

## AMÉLIORATION DU FROTTEMENT LATÉRAL DANS LES SOLS FINS

MARC BOULON

Université Joseph Fourier – Grenoble I, Laboratoire Sols, Solides, Structures  
Laboratoire 3S, BP 53, 38041-Grenoble Cedex 9, France.  
E-mail: Marc.Boulon@hmg.inpg.fr

**Abstract:** This paper deals with a laboratory and in situ study on the improvement of lateral friction along inclusions embedded in fine grained soils. Several soil–inclusion interfaces are considered and characterised by direct shear at constant normal stress and at constant normal stiffness, between silt and concrete/silica sand/silica sand + geotextile/silica sand + metallic grid. The performances of metric inclusions are measured by pull-out tests, compared and simply modelled. Taking advantage of the dilatancy of sand, properly managed, is highlighted.

**Streszczenie:** Przedstawiono laboratoryjne i polowe badania nad poprawą tarcia bocznego wzdłuż inkluzji osadzonych w drobnoziarnistych glebach. Opisano niektóre powierzchnie rozdziału gleby i inkluzji (muł i beton/piasek krzemionkowy/piasek krzemionkowy + geowłóknina/piasek krzemionkowy + metalowa siatka) i scharakteryzowano je przez bezpośrednie ścinanie przy stałym naprężeniu normalnym i stałej normalnej sztywności. Wydajności metrycznych inkluzji zostały zmierzone za pomocą testów krytycznych, porównane i przedstawione w formie prostych modeli. Zwrócono uwagę na wykorzystanie dylatancji piasku.

**Résumé:** Il s'agit d'une étude en laboratoire et en extérieur concernant l'amélioration du frottement latéral le long d'inclusions ancrées dans les sols fins. Plusieurs interfaces sol–inclusion sont considérées et caractérisées par cisaillement direct à contrainte normale constante, et à rigidité normale imposée, entre silt et béton/sable siliceux/sable siliceux + géotextile/sable siliceux + grille métallique. Les performances d'inclusions métriques sont testées à l'arrachement, comparées, et simplement modélisées. La mise à profit de la capacité dilatante du sable, bien maîtrisée, est mise en évidence.

**Резюме:** Представлены лабораторные и местные исследования улучшения бокового трения вдоль включений, находящихся в мелкозернистых почвах. Были описаны некоторые поверхности разделения почвы и включений (ил и бетон/кремневый песок/кремневый песок + геоматериал/кремневый песок + металлическая сетка), а также представлена их характеристика посредством прямого сдвига при постоянном нормальном напряжении и постоянной жесткости. Эффективности метрических включений были измерены путем критических тестов, сравнены и представлены в виде простых моделей. Было обращено внимание на использование дилатансии песка.

### LISTE DES SYMBOLES

$B$  – diamètre d'inclusion,  
 $d_{50}$  – diamètre moyen des grains,

$E_0$	– pente initiale du cisaillement mobilisé lors d’un cisaillement à rigidité normale imposée,
$E_i$	– rigidité axiale d’inclusion,
$E_p$	– module pressiométrique,
$K_0$	– coefficient de pression des terres au repos,
$L$	– longueur d’inclusion,
$p$	– périmètre d’inclusion à la profondeur $z$ ,
$Q$	– effort normal dans l’inclusion,
$Q_f$	– force maximum d’arrachement,
$R$	– rayon extérieur d’inclusion,
$[w]$	– déplacement relatif tangentiel, ou axial sol-inclusion,
$[w]_{\text{palier}}$	– déplacement relatif tangentiel correspondant au début de palier de frottement mobilisé,
$\sigma_{n0}$	– contrainte normale initiale,
$\tau$	– frottement mobilisé,
$\tau(z)$	– frottement latéral unitaire à la profondeur $z$ ,
$\tau_{\text{ext moy}}$	– frottement unitaire moyen au contact scellement-silt,
$\tau_{\text{int moy}}$	– frottement unitaire moyen au contact âme-scellement,
$\tau_{\text{palier}}$	– contrainte de cisaillement de palier lors d’un cisaillement à rigidité normale imposée.

## 1. INTRODUCTION

Les performances d’inclusions telles que tirants d’ancrage, clous, géotextiles, géogrilles, ancrées dans les sols, dépendent des phénomènes élémentaires intervenant à l’interface sol–inclusion. Les sols fins et lâches permettent de mobiliser un frottement unitaire limité, tandis qu’à l’opposé, les sols grossiers et denses fournissent un frottement supérieur à celui qu’on peut attendre de l’état  $K_0$ , FEDA [3], SCHLOSSER et al. [12], PLUMELLE [10]. Ces données sont à adapter en fonction de la profondeur d’ancrage (niveau de contrainte normale), et du mode de mise en place de l’inclusion, FORAY et al. [4]. La nature du sol est déterminante, selon la taille des grains, OSTERMAYER et al. [7], et leur résistance, LEVACHER et al [6]. Des études détaillées de l’interface sol–inclusion WERNICK [16], PLYTAS [11], HOTEIT [5], MOUTRAJI [8], BOULON [1], [2], ont été entreprises pour comprendre et maîtriser le frottement latéral. Des appareils de mesure in situ ont été développés PHILIPONNAT [9]. Enfin, des procédés d’amélioration du frottement latéral, spécialement dans les sols fins, ont été proposés SRIDHARAN et al. [13], VEZOLE [14], MOUTRAJI [8], WEHR [15]. Cette étude vise à améliorer le frottement latéral dans les sols fins tels le silt, en interposant une fine couche dilatante entre l’âme de l’inclusion et le sol, via un «système d’accrochage» dans le sol. Cette technique est bien connue dans les mines, où l’on réalise souvent un ancrage par scellement au sable d’un câble dans un forage subhorizontal. Nous avons réalisé des essais d’interface simulant physiquement la nature et le comportement du contact local, notamment la dilatance «empêchée», synonyme de variation (augmentation) de contrainte normale, qui a été mesurée. Enfin, nous avons simulé numériquement la mobilisation du frottement grâce à un modèle simplifié, basé sur une formulation analytique des essais de cisaillement direct d’interface à rigidité normale imposée.

## 2. ESSAIS D'ARRACHEMENT D'INCLUSIONS MÉTRIQUES ANCRÉES DANS LE SILT

Nous présentons une campagne d'essais d'arrachement d'inclusions de type micro-pieu, de longueur et de diamètre fixes (respectivement  $L = 1.5$  m, et  $B = 45$  mm), affleurant la surface du sol voisin du laboratoire après décapage de la couche végétale, le silt de la vallée de l'Isère. Ces inclusions étaient moulées dans un forage cylindrique préalable, et constituées d'une âme métallique (cf § 2.2) scellée dans le sol soit par un coulis de ciment, soit par du sable siliceux, prenant appui soit directement sur le silt, soit par l'intermédiaire d'une membrane géotextile, ou d'une grille métallique. Les paramètres étudiés sont principalement au nombre de cinq :

- p1: la taille moyenne des grains de sable (dans le cas d'un scellement au sable),
- p2: la compacité de mise en place du sable (si scellement au sable),
- p3: le diamètre de l'âme métallique,
- p4: l'épaisseur du jeu annulaire entre l'âme et le silt du forage,
- p5: le type de chemisage (si le chemisage existe, géotextile ou grille métallique).

