce chapitre se compose de trois parties :

- Confrontation avec les méthodes analytiques ;
- Confrontation des résultats expérimentaux obtenus sur le modèle 1g avec ceux obtenus en centrifugeuse et sur le site expérimental ;
- Modélisation numérique de l'essai.

4.1. CONFRONTATION AVEC LES METHODES ANALYTIQUES

Dans le premier chapitre, on a présenté les modèles analytiques développés par différents auteurs, qui contribuent à mieux comprendre les mécanismes de transfert de charge au sein du matelas, et de proposer des méthodes de dimensionnement, des formules pour évaluer le coefficient d'efficacité. Dans cette partie, on confronte les résultats expérimentaux obtenus avec le modèle physique 1g en terme de coefficient d'efficacité aux résultats obtenus par les différentes méthodes analytiques applicables à notre configuration. Chevalier (2008) a regroupé les modèles analytiques existants de la littérature en trois groupes :

- modèles présupposant une zone d'influence pour les inclusions rigides (Carlsson, 1987 ; Svanø *et al.*, 2000 ; Van Eekelen *et al.*, 2003) ;
- modèles de transfert de charge basés sur l'équilibre d'un volume de sol en mouvement (Marston & Anderson, 1913 ; Terzaghi, 1943 ; Combarieu, 1974 ; Combarieu, 1988 ; Russell & Pierpoint, 1997 ; Cao *et al.*, 2006) ;
- modèles présupposant la formation de voûtes dans le matelas granulaire (Hewlett & Randolph, 1988 ; Low *et al.*, 1994 ; Kempfert *et al.*, 1997 ; Abusharar *et al.*, 2008).

Le modèle physique 1g simule un maillage élémentaire et ne permet pas de développer l'effet de voûte au sein du matelas. Pour cette raison, on ne compare pas les résultats expérimentaux avec les méthodes analytiques du troisième groupe. Pour les deux premiers groupes, on a choisi deux méthodes pour chacun à confronter aux résultats expérimentaux dans la mesure où les paramètres du modèle physique 1g satisfont aux hypothèses et aux conditions d'application des méthodes analytiques choisies.

On résume les méthodes analytiques qui seront utilisées dans cette partie :

- méthode de Svanø *et al.* (2000) ;
- méthode de Chevalier (2008) ;
- méthode de McKelvey III (1994) ;
- méthode du frottement négatif de Combarieu (2008) ;

L'application des méthodes analytiques à la configuration du modèle physique 1g nécessite d'avoir les caractéristiques mécaniques des matériaux constitutifs du matelas et du sol analogique. Ces caractéristiques sont rassemblées dans l'annexe 1 et sont récapitulées dans le Tableau 4. 1 .

	ρ_d (kN/m ³)	φ (°)	c (kPa)	$K_a = \frac{1 - \sin \varphi}{1 + \sin \varphi}$	$K_p = \frac{1}{K_a}$	K_w
Matériau uniforme M1	16,2	36	1	0,26	3,85	0,45
Matériau étalé M2	16,2	32	2	0,31	3,25	0,50
Matériau étalé M2	16,7	35	1	0,27	3,69	0,51
MB5/8	16,2	38	4	0,24	4,20	0,41
MB10/16	16,2	40	5	0,22	4,60	0,38

Tableau 4. 1- Caractéristiques mécaniques des matériaux constitutifs des matelas utilisés dans le modèle physique 1g

4.1.1. Comparaison avec le premier groupe de méthodes analytiques

4.1.1.1. Méthode de Svanø et al. (2000)

La méthode de Svanø *et al.* (2000) est adaptée aux problèmes tridimensionnels. Son hypothèse principale est basée sur l'équilibre d'un prisme de sol, illustrée dans la Figure 1.15 (partie 1.2.1.3). Le coefficient d'efficacité est donc calculé par la formule suivante :

$$E_{eff} = \frac{q_0 \cdot \left(a + h_m \cdot \frac{1}{\beta} \right)^2 + \gamma_m \cdot V_{sol}}{(q_0 + h_m \cdot \gamma_m) \cdot A} \cdot 100\% \quad (4.1)$$

avec :

- $\beta = 2,5$ à $3,5$ coefficient empirique ;

$$- V_{sol} = h_m \cdot a^2 + 2 \cdot h_m^2 \cdot a \cdot \frac{1}{\beta} + \frac{4}{3} \cdot h_m^3 \cdot \left(\frac{1}{\beta} \right)^2.$$

Cette formule est valable pour h_m inférieur à $\left(\frac{s-a}{2} \right) \beta$. Au-delà de cette valeur, la charge appliquée à la surface du matelas sera transférée totalement vers l'inclusion rigide.

On adapte le calcul de Svanø *et al.* (2000) pour l'inclusion rigide de forme circulaire et on présente sur la Figure 4.1 la comparaison entre les résultats expérimentaux obtenus en terme du coefficient d'efficacité maximal, E_{eff}^{max} et ceux obtenus par la formule (4. 1) en faisant varier l'épaisseur de matelas de 5 à 40 cm, pour les trois valeurs du taux de recouvrement $\alpha = 2,22\%$, $4,44\%$ et $8,88\%$.

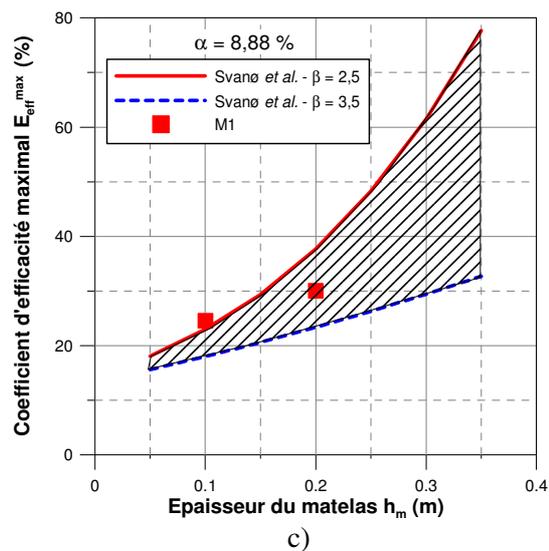
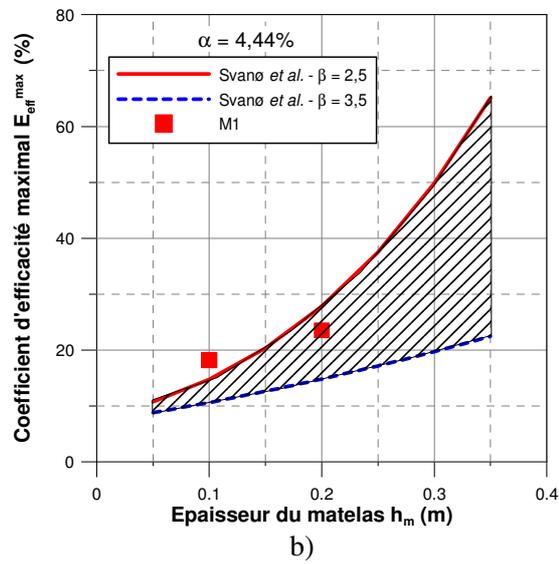
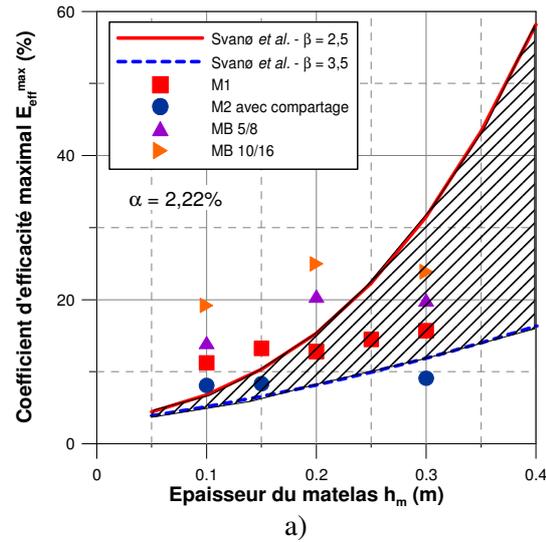


Figure 4. 1 - Confrontation des résultats obtenus avec la méthode de Svano *et al.* (2000)

a) $\alpha = 2,22 \%$; b) $\alpha = 4,44 \%$; c) $\alpha = 8,88 \%$

Le résultat du calcul de Svanø *et al.* (2000) permet de déterminer des valeurs de coefficient d'efficacité maximal pour les différentes valeurs de l'épaisseur du matelas, qui sont assez proches des valeurs expérimentales, notamment dans le cas du taux de recouvrement le plus important. Cependant, la formule analytique montre un accroissement important du coefficient d'efficacité avec l'épaisseur du matelas lorsque la valeur de β est faible. De plus, cette formule ne tient pas compte des caractéristiques mécaniques du matériau constitutif du matelas.

4.1.1.2. Méthode de Chevalier (2008)

Chevalier (2008) a utilisé le schéma d'équilibre d'un prisme de sol de Svanø *et al.* (2000) et il a proposé de calculer le coefficient d'efficacité maximal en remplaçant la pente d'ouverture du prisme β , déterminée empiriquement, par l'angle θ .

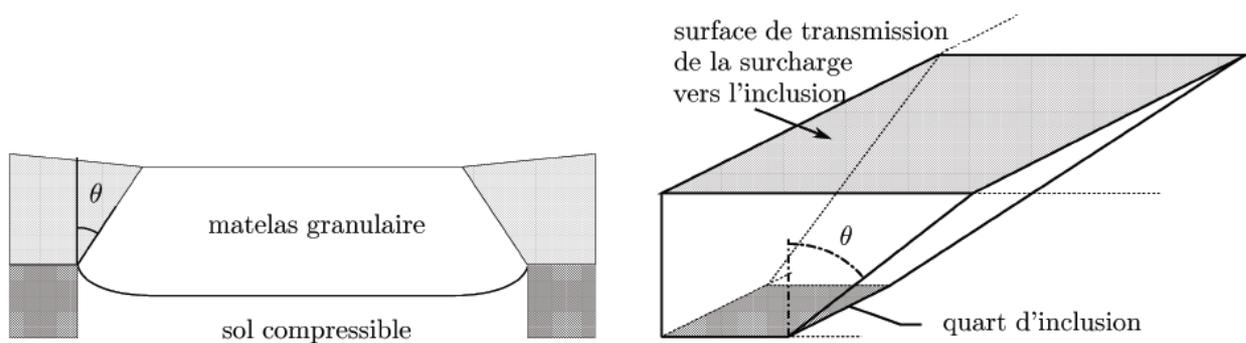


Figure 4.2 - Zone d'influence de l'inclusion rigide déterminée par Chevalier (2008)

Cet angle, lié à l'angle de frottement interne au pic du matériau constitutif du matelas, est donné par la relation suivante :

$$\theta = \varphi_p \pm 3$$

Le coefficient d'efficacité maximal est calculé par la formule suivante :

$$E_{eff}^{max} = \frac{W_p + Q_p}{s^2 (q + \gamma h_m)} \quad (4.2)$$

où :

$$W_p = \frac{\gamma}{6 \tan \theta} \left[(a + 2h_m \tan \theta)^3 - a^3 \right] \text{ est la force due au poids propre du matelas ;} \quad (4.3)$$

$$Q_p = q(a + 2h_m \tan \theta)^2 \text{ est la force due à la surcharge.} \quad (4.4)$$

Cette méthode tient compte des caractéristiques mécaniques du matelas (l'angle de frottement interne) et s'adapte au problème en 3D. Cette méthode a été validée à partir d'une comparaison avec un calcul numérique complet sur une configuration à quatre inclusions.

En appliquant cette méthode à notre modèle physique pour lequel les matériaux constitutifs du matelas utilisés ont un angle de frottement interne de l'ordre de 31° à 40°, on a donc calculé le coefficient d'efficacité, selon la formule 4.2, avec l'angle θ variant de 28° à 43° pour 2,22% de taux de recouvrement. De plus, en tenant compte de la forme du cône de diffusion dans le cas de la tête circulaire de l'inclusion rigide, les formules 4.3 et 4.4 deviennent :

$$W_p = \frac{\gamma \cdot \pi \cdot h_m}{12} \left[3a^2 + 4a \cdot h_m \cdot \tan \theta + h_m^2 \cdot \tan^2 \theta \right] \quad (4.5)$$

$$Q_p = \frac{\pi}{4} q (a + 2h_m \tan \theta)^2 \quad (4.6)$$

La Figure 4.3 présente le fuseau des résultats calculés par la méthode de Chevalier (2008) et les résultats expérimentaux pour les quatre types de matelas M1, M2 (avec compactage), MB5/8, MB10/16.

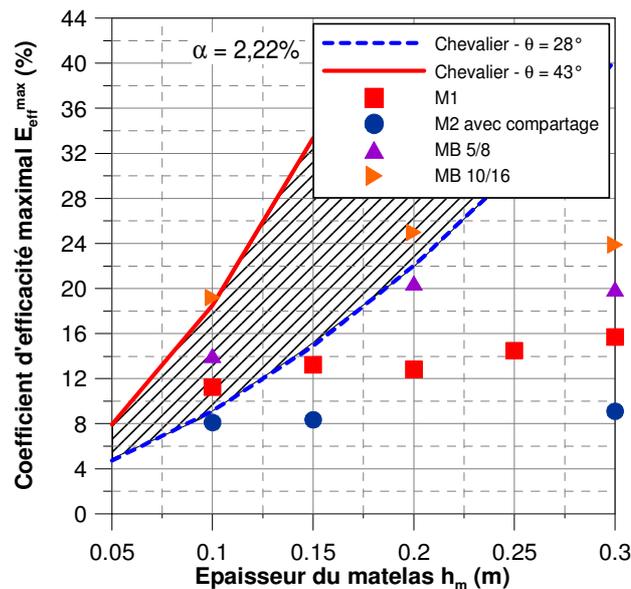


Figure 4.3 - Confrontation des résultats obtenus avec la méthode de Chevalier (2008) pour $\alpha = 2,22 \%$

La formule de Chevalier (2008) surestime les valeurs du coefficient d'efficacité par rapport aux résultats expérimentaux. Elle met en évidence une influence très importante de l'épaisseur du matelas sur le coefficient d'efficacité, qui n'est pas bien observée pour les résultats expérimentaux, notamment pour les faibles valeurs du taux de recouvrement ($\alpha = 2,22 \%$). La précision du coefficient d'efficacité, selon Chevalier (2008), est très sensible à la valeur de θ qui est toujours constante quelle que soit l'épaisseur du matelas.

