

# MÉCANISME D'INTERACTION SOL - ARMATURE INEXTENSIBLE VSOL® LORS D'UN ESSAI D'EXTRACTION EN LABORATOIRE

## SOIL - VSOL® INEXTENSIBLE REINFORCEMENT INTERACTION MECHANISM DURING A STATIC LABORATORY EXTRACTION TEST

Michalis CHIKARAS<sup>1</sup>, Benoit CHANTEPERDRIX<sup>2</sup>, Lisa FRAYSSE<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Consultant Indépendant, Athènes, Grèce

<sup>2</sup> Europe Fondations SA, Paris, France

**RÉSUMÉ** – Cet article présente les résultats des essais statiques d'extraction en laboratoire sur des éléments de renforcement sous forme de treillis métalliques soudés VSOL®. Afin d'améliorer la connaissance des conditions de l'interaction sol-armature, on décompose l'interaction mobilisée en frottement latéral sur les barres longitudinales et en butée passive sur les barres transversales dont l'influence est examinée en détail.

**ABSTRACT** – This article presents the results of static laboratory extraction tests on VSOL® reinforcing elements in the form of welded metallic meshes. In order to improve the knowledge of the conditions of the soil-reinforcement interaction, the interaction mobilized in lateral friction on the longitudinal bars and in passive abutment on the transverse bars whose influence is examined in detail is decomposed.

### 1. Introduction

Cette étude ne concerne que les ouvrages de soutènement en remblai renforcé suivant le procédé géotechnique VSOL® qui est constitué d'armatures sous forme de treillis métalliques soudés. Les lits de treillis sont placés horizontalement dans le massif de remblai à intervalles réguliers et forment une succession de lits parallèles généralement équidistants inclus dans le remblai, depuis la base de l'ouvrage jusqu'à son sommet. Un treillis comprend usuellement deux à quatre barres longitudinales liées entre elles par soudage de barres transversales du même diamètre nominal.

Dans le cadre de ce travail, on s'intéresse au mécanisme d'interaction entre le sol et ce type d'armature précis. L'outil le mieux adapté pour caractériser cette interface et définir ses paramètres est l'essai (non normalisé mais largement inspiré de la NF P 94-222) d'extraction statique en laboratoire. Une série d'essais comparatifs a été effectuée afin de mieux comprendre ce mécanisme complexe en vue d'une optimisation de la géométrie de treillis, notamment de la distance entre les barres longitudinales et celle-là entre les barres transversales (voir Tableau 2).

### 2. Essai d'extraction

L'essai consiste à extraire un élément de renforcement de sol préalablement mis en place dans un caisson rempli de sol et soumis à différents niveaux de contrainte verticale initiale (surcharge uniforme  $\sigma_{v0}$  au niveau de l'armature), en actionnant un dispositif d'extraction de façon à obtenir un déplacement continu de la tête (ou de la queue) du renforcement.

Durant l'essai on mesure l'effort d'extraction nécessaire en fonction de ce déplacement relatif sol-armature. Le but de cet essai est d'obtenir pour un couple sol-inclusion une mesure de l'effort d'extraction limite, ce qui permet de déterminer le coefficient d'interaction sol-inclusion apparent  $\mu^*$  en fonction de la contrainte verticale initiale  $\sigma_{v0}$  appliquée.

## 2.1. Composants

### 2.1.1. Appareil

Le dispositif de l'essai a été conçu et construit dans le Laboratoire de Mécanique des Sols de l'Université Technique Nationale d'Athènes (UTNA). Il comprend un conteneur rigide, deux actionneurs hydrauliques, un système d'acquisition de données et un compresseur d'air selon la configuration illustrée schématiquement sur la Figure 1.

La boîte d'extraction est en acier. Les dimensions internes sont de 1,5 m de longueur, 0,95 m de largeur et 0,75 m de profondeur, conformément aux recommandations ASTM D6706-01 et EN 00189016. Bien que l'appareil d'essai soit suffisamment grand pour éviter des effets de bord considérables, le frottement entre le sol testé et les parois de la cuve a été minimisé en lubrifiant toutes les surfaces internes. Simultanément, le renfort est pris en sandwich entre des couches de sable d'épaisseur suffisante (200 mm) pour éliminer les effets des limites supérieures et inférieures.

La paroi frontale (dans le sens de la traction) est probablement la plus critique de toutes les frontières et est donc traité avec une attention particulière. Plusieurs études ont indiqué que près de cette paroi, la contrainte normale agissant sur le renfort peut varier de manière significative au cours de l'arrachement en raison des effets de voûte [Suksiripattanapong et al., 2012; Sugimoto et al., 2001; Bolt & Duszynska, 2000; Farrag et al. 1993; Lopes & Ladeira, 1996; Raju et al., 1996] affectant ainsi de façon significative les résultats de l'essai. Suivant les recommandations d'études antérieures [Sugimoto et al., 2001], deux manchons métalliques horizontaux ont été fixés sur le côté intérieur de la paroi avant, s'étendant de 150 mm dans la cuve remplie de sol, afin de minimiser ces effets.