### 2.1. LE SILT DE L'ISÈRE

Cette couche de silt, d'une épaisseur de 1 à 2 m, est assez homogène. La nappe phréatique se trouvait à 1.8 m de profondeur au moment des essais (en été). La figure 1 donne la courbe granulométrique (sédimentométrie + observation microscopique) du silt de l'Isère, dont le  $d_{50}$  est de l'ordre de 0.022 mm. Les autres caractéristiques physiques et mécaniques de ce silt sont résumées au tableau 1. Sa teneur en eau varie de 25 à 35 %.

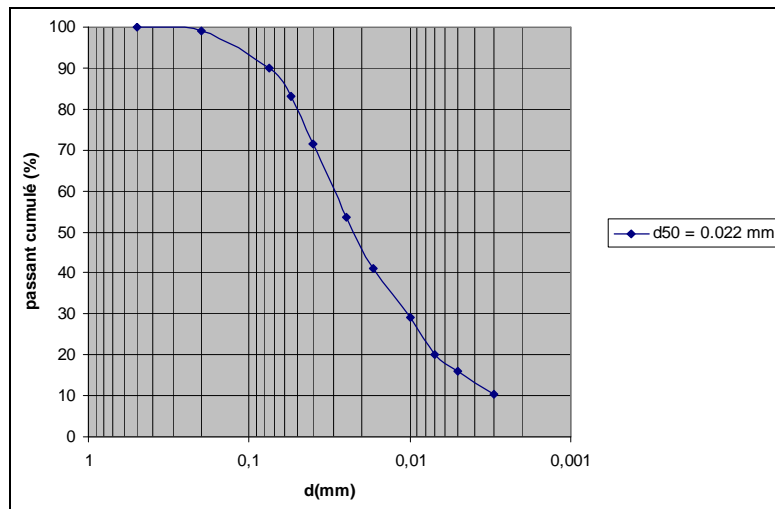


Fig. 1. Distribution granulométrique du silt de l'Isère

Tableau 1

Caractéristiques physiques et mécaniques du silt de l'Isère

Teneur en eau (%)	Poids volumique (kN/m <sup>3</sup> )	Degré de saturation (%)	Frottement interne effectif (°)
25 à 35	17 à 19	90 à 100	23 à 25
Cohésion $C_u$ (kPa)	Module pressiom. (kPa)	Pression limite (kPa)	
20 à 40	2100 à 3600	310 à 360	

## 2.2. DIVERS TYPES D'INCLUSIONS

Les inclusions testées, composites, de dimensions extérieures fixes (ci-dessus) correspondant à celles, intérieures, du forage dans le silt, ont été de cinq types:

- âme métallique scellée au coulis de ciment,
- âme métallique simplement scellée au sable,
- âme métallique scellée au sable dans un forage chemisé par un géotextile (figure 2),
- âme métallique scellée au sable dans un forage chemisé par une grille métallique (figure 2),
- âme métallique avec sabot en pointe, scellée au sable dans un forage chemisé par une grille métallique (figure 3).

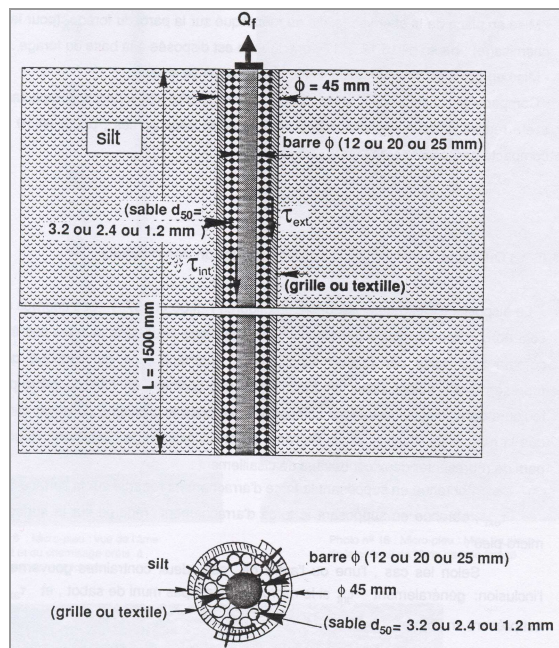


Fig. 2. Configuration typique d'inclusion composite scellée au sable avec chemisage

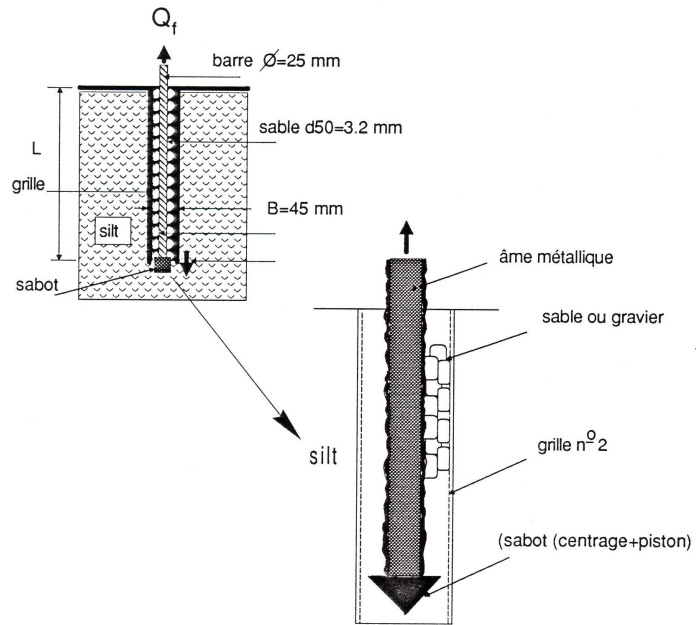


Fig. 3. Configuration typique d'inclusion composite scellée au sable avec chemisage et sabot