A partir des résultats expérimentaux obtenus pour le matériau de référence M1, on calcule, par l'inverse de la méthode de Chevalier (2008), la valeur de θ en connaissant la pression à la surface du matelas et la force reprise par inclusion rigide. On observe que la valeur de θ varie en fonction de l'épaisseur du matelas. On présente sur la Figure 4. 4 l'évolution de l'angle d'ouverture du prisme de sol, θ , en fonction de l'épaisseur de matelas pour le matelas du type M1 et le taux de recouvrement $\alpha = 2,22 \%$. Cet angle caractérise la zone d'influence de l'inclusion rigide.

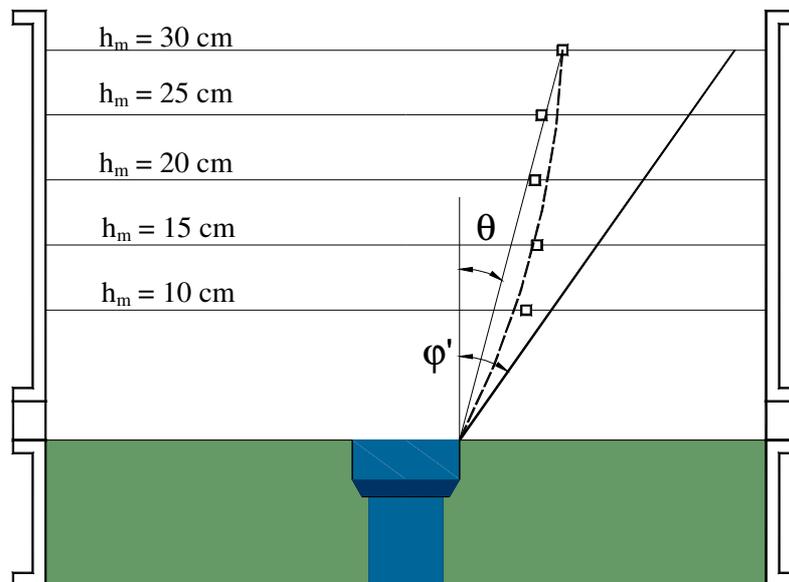


Figure 4. 4 - Evolution de l'angle d'ouverture du prisme de sol sur l'inclusion rigide (pour le matériau M1 et $\alpha = 2,22 \%$)

De plus, pour une faible épaisseur du matelas, la valeur de θ ne dépend pas du rapport a/s (Figure 4. 5).

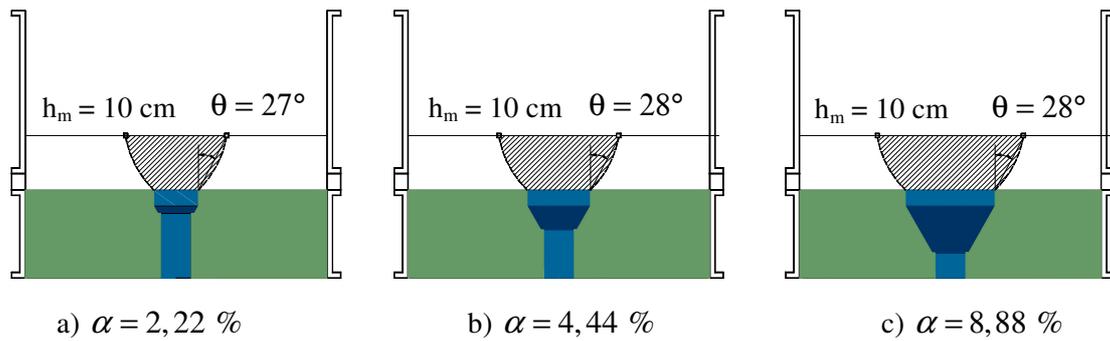


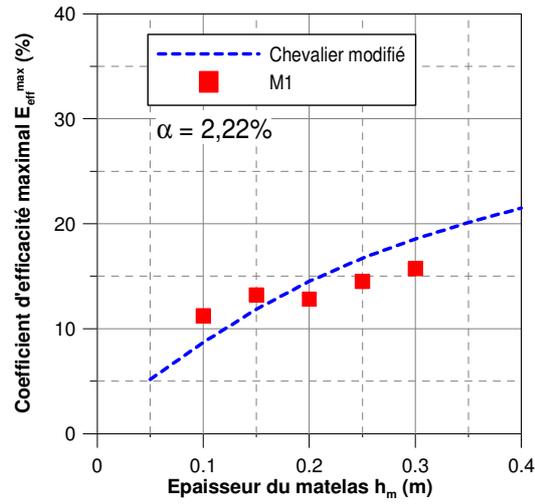
Figure 4.5 – Evolution de l'angle d'ouverture du prisme de sol sur l'inclusion rigide pour le matériau M1 de 10 cm d'épaisseur – Influence du taux de recouvrement

On propose la formule suivante pour calculer la valeur de θ à partir de l'angle de frottement interne et du rapport adimensionnel, h_m/s .

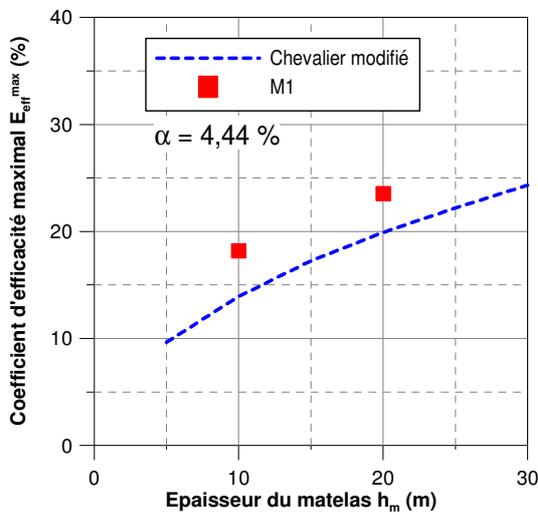
$$\theta = \varphi' \left(0,75e^{-2\left(\frac{h_m}{s}\right)} + 0,25 \right) \quad (4.7)$$

La formule 4.7 montre que la valeur de θ se rapproche de la valeur de l'angle de frottement interne du matériau constitutif du matelas lorsque h_m/s tends vers 0 et θ se rapproche de $\varphi'/4$ lorsque h_m/s tend vers l'infini.

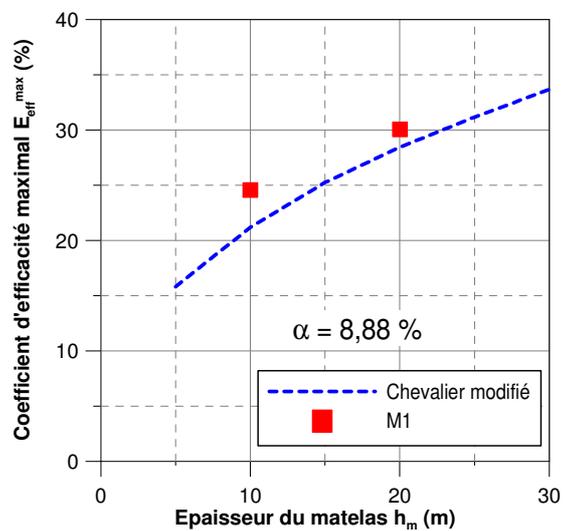
La détermination de la valeur de l'angle d'ouverture du prisme de sol, θ , permet d'estimer le coefficient d'efficacité selon la formule 4.2. On compare les résultats expérimentaux obtenus pour le matelas M1 de différents taux de recouvrement avec ceux qui sont calculés par la correction proposée sur la Figure 4.6 et on observe ici une bonne correspondance entre eux.



a)



b)



c)

Figure 4. 6 - Comparaison des résultats expérimentaux pour le matelas du type M1 avec ceux obtenus à partir de la formule corrigée de la méthode Chevalier (2008)

a) $\alpha = 2,22 \%$; b) $\alpha = 4,44 \%$; c) $\alpha = 8,88 \%$

Cependant, en calculant l'angle d'ouverture du prisme de sol pour les autres types de matériaux constitutifs du matelas, on observe que l'évolution de θ dépend également du rapport d_{50}/s . Donc, la formule 4.7 devrait, *a priori*, être modifiée en y introduisant le rapport d_{50}/s .

4.1.2. Comparaison avec le deuxième groupe de méthodes analytiques

4.1.2.1. Méthode de McKelvey III (1994)

Cette méthode généralise le problème de la trappe proposé initialement par Terzaghi (1943). McKelvey III (1994) a proposé une formule qui permet de calculer la pression résiduelle sur le sol compressible en tenant compte de la surcharge en surface. Cette pression résiduelle est calculée à partir de la formule suivante :

$$q_s = \frac{\gamma \cdot (s-a) - 2c}{2 \cdot K_w \tan \varphi} \left(1 - e^{-2 \cdot K_w \tan \varphi \cdot \frac{h_m}{(s-a)}} \right) + q \cdot e^{-2 \cdot K_w \tan \varphi \cdot \frac{h_m}{(s-a)}} \quad (4.8)$$

A partir de cette pression résiduelle, on peut calculer le coefficient d'efficacité selon la formule suivante :

$$E_{eff} = \left(1 - \frac{q_s A_s}{F_{tot}} \right) 100\%$$

avec A_s , surface du sol compressible.

On voit que cette méthode tient compte des caractéristiques du matelas par l'intermédiaire de l'angle de frottement φ et de la cohésion c . On présente sur la Figure 4. 7 les résultats du calcul du coefficient d'efficacité avec un angle de frottement variant de 31° à 40° et une cohésion variant de 1 à 5 kPa.

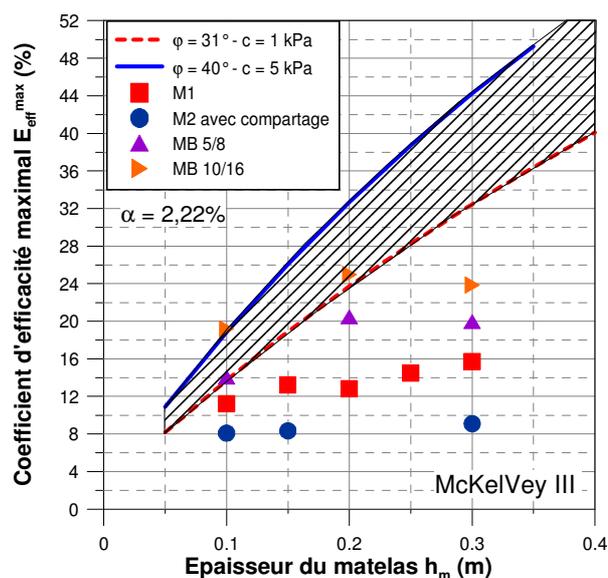


Figure 4. 7 - Confrontation des résultats obtenus avec la méthode de McKelvey III (1994) pour

$$\alpha = 2,22 \%$$

Les résultats de la méthode McKelvey III (1994) montrent que plus l'angle de frottement et la cohésion sont élevés, et plus le coefficient d'efficacité est élevé. Malgré la surestimation du calcul du coefficient d'efficacité, l'allure de l'accroissement de E_{eff}^{max} avec l'épaisseur du matelas, moins fort que pour les deux méthodes précédentes, semble plus proche de celle observée pour les résultats expérimentaux.

4.1.2.2. Méthode de Combarieu (2007)

Sur le principe, la méthode basée sur l'évaluation du frottement négatif de Combarieu (2007) est similaire que celle de Combarieu (1988). La différence entre les deux est liée au choix du terme $K \tan \varphi$ qui caractérise le frottement entre le volume de sol en mouvement et celui qui est immobile sur l'inclusion rigide.

La méthode de Combarieu (2007) est une version modifiée de celle de 1988, qui prend en compte de la rigidité du matelas par l'intermédiaire du rapport E/E_0 dans la formule (4.10) pour déterminer le terme $K \tan \varphi$. De plus, Combarieu a montré l'existence d'un plan de « tassement d'équilibre » à un certain niveau au sein du matelas, pour lequel les tassements différentiels sont nuls. Au-dessus de ce niveau, la « colonne fictive » ne mobilise plus les frottements négatifs, la concentration des contraintes vers l'inclusion rigide, en conséquence, sera diminuée. En appliquant cette méthode à notre modèle physique, pour lequel l'épaisseur du matelas est relativement faible, on a donc utilisé la formule (4.9) pour calculer la pression résiduelle, q_s , sur le sol compressible. Cette méthode tient compte des caractéristiques du matelas par le coefficient d'accrochage, λ , qui dépend à la fois de l'angle de frottement, φ , de la cohésion, c , et du module d'Young, E , du matériau constitutif du matelas.

$$q_s = \left(\frac{\gamma'}{m(\lambda, b)} - \frac{c}{k \tan \varphi} \right) (1 - e^{-m(\lambda, b)h_m}) + q \cdot e^{-m(\lambda, b)h_m} \quad (4.9)$$

avec :

$$m(\lambda, b) = \frac{4aK \tan \varphi}{s^2 - a^2} \text{ pour } K \tan \varphi \geq 0,385$$

$$K \tan \varphi = 1,1 - e^{-E/E_0} \text{ (formule empirique proposée par Combarieu, 2007)} \quad (4.10)$$

avec : - $E_0 = 50 \text{ MPa}$;

- E est, soit le module E_{v2} , mesuré à la plaque de diamètre 60 cm ou bien $3E_M$, E_M étant le module mesuré au pressiomètre Ménard.

On présente sur la Figure 4.8 les résultats de calculs du coefficient d'efficacité selon les méthodes de Combarieu (1988) et Combarieu (2007) en utilisant les caractéristiques mécaniques mesurées pour deux cas représentatifs : le matériau étalé de faible rigidité ($\varphi = 31^\circ$, $c = 1 \text{ kPa}$, $E = 50 \text{ MPa}$) et le matériau uniforme de forte rigidité ($\varphi = 40^\circ$, $c = 5 \text{ kPa}$, $E = 200 \text{ MPa}$). Pour la méthode de Combarieu (1988), on a pris $K = K_0 = 1 - \sin \varphi$, coefficient des terres au repos.

