

DEVELOPPEMENT D'UN MODELE THEORIQUE PERMETTANT DE REPRODUIRE LE COMPORTEMENT DES SOLS PROCHES DE LA SATURATION – APPLICATION A DES ESSAIS DE LABORATOIRE DE TERRASSEMENT

DEVELOPMENT OF A THEORETICAL MODEL FOR SOILS NEAR TO SATURATION – VALIDATION WITH EARTHWORK LABORATORY TEST

^{1,2}Dino MAHMUTOVIC, ³Rinah ANDRIANATREHINA, ¹Luc BOUTONNIER, ⁵Jacques MONNET, ³Said TAIBI, ⁵Thierry DUBREUCQ

¹ Egis géotechnique, Seyssins, France

² 3SR, Grenoble, France

³ LOMC, Le Havre, France

⁴ GAÏATECH, Seyssinet-Pariset, France

⁵ IFSTTAR, Nantes, France

RÉSUMÉ – Cette communication a pour objectif de faire le lien entre un essai de terrassement courant, l'indice de portance immédiat (IPI), et les paramètres de la mécanique des sols (suction). A cet effet, une modélisation numérique est présentée et validée sur des données expérimentales. Cette communication se limite au côté humide de l'optimum Proctor où l'air est occlus.

ABSTRACT – This paper aims to build a link between a earthwork laboratory test, and suction in order to improve earthworks behavior knowledge in the short and long terms. A modelisation is presented and compared with experimental data. Only the wet side of Proctor test is analysed.

1. Introduction

Cet article s'inscrit dans le cadre du projet ANR Terredurable, commencé en 2012 et qui prendra fin en décembre 2016. Terredurable a pour objectif d'améliorer la conception des ouvrages en terre (compactage et stabilité) en combinant recherche expérimentale et théorique avec le retour d'expérience des praticiens. Ce projet a pour ambition de mieux comprendre la mécanique des sols non saturés et notamment celle des sols proches de la saturation. Ces derniers ont un comportement bien spécifique avec la présence de bulles d'air occluses. Cet état hydrique correspond par ailleurs à la majorité des ouvrages en terre anthropiques en sols fins (déblais, remblais, barrages en terre, digues,...).

Cette communication permet d'illustrer le lien entre un essai de terrassement classique l'IPI et la mécanique des sols quasi-saturés où l'air est occlus. Le sol étudié est un sol marneux de type A4 selon le Guide des terrassements routiers (GTR). Les paramètres géotechniques de ce dernier sont résumés dans le tableau 1.

Tableau 1. Propriétés géotechniques des différents sols étudiés

	Granulométrie (%)		w _L (%)	I _p	w _{OPN} (%)	γ _{d OPN} (kN/m ³)	CaCO ₃ (%)	Classe GTR
	< 80 μm	< 2 μm						
Marne	94	36	80	49	25	15,2	18,5	A4

2. Description des essais de laboratoires réalisés

Huit éprouvettes Proctor compactées à différentes teneurs en eau ont été soumises à des essais IPI (Indice de Portance Immédiat). Chaque éprouvette a également fait l'objet de mesures de succion au papier filtre. Les courbes des forces de réaction du sol en fonction de l'enfoncement du piston sont reportées sur la figure 1. Les relations succion / teneur en eau et l'évolution de la densité sèche et de l'IPI en fonction de la teneur en eau de compactage sont reportées sur la figure 2.