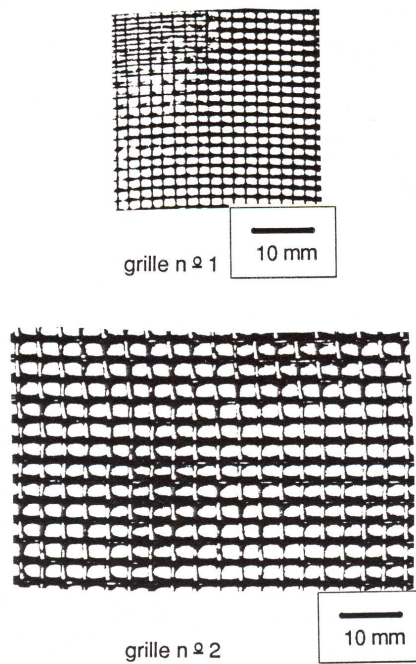


Fig. 4. Grilles de chemisage

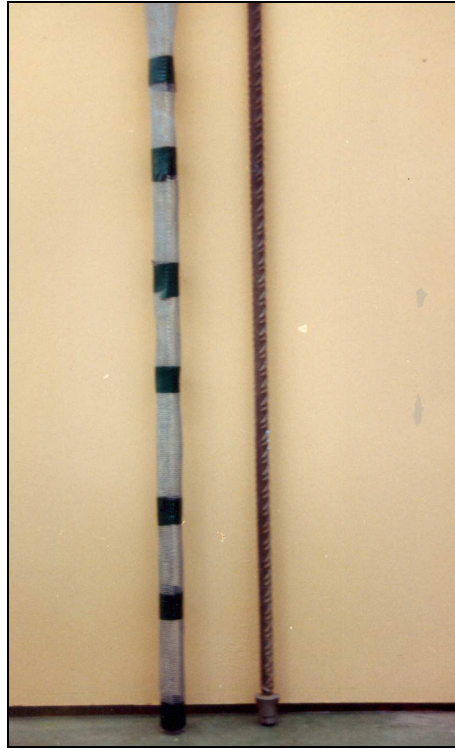


Fig. 5. Ame et chemisage typiques



Fig. 6. Ame, chemisage et sable installés

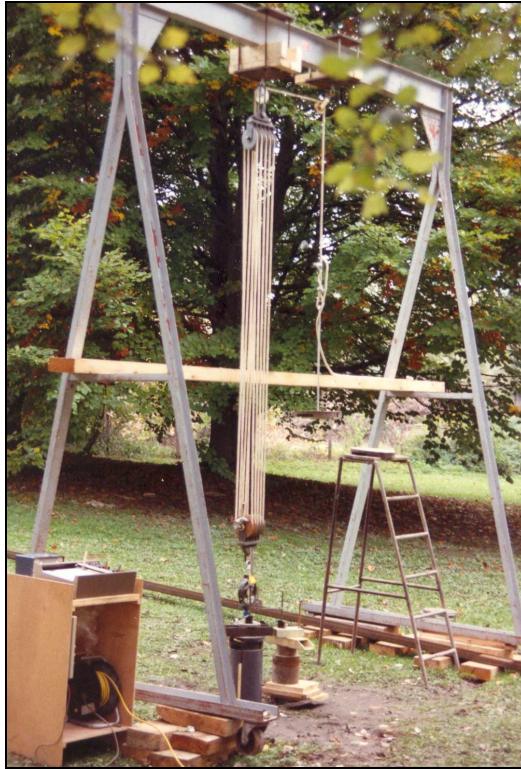


Fig. 7. Portique de chargement et métrologie

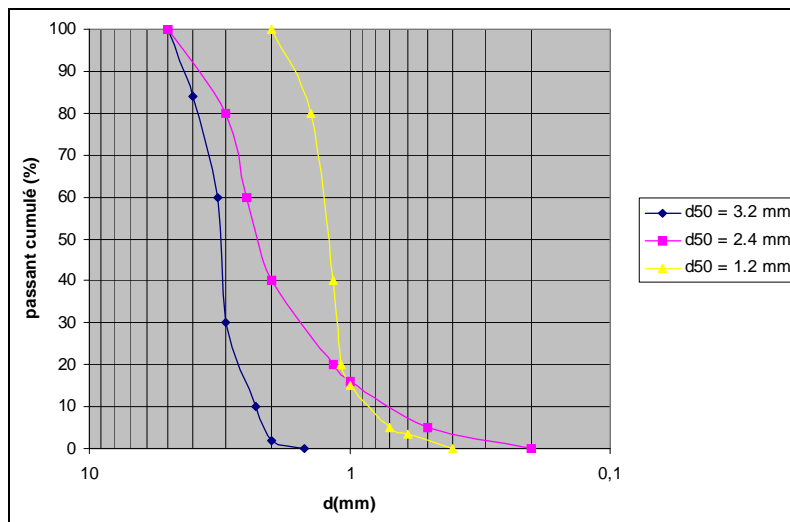


Fig. 8. Courbe granulométrique des 3 sables intecalaires

Dans le cas où l'inclusion a été chemisée, on notera la configuration spéciale du chemisage, dilatable grâce à sa structure en trois parties, de manière à ne pas entraver la dilatance éventuelle du sable. Une photo des deux types de grilles métalliques utilisées pour le chemisage est donnée figure 4. La figure 5 fournit une vue d'une âme et d'un chemisage typiques, avant installation. La figure 6 montre l'ensemble installé dans un forage, le sable de scellement ayant été compacté. La figure 7 montre le portique de chargement, et la métrologie afférente (dynamomètre mesurant la force d'arrachement, LVDT mesurant le déplacement en tête d'âme). La figure 8 donne les caractéristiques granulométriques des trois sables siliceux (d'Hostun) utilisés pour le scellement, respectivement de  $d_{50} = 3.2$  mm, 2.4 mm, et 1.2 mm.

### 2.3. PROGRAMME D'ESSAI

Le programme d'essais consiste en l'arrachement d'un ensemble d'inclusions pour lesquelles nous avons fait varier les paramètres  $p1$  à  $p5$  ci-dessus. Plus précisément, deux séries principales d'inclusions, les unes non chemisées (tableau 2),

Tableau 2

Paramètres des essais d'arrachement d'inclusions de la première série, non chemisées

Essai/inclusion n°		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Sol	Diamètre forage (mm)	45									
	Silt, poids volumique humide $\gamma_h$ (kN/m <sup>3</sup> )	12.7 à 14.4									
	Teneur en eau $w$ (%)	25 à 30 ( $z = 0$ à 1 m) puis 38 ( $z = 1$ à 1.5 m)									
Chemisage	Chemisage (oui/non)	non									
	Type de chemisage										
Ame	Type	Tube acier	Fer Tor	Fer Tor	Tube acier	Tube acier	Fer Tor	Tube acier	Fer Tor	Fer Tor	Fer Tor
	Longueur (m)	1.5									
	Diamètre (mm)	35	25	20	35	35	25	35	25	32	12
Espace intercalaire	Épaisseur (mm)	5	10	12.5	5	5	10	5	10	6.5	16.5
	$d_{50}$ du sable (mm)	2.4	2.4	2.4	2.4	3.2	3.2	1.4	1.4	2.4	2.4
	Masse de sable utilisée (g)	3503	3138	3786	4110	3103	2940	3260	2885	1508	5090
	Poids volumique apparent du sable (kN/m <sup>3</sup> )	18.6	23.0	22.0	21.8	16.5	21.5	17.2	21.1	13.0	21.0
Compactage	Mode de compactage	Dame annulaire									
	Épaisseur des couches (mm)	50									
Effet du compactage	Grains cassés?	oui									
	Pénétration grains dans le silt?	oui									
Mobilisation du frottement	Force max d'arrachement $Q_f$ (kN)	3.8	8.5	8.5	3.4	2.3	4.3	6.8	6.0	3.3	5.0
	Rupture observée au diamètre (mm)	35	25	20	35	35	25	35	25	323	12
	$\tau_{ext moy}$ (kPa)	18.0	40.0	40.0	16.0	11.0	20.0	31.8	28.3	15.3	24.0
	$\tau_{int moy}$ (kPa)	23.1	72.0	90.0	20.6	14.1	36.0	41.0	50.4	21.5	90.0