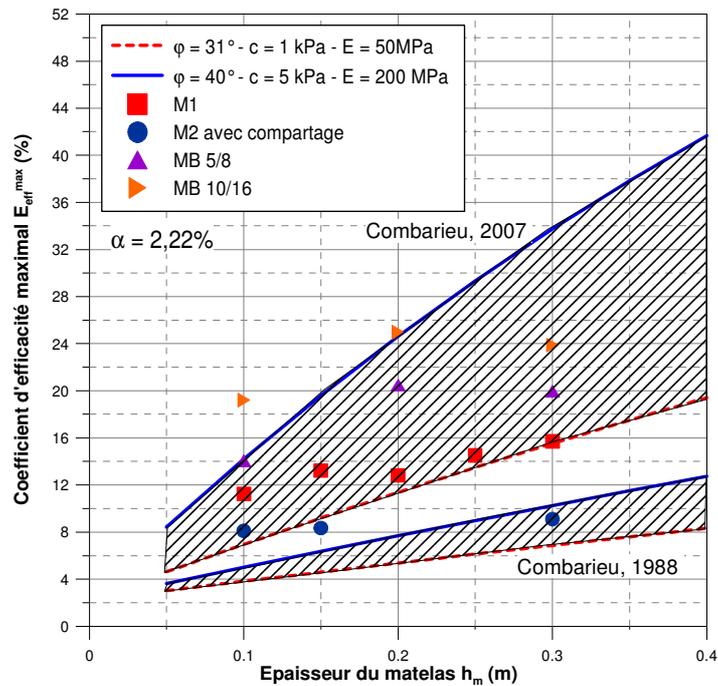


Figure 4. 8 - Confrontation des résultats obtenus avec la méthode de Combarieu (1988) et Combarieu (2007) pour $\alpha = 2,22 \%$

Ces deux calculs montrent l'influence de l'angle de frottement, de la cohésion et de la rigidité, dans la méthode Combarieu (2007), sur le calcul du coefficient d'efficacité. Les calculs basés sur la méthode de Combarieu (2007) sont assez proches des résultats expérimentaux pour les matelas uniformes (M1, MB5/8, MB10/16) qui présentent une rigidité plus importante que le matériau étalé (M2). En revanche, la méthode de Combarieu (1988) donne des résultats plus proches pour le matelas étalé de faible rigidité. L'ajustage du paramètre de rigidité du matériau constitutif du matelas, caractérisé par le module d'Young E , dans la méthode de Combarieu (2007), permet d'évaluer de manière plus globale le comportement du matelas. Mais le résultat du calcul du coefficient d'efficacité semble plus sensible à l'augmentation de l'épaisseur du matelas. Cette remarque résulte de l'étude paramétrique réalisée sur notre modèle physique, qui montre que plus le matelas est rigide, et plus l'influence de l'épaisseur du matelas sur le coefficient d'efficacité est importante.

4.1.3. Conclusions partielles

En comparant les résultats expérimentaux avec les calculs basés sur l'utilisation des méthodes analytiques, on observe que celles-ci surestime le coefficient d'efficacité dans le cas des faibles taux de recouvrement et des faibles épaisseurs de matelas.

L'évaluation du coefficient d'efficacité à partir des méthodes analytiques du premier groupe, basées sur l'évolution de la zone d'influence de l'inclusion rigide, est sensible au choix de l'angle d'ouverture du prisme de sol, θ . Les résultats expérimentaux ont montré que la valeur de θ n'est pas constante mais dépend du rapport h_m/s et du rapport d_{50}/s . Pour une faible épaisseur de matelas, la valeur de θ est indépendante du rapport a/s .

Pour les méthodes analytiques du deuxième groupe, les résultats des calculs dépendent de l'estimation du terme $K \tan \varphi$. La méthode proposée par Combarieu (2007), qui tient compte des caractéristiques mécaniques du matelas (c , φ , E), donne des résultats de coefficient d'efficacité assez proches, en ordre de grandeur ainsi qu'en tendance, avec les résultats expérimentaux.

Le modèle physique est représentatif d'une cellule élémentaire composée d'une seule inclusion rigide qui ne peut pas développer de voûte au sein du matelas. Donc, la comparaison des résultats expérimentaux avec les méthodes analytiques du troisième groupe n'est pas possible.

Une configuration élémentaire comportant 5 inclusions rigides permettrait d'étudier de manière plus globale cet aspect.

4.2. CONFRONTATION AVEC LES RESULTATS EXPERIMENTAUX DU PROJET NATIONAL ASIRI

4.2.1. Essais en vraie grandeur – Site expérimental de Saint-Ouen-l'Aumône

Les résultats des essais en vraie grandeur réalisés sur le site de Saint-Ouen-l'Aumône sont présentés de manière détaillée dans le rapport de Briançon (2007). On présente dans cette partie une comparaison entre les résultats obtenus sur le plot 2D de Saint-Ouen-l'Aumône, qui est considéré comme le modèle géométriquement prototype du modèle physique développé dans le cadre de ce travail, et les résultats obtenus sur le modèle physique, dans la configuration référence (matelas du type M1 et M2, épaisseur du matelas de 10 cm, taux de recouvrement de 2,22 %). Les caractéristiques de l'essai sur site ont déjà été présentées dans la partie 2.2.2. Sachant que le modèle physique a été développé en respectant les

règles de similitude en termes des dimensions et du champ de contrainte appliqué dans le modèle physique, les résultats obtenus sur le modèle physique peuvent être, dans une certaine mesure, évalués par rapport aux résultats obtenus sur le site expérimental. On présente dans la suite la comparaison des résultats sur le coefficient d'efficacité maximal obtenu. Le profil du tassement de l'interface sol/matelas est également abordé.

Dans les essais en vraie grandeur, le matelas est chargé par la mise en place successive de deux couches de remblai de poids volumique $\gamma = 18 \text{ kN/m}^3$, de 1,5 m et de 2,5 m de l'épaisseur. Les charges totales correspondantes à la surface du matelas sont donc égales à :

- première couche de 1,5 m : $q_1 = \gamma \times 1,5 = 27 \text{ kPa}$;
- deuxième couche de 2,5 m : $q_2 = \gamma \times 2,5 = 45 \text{ kPa}$; $q_{tot} = q_1 + q_2 = 72 \text{ kPa}$.

La pression totale sur la tête de l'inclusion rigide est mesurée directement par le capteur de pression totale de diamètre 350 mm, disposé en tête de l'inclusion rigide. L'évolution de la pression en fonction du temps est présentée sur la Figure 4. 9

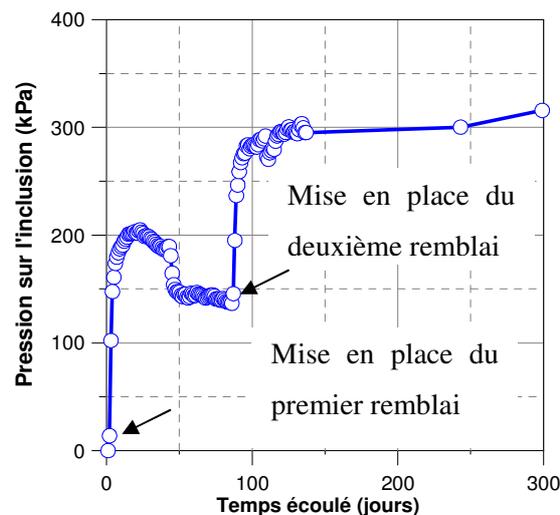


Figure 4. 9 - Evolution de la pression sur l'inclusion rigide du plot 2D sur le site expérimental de Saint - Ouen - l'Aumône, d'après Briançon (2007)

Le coefficient d'efficacité pour l'essai en vraie grandeur est calculé par la formule suivante :

$$E_{eff} = \frac{p \times 0,35^2 \times \pi / 4}{(q + \rho_d h_m) \times 2,5 \times 2,5} \times 100\% \quad (4. 11)$$

avec :

p : pression mesurée sur l'inclusion rigide ;

q : pression appliquée à la surface du matelas ;

ρ_d : poids volumique du matelas.

On compare sur la Figure 4. 10, les coefficients d'efficacité maximaux, pour les deux valeurs de chargement $q = 27 \text{ kPa}$ et $q = 72 \text{ kPa}$, obtenus sur l'essai en vraie grandeur à ceux obtenus sur le modèle physique pour le matelas du type M1 et celui du type M2 de masse volumique $\rho_d = 1,62 \text{ t/m}^3$.

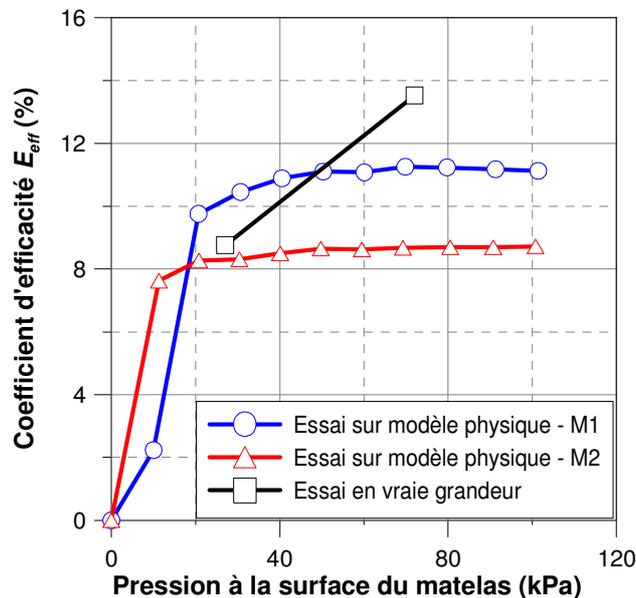


Figure 4. 10 - Comparaison des coefficients d'efficacité maximaux obtenus pour l'essai en vraie grandeur et les essais sur le modèle physique

Le coefficient d'efficacité pour l'essai en vraie grandeur augmente avec la pression sur le matelas, il varie de 8,7 % à 13,5 % lorsque la pression passe de 27 kPa à 72 kPa. Ces résultats sont assez proches de ceux obtenus sur le modèle physique pour le matelas M1 (le coefficient d'efficacité est de l'ordre de 10 % à 27 kPa et de 11,2 % à 72 kPa). Si on compare les résultats obtenus pour le matériau du type M2, correspondant à un matériau étalé plus proche de celui du site, le coefficient d'efficacité est toujours plus faible que celui obtenu pour l'essai en vraie grandeur (le coefficient d'efficacité est de l'ordre de 8,1 % à 27 kPa et de 8,7 % à 72 kPa). Cette différence peut-être expliquée par la rigidité du matériau constitutif du matelas du site de Saint-Ouen-l'Aumône qui est beaucoup plus importante que celle du matériau utilisé pour le modèle physique.

En terme de tassement de l'interface sol/matelas, pour l'essai en vraie grandeur, le tassement différentiel du sol compressible par rapport l'inclusion rigide est calculé par la différence entre le tassement mesuré par l'inclinomètre disposé selon la diagonale du réseau d'inclusions rigides et le tassement en tête de l'inclusion rigide (Figure 4. 11).

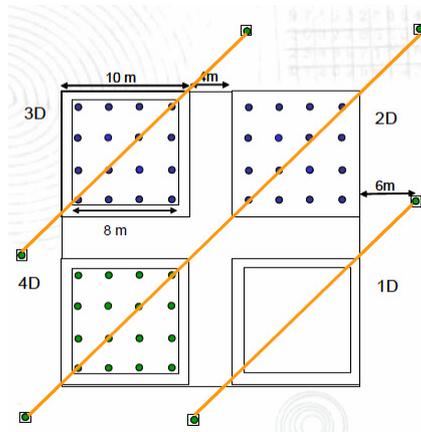


Figure 4. 11 - Disposition de l'inclinomètre pour mesurer le profil de tassement de l'interface sol/matelas de l'essai en vraie grandeur (d'après Briançon, 2007)

Dans le cas du modèle physique, le tassement de l'inclusion rigide est nul, le tassement différentiel à l'interface sol/matelas entre l'inclusion rigide et le sol analogique est donc égal au tassement absolu mesuré par les tassomètres. On présente sur la Figure 4. 12 l'évolution du profil de l'interface sol/matelas entre les deux inclusions rigides à partir de la mise en œuvre des remblais. Les tassements différentiels entre l'inclusion rigide et le sol compressible à l'interface sol/matelas sont assez faibles pour l'essai en vraie grandeur (11 mm à 72 kPa).

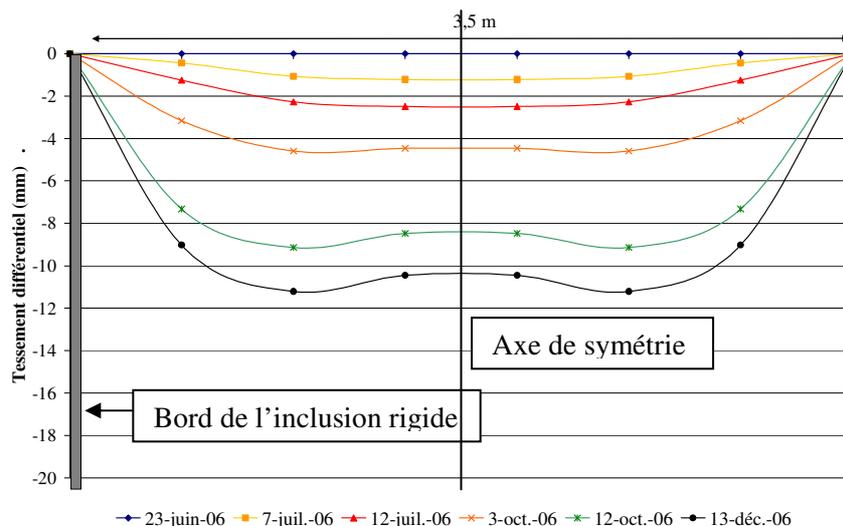


Figure 4. 12 – Tassements différentiels de l'interface sol/matelas pour l'essai en vraie grandeur du site de Saint - Ouen - l'Aumône, plot 2D (d'après Briançon, 2007)

A cause de la différence de caractéristiques géométriques (épaisseur) et mécaniques (compressibilité) du sol compressible entre l'essai en vraie grandeur et l'essai sur modèle physique, on ne compare pas ici l'ordre de grandeur des tassements mais on compare le profil de tassement de l'interface sol/matelas sous le chargement appliqué en surface de matelas (Figure 4. 13).

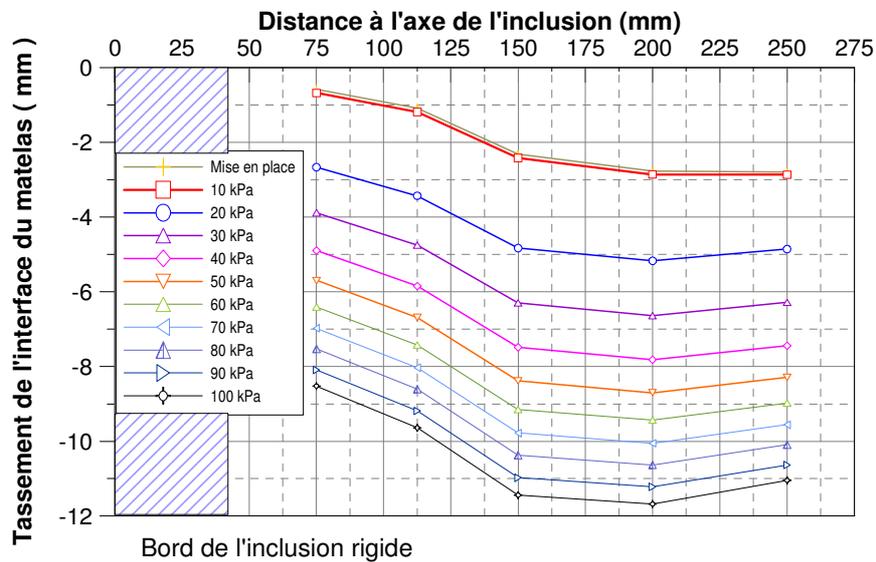


Figure 4. 13 – Tassements de l'interface sol/matelas pour l'essai sur le modèle physique

On observe que les tassements augmentent avec la charge appliquée en surface et avec le temps. L'effet d'accrochage est bien observé. De plus, le profil de l'interface sol/matelas sous la charge appliquée ressemble à celui trouvé dans l'essai sur le modèle physique.