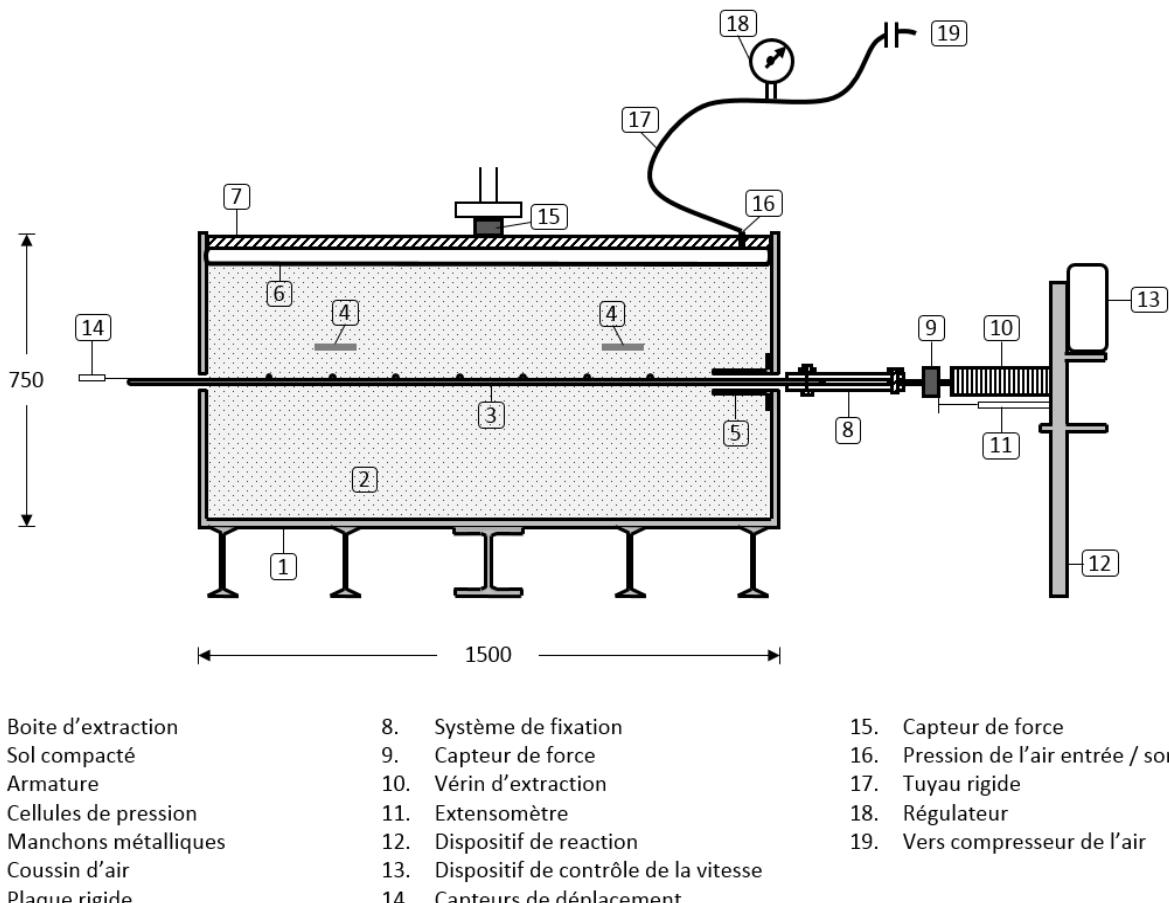


Figure 1. Diagramme schématique de l'appareil d'extraction: Coupe transversale.

### 2.1.2. Sol

Les essais ont été effectués avec un seul type de sol : le sable propre de l'UTNA dont les principales propriétés physiques sont reportées dans le Tableau 1 et sa granulométrie est illustrée sur la Figure 2. Les résultats des essais de cisaillement direct effectués à la boîte sont présentés sur la Figure 3.

Tableau 1. Propriétés physiques du sol

Description	Notation	Valeur	Unité
Dimensions des particules		0,075-2	mm
Dimension caractéristique (<60% de la masse totale des particules)	$d_{60}$	0,71	mm
Dimension caractéristique (<50% de la masse totale des particules)	$d_{50}$	0,55	mm
Dimension caractéristique (<10% de la masse totale des particules)	$d_{10}$	0,11	mm
Coefficient d'uniformité	$C_u$	6,33	-
Coefficient de courbure	$C_c$	0,95	-
Indice de densité	$I_D$	90	%
Poids volumique maxi du sol sec	$\gamma_{d,max}$	15,9	kN/m <sup>3</sup>
Poids volumique mini du sol sec	$\gamma_{d,min}$	13,5	kN/m <sup>3</sup>
Angle de frottement interne (volume constant)	$\phi'_{cv}$	33	°
Cohésion	$c'$	0	kPa