et les autres chemisées (tableau 3) ont été testées. Le frottement mobilisé lors de chaque test est indiqué, et peut donner lieu à comparaison sur les lignes *force maximum d'arrachement*  $Q_f$  (kN) et  $\tau_{\text{ext moy}}$  (kPa) ou  $\tau_{\text{int moy}}$  (kPa).  $\tau_{\text{ext moy}}$ , frottement unitaire moyen, est l'élément local de comparaison en cas de rupture sur le diamètre extérieur de l'inclusion (avec sabot), tandis que c'est  $\tau_{\text{int moy}}$  en cas de rupture au contact de l'âme. La comparaison in fine porte évidemment sur  $Q_f$ . La valeur minimum de  $Q_f$  est celle de l'essai n° 5 (2.25 kN), tandis que le maximum relevé correspond à l'essai n° 22 (25.5 kN). Nous reviendrons en détail sur ces résultats au § 2.4. Les essais de référence sont relatifs d'une part à l'inclusion scellée gravitairement au coulis de ciment, qui donna  $Q_f = 13.0$  kN, soit un frottement latéral unitaire maximum ( $\tau_{\text{ext moy}}$ ) de 68 kPa, pour une rupture intervenant au diamètre extérieur (45 mm), et d'autre part à l'inclusion n° 3 non chemisée, scellée au sable, qui donna  $Q_f = 8.5$  kN, soit un frottement latéral unitaire maximum ( $\tau_{\text{int moy}}$ ) de 90 kPa, pour une rupture le long de l'âme. Dans tous les cas de scellement au sable, nous avons veillé à assurer une densité très élevée de ce sable, de manière à lui fournir une capacité maximum de dilatance. Le compactage a été assuré au moyen d'une dame annulaire guidée par l'âme. On voit bien les limites du compactage, lorsque le jeu annulaire entre l'âme et la paroi du forage est faible, voire de l'ordre de grandeur du  $d_{50}$  du sable de scellement.

#### 2.4. RÉSULTATS D'ESSAIS

Les figures 9 à 11 fournissent les courbes de mobilisation du frottement latéral global relatif à quelques uns des essais réalisés, à travers les variations de la force d'arrachement fonction du déplacement en tête de l'inclusion. On remarque la plupart du temps un effet de pic marqué. La comparaison de ces résultats appelle quelques remarques. Tout d'abord, l'effet du *chemisage* apparaît capital. En effet, la force d'arrachement maximum mobilisée lors des essais n° 1 à 10 (non chemisés et scellement au sable) n'est que 8.5 kN (essai de référence n° 3), alors que l'autre essai de référence, avec scellement au coulis de ciment, donne une force maximum d'arrachement de 13 kN (ou ( $\tau_{\text{ext moy}} = 67$  kPa). Deux raisons principales rendent ce type de scellement au sable inefficace: d'une part la rupture se produit à l'interface âme-sable, c'est à dire à un rayon inférieur à celui de l'inclusion (17.5 mm au mieux contre 22.5 mm). D'autre part, le sable compacté pénètre dans le silt, ce qui réduit considérablement l'augmentation de contrainte normale résultant de la dilatance pendant cisaillement. Mais le chemisage n'est pas la panacée universelle. On constate en effet que les essais avec scellement au sable, chemisés à l'aide d'un géotextile ou d'une feuille d'aluminium, ne sont guère plus efficaces. Seul l'essai n° 14, chemisé grâce à un géotextile, et scellé avec le sable de  $d_{50}$  le plus élevé (3.2 mm), atteint pratiquement la performance de l'inclusion scellée au coulis de ciment, avec 12.5 kN. Il est à noter que l'inclusion composite chemisée grâce à une feuille d'aluminium, fournit une force maximum d'arrachement de seulement

5.25 kN, soit une contrainte de cisaillement de rupture de 24.7 kPa, sur la face extérieure de l'inclusion, car le frottement silt aluminium est très faible. Seuls les essais scellés au sable *avec chemisage* sous forme de *grille métallique*, sans et surtout *avec sabot*, affichent des performances bien supérieures aux essais précédemment évoqués. Le rôle du chemisage sous forme de grille métallique est double. D'une part cette grille s'accroche dans le silt et offre ainsi une résistance globale à l'arrachement. D'autre part, le sable trouve ainsi une surface rugueuse et résistante qui stimule sa dilatance sous cisaillement. Le sabot vient compléter ce dispositif en forçant la rupture à se produire sur le rayon extérieur interne de l'inclusion composite. C'est de loin l'inclusion de l'essai n° 24, scellée au sable de  $d_{50}$  moyen (3.2 mm), dans un espace annulaire de 10 mm d'épaisseur (soit  $3.1d_{50}$ ), avec chemisage par grille métallique, et avec sabot, qui se révèle la plus performante ( $Q_f = 20.0$  kN, pour une longueur de 1 m seulement, c'est à dire une contrainte de cisaillement maximum de 140 kPa). Comparé à l'essai de référence du micro-pieu scellé au coulis de ciment, cette inclusion composite est 2.1 fois plus efficace. Cet ensemble d'essais d'arrachement d'inclusions n'est sans doute pas exhaustif, et mérite d'être affiné, mais il trace la piste des facteurs d'influence importants:

- le scellement avec matériau granulaire anguleux, très résistant, et dilatant sous cisaillement,
- l'installation d'une grille de chemisage rigide axialement, mais déformable radialement, rugueuse, et susceptible de bien s'ancrer dans le sol fin,
- le choix d'un diamètre extérieur d'inclusion (de chemisage), et d'un diamètre d'âme laissant libre un vide annulaire d'une épaisseur de quelques  $d_{50}$ ,
- la mise en place et le compactage du matériau granulaire de scellement à compacité élevée, sans toutefois briser les grains.