4.2.2. Modèle réduit en centrifugeuse

Dans sa thèse, développée dans le cadre du Projet National ASIRI, actuellement en cours, G. Baudouin a développé au LCPC Nantes un modèle réduit en centrifugeuse à l'échelle de réduction 1/27,8 g qui simule le problème de renforcement de sols compressibles par inclusions rigides. Deux groupes de neuf inclusions rigides de 18 mm de diamètre, à maille carrée ($s = 72$ mm, 90 mm correspondants à deux taux de recouvrement $\alpha = 3,14$ et 4,91 %), ont été installées dans le massif de sol compressible. Ce dernier est simulé par un mélange de sable de Fontainebleau et de kaolinite Speswhite. Le matelas de transfert est simulé par un mélange de sables d'Hostun. Une campagne d'essais en centrifugeuse a été réalisée pour trois épaisseurs de matelas de transfert (21 mm, 36 mm,

54 mm) qui correspondent à des valeurs prototype de 0,6 m, 1 m et 1,5 m et trois niveaux de surcharge (50 kPa, 112 kPa, 164 kPa).

Des capteurs de force sont disposés à quatre niveaux le long de l'inclusion rigide, permettant de mesurer la force en tête et la force due au frottement le long du fût de l'inclusion rigide. Des tassomètres sont disposés pour mesurer le tassement à la surface du matelas.

On présente sur la Figure 4. 14 les valeurs du coefficient d'efficacité maximal, E_{eff}^{max} obtenues en fonction du rapport adimensionnel h_m/s , sur notre modèle physique 1g et sur le modèle réduit en centrifugeuse. Il semble que les résultats obtenus sur les deux modèles sont plus proches lorsque le rapport h_m/s est petit. On a observé une tendance analogue d'augmentation du coefficient d'efficacité avec le taux de recouvrement et avec le rapport h_m/s . Cependant cette tendance est beaucoup plus significative pour les résultats obtenus sur le modèle physique en centrifugeuse car l'effet de voûte peut se développer au sein du matelas, ce qui n'est pas le cas pour le modèle physique 1g, lorsque le rapport h_m/s est plus important. Il est donc, intéressant de développer la configuration à 5 inclusions rigides sur le modèle physique.

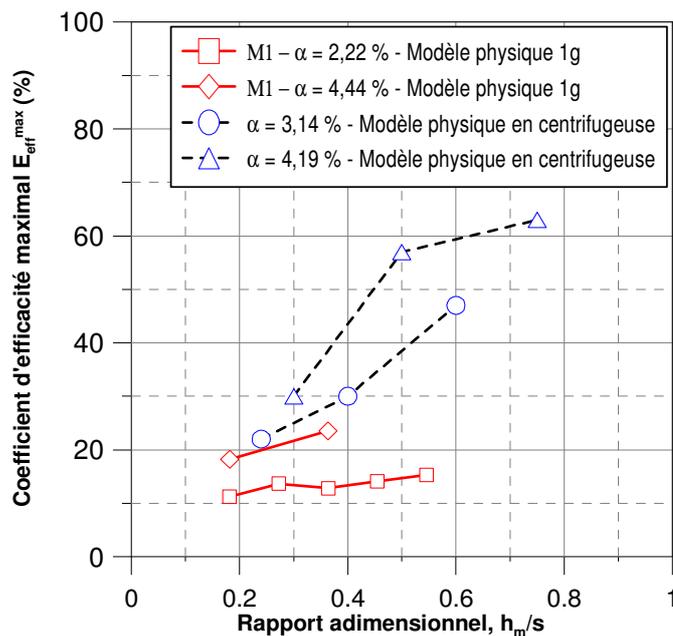


Figure 4. 14 - Comparaison des résultats obtenus sur le modèle physique 1g et ceux sur le modèle physique en centrifugeuse

D'un autre côté, en observant le tassement de la surface du matelas dans les essais en centrifugeuse, G. Baudouin a montré qu'à partir d'une épaisseur de matelas supérieur à 54 mm, pour les deux maillages

$s = 72 \text{ mm}$ et 90 mm (rapport $h_m/s \geq 0,5$), l'effet « boîte à œuf » n'est plus observé à la surface du matelas. Ce point a été abordé dans l'étude paramétrique sur le modèle physique 1g (3.3.1.1.3).

4.2.3. Conclusions partielles

Le modèle physique 1g possède des conditions géométriques ainsi que des composants (inclusion rigide, sol compressible, matelas de transfert de charge) sensiblement différents de ceux caractérisant l'essai en vraie grandeur sur site ou le modèle physique en centrifugeuse. La comparaison quantitative des résultats de ces modèles doit évidemment se faire avec beaucoup de précautions. Cependant, au plan qualitatif, les comparaisons permettent de mettre en évidence des tendances similaires, montrant que le modèle 1g, permet de manière relativement simple, d'obtenir des ordres de grandeur et de mieux comprendre les mécanismes de transfert de charge au sein du matelas.

Les remarques suivantes peuvent être faites lorsqu'on compare les résultats obtenus pour les trois types de modèles :

- pour un taux de recouvrement $\alpha = 2,22$ à $3,14 \%$ et un rapport h_m/s inférieur à $0,3$ qui sont relativement faibles, le coefficient d'efficacité varie entre 10% et 20% ;
- plus le taux de recouvrement et l'épaisseur de matelas augmentent, et plus le coefficient d'efficacité est important. Mais le coefficient d'efficacité est plus sensible à l'augmentation du taux de recouvrement ;
- l'effet « boîte à œuf » (partie 3.3.1.1.3) n'est plus observé à la surface du matelas lorsque le rapport h_m/s devient supérieur à $0,50$;
- l'effet d'accrochage du pieu est observé à l'interface sol/matelas pour une faible épaisseur de matelas.

4.3. MODELISATION NUMERIQUE DE L'ESSAI

Dans cette partie, on présente les résultats de la modélisation numérique des essais, réalisée avec le logiciel Plaxis 2D. Le modèle physique est simulé à partir d'un modèle numérique en 2D-asymétrique. Le choix des lois de comportement ainsi que des paramètres du modèle pour simuler des éléments du modèle physique (matelas de transfert de charge, sol analogique, inclusion rigide) est basé sur les résultats des essais mécaniques (Annexe 1). Le choix des paramètres pour les modèles est validé en comparant les résultats obtenus à partir de la modélisation de l'essai triaxial, pour le matelas de

transfert de charge, et de l'essai œdométrique pour le sol compressible, avec les résultats expérimentaux.

Deux cas de référence (non renforcé et renforcé par l'inclusion rigide pour le matelas du type M1) sont modélisés et les résultats numériques sont comparés avec les résultats expérimentaux.

4.3.1. Modélisation du modèle physique avec le logiciel Plaxis

On présente tout d'abord le choix des modèles de comportement et leurs paramètres retenus pour les éléments du modèle physique : matelas de transfert de charge, sol compressible, inclusion rigide.

4.3.1.1. Modélisation du comportement du matelas de transfert de charge

On choisit le modèle « hardening soil » dans le logiciel PLAXIS pour simuler la couche de matelas de transfert de charge. Ce modèle tient compte du comportement élastoplastique du matériau. Le matériau retenu est le gravier d'Hostun HN2/4 (M1), dont les paramètres du modèle sont présentés sur la Figure 4. 15.

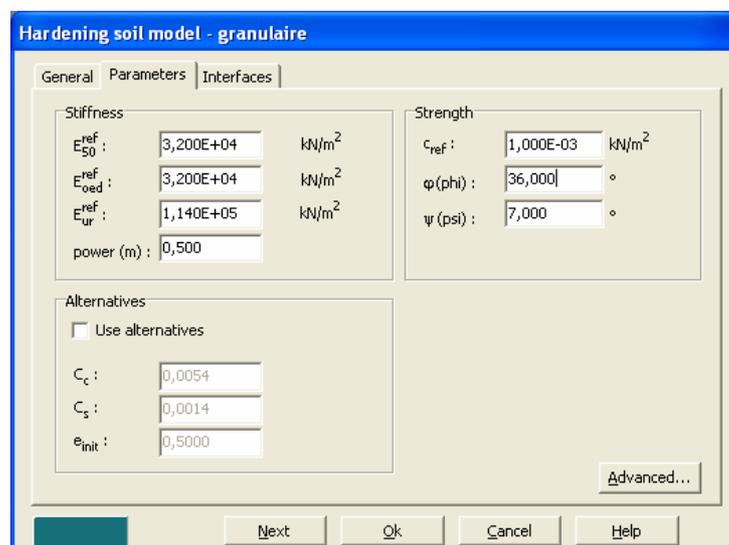


Figure 4. 15 - Paramètres du modèle modélisant le matelas de transfert de charge

La détermination de ces paramètres est basée sur les résultats des essais triaxiaux réalisés pour le matériau M1 sous une pression de confinement de 50kPa (Annexe 1).

On compare sur la Figure 4. 16 les courbes $(q - \varepsilon_a)$ et $(\varepsilon_v - \varepsilon_a)$ obtenues numériquement et expérimentalement.

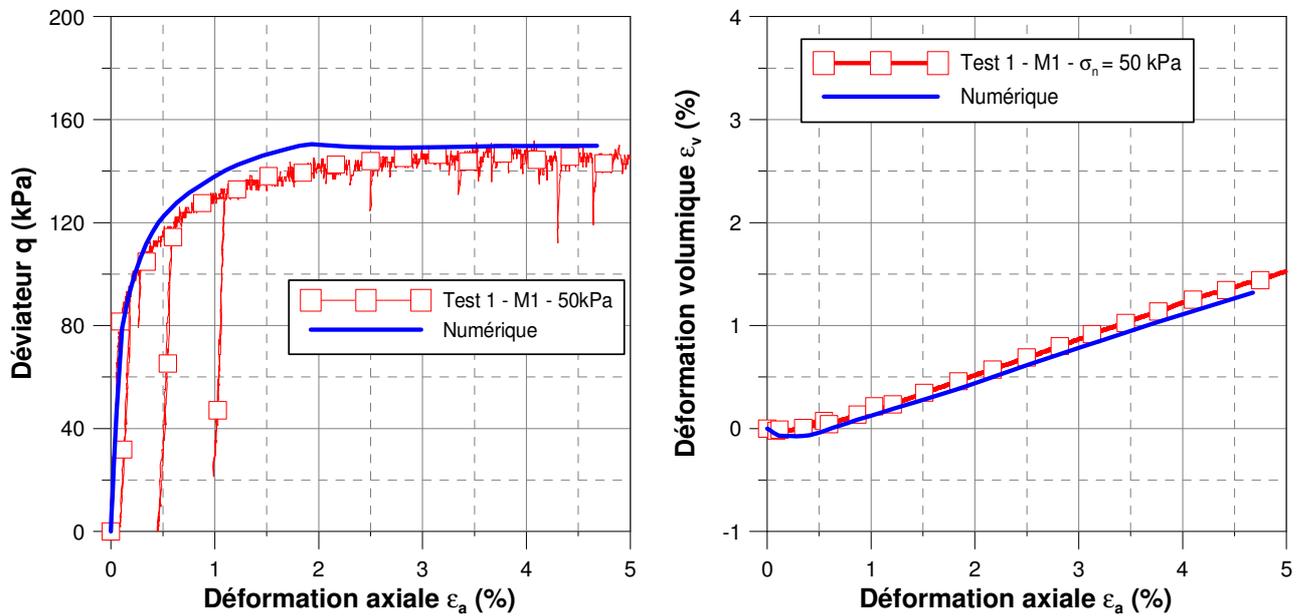


Figure 4. 16 - Validation du comportement du matériau de transfert de charge du type M1

a) $q - \varepsilon_a$; b) $\varepsilon_v - \varepsilon_a$

Les résultats numériques et expérimentaux sont assez proches. On utilise donc ces paramètres pour la modélisation du modèle physique.

4.3.1.2. Modélisation du comportement du sol analogique

Quant au sol analogique, on a choisi le modèle Cam Clay modifié « Soft soil model », pour simuler le comportement de ce type de matériau. Ces paramètres sont déterminés à partir des résultats des essais de compressibilité œdomètre (Annexe 1).

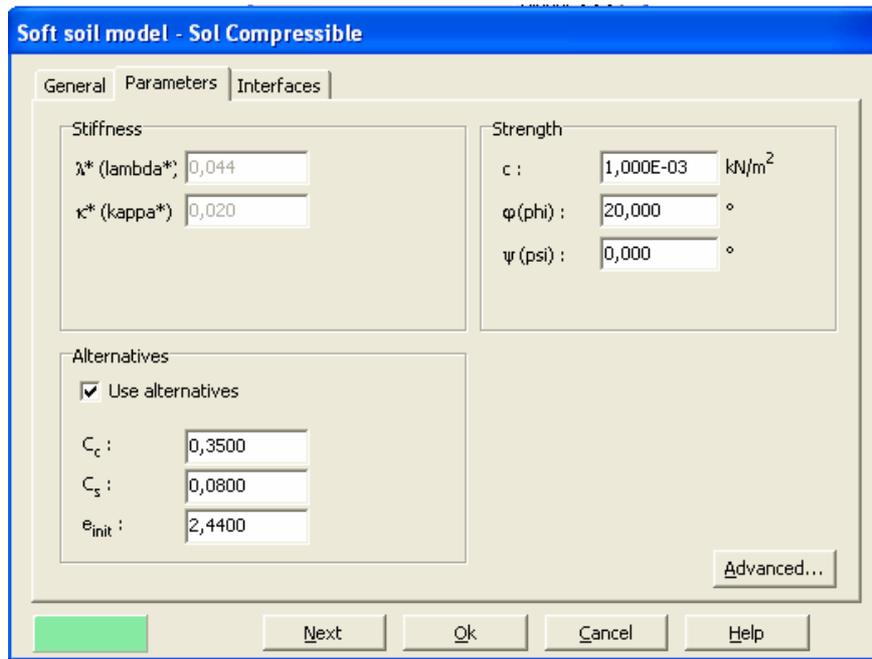


Figure 4. 17 - Paramètres du modèle pour le sol compressible

Pour ce matériau, la cohésion, l'angle de frottement et l'angle de dilatance sont choisis assez faibles comme pour un matériau sableux de faible densité. En observant la courbe œdométrique, $e - \ln(\sigma_n)$, la mise en place du matériau analogique génère une pression de préconsolidation de l'ordre de 15 kPa. Dans les conditions initiales pour le sol compressible, on impose donc la contrainte de préconsolidation de 15 kPa. La validation du comportement de ce type de sol compressible est présentée sur la Figure 4. 18.