Le sol testé est une marne de classe A4 selon le GTR (Guide des Terrassement Routiers) avec un indice de plasticité de 49% et une limite de liquidité de 80%

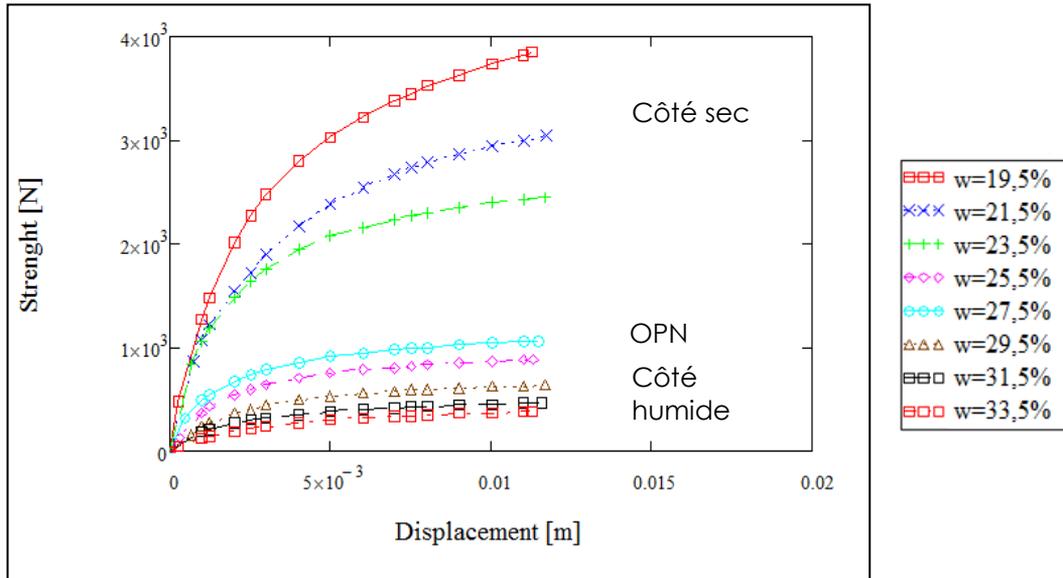


Figure 1. Courbes IPI pour différentes teneurs en eau

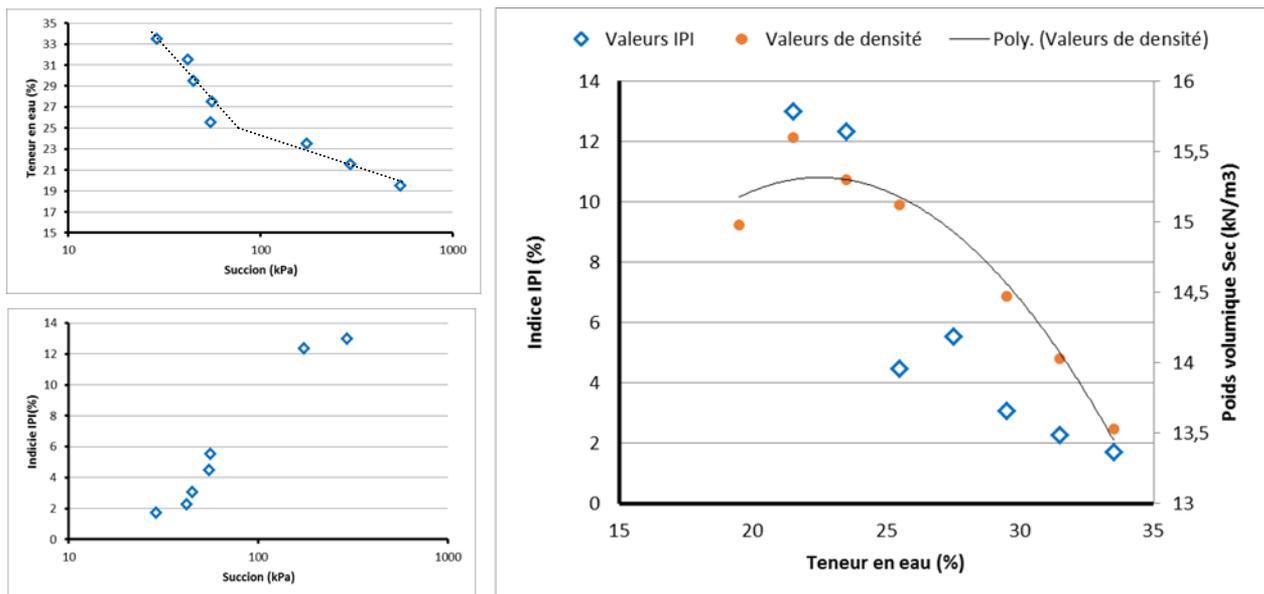


Figure 2. Résultats des essais de laboratoire réalisés : a) Evolution de la teneur en eau en fonction de la succion – b) évolution de l'indice IPI en fonction de la succion - c) Evolution de l'indice IPI et du poids volumique sec en fonction de la teneur en eau.