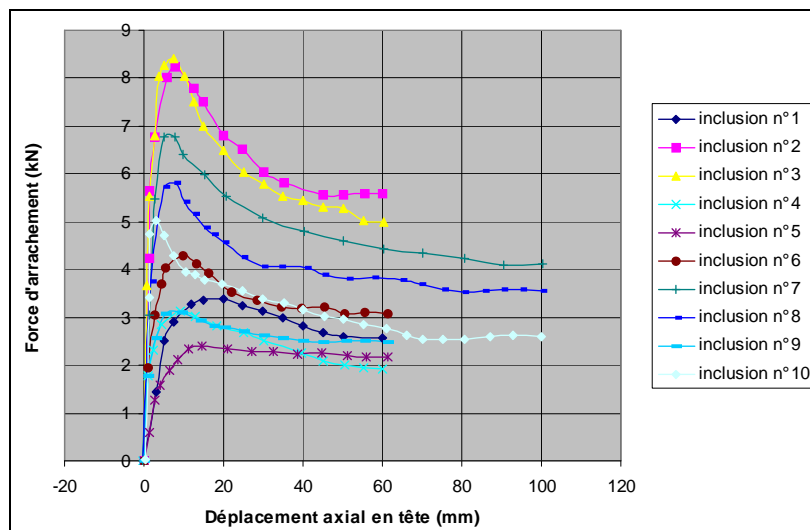


Fig. 9. Mobilisation globale du frottement latéral, essais n° 1 à 10

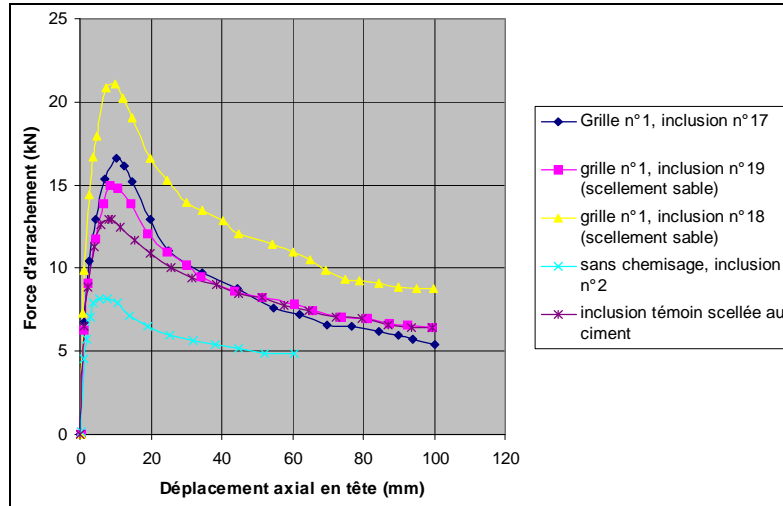


Fig. 10. Mobilisation globale du frottement latéral, essais n° 17 à 19

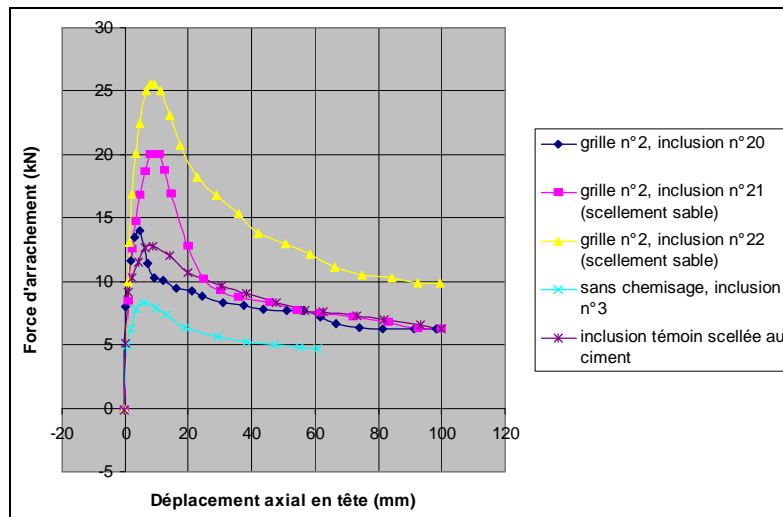


Fig. 11. Mobilisation globale du frottement latéral, essais n° 20 à 22

Ces critères sont éclairés par les essais de cisaillement direct d'interfaces qui suivent (§ 3).

### 3. ESSAIS DE CISAILLEMENT DIRECT EN LABORATOIRE

On pense généralement «cisaillement direct à contrainte normale constante» lorsqu'il est question de cisaillement direct ou de frottement d'interface. Il s'agit

d'une interprétation par défaut, car le cisaillement direct peut être conduit selon une *infinité de chemins de cisaillement direct*, BOULON [1], [2]. En particulier, le chemin de cisaillement direct à rigidité normale imposée est particulièrement représentatif des conditions cinématiques et mécaniques régnant à une interface sol-structure (cf § 4), ou au sein d'une fracture d'un massif rocheux fracturé. Cet essai de cisaillement direct est décrit ci-après, et des résultats de mesure sur les interfaces concernées par l'amélioration du frottement latéral dans les sols fins, sont présentés.

### 3.1. CISAILLEMENT DIRECT À RIGIDITÉ NORMALE IMPOSÉE

La figure 12 donne le principe d'un chemin de cisaillement direct à rigidité normale imposée, sur une interface sol-structure, à partir d'une contrainte normale initiale  $\sigma_{n0}$ . De nombreux résultats sont disponibles pour les interfaces sable-structure, HOTEIT [5], MOUTRAJI [8]. La figure 13 est une photo d'une machine de cisaillement direct classique, modifiée pour réaliser des essais de cisaillement direct d'interfaces sol-structure à rigidité normale imposée.

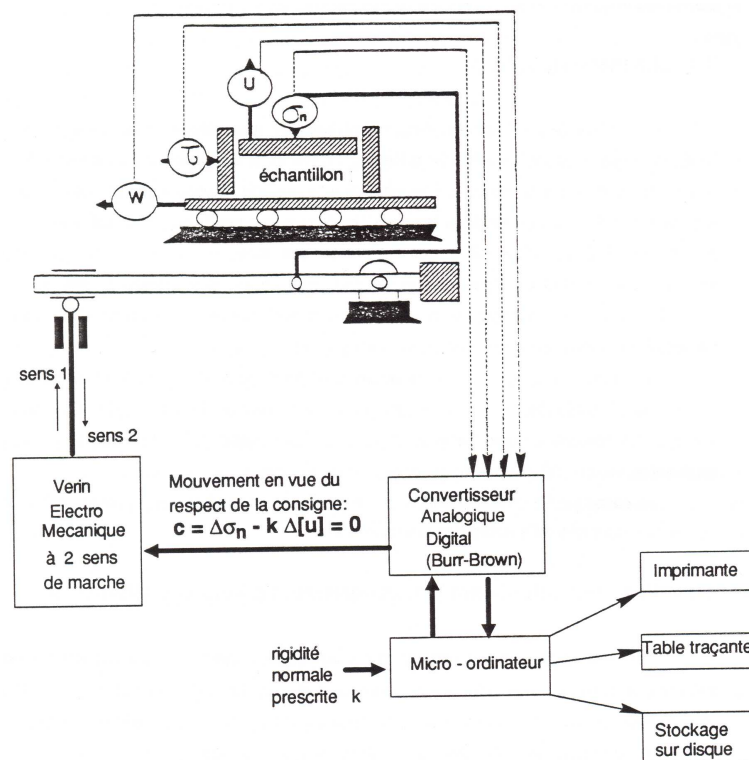


Fig. 12. Schéma de principe du cisaillement direct sol-structure à rigidité normale imposée