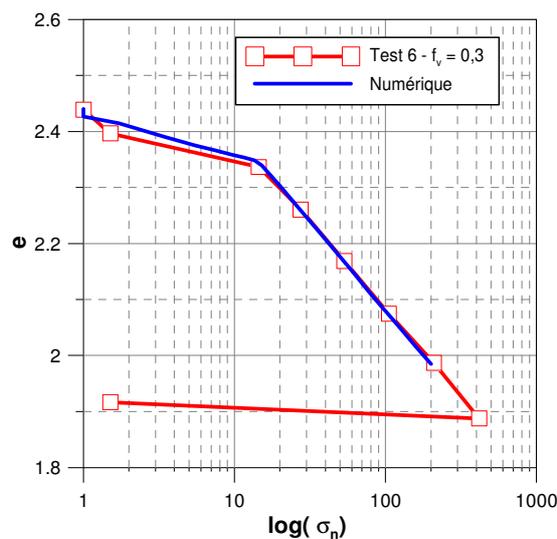


Figure 4. 18 - Validation du comportement du sol compressible

4.3.1.3. Modélisation de l'inclusion rigide

L'inclusion rigide est simulée comme un matériau élastique linéaire dont la rigidité est très importante par rapport celle, du matelas de transfert de charge et celle du sol compressible. Les paramètres de l'inclusion rigide sont présentés sur la Figure 4. 19.

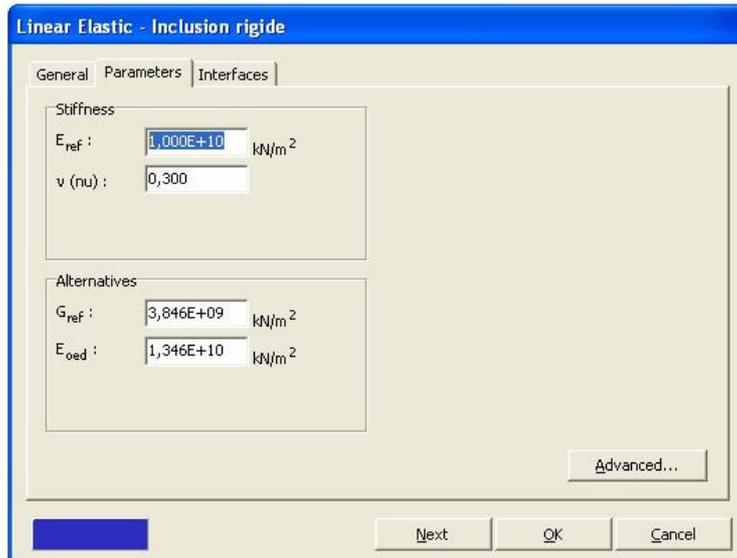


Figure 4. 19 - Paramètres utilisés pour modéliser l'inclusion rigide

4.3.2. Modélisation des cas de référence

4.3.2.1. Cas non renforcé

4.3.2.1.1. Modèle de simulation

On simule, tout d'abord, le cas non renforcé de référence pour le matériau du type M1 (épaisseur de matelas $h_m = 10$ cm, sol compressible du type SP30 de 10,5 cm d'épaisseur) comme illustré par la Figure 4. 20. Le bord de la cellule est également simulé afin de tenir compte de l'influence du bord. Les paramètres du bord de la cellule sont identiques à ceux utilisés pour l'inclusion rigide.

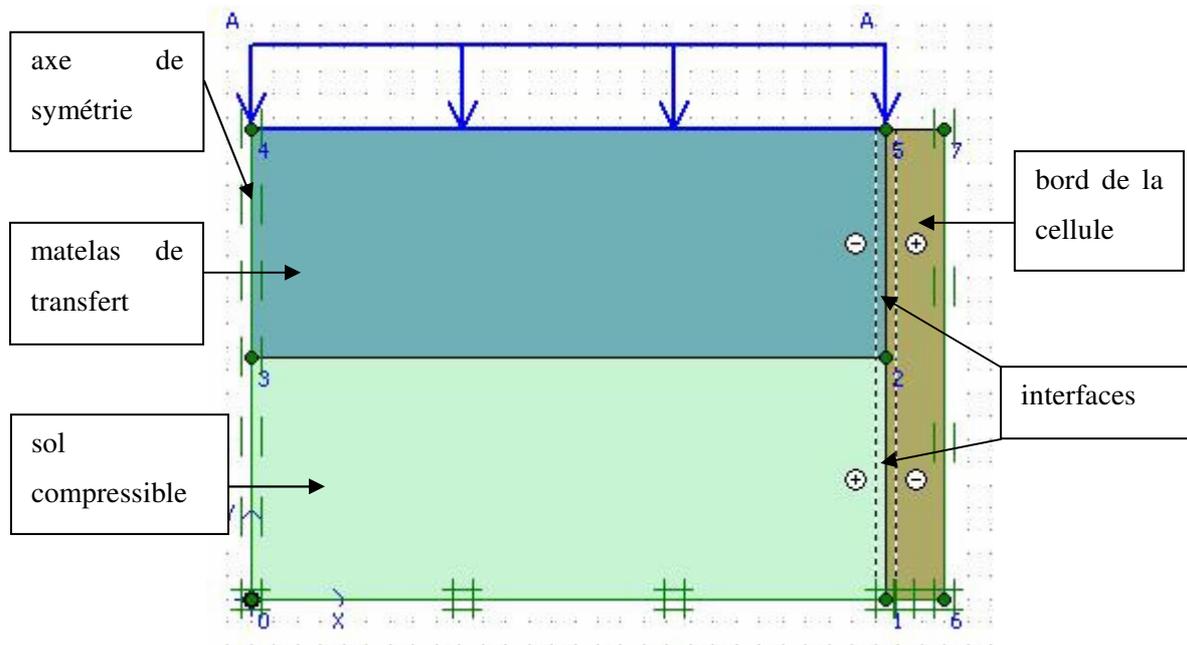


Figure 4. 20 - Simulation du cas non renforcé

Les interfaces inclusion rigide/sol compressible, matelas/bord, sol compressible/bord sont caractérisés par le paramètre R_{inter} qui varie de 0 à 1. Plus le R_{inter} est important, plus l'interface est « rigide ».

$$- c_{inter} = R_{inter} \times c_{mat}$$

$$- \varphi_{inter} = R_{inter} \times \varphi_{mat}$$

Pour l'interface matelas/bord, on choisit $R_{inter} = 0,10$ car, dans les essais sur le modèle physique, on a disposé une couche anti-fretage entre le matelas et le bord. Par contre, pour l'interface sol compressible/bord, on prend $R_{inter} = 0,20$.

Le chargement à la surface du matelas varie de 0 à 100 kPa. On présente sur la Figure 4. 21 la déformation du maillage du modèle après le chargement.

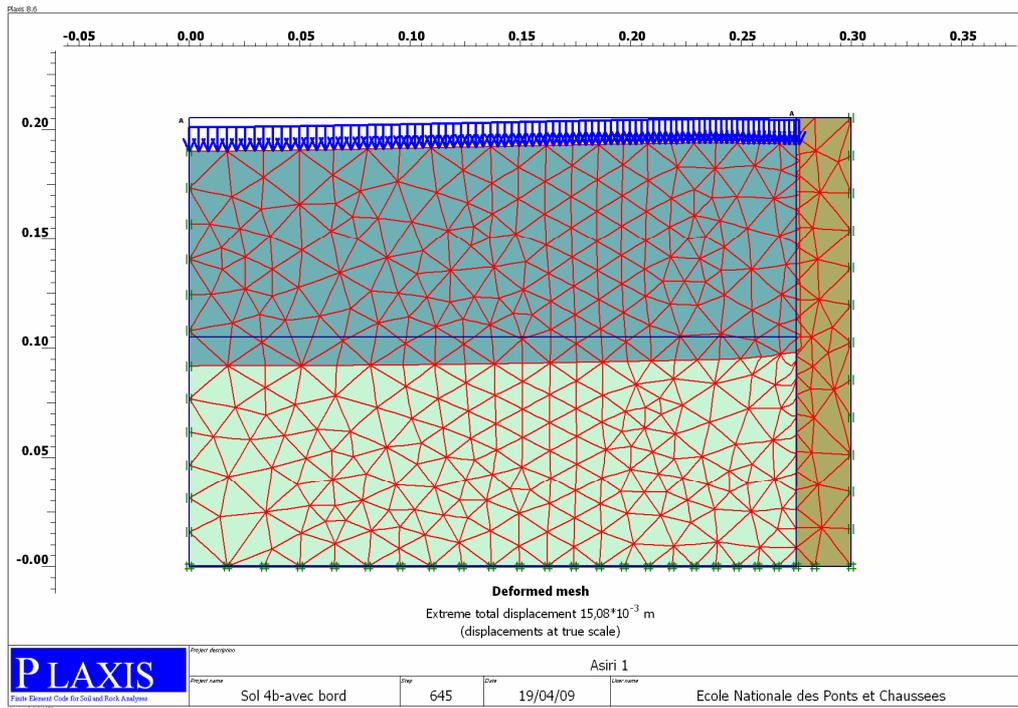


Figure 4. 21 - Déformation du maillage après le chargement de 100 kPa appliqué à la surface du matelas

On observe que l'influence du bord pour le sol compressible est plus importante que celle du matelas. De manière quantitative, la Figure 4. 22 présente l'évolution du tassement maximal de la surface du matelas et de l'interface sol/matelas en fonction du chargement. Le tassement augmente initialement faiblement jusqu'à la contrainte de 10 kPa, puis le taux d'accroissement augmente rapidement et tend vers une stabilisation. Ce comportement est logique car le sol compressible est caractérisé par une contrainte de préconsolidation de 10 kPa. Le tassement de la surface du matelas (point B) est toujours plus important que celui à l'interface sol/matelas (Point A). Cela montre que le matelas est compacté au cours du chargement. Cette remarque est également observée pour les essais sur le modèle physique. Pour le chargement de 100 kPa, le tassement maximal à la surface du matelas est de l'ordre de 15,8 mm contre 13,4 mm à l'interface sol/matelas.

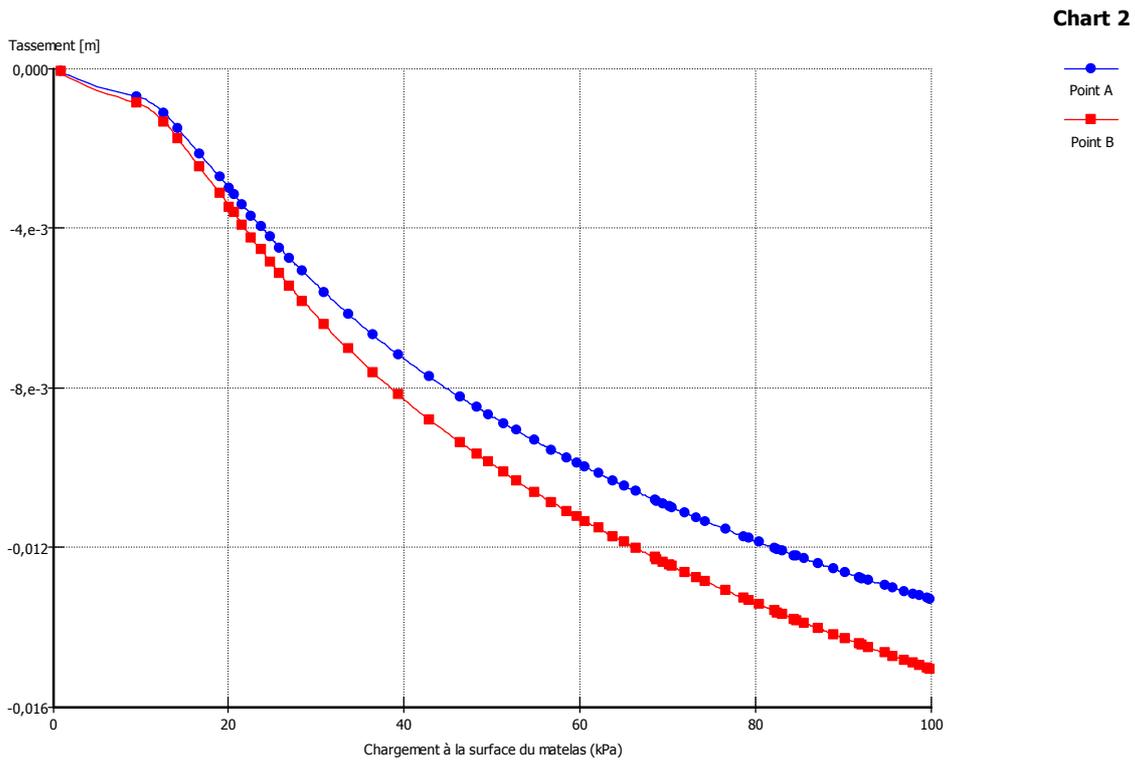
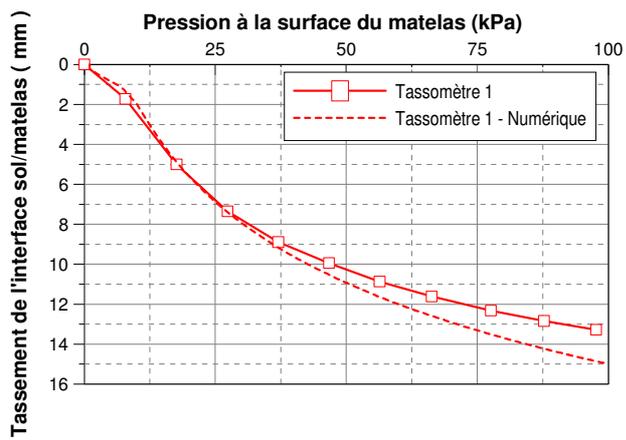


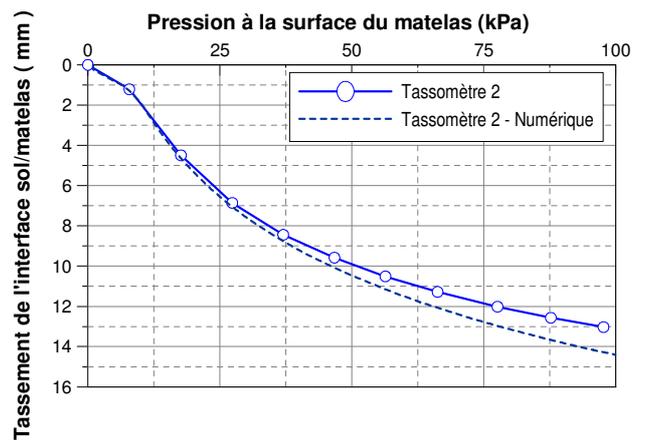
Figure 4. 22 - Tassement maximal à l'interface sol/matelas (point A) et à la surface du matelas (point B) en fonction du chargement

4.3.2.1.2. Comparaison entre résultats expérimentaux et numériques

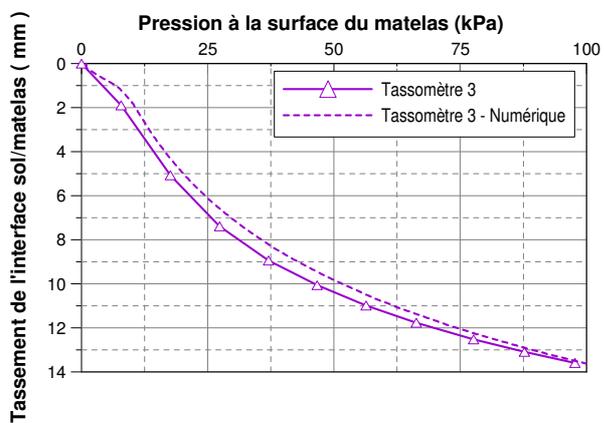
Dans l'objectif de comparer les résultats numériques et expérimentaux, on présente, tout d'abord, sur la Figure 4. 23 l'évolution de tassement de l'interface sol/matelas en fonction de la pression à la surface du matelas pour cinq distances correspondant à celles des tassomètres dans le modèle physique. On observe que les résultats numériques et expérimentaux sont cohérents pour les cinq points. La différence maximale entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux est de 1,7 mm (environ 12 % de la valeur expérimentale) pour le cas du tassomètre 1 à 100 kPa de chargement.