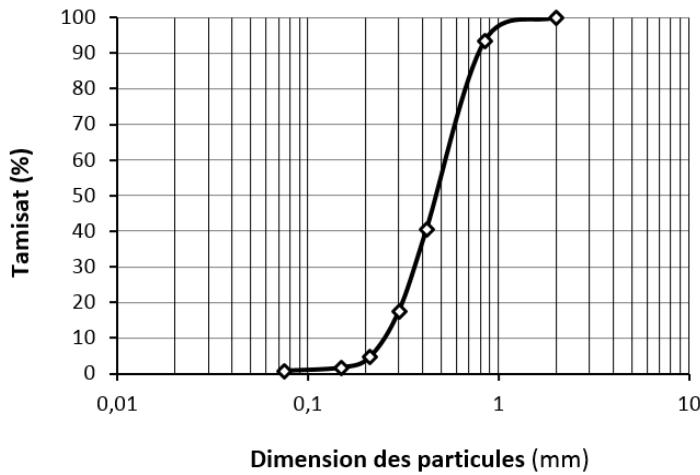


Figure 2. Courbe granulométrique.

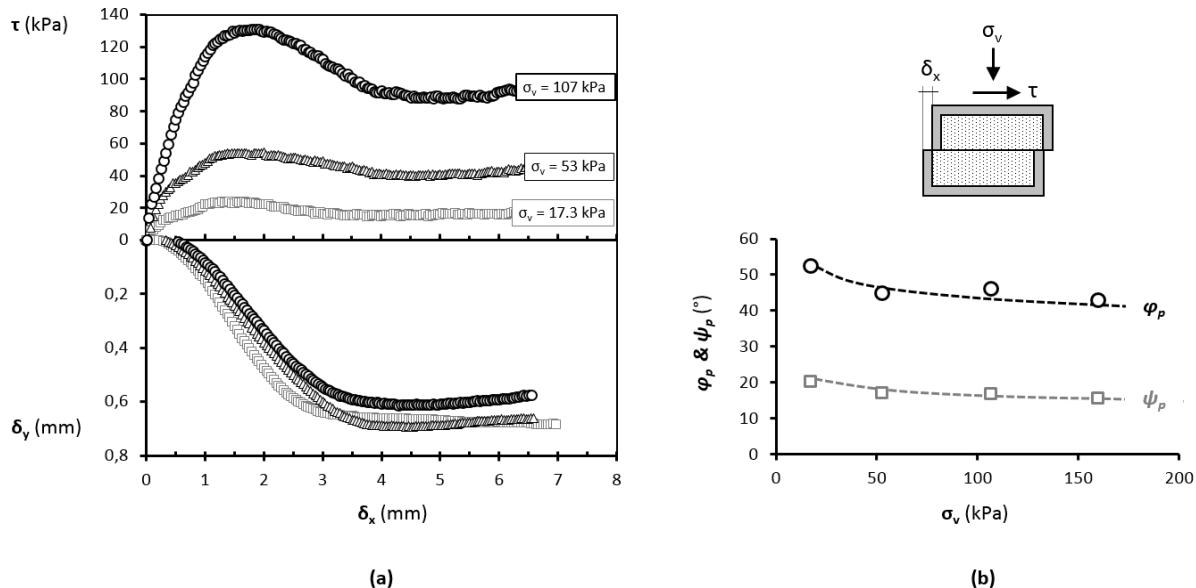


Figure 3. Résultats des essais de cisaillement direct à la boîte.

### 2.1.3. Renforcement

Les treillis métalliques soudés du procédé géotechnique VSoL® sont des armatures horizontales unidimensionnelles peu extensibles (module d'Young équivalent du renforcement supérieur à 20 MPa) et souples (une inclusion est considérée comme souple si son matériau constitutif est ductile et si les efforts de flexion induits par les déformations du massif armé sont négligeables, par rapport aux efforts de la traction). La géométrie des armatures testées, dont les résistances font l'objet de cet article, est présentée dans le Tableau 2 et illustrée sur la Figure 4. Le taux de travail de l'acier à l'effort maximal à l'extraction est négligeable par rapport à la résistance limite ultime de l'acier en traction ( $f_{u,k} > 500$  MPa).

Tableau 2. Propriétés géométriques du renforcement

Description	Notation	Valeur			Unité
		4L	G450	G300	
Diamètre nominal de la barre ronde	$\emptyset = d_x = d_y$		12		mm
Nombre des barres longitudinales	$n_y$	4	4	3	-
Nombre des barres transversales	$n_x$	-		5	-
Pas du motif du treillis (longitudinal)	$s_x$	-		300	mm
Pas du motif du treillis (transversal)	$s_y$		150		mm
Longueur des barres transversales	b	-	450	300	mm

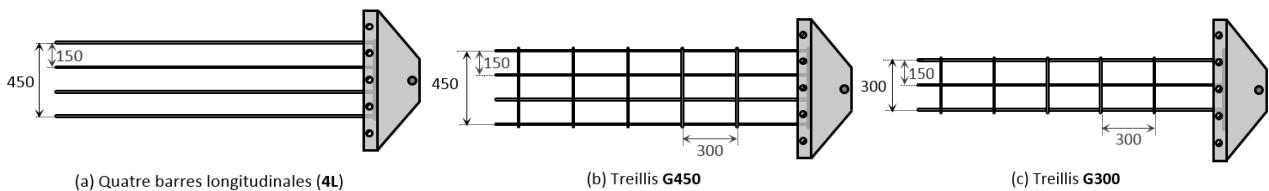


Figure 4. Inclusions extraites.