La force de réaction du sol sous l'effet du piston augmente en fonction de la succion (Figure 1). Sur le graphe teneur en eau succion, une inflexion est observée au niveau de

l'optimum. Cette inflexion délimite deux comportements distincts : d'une part, les courbes compactées du côté sec de l'OPN et, d'autre part les courbes compactées du côté humide de l'autre. Ce résultat a déjà été observé par de nombreux auteurs (Cui 1993, Fleureau et al 2002, Leong et Rahardjo 2002). La synthèse bibliographique effectuée par Boutonnier (2007) montre que l'optimum Proctor correspond en général à la limite entre le domaine où l'air est occlus (côté humide) et le domaine où l'air est libre (côté sec). Ceci a été confirmé par des essais de perméabilité à l'air sur ce matériau (non présentés dans cette communication).

3. Modélisation numérique des essais IPI du côté humide de la courbe Proctor

Les différents paramètres nécessaires à la modélisation numérique d'essais IPI du côté humide ainsi que les principales étapes de la construction du modèle sont présentés par la suite.

Cette simulation a pour objectif de montrer que la prise en compte d'un fluide interstitiel compressible et de la succion permet de retrouver les résultats issus d'essais de terrassement. L'influence de certains paramètres, comme la densité sèche du sol et la succion, est analysée.

3.1. Détermination des paramètres du modèle du côté humide de l'optimum Proctor

3.1.1 Détermination des paramètres quasi-saturés

Le modèle proposé s'appuie sur une adaptation du modèle de Boutonnier (2007,2010). Plus de détails sont disponibles dans la littérature Mahmutovic et al. (2014), Boutonnier et al. (2015), Andrianatrehina et al. (2015). Ce modèle permet de prédire le comportement des sols proches de la saturation, domaine dans lequel de l'air est emprisonné dans l'eau sous forme occlus. Le fluide interstitiel possède alors une forte compressibilité qui dépend de la quantité d'air dans le sol et donc de son degré de saturation. Les équations (1) et (2) donnent la compressibilité du fluide interstitiel en fonction de la pression d'eau u_w .

$$c_f = \frac{1}{S_r} \cdot \frac{1}{S_{air}} (S_{re} - S_{rair}) + c_w \quad \text{pour } u_w < 0 \quad (1)$$

$$c_f = \frac{1 - S_r + h \cdot S_r}{u_w + r_{bm} + P_a - u_{wg}} + c_w \quad \text{pour } u_w > 0 \quad (2)$$

Cet état de saturation est typiquement ce que l'on retrouve dans les ouvrages en terre anthropiques tels que les ouvrages routiers, autoroutiers, ou encore les digues ou barrages en terre.