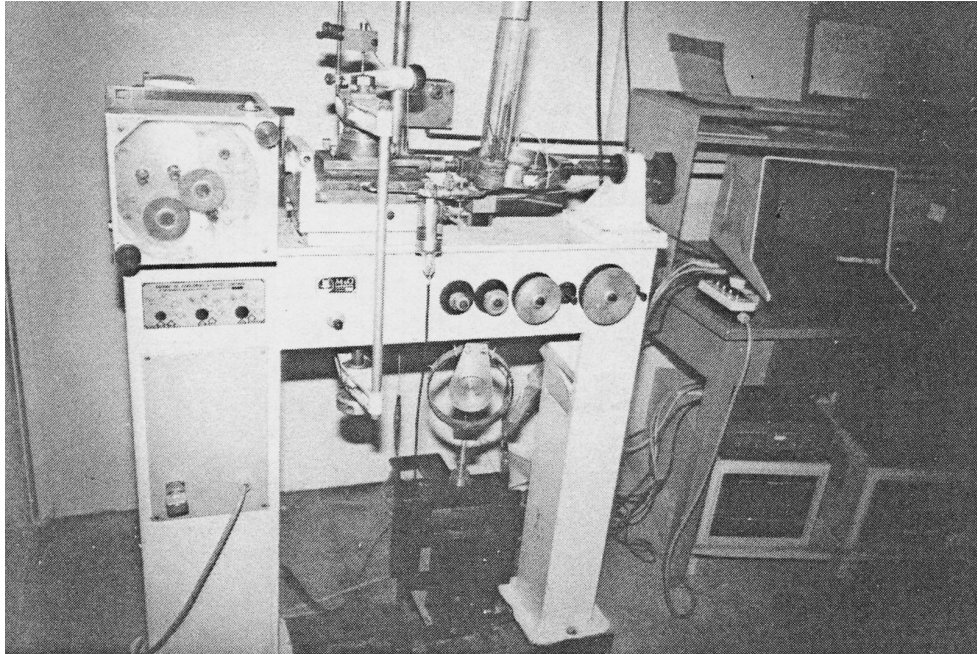


Fig. 13. Vue d'une boîte de Casagrande modifiée en vue du cisaillement direct à rigidité normale imposé: le poids mort agissant sur l'interface a été remplacé par un servo-moteur

### 3.2. CISAILLEMENT DIRECT SILT-SABLE

Au vu des résultats d'arrachement d'inclusions scellées au sable sans chemisage (tableau 2), nous n'avons pas jugé utile de mener une série d'essais de cisaillement direct sable-silt. En effet, la pénétration des grains de sable dans le silt, dès l'application de la contrainte normale initiale, annihile l'effet de dilatance de cette interface au cours du cisaillement.

### 3.3. CISAILLEMENT DIRECT SILT-CIMENT MOULÉ EN PLACE

Les résultats de cisaillement direct silt-ciment moulé en place sont importants puisqu'ils sont en relation directe avec les essais d'arrachement d'inclusions scellées au coulis de ciment. Mais il convient d'abord de réaliser des échantillons de ces interfaces, ce qui n'est pas banal. La figure 14 donne le principe de ces essais, à savoir la préparation de ciment moulé au contact du silt, et ancré sur une plaque métallique, le découpage à la trousse coupante de la partie silt, et l'insertion

de l'échantillon silt-ciment dans la boîte de cisaillement. La figure 15 est une photo de la plaque métallique permettant l'ancrage du ciment, moulé au contact du silt. A la figure 16, sont représentés les chemins de contraintes suivis lors de cisaillements directs de ce type d'interface à rigidité normale imposée  $k$  ( $k = 0, 500 \text{ kPa/mm}, 1000 \text{ kPa/mm}, 5000 \text{ kPa/mm}, \text{ et } \infty$ ). Le chemin  $k = 0$  représente un chemin à contrainte normale constante, tandis que le chemin  $k \rightarrow \infty$  est un chemin «à volume constant». La figure 16 traduit le fait que ces *chemins à rigidité normale imposée* sont *tous contractants*, et ce en fonction décroissante de  $k$ . Pour fixer les idées, le tableau 4 indique la contrainte de cisaillement maximum (de pic) qu'on peut espérer mobiliser en fonction de la contrainte normale initiale, et de la valeur de la rigidité normale.

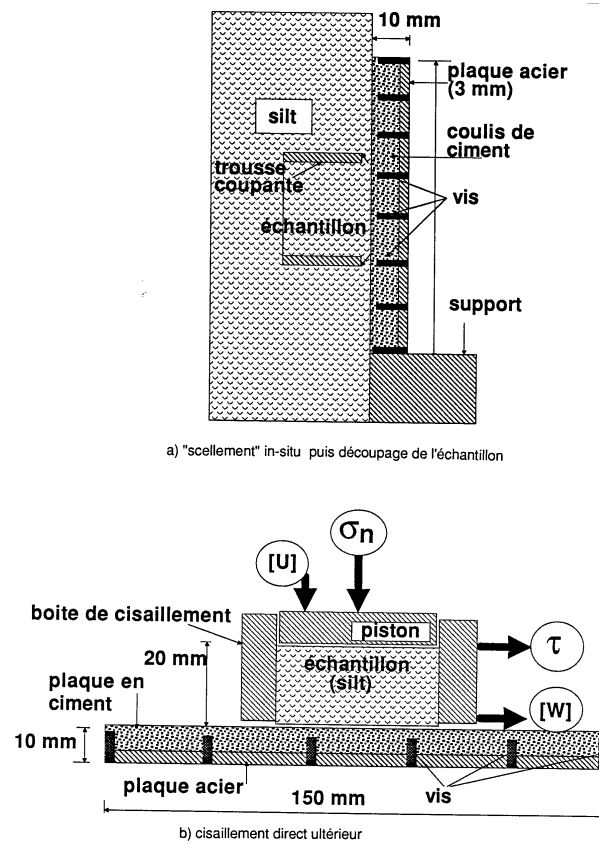


Fig. 14. Principe de préparation d'un échantillon de ciment moulé au contact du silt



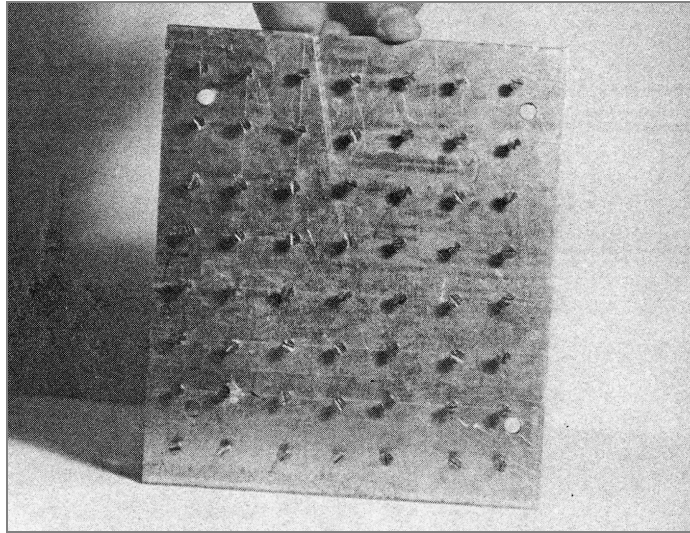


Fig. 15. Plaque métallique, partie mobile de la boîte de cisaillement, «hérissée» de vis permettant l'ancrage du ciment, avant moulage du ciment au contact du silt