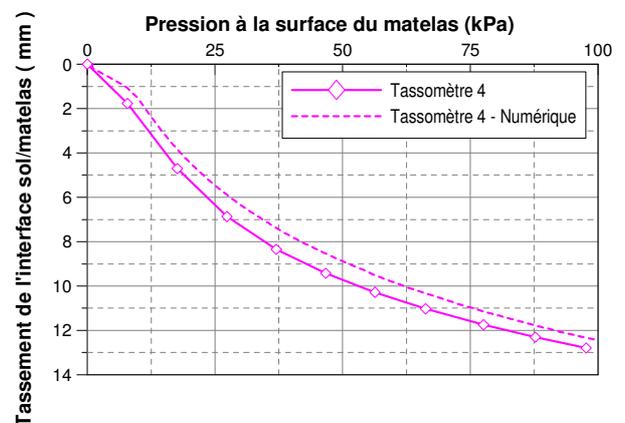
a)



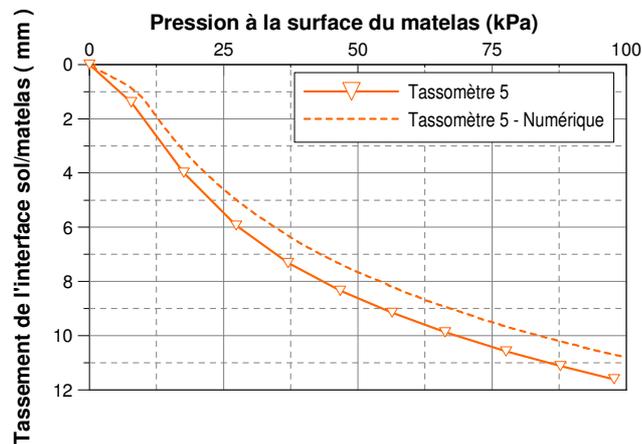
b)



c)



d)



e)

**Figure 4. 23 – Comparaison de l'évolution du tassement de l'interface sol/matelas, obtenue numériquement et expérimentalement, en fonction de la pression à la surface du matelas :
a) tassomètre 1 ; b) tassomètre 2 ; c) tassomètre 3 ; d) tassomètre 4 ; e) tassomètre 5**

D'un autre côté, on présente sur la Figure 4. 24 l'évolution, obtenue numériquement et expérimentalement, de la déformée de l'interface sol/matelas pour les différents paliers de chargement (20 – 40 – 60 – 80 – 100 kPa) pour le cas non renforcé.

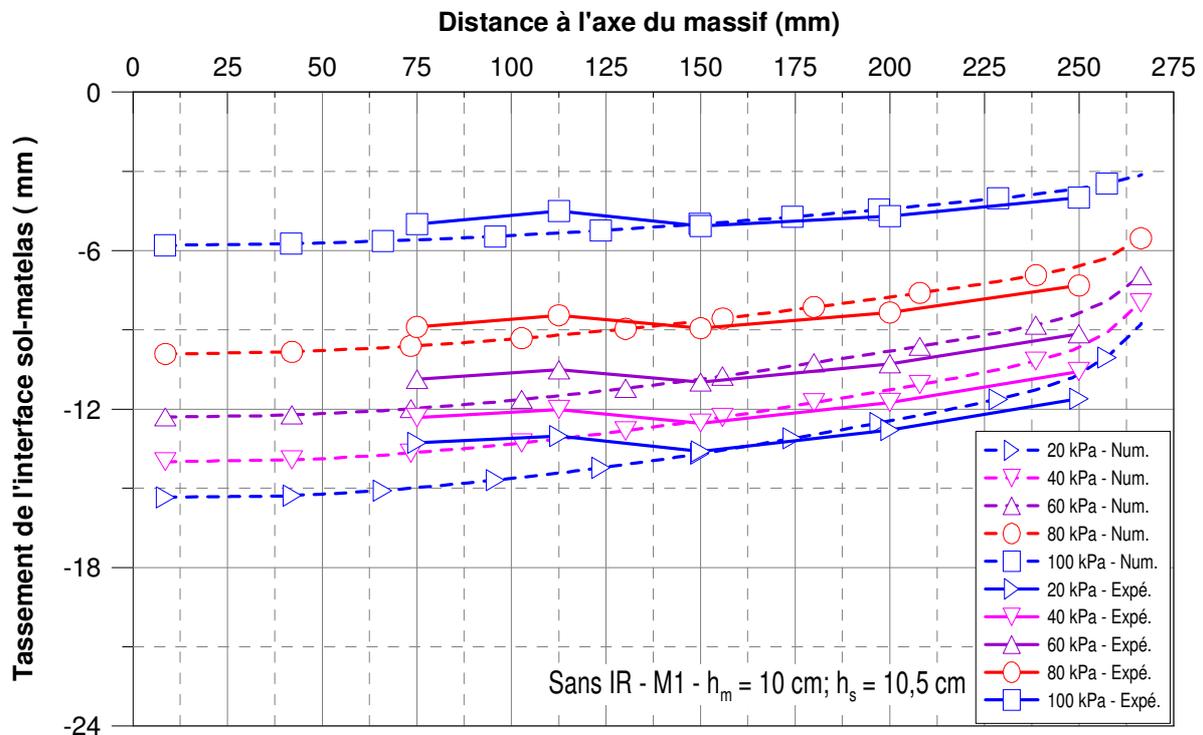


Figure 4. 24 – Comparaison les tassements de l'interface sol/matelas à différents paliers de chargement obtenus numériquement et expérimentalement pour le cas non renforcé

On observe que les résultats expérimentaux et numériques sont assez proches en termes de la tendance ainsi que de l'amplitude jusqu'à 60 kPa. Lorsque le chargement augmente jusqu'à 100 kPa, la différence entre les résultats numériques et expérimentaux est de l'ordre de 5%. Les résultats numériques et expérimentaux ont montré que l'influence du bord est plus importante lorsque le chargement augmente.

4.3.2.2. Cas renforcé

4.3.2.2.1. Modèle de simulation

Après la simulation du cas non renforcé, qui constitue une première validation, on modélise le cas renforcé de référence pour le matelas du type M1 (l'épaisseur de matelas $h_m = 10$ cm, le sol compressible du type SP30 de 10,5 cm de l'épaisseur) comme illustré sur la Figure 4. 25.

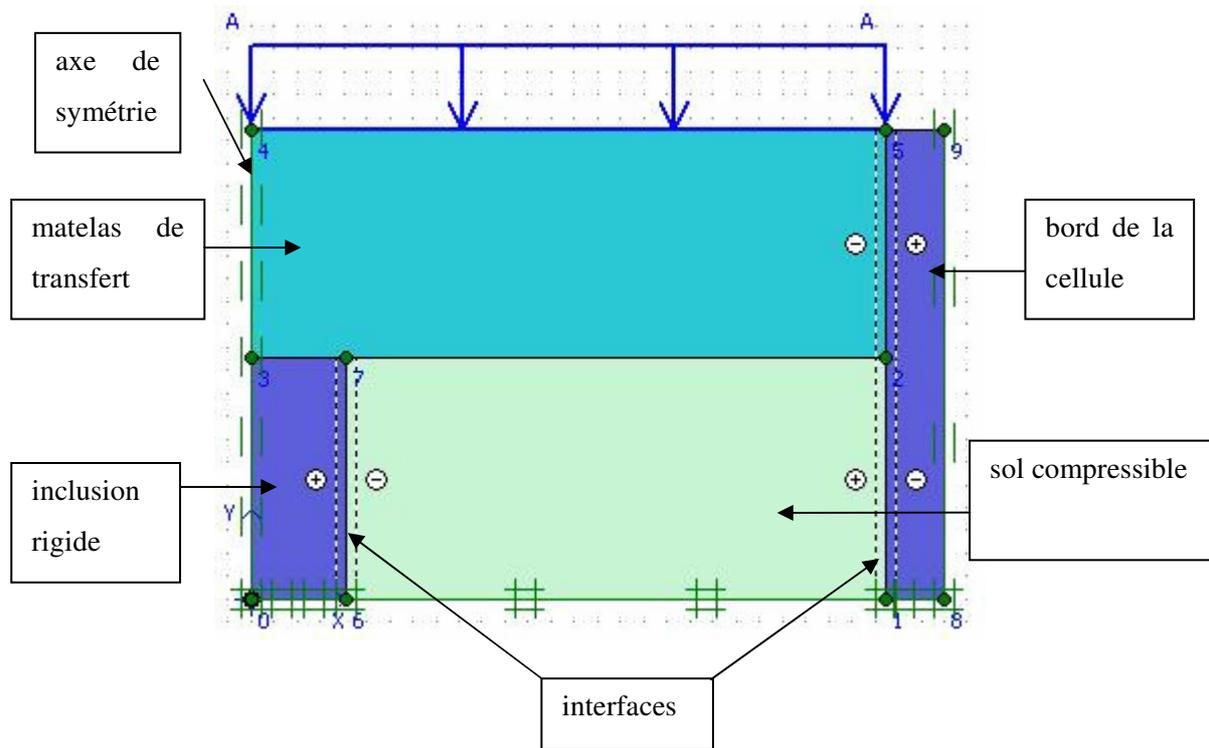


Figure 4.25 – Simulation du cas renforcé

Pour simplifier la configuration du modèle, on simule l'inclusion rigide par un cylindre de même diamètre que la tête de l'inclusion. Les paramètres concernant les autres éléments (matelas de transfert, sol compressible, bord de la cellule) du modèle sont identiques au cas non renforcé. Les caractéristiques de l'interface inclusion rigide/sol compressible sont analogues à celles de l'interface sol compressible/bord de la cellule ($R_{inter} = 0,2$).

La déformation du maillage après le chargement jusqu'à 100kPa est présentée sur la Figure 4. 26. Pour l'épaisseur de matelas de 10 cm, on observe la trace de l'inclusion rigide qui apparaît à la surface du matelas. Le tassement de l'interface sol/matelas est plus important lorsqu'on s'éloigne de l'inclusion rigide. L'effet du bord est également observé. Un tassement maximal de l'ordre de 12,73 mm est trouvé à la surface du matelas. On observe également la trace de l'inclusion rigide à la surface du matelas.

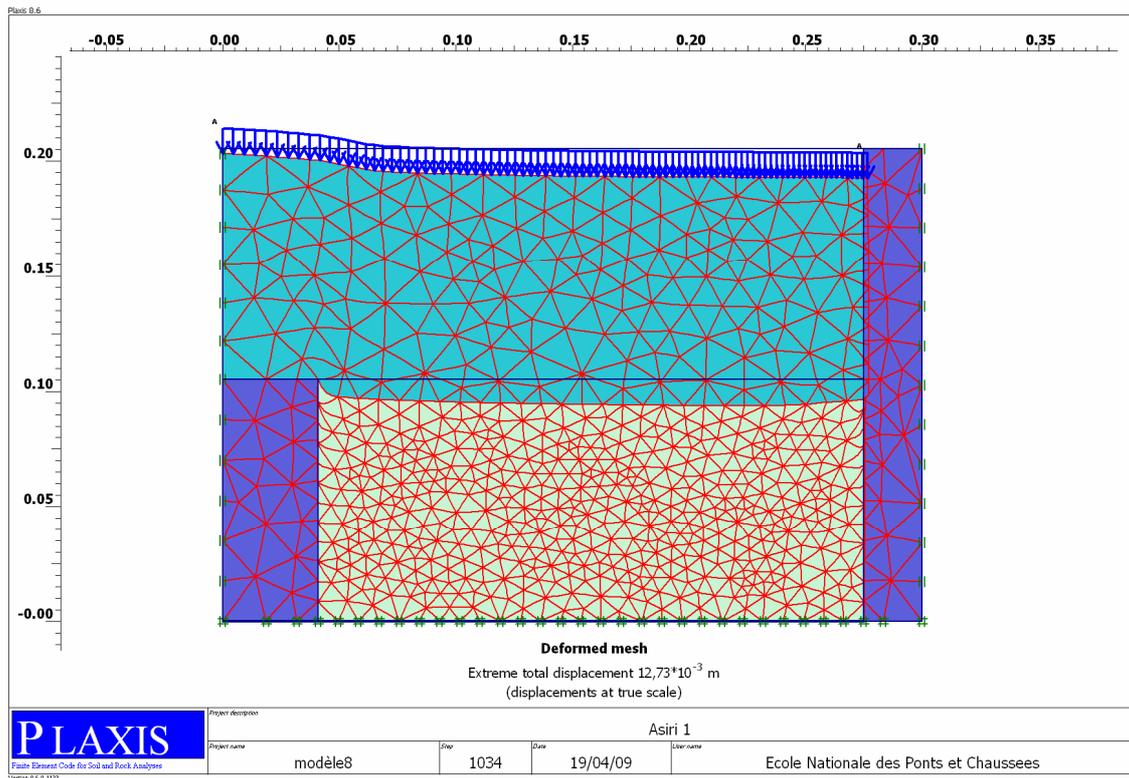
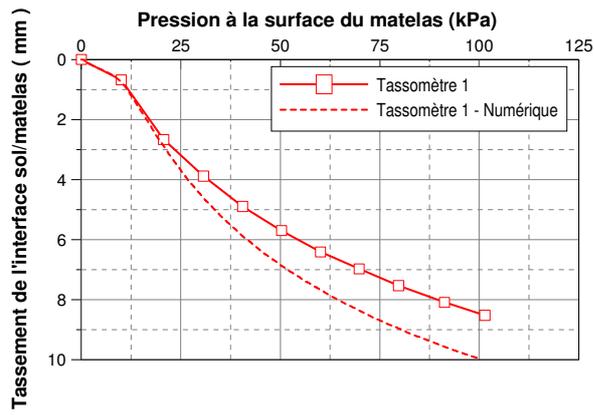