### 2.2. Procédure

Dans une première étape, le sable est versé à la main dans la boîte d'extraction et jusqu'à mi-hauteur par couches de 20 cm d'épaisseur moyenne. La mise en place de chaque couche est suivie d'un compactage à l'aide d'un vibreur électrique intégré, dont la fonction est basée sur le principe de la masse en rotation. Après le remplissage et le compactage de la moitié inférieure de la boîte (deux couches), les armatures sont placées sur la surface plane du sol. Une attention particulière est, ensuite, accordée à l'accrochage de la tête de l'inclusion avec précision à un vérin d'extraction positionné à l'avant de la boîte à l'aide du système de fixation afin de permettre la répartition uniforme de la force d'arrachement sur toute la largeur de l'armature et d'éviter les mouvements parasites (glissement, torsion, déplacement).

La moitié supérieure du remblai est ensuite remplie et compactée couche par couche de la même manière. Des capteurs de déplacement à l'arrière de l'armature sont installés. Un capteur de force, installé entre le vérin d'extraction et le système de fixation, permet de mesurer l'effort appliqué en tête pendant l'extraction. Après connexion des capteurs, le remplissage de la boîte en matériau granulaire et son compactage couche par couche, la procédure est achevée de la même manière. Un coussin d'air, permettant d'appliquer une surcharge uniforme, est ensuite placé entre le sol et la plaque rigide. Ce coussin est mis sous pression et contrôlé par un régulateur. Après fermeture de la boîte et application de la pression dans le coussin d'air, le vérin d'extraction qui se trouve à l'avant de l'appareil est mis en marche. Celui-ci permet de tirer l'inclusion à la vitesse d'extraction fixée de 1mm/min, vitesse qui correspond à celle utilisée en général dans ce type d'essai.

### 3. Résultats

La mobilisation de la résistance d'interaction ( $T$ ) le long d'un renforcement dépend de sa déformabilité. Un renforcement parfaitement indéformable soumis à un effort d'extraction se déplace de la même façon en tout point et mobilise donc un cisaillement constant sur toute la longueur concernée. On peut alors décomposer l'interaction mobilisée totale en frottement latéral sur les barres longitudinales ( $T_f$ ) et en butée passive sur les barres transversales ( $T_b$ ).

$$T = T_f + T_b \quad (1)$$

La Figure 5a représente la charge d'arrachement ( $T$ ) par rapport à la réponse de déplacement en queue de l'armature G450 sous trois niveaux de contrainte verticale, à savoir 26, 62 et 122 kPa. Conformément aux attentes théoriques, la résistance ultime à l'extraction ainsi que la pente initiale de la courbe charge-déplacement augmentent avec l'augmentation de la contrainte de confinement. Étant donné la nature inextensible des barres d'acier, la raideur de cisaillement à l'interface est principalement contrôlée par les caractéristiques de raideur du remblai et augmente donc avec l'augmentation de la contrainte verticale appliquée (Figure 5b). De plus, cet effet est évidemment non linéaire vraisemblablement dû au comportement non linéaire et dilatant du sable.