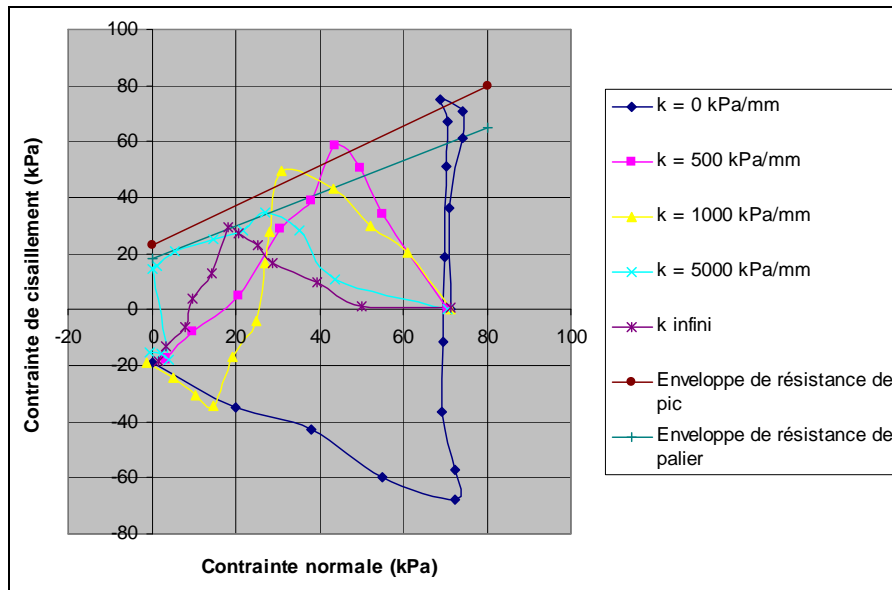


Fig. 16. Cisaillement d'interface silt-ciment moulé au contact du silt, à rigidité normal imposée. Chemins de contraintes, contrainte normale initiale: 50 kPa

Tableau 4

Interface silt–ciment moulé au contact, contrainte de cisaillement maximum mobilisée (en kPa) en fonction de la contrainte normale initiale et du chemin de cisaillement (repéré par la rigidité normale)

Contrainte normale Initiale (kPa)		50	150
Contrainte de cisaillement maxima mobilisée (kPa), selon chemin	A contrainte normale constante	68	110
	A rigidité normale imposée, $k = 500$ kPa	55	80
	A rigidité normale imposée, $k = 1000$ kPa	50	65
	A rigidité normale imposée, $k = 5000$ kPa	40	58
	À volume constant	30	50

### 3.4. CISAILLEMENT DIRECT GRILLE–SABLE

Les interfaces grille métallique–sable ont été construites en fixant de la grille sur la plaque mobile de la boîte de cisaillement. Le sable est le sable n° 2 ( $d_{50} = 3.2$  mm), et la grille est la grille n° 2 (3 mailles pour 10 mm). Le cisaillement direct grille métallique–sable a révélé un contact toujours extrêmement dilatant, comme le montrent la figure 17 et le tableau 5.

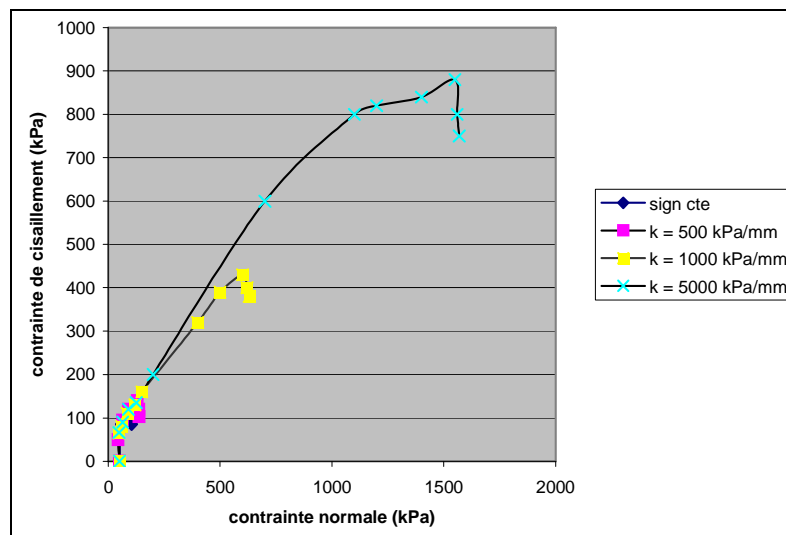


Fig. 17. Cisaillement d'interface grille métallique–sable, à rigidité normale imposée. Chemins de contraintes, contrainte normale initiale: 50 kPa. Sable n° 2 et grille n° 2

Tableau 5

Interface grille métallique n° 2-sable n° 2, contrainte de cisaillement maximum mobilisée (en kPa) en fonction du chemin de cisaillement (repéré par la rigidité normale).  
 Contrainte normale initiale: 50 kPa

Rigidité normale $k$ (kPa/mm)	0 (contrainte normale cte)	100	500	1000	5000
Contrainte de cisaillement max mobilisée	72	105	140	430	880

#### 4. MODÉLISATION SIMPLIFIÉE DU FROTTEMENT LATÉRAL

Nous allons maintenant utiliser les résultats de cisaillement d'interface pour modéliser le comportement d'inclusions sollicitées axialement. Le modèle est basé sur le schéma de WERNICK [17] (figure 18), montrant qu'une tendance dilatante se traduit par une augmentation de la contrainte normale d'interface, contrôlée par la rigidité du milieu environnant.