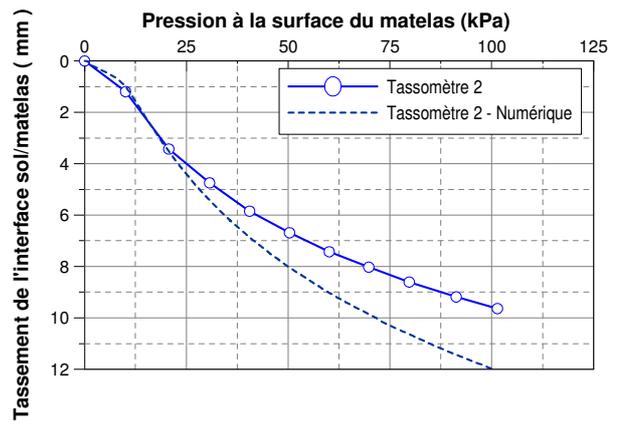
Figure 4. 26 - Déformation du maillage après le chargement de 100 kPa à la surface du matelas

4.3.2.2.2. Comparaison entre résultats expérimentaux et numériques

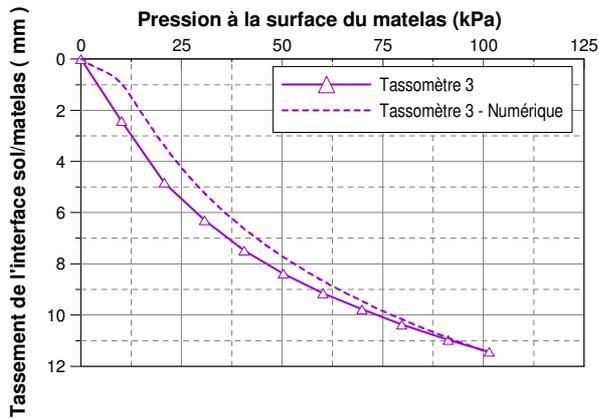
Comme pour le cas non renforcé, on présente l'évolution de tassement de l'interface sol/matelas en fonction de la pression à la surface du matelas pour les cinq tassomètres. Pour les tassomètres 1 et 2, les résultats numériques et expérimentaux sont proches jusqu'à 20 kPa, lorsque le chargement augmente, le calcul numérique donne un tassement plus important. La différence, à 100 kPa, est de 2mm (20 % de la valeur expérimentale). Cette différence montre que l'effet d'accrochage de l'inclusion rigide n'est pas bien modélisé. Cependant, on observe que les résultats numériques et expérimentaux sont assez cohérents pour les tassomètres 3, 4 et 5, qui sont disposés plus loin de l'inclusion rigide. La différence maximale entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux est de 1 mm (environ 9 % de la valeur expérimentale) pour ces trois tassomètres à 100 kPa de chargement.



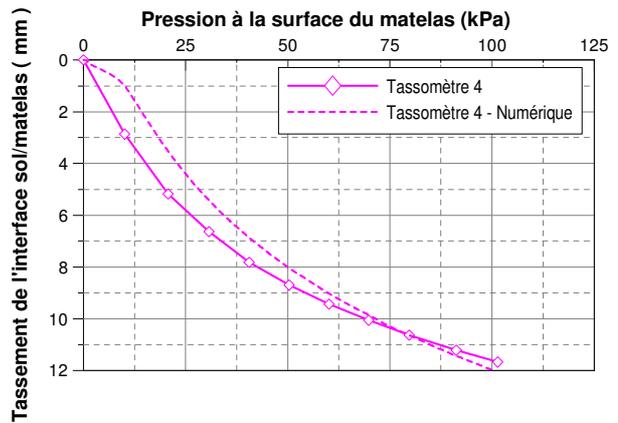
a)



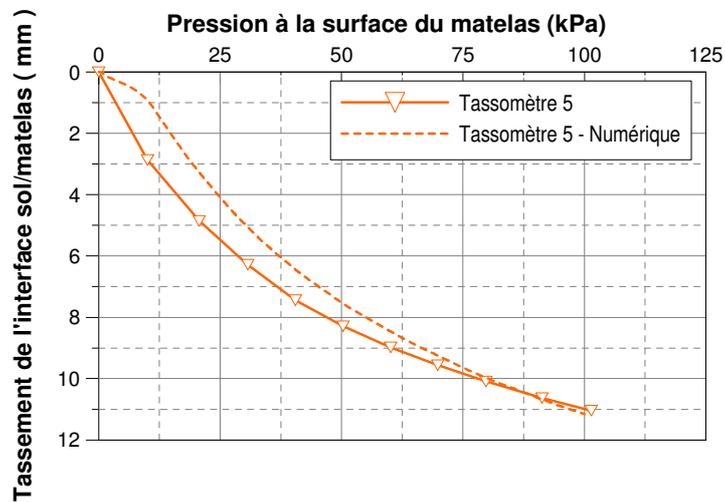
b)



c)



d)



e)

Figure 4. 27 – Comparaison de l'évolution du tassement de l'interface sol/matelas, obtenue numériquement et expérimentalement, en fonction de la pression à la surface du matelas :
a) tassomètre 1 ; b) tassomètre 2 ; c) tassomètre 3 ; d) tassomètre 4 ; e) tassomètre 5

En suite, on compare les tassements de l'interface sol/matelas obtenus numériquement et expérimentalement pour les différents paliers de chargement, 20 – 40 – 60 – 80 – 100 kPa (Figure 4. 28).

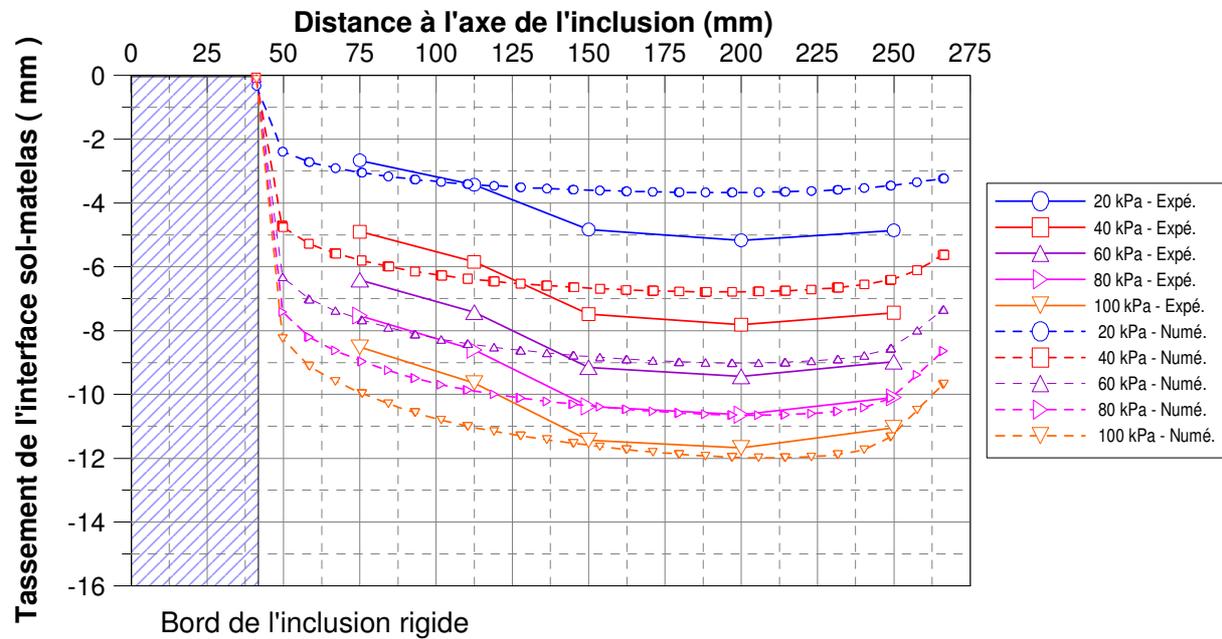


Figure 4. 28 – Comparaison des tassements de l'interface sol/matelas pour différents paliers de chargement obtenus numériquement et expérimentalement pour le cas renforcé

On observe que les résultats numériques sont assez proches des résultats expérimentaux. Le tassement de l'interface sol/matelas augmente avec le chargement. Les résultats numériques montrent que l'effet d'accrochage du pieu est plus important lorsque le chargement augmente. Cependant, cet effet n'est pas aussi significatif que celui obtenu expérimentalement. L'effet du bord est également reproduit numériquement.

Quant à la force reprise par l'inclusion rigide, la Figure 4. 29 présente la répartition de la contrainte verticale au sein du matelas pour le chargement de 100kPa. On observe une concentration de contrainte vers l'inclusion rigide lorsque le chargement augmente.

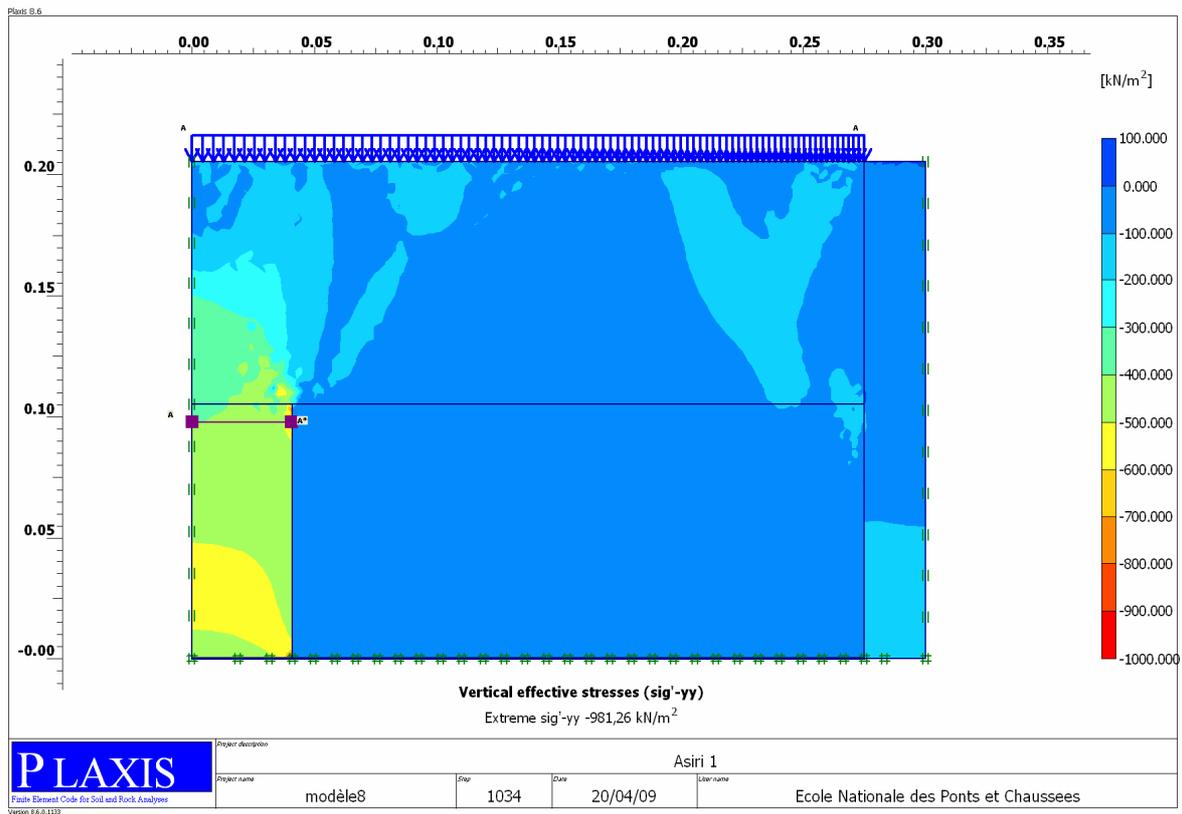


Figure 4. 29 - Contrainte verticale effective au sein du matelas

En considérant que la force totale reprise par l'inclusion rigide est la résultante des contraintes verticales sur la tête de l'inclusion rigide et des contraintes de cisaillement exercées sur la partie cylindrique verticale de l'inclusion rigide (Figure 4. 30), on détermine les valeurs des contraintes sur la coupe A-A* (Figure 4.31) au niveau -2cm par rapport à la surface supérieure de la tête de l'inclusion rigide pour calculer la force totale reprise par l'inclusion rigide.