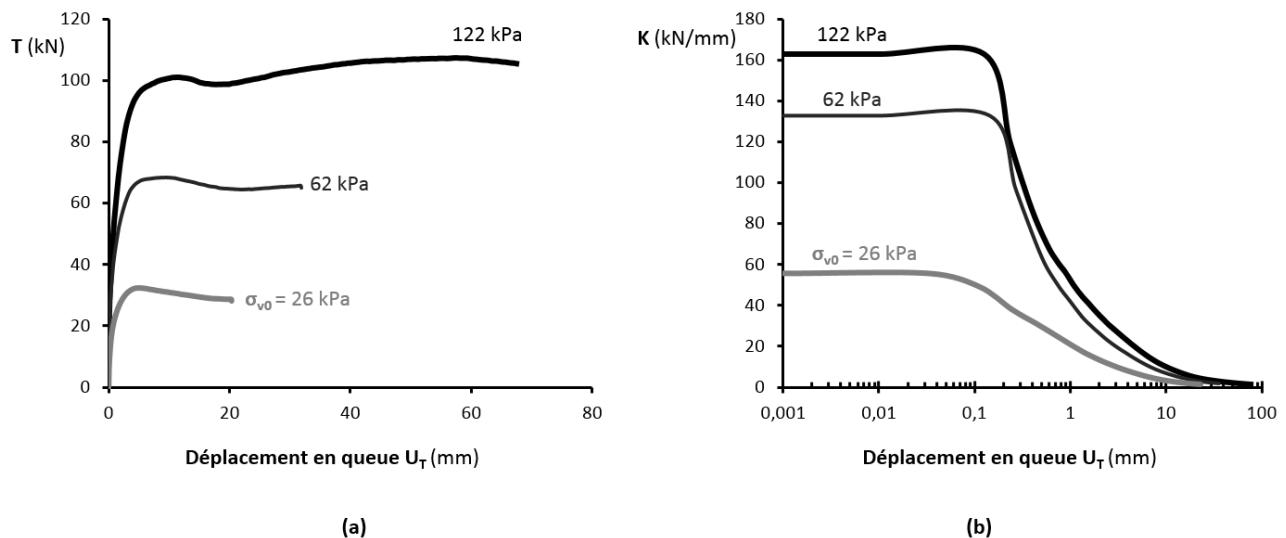


Figure 5. Essais d'extraction des treillis G450 : (a) Force d'extraction et (b) Raideur de cisaillement à l'interface en fonction de déplacement en queue ( $U_T$ ) pour les trois niveaux de contraintes considérés.

La Figure 6 compare le comportement à l'arrachement du G450 avec celui de 4 barres longitudinales seules (4L) sous deux pressions de confinement caractéristiques. Les observations suivantes méritent d'être notées: Le déplacement nécessaire pour mobiliser la résistance de frottement maximale est compris entre 2 mm et 4 mm, tandis que des efforts de traction plus importants sont nécessaires pour atteindre la résistance ultime des armatures. La présence de barres transversales entraîne des efforts de traction plus élevés dans les barres longitudinales, quelle que soit la contrainte de confinement. Ceci met en évidence l'importance de la butée passive contre les éléments transversaux pour la réponse des armatures sous forme de treillis. La comparaison des déformations axiales (calculées comme la différence des déplacements mesurés aux deux extrémités de l'armature sur la distance libre entre ces deux extrémités) développée le long des deux types d'armature différents (Figure 6c) indique que les barres seules se déforment peu

importe le niveau de la contrainte verticale. Les éléments transversaux du treillis subissent une plus grande déformation pendant l'extraction, car la résistance est offerte par des contraintes normales au lieu du glissement et, naturellement, les déformations axiales augmentent lorsque la contrainte verticale augmente dans les deux cas.