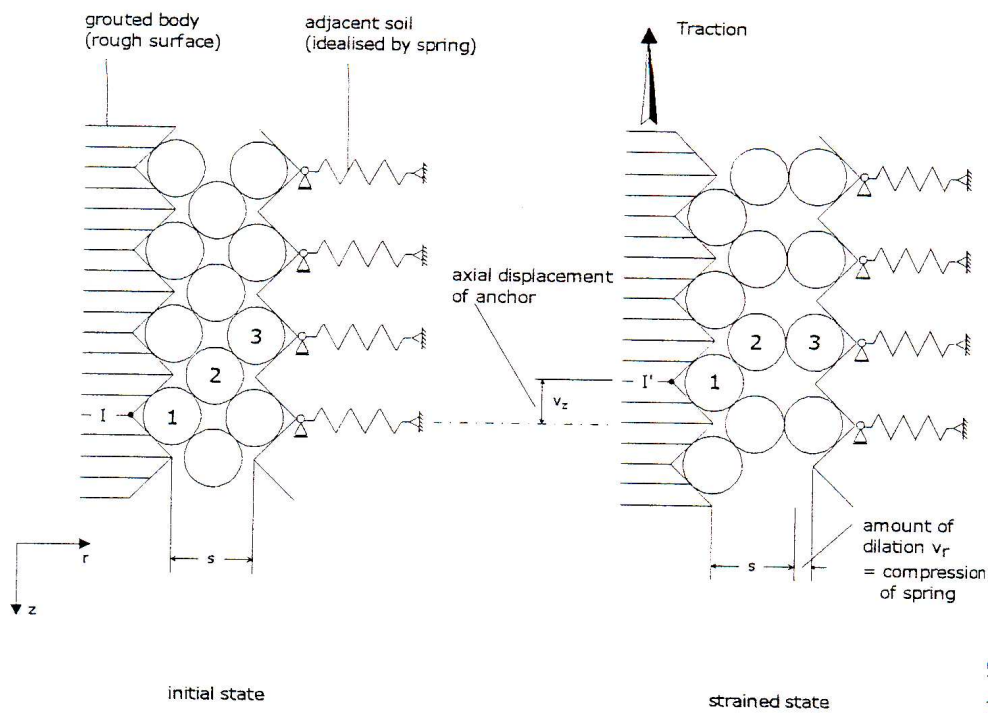


Fig. 18. Schéma d'effet de la dilatace d'interface proposé par WERNICK [17]

## 4.1. MODÈLE SIMPLIFIÉ D'INCLUSION SOLLICITÉE AXIALEMENT

A partir du schéma de Wernick, nous avons construit le modèle de la figure 19 indiquant qu'une inclusion de rayon  $R$ , ancrée dans un sol de module pressiométrique  $E_p$ , par l'intermédiaire d'un interface d'épaisseur  $e \ll R$ , et soumise à une sollicitation axiale, est confinée avec une rigidité normale  $k = 2 E_p/R$ . Ce modèle ignore le déplacement parallèle à l'axe de l'inclusion dans la masse du sol, ce qui constitue une limitation aux faibles forces d'arrachement. Le déplacement axial absolu en tête d'inclusion est ainsi sous-estimé. Par contre, le déplacement radial (très faible) est pris en compte à travers le module pressiométrique, ce qui n'altère pas la force limite calculée d'arrachement de l'inclusion.

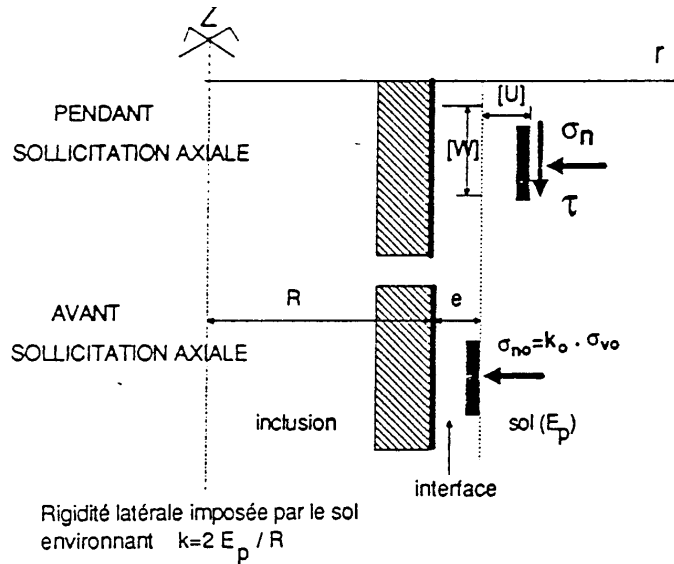


Fig. 19. Modèle d'inclusion sollicitée axialement, ancrée dans un sol de module pressiométrique  $E_p$ , soumise à une rigidité normale  $k = 2 E_p/R$

## 4.2. COMPORTEMENT D'INTERFACE SABLE-GRILLE CISAILLÉ À RIGIDITÉ NORMALE IMPOSÉE

Au vu des résultats de cisaillement grille métallique-sable, nous avons formulé analytiquement les courbes de mobilisation du frottement, sur chemins à rigidité normale imposée:

$$\tau = f(\sigma_{n0}, [w], k) \quad (1)$$

avec  $[w]$  déplacement relatif tangentiel en mm.

Cette formulation est bilinéaire (figure 20), compte tenu de la forme des courbes:

$$[w] < [w]_{\text{palier}} \quad \tau = E_0 \cdot [w], \quad (2)$$

$$\tau_{\text{palier}} = E_0 \cdot [w]_{\text{palier}}, \quad (3)$$

$$[w]_{\text{palier}} = (k + 60)/(30 + 0,1.k), \quad (4)$$

$$E_0 = \sigma_{n0} \cdot (30 + k^{0.5})/50, \quad (5)$$

avec  $k$  et  $E_0$  en kPa/mm. Soulignons qu'elle fait intervenir le niveau de contrainte normale, la rigidité normale (imposés par le massif de sol environnant), et bien entendu le déplacement relatif tangentiel local. La figure 20 présente une comparaison entre résultats expérimentaux et formulation analytique, que l'on peut considérer comme assez satisfaisante.

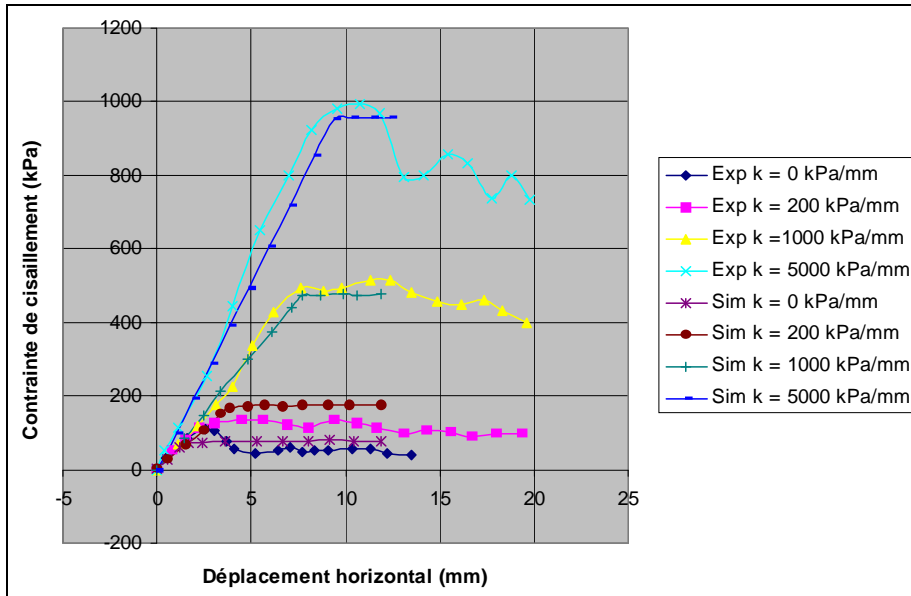


Fig. 20. Cisaillement direct grille métallique n° 2-sable n° 2, mobilisation du frottement, expérience et formulation analytique, pour  $\sigma_{n0} = 50$  kPa

#### 4.3. DISCRÉTISATION DU SYSTÈME SOL-INTERFACE-INCLUSION