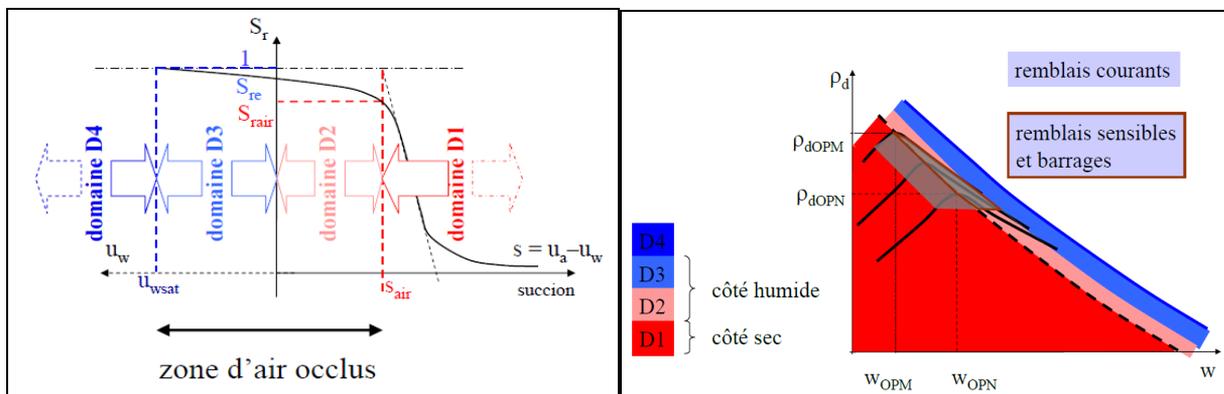


Figure 4 et 5. Division d'un sol en 4 domaines de saturation sur une courbe de rétention et une courbe Proctor (Boutonnier 2007).

Tant que la tension capillaire se reporte sur le squelette ($u_w < 0$, domaine D2), le modèle est caractérisé par le degré de saturation à l'entrée d'air S_{rair} , la succion à l'entrée d'air s_{air} et le degré de saturation pour lequel la pression interstitielle est nulle S_{re} . Dans le domaine D3 où les pressions d'eau u_w deviennent positives, il faut ajouter la constante d'Henry h et le rayon moyen des bulles d'air r_{bm} emprisonnées dans le fluide (en général, ce rayon correspond à celui des plus gros pores, Boutonnier 2007). Ces paramètres se retrouvent dans les équations (3) et (4) qui permettent de décrire l'évolution du degré de saturation, dont dépend le coefficient de compressibilité du fluide interstitiel.

$$S_{rair} = \frac{\gamma_s \gamma_{dopt} w_{opt}}{\gamma_w \gamma_s - \gamma_{dopt}} \quad (3)$$

$$S_r = S_{re} - u_w \frac{(S_{re} - S_{rair})}{u_{wair}} \quad (4)$$

D'après la synthèse de Boutonnier (2007), la succion d'entrée d'air peut être trouvée à partir de la courbe Proctor (Figure 2). C'est la succion au niveau de l'optimum (200 kPa). Le degré de saturation équivalent à l'entrée d'air est déterminé par l'équation (3) (en prenant un γ_s mesuré de 27,5 kN/m³, il est égal à 0,88). Le degré de saturation S_{re} correspondant à une pression interstitielle nulle est déterminé à partir de l'équation (4). Cette valeur varie pour chaque éprouvette compactée à une teneur en eau différente.

En effet la teneur en eau pendant le compactage va jouer sur la quantité d'air emprisonnée dans le fluide. Les valeurs de S_{re} pour chaque éprouvette de sol sont reportées dans le Tableau 2. Il est à noter que les valeurs de S_{re} ont été lissées afin de corriger d'éventuelles imprécisions expérimentales liées à la mesure du degré de saturation dans le moule Proctor (Fleureau et al 2002).

Tableau 2 – Valeurs de S_{re} pour les différentes valeurs de teneur en eau testées

Teneur en eau	23,5%	25,5%	27,5%	29,5%	31,5%	33,5%
S_{rair} mesuré à l'OPN	0,88					
u_w mesuré (kPa)	-175	-56	-54	-45	-42	-29
S_{re} calculé	0,885	0,919	1,000	0,968	0,965	0,940
S_{re} lissé	0,885	0,920	0,945	0,965	0,970	0,975

3.1.2. Détermination des paramètres de la loi de comportement mécanique

En plus des essais IPI, des essais mécaniques (essais oedométriques et triaxiaux) ont été réalisés sur échantillons intacts prélevés dans le moule Proctor afin de pouvoir compléter les paramètres du modèle. Un modèle élasto-plastique de type Cam Clay modifié a été utilisé dans la modélisation numérique. La démarche permettant de déterminer chacun de ses paramètres est décrite ci-dessous.