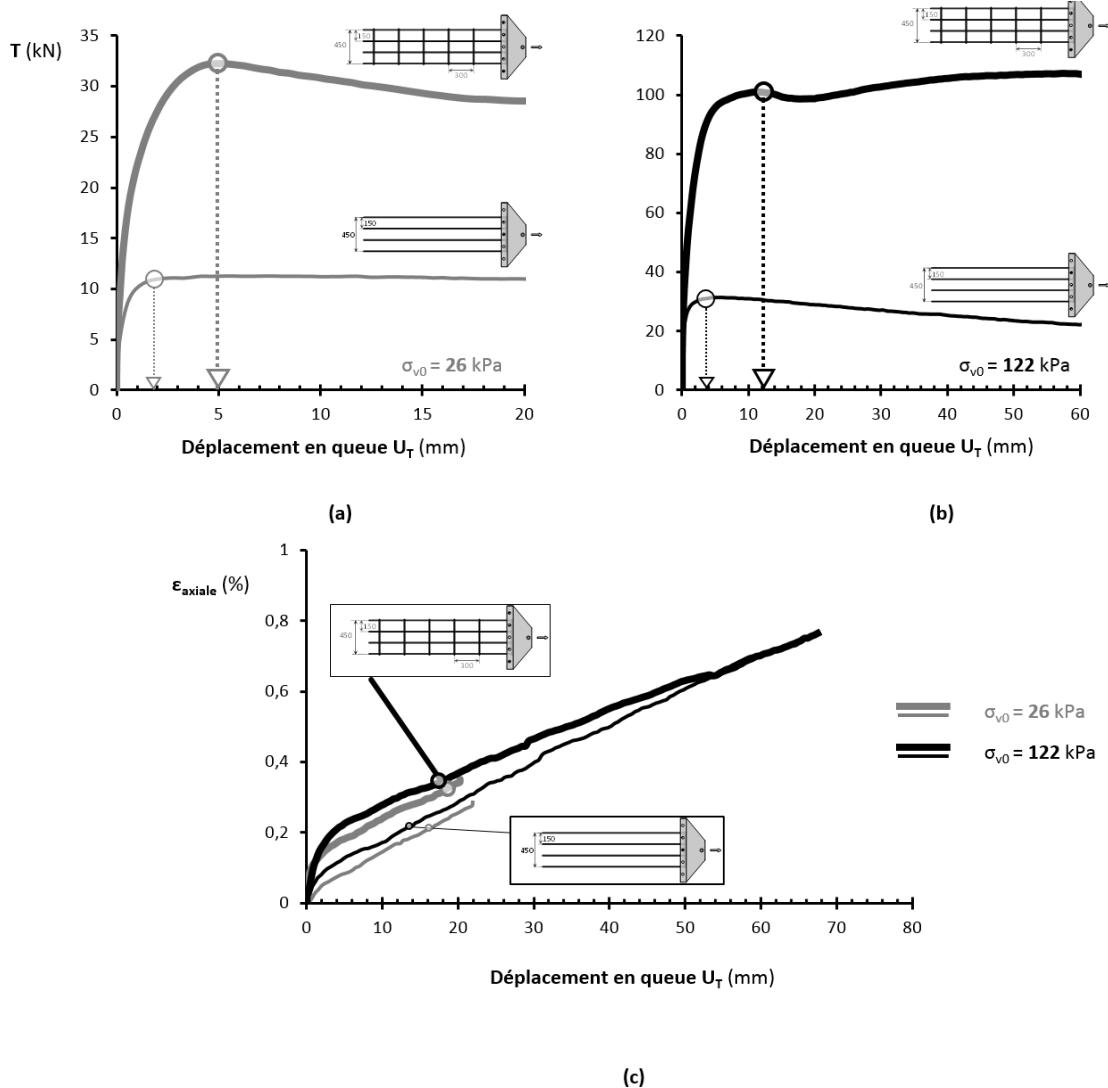


Figure 6. Comparaison entre un treillis G450 et 4 barres longitudinales seules (4L) : Force d'extraction sous deux contraintes verticales caractéristiques : (a)  $\sigma_{v0} = 26 \text{ kPa}$  et (b)  $\sigma_{v0} = 122 \text{ kPa}$  ; (c) déformation axiale du renforcement en fonction de déplacement en queue ( $U_T$ ).

Dans le but de quantifier la résistance supplémentaire générée dans le ferraillage par la contribution des barres transversales, la Figure 7 montre la variation de la capacité d'arrachement en fonction de la contrainte verticale  $\sigma_{v0}$ , en termes de valeurs absolues (Figure 7a) et de rapport (Figure 7b), pour les deux types de renforcement précités (G450 et 4L).

L'avantage de treillis contre les barres seules devient plus prononcé avec l'augmentation des contraintes de confinement. L'interprétation de cette tendance est facilitée par la déduction de la résistance fournie par seuls les éléments transversaux. Cette composante ( $T_b$ ) peut être calculé, pour chacun des niveaux de surcharge considérés, comme la différence entre la capacité totale de G450 ( $T_{G450}$ ) et la résistance de frottement de la configuration des barres 4L ( $T_{4L}$ ). L'importance des éléments transversaux de treillis est primordiale, notamment au voisinage immédiat des nœuds (Figure 8), où la butée est mobilisée beaucoup plus tôt par rapport à la partie centrale de la barre transversale qui ne joue pas un rôle si important à cause de sa déformation.

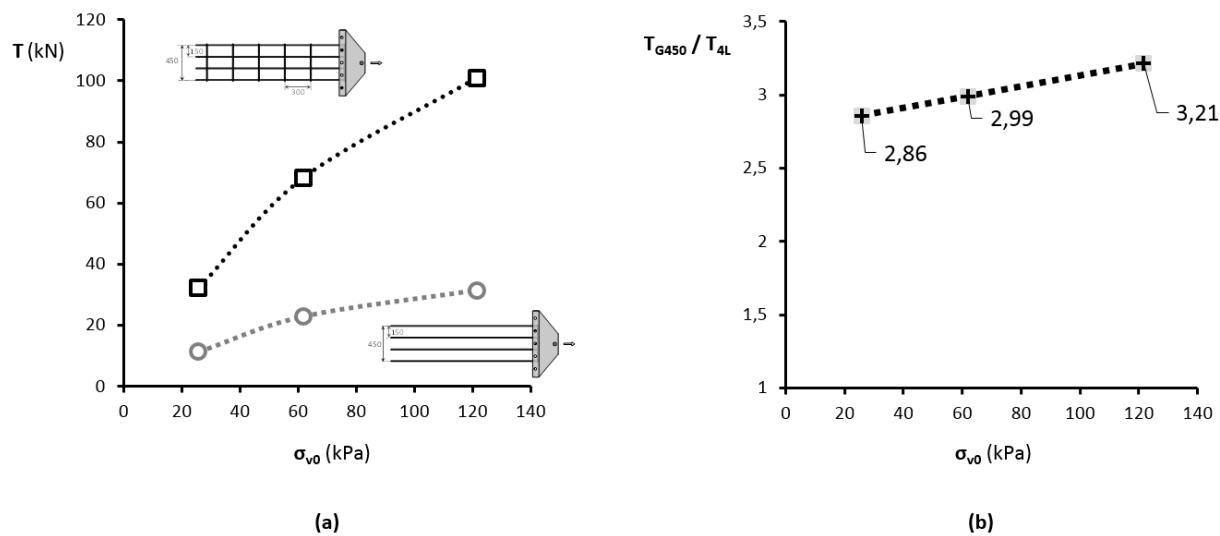


Figure 7. Comparaison entre un treillis G450 et quatre barres longitudinales (4L) : Force additionnelle offerte grâce à la présence des barres transversales en fonction de la contrainte verticale ( $\sigma_{v0}$ ) : (a) valeurs absolues ; (b) rapport.