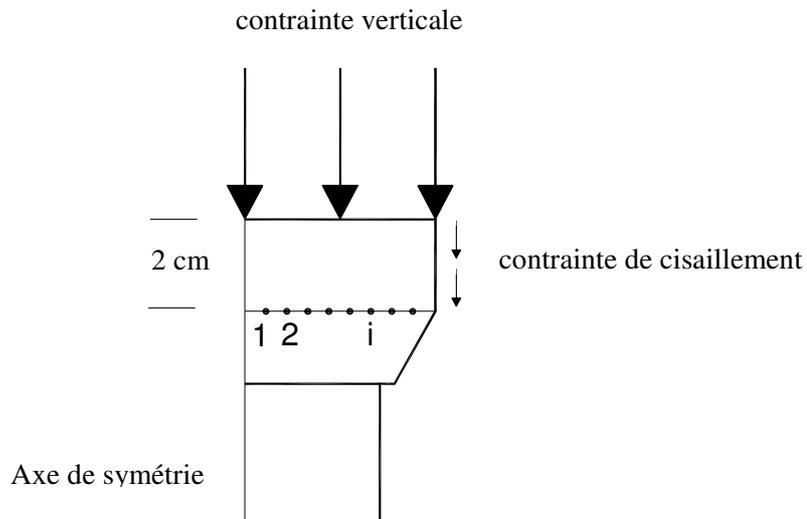


Figure 4. 30 - Force totale mesurée en tête de l'inclusion rigide

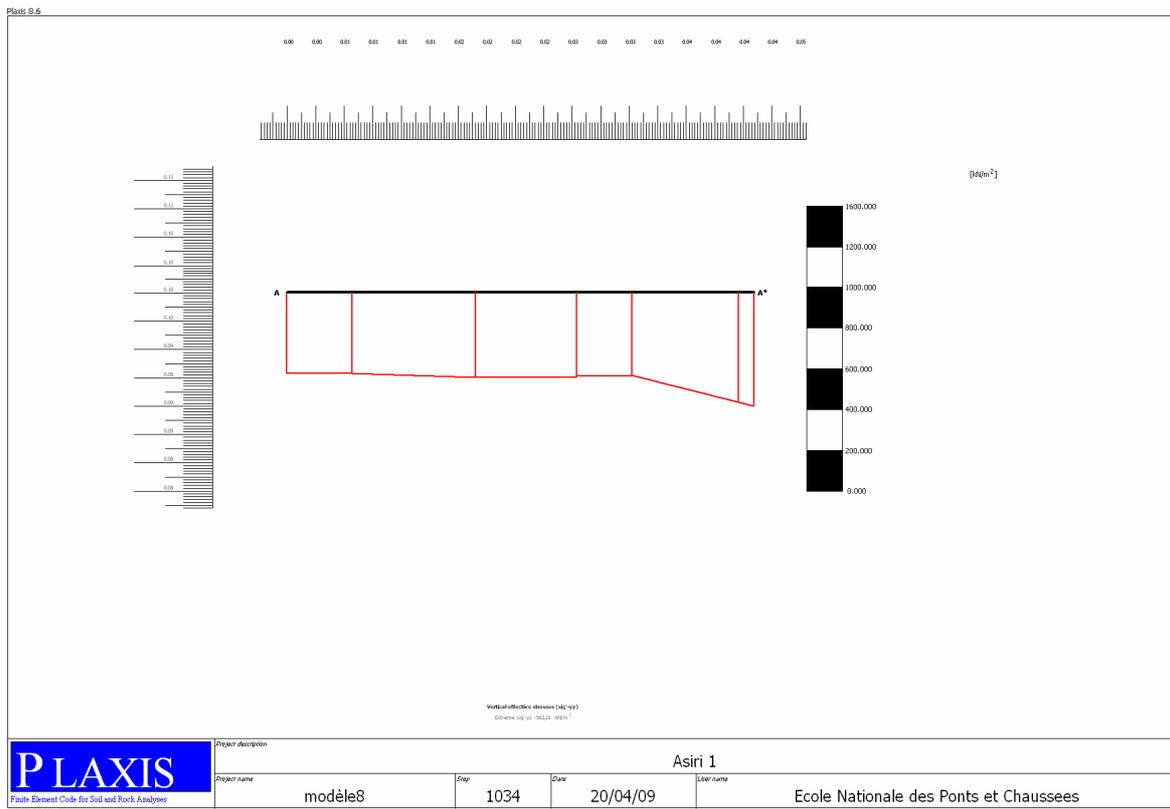


Figure 4. 31 - Valeurs des contraintes verticales dans la section A-A*

On observe que la contrainte, exercée sur la tête de l'inclusion rigide, augmente légèrement sur la partie plus proche du sol compressible. Cette augmentation devrait être due à la contrainte de cisaillement exercée au bord de l'inclusion rigide. On calcule la valeur moyenne pondérée de la force sur la tête de l'inclusion rigide selon la formule suivante :

$$F_{inc} = \sum F_i = \sum \sigma_i \times A_i \quad (4.12)$$

avec :

- F_{inc} force reprise par l'inclusion rigide ;
- σ_i valeur de la contrainte au point de mesure i ;
- A_i la surface de la zone de mesure du point i .

Le coefficient d'efficacité est donc calculé à partir de la force sur l'inclusion rigide, F_{inc}

$$E_{eff} = \frac{F_{inc}}{F_{tot}} 100\% = \frac{F_{inc}}{(p + \gamma h_m) A_{tot}} 100\% \quad (4.13)$$

On présente sur la Figure 4. 32 la comparaison des résultats numériques et expérimentaux pour le coefficient d'efficacité dans le cas renforcé en fonction du chargement à la surface du matelas.

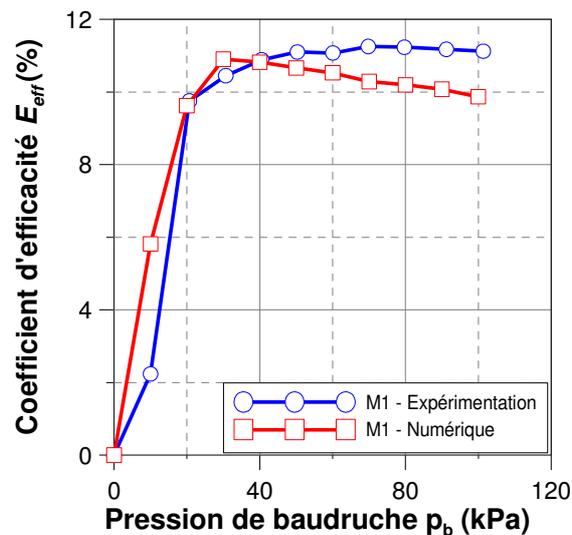


Figure 4. 32- Evolution du coefficient d'efficacité en fonction du chargement à la surface du matelas

On observe que le coefficient d'efficacité augmente très vite avec les premiers paliers de chargement et atteint la valeur maximale de 10,9% à 30 kPa et diminue légèrement pour les paliers de charge suivants. Le coefficient d'efficacité maximal résultant du calcul numérique est de l'ordre de 10,9%, ce qui est très proche des résultats expérimentaux (11,3%).

4.3.3. Etude paramétrique

Dans la partie précédente, la modélisation de l'expérimentation sur le modèle physique à partir du logiciel Plaxis a donné des résultats numériques cohérents avec les résultats expérimentaux pour deux cas de référence. Dans cette partie, on présente les résultats d'une étude paramétrique réalisée en changeant des paramètres du modèle, tels que l'épaisseur du matelas et le taux de recouvrement.

4.3.3.1. Influence de l'épaisseur de matelas, h_m

On a modélisé différentes épaisseurs de matelas ($h_m = 10, 15, 20, 25, 30$ cm) pour le taux de recouvrement constant de 2,22 %. Les paramètres du sol compressible et du matelas de transfert de charge sont fixés. Le chargement à la surface du matelas est appliqué par paliers de 10 kPa jusqu'à une valeur maximale de 100 kPa.

On présente sur la Figure 4. 33 les valeurs du coefficient d'efficacité obtenues en fonction des paliers de chargement pour les différentes épaisseurs de matelas. On observe que les coefficients d'efficacité augmentent rapidement avec la pression appliquée à la surface du matelas jusqu'à la valeur maximale et diminuent légèrement lorsque la pression continue à augmenter. Les valeurs maximales obtenues varient entre 10 et 14 % pour une épaisseur de matelas comprise entre de 10 cm et 30 cm. On n'observe pas d'ici une influence significative de l'épaisseur de matelas sur le coefficient d'efficacité. De plus, lorsque l'épaisseur du matelas dépasse 20cm, le coefficient d'efficacité maximal diminue légèrement.

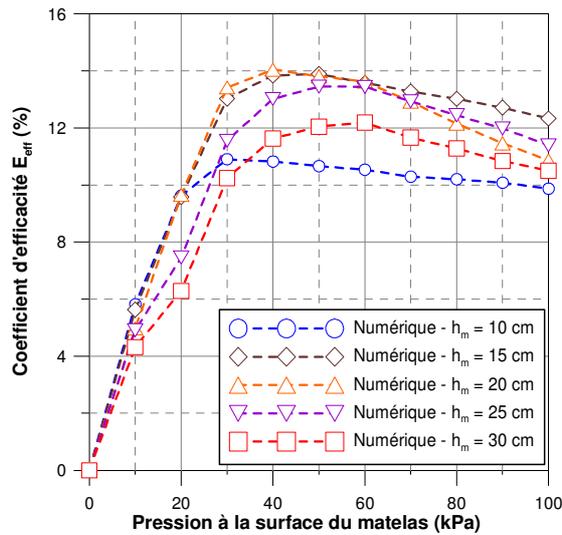


Figure 4. 33 – Influence de l'épaisseur de matelas, h_m , pour le taux de recouvrement de 2,22 %

Afin de comparer les résultats numériques et les résultats expérimentaux, on présente sur la Figure 4. 34 les valeurs maximales du coefficient d'efficacité obtenues en fonction de l'épaisseur de matelas. On observe que les résultats numériques sont relativement proches des résultats expérimentaux, avec une différence qui s'accroît pour l'épaisseur du matelas de 30 cm, liée à la légère décroissance du coefficient d'efficacité calculé numériquement. Les raisons de cette tendance à décroissance, alors que les résultats expérimentaux montrent une augmentation, devront être explicitées, à partir d'un approfondissement de la modélisation numérique.

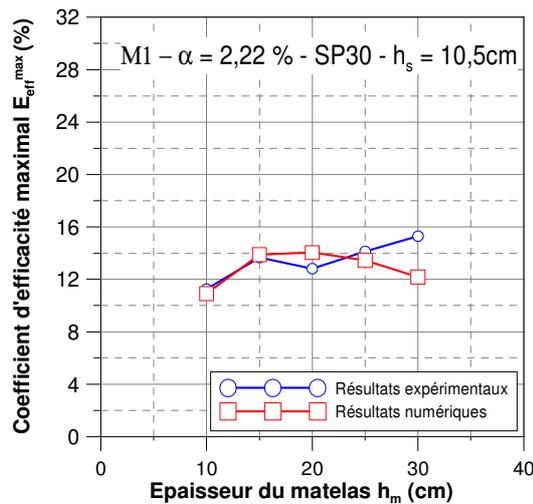


Figure 4. 34 – Confrontation des résultats numériques et expérimentaux pour les coefficients d'efficacité maximale

4.3.3.2. Influence du taux de recouvrement

L'influence du taux de recouvrement a été étudiée en faisant varier le diamètre de l'inclusion rigide. On a modélisé trois inclusions rigides de diamètre de 82 mm, 116 mm, 164 mm, correspondant aux taux de recouvrement de 2,22 %, 4,44 % et 8,88 %. Comme dans les calculs concernant l'influence de h_m , les paramètres relatifs au matelas et au sol compressible sont fixés. On présente sur la Figure 4. 35 les valeurs du coefficient d'efficacité obtenues en fonction des paliers de chargement pour les différentes taux de recouvrement.

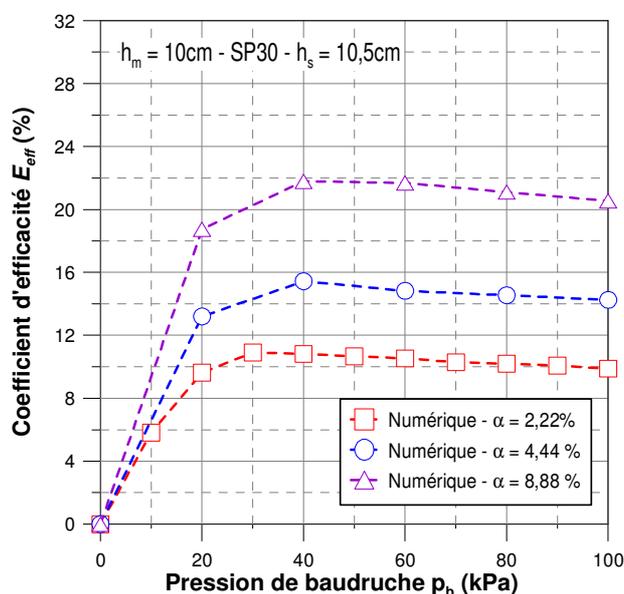


Figure 4. 35 - Influence du taux de recouvrement sur le coefficient d'efficacité

On observe ici une augmentation du coefficient d'efficacité avec l'augmentation du taux de recouvrement. On compare quantitativement, sur la Figure 4. 36, les valeurs du coefficient d'efficacité maximale obtenues numériquement et expérimentalement en fonction du taux de recouvrement pour le matelas de 10 cm d'épaisseur. Les valeurs du coefficient d'efficacité maximale obtenues numériquement augmentent pratiquement linéairement avec α et sont raisonnablement proches des valeurs expérimentales obtenues, ce qui, là encore, permet de valider le fonctionnement de l'expérimentation et la modélisation numérique correspondante.

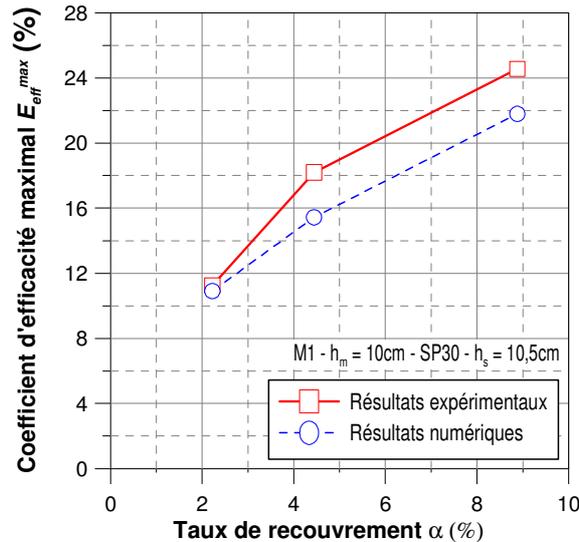


Figure 4. 36 – Comparaison l’influence du taux de recouvrement des résultats expérimentaux et numériques pour le matelas de 10 cm de l’épaisseur

Il sera, là aussi, nécessaire d’approfondir cette validation par des calculs complémentaires qui n’ont pas pu être menés faute de temps, et qui permettront de compléter cette étude paramétrique.

4.3.4. Conclusion partielle

La modélisation numérique, en 2D-asymétrique avec le logiciel PLAXIS, donne des résultats très proches de ceux obtenus expérimentalement, pour le matériau M1, dans deux cas de référence typiques : non renforcé et renforcé. Des observations relevées à partir des essais sur le modèle physique, telles que l’effet de concentration des contraintes vers l’inclusion rigide, l’effet de l’accrochage du sol compressible, l’effet du bord, la trace de l’inclusion rigide à la surface du matelas, sont reproduites numériquement.

La modélisation du matelas de transfert de charge par le « Hardening Soil Model » permet de simuler le comportement de ce type de matériau. La détermination des paramètres du modèle est basée sur les résultats des essais triaxiaux. Quant au sol compressible, le « Soft Soil Model » permet de simuler le comportement de ce type de matériau. Ce calcul numérique permet donc de simuler le problème de renforcement d’un sol compressible par l’inclusion rigide et d’effectuer l’étude paramétrique.

L’étude paramétrique réalisée sur l’influence de l’épaisseur de matelas et le taux de recouvrement a permis de confirmer la validation conjointe de l’expérimentation et de la modélisation numérique. Ces premiers résultats de modélisation numérique devront être approfondis en complétant, en particulier, l’étude paramétrique.