Les paramètres λ et κ sont déterminés à partir de l'essai oedométrique réalisé. Il est possible de retracer la courbe de consolidation vierge et ainsi retrouver le paramètre N_0 (Equation (5)) qui est l'indice des vides pour une contrainte effective moyenne de 1kPa.

$$N_0 = e + \lambda \ln \frac{p'}{p'_{ref1kpa}} \quad (5)$$

La pente M est déterminée à partir d'un essai triaxial Consolidé Drainé. La contrainte effective de préconsolidation p'_c est calculée à partir de la courbe de consolidation vierge

(Figure 9). La contrainte de préconsolidation isotrope p'_c étant l'intersection entre la pente λ et la pente κ (Equation (8)), il suffit de connaître l'état de contrainte effective et de densité du sol en un point quelconque pour retrouver cette valeur. C'est ce qui est fait en considérant l'état du sol à la fin d'un essai Proctor en nous appuyant sur les mesures de succion et de densité sèche. Les paramètres déduits des essais de laboratoire sont résumés dans le tableau 3.

$$\frac{p'_c}{p'_{ref1kpa}} = e^{\frac{e_3 - e_1 - \kappa \ln \frac{p'_{ref1kpa}}{p'_{ini}}}{(\kappa - \lambda)}} \quad (6)$$

$$p'_{ini} = \frac{\sigma'_{vini} + K_0 \cdot \sigma'_{vini}}{3} \quad (7)$$

$$K_0 = (1 - \sin \varphi) \left(\frac{\sigma'_{vmax}}{\sigma'_{v}} \right)^{0,5} \quad (8)$$

Tableau 3 – Valeurs des paramètres hydromécaniques pour les différents teneurs en eau testées

W_{nat}	λ	κ	p'_c [kPa]	M	N_0	Succion [kPa]	Densité sèche	Indice des vides e	Poids volumique des grains [kN/m ³]	K_0^*
25,5 %	0,153	0,04	1360	0,7	1,73	56	1,51	0,75	27,5	1,75
27,5 %			975			54	1,53	0,73		1,55
29,5 %			655			45	1,45	0,83		1,45
31,5 %			369			42	1,40	0,89		1,30
33,5 %			184			29	1,35	0,96		1,20

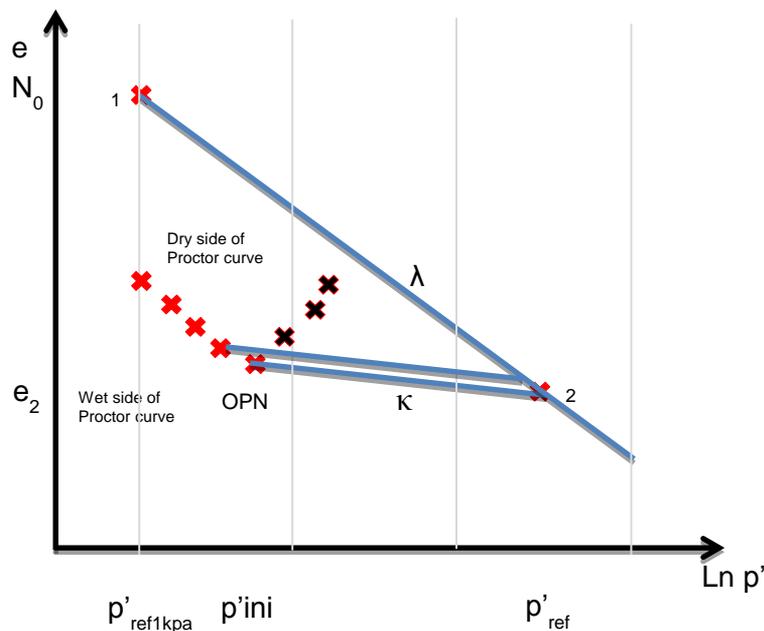


Figure 9. Evolution de l'indice des vides après compactage et de la contrainte de préconsolidation effective pour différents points de la courbe Proctor

Les points correspondant à l'état de contrainte et de densité du sol à la fin de l'essai Proctor (juste avant l'essai IPI) sont reportés sur la figure 9. La contrainte moyenne du sol pour chaque éprouvette (compactée à une teneur en eau différente) est directement proportionnelle à la succion ($\sigma'_v = -u_w$ et $\sigma'_h = K_0 \cdot \sigma'_v$). Si on se concentre sur la branche

humide de la courbe Proctor, une augmentation de la teneur en eau se traduit par une diminution de la succion (et donc une diminution de p') et une augmentation de l'indice des vides et donc par une diminution de la contrainte de préconsolidation.

3.2. Description de la simulation numérique

3.2.1. Géométrie et conditions limites

Un modèle axisymétrique a été utilisé, reproduisant les dimensions d'un moule CBR, c'est-à-dire 7,5 cm de rayon et 12 cm de hauteur. Des conditions de non déplacement ont été fixées aux extrémités du modèle (non déplacement vertical en base et non déplacement horizontal sur les frontières latérales). Le frottement latéral n'est pas pris en compte en raison d'une lubrification des parois du moules Proctor avant compactage. L'action du piston est simulée par un déplacement fixé au sommet du modèle sur 1/3 de la surface. La vitesse d'enfoncement du piston a été prise inférieure à la réalité pour que cette dernière n'ait pas d'effet sur la résolution numérique (condition quasi-statique). Le calcul a été modélisé en grandes déformations, avec en plus un remaillage automatique en cours de calcul, afin de permettre un enfoncement plus grand du piston à l'intérieur du moule.

3.2.2. Initialisation du champ de contrainte

La succion est supposée homogène à l'intérieur de l'échantillon. Un gradient de contraintes totales verticales correspondant au poids des terres est appliqué. Le gradient de contraintes horizontales effectives est calculé à partir du coefficient K_0 (Tableau 3) calculé en combinant les équations (6), (7) et (8).

3.2.3. Utilisation d'un coefficient de compressibilité du fluide interstitiel

Le modèle numérique considère deux phases distinctes : le squelette et le fluide interstitiel. La présence d'air occlus est prise en compte à l'aide d'un coefficient de compressibilité supérieur à l'eau pure (Equations (1) et (2)).

3.3. Résultats de la simulation numérique et comparaison avec les résultats expérimentaux

Une modélisation numérique a été menée pour chaque point de teneur en eau du côté humide de l'optimum Proctor. Les résultats de la simulation, superposés aux mesures expérimentales sont reportés sur la figure 10.

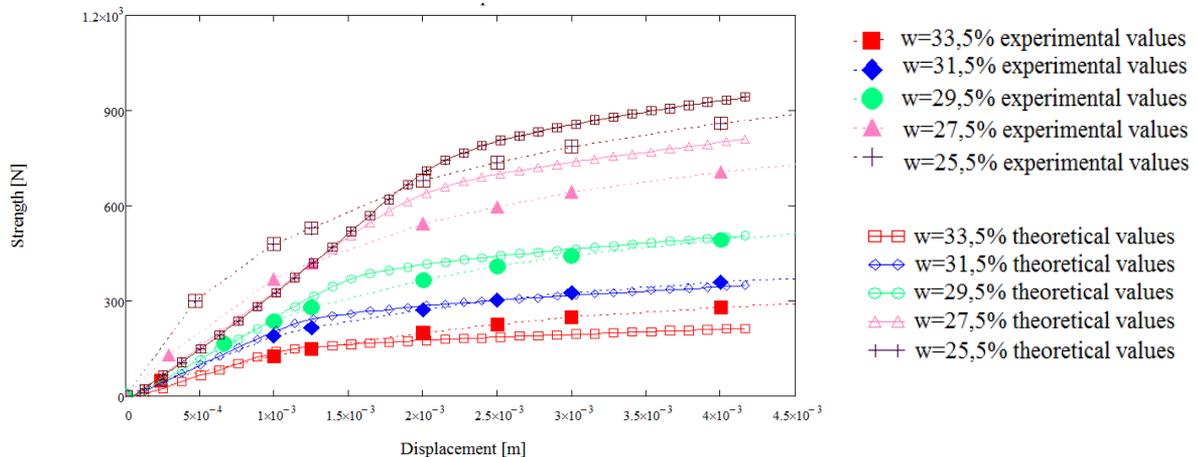


Figure 10. Comparaison entre résultats numériques et expérimentaux pour différentes valeurs de teneurs en eau d'essais IPI

Le modèle a une bonne capacité à reproduire l'expérimentation au vue des résultats obtenus. La différence constatée sur certaines courbes peut être due :

- d'une part à quelques imprécisions expérimentales qui ont permis de paramétrer le modèle, comme la mesure de la succion initiale, ou de la densité sèche,
- et d'autre part aux simplifications nécessaires à la modélisation numérique.

Concrètement, la prise en compte de la compressibilité du fluide se traduit par une force de réaction plus faible du sol (Figure 11).

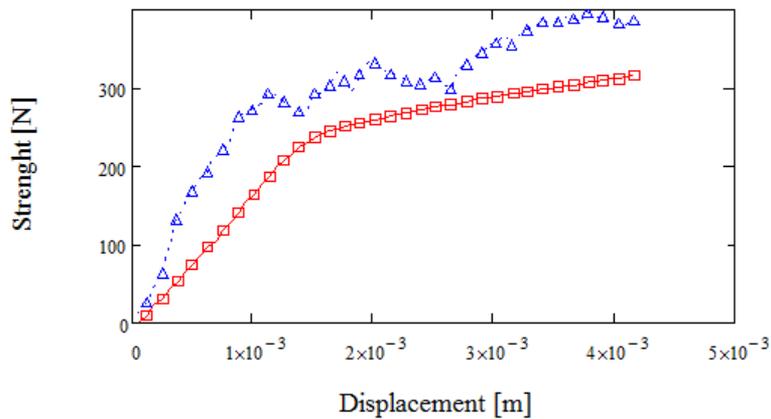


Figure 11. Comparaison entre un fluide incompressible (eau pure – triangles bleus) et un fluide compressible (contenant de l'air occlus – carrés rouges) sur un exemple d'essai IPI ($w = 27,5\%$).

Une étude paramétrique de ces paramètres montre une influence plus importante de l'indice des vides que de la succion initiale qui s'explique par une variation de la contrainte de préconsolidation (Figures 12 et 13)

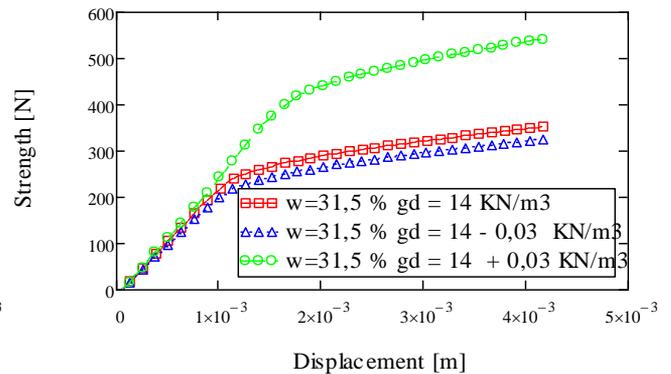
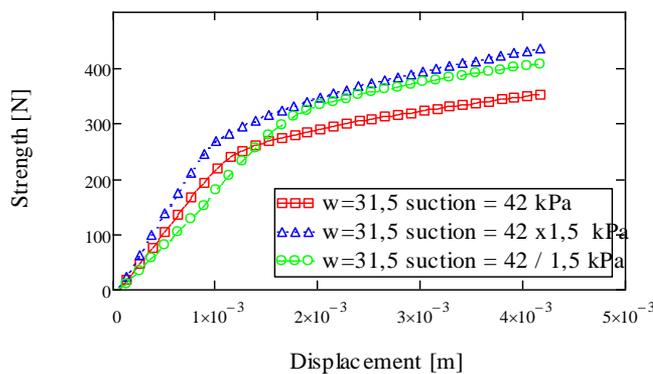


Figure 12 et 13 – Etude de l'effet de l'indice des vides (ou poids volumique sec) et succion initiales sur la force de réaction du sol.

6. Conclusion

Un modèle hydro-mécanique basé sur la compressibilité du fluide interstitiel a été présenté et validé sur des essais de Terrassement IPI sur un sol marneux (A4 selon le GTR). Ce modèle est limité à la partie humide de la courbe Proctor au sein de laquelle l'air est occlus dans l'eau sous forme de bulles d'air. Le modèle a montré une bonne correspondance avec les mesures expérimentales. Le modèle proposé a également mis en avant les paramètres déterminants dans le calcul de la réponse de l'essai IPI : la succion, l'indice des vides et la prise en compte du coefficient de compressibilité du fluide interstitiel dans la modélisation de ces essais.

Cette démarche reste à étendre au côté sec de l'optimum Proctor, où l'approche est plus complexe car le coefficient χ [références Bishop + Khalili] doit être pris en compte dans le domaine où la phase air est continue.

7. Remerciements

Le projet Terredurable est soutenu par l'ANR programme Bâtiments et Villes Durables, convention ANR 2011 VILD 004 01.

8. Références bibliographiques

- Afnor 2005, norme NF-EN-13286-47, « Méthodes d'essai pour la détermination de l'indice portant Californien (CBR), de l'indice de portance immédiat (IPI) et du gonflement ».
- Andrianatrehina R., Mahmutovic, D., Boutonnier, L. taibi, S. Fleureau, J.-M., Fry, J.-J., Monnet, J. (2015). Observation of cracking evolution during free dessication – experimental and numerical approaches. Symposium international SEC 2015. Marne-la-vallée.
- Biarez, J., Fleureau, J.-M., Zerhouni, M.-I., Soepandji, B. S. (1987). Variations de volume des sols argileux lors de cycles de drainage-humidification. *Revue Française de Géotechnique* 41, p. 63-71.
- Boutonnier, L., Mahmutovic, D., Fry, J.-J. (2015). Génération de pression interstitielle dans les fondations argileuses des barrages en remblai. Colloque CBR 2015.
- Boutonnier, L (2007) Comportement hydromécanique des sols fins proches de la saturation : cas des ouvrages en terre : coefficient B, déformations instantanées et différées, retrait / gonflement. thèse INP Grenoble.
- Fleureau, J.M., Verbrugge, J.-C., Huergo, P.J., Gomes Correia, A., Kheirbek-Saoud, S. (2002). Aspects of the behavior of compacted clayey soils on drying and wetting paths. *Canadian Geotechnical Journal*, 39, p.1341-1357.
- Leong, E.C., Rahardjo, H. (2002). Soil-water characteristic curves of compacted residual soils. *Unsaturated Soils*, Juca de Campos & Marinho (eds), Swets & Zeitlinger, Lisse, p. 271-276.
- Khalili, N., Khabbaz, M.H, (1998). A unique relationship for the shear strength of unsaturated soils. *Geotechnique* vol 48, n°5, p.681-687.
- Mahmutovic, D., Monnet, J., Loret, B., Ple, O., Pelizzari, B., Boutonnier L., Lai B. (2014). A model for weakly unsaturated soils taking into account the three phases (air, water and soil). *Unsat 2014*. Sydney.
- Mahmutovic D., Andrianathreina S-R., Boutonnier L., Monnet J., Taibi S., Dubreucq T., 2016. IPI Laboratory tests – experimental and numerical approach. *E-unsat 2016*, Paris.