Lors de l'essai, le sol au voisinage immédiat de l'inclusion est cisaillé. Dans le cas d'un sol frottant, dilatant et compacté comme le sable UTNA, le volume de sol cisaillé autour de l'inclusion tend à se dilater, mais cette augmentation de volume est partiellement empêchée par le sol environnant. Il en résulte une augmentation ( $\Delta\sigma_v$ ) de la contrainte verticale dont la valeur peut être très importante par rapport à la contrainte verticale initiale ( $\sigma_{v0}$ ) et diminue avec la distance à l'inclusion (Figure 8). Ce phénomène de caractère tridimensionnel dit de dilatance empêchée est caractérisé par un coefficient d'interaction apparent, noté  $\mu^*$ , défini selon la NF P 94-270 par :

$$\mu^* = \frac{\tau_{max}}{\sigma_{v0}} = \frac{\left(\frac{T}{P_s L_s}\right)}{\sigma_{v0}} = \frac{\left(\frac{T}{2b \cdot L_s}\right)}{\sigma_{v0}} = \frac{T}{2b \cdot L_s \cdot \sigma_{v0}} \quad (2)$$

$$\mu^* = v^* \cdot \left( \frac{d_x}{2s_x} \right) \quad (3)$$

Où :  $\tau_{max}$  est la contrainte maximale de cisaillement mobilisable sur la surface conventionnelle de contact entre le sol et le renforcement,  $P_s$  (=2b) le périmètre conventionnel de cette surface,  $L_s$  la longueur de l'armature en contact avec le sol et  $v^*$  le coefficient d'ancrage. Il est important de noter que les valeurs de  $\mu^*$  correspondent à une mobilisation partielle de cette interaction mobilisable: l'interaction conventionnellement mobilisée pour un déplacement net en tête de l'inclusion limité à 15mm en France (NF P 94-222) et à  $\approx 20$ mm aux USA. Il faut également noter que cette interprétation néglige l'effet du frottement sur les barres longitudinales et transversales, ou plutôt elle l'amalgame à la butée. Même si le frottement n'entre à priori que pour 10 à 20% dans la résistance à l'interaction totale, suivant la taille des mailles du treillis, il faut admettre que cela fausse un peu l'interprétation des résultats.

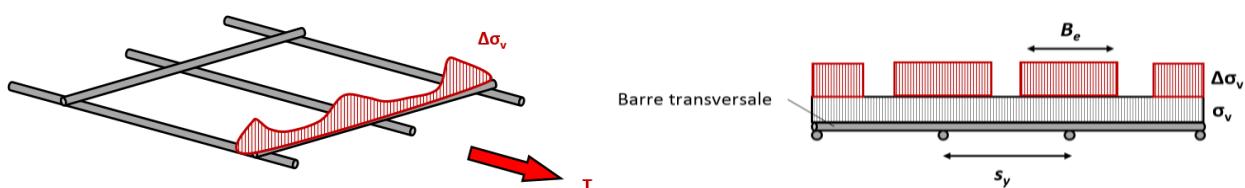


Figure 8. Phénomène de la dilatance empêchée.

L'influence de la dilatance est difficile à prendre en compte dans les méthodes de dimensionnement actuelles. L'augmentation ( $\Delta\sigma_v$ ) de la contrainte verticale initiale ( $\sigma_{v0}$ ) est difficile à calculer ou à prévoir car elle est liée à plusieurs paramètres : le volume de la zone de cisaillement entourant l'inclusion, les contraintes normales initiales, l'état de compacité et la dilatance du sol.

La Figure 9 compare les performances de treillis G450 et G300. Le G450 devrait naturellement produire une résistance plus élevée en termes absolus pendant l'extraction, ce qui est le cas. Néanmoins, on constate qu'en termes de valeurs de  $\mu^*$  le G300 présente un léger avantage malgré des dimensions  $d_x$  et  $s_x$  identiques. Les réponses de deux treillis à l'extraction sont bien supérieures à l'intervalle fixé par la NF P 94-270, ce qui par ailleurs montre l'intérêt de cet essai lors du dimensionnement d'un ouvrage en sol renforcé.

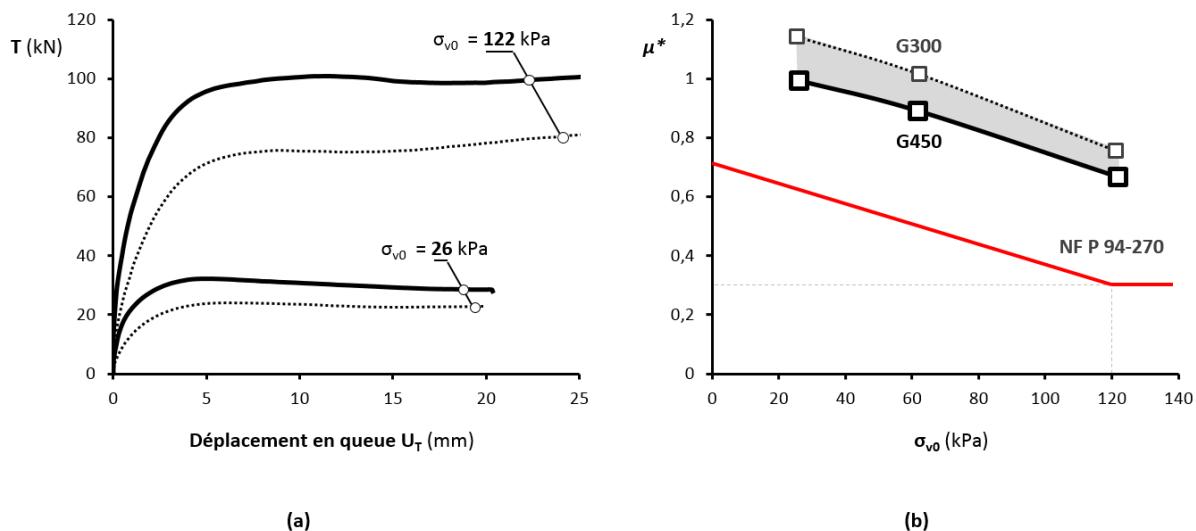


Figure 9. Effet de la largeur  $b$  sur : (a) la force d'extraction par rapport au déplacement en queue de l'armature et (b) le coefficient d'interaction apparent  $\mu^*$  par rapport à la contrainte verticale initiale.

#### 4. Conclusions

Sont passées en revue dans cet article les résultats d'une série d'essais d'extraction des treillis métalliques soudés VSOL®. Les données obtenues à la suite de cette série d'essais devraient fournir quelques pistes permettant la révision de la norme française NF P 94-270 en vigueur en ce qui concerne les points suivants : a) le déplacement de référence de 15mm qu'il serait sans doute plus simple de porter à 20mm afin d'exploiter la pléthora des données américaines (de loin les plus nombreuses) telles qu'elles sont en se plaçant du côté de la sécurité, b) la distinction entre un calcul aux ELU basé sur le pic de mobilisation de l'interaction et un calcul aux ELS basé sur l'interaction mobilisée pour un déplacement relatif sol-armature donné, c) les valeurs plus favorables du coefficient d'ancrege  $v^*$ , d) la prise en compte de l'effet du frottement sur les barres longitudinales ainsi que e) de la zone d'influence du phénomène de la dilatance empêchée.

#### Remerciements

Les auteurs tiennent à remercier l'équipe du professeur Georges GAZETAS à l'Université Nationale Techniques d'Athènes pour les autorisations nécessaires à la publication de cet article ainsi que le département R&D de Bouygues Construction pour son soutien financier.

## 5. Références bibliographiques

- NF P 94-222, Association Française de Normalisation (1995). Renforcement des sols – Ouvrages en sols rapportés renforcés par armatures ou nappes peu extensibles et souples – Essai statique d'extraction en place d'inclusion. Paris.
- NF P 94-270, Association Française de Normalisation (2009). Calcul Géotechnique. Ouvrages de Soutènement, Remblais Renforcés et Massifs en Sols Cloués. Paris.
- Sugimoto, M., Alagiyawanna, A. N. M. & Kadoguchi, K. (2001), Influence of rigid and flexible face on geogrid pullout tests, *Geotextiles and Geomembranes*, 19(5): p.p. 257-277.
- Suksiripattanapong, C., Horpibulsuk, S., Chinkulkijniwat, A. & Chai, J.C. (2012), Pullout resistance of bearing reinforcement embedded in coarse-grained soils, *Geotextiles and Geomembranes*, 36, p.p. 44-54.
- Lopes, M. L. & Ladeira, M. (1996), Role of specimen geometry, soil height and sleeve length on the pull-out behaviour of geogrids, *Geosynthetics International*, 3(6), p.p. 701-719.
- Bolt, A. F. & Duszynska, A. (2000), Pull-out testing of geogrid reinforcement, Proceedings of the Second European Geosynthetics Conference—EUROGEO 2000, vol. 2, Bologna, Italy, pp. 939-943.
- Farrag, K., Acar, Y. B. & Juran, I. (1993), Pull-out resistance of geogrid reinforcements, *Geotextiles and Geomembranes*, 12(2), p.p. 133-159.
- Raju, D. M., Lo, S. C. R., Fannin, R. J. & Gao, J. (1996), Design and interpretation of large laboratory pullout tests, Proceedings of the Seventh Australia-New Zealand Conference on Geomechanics, Adelaide, Australia, p.p. 151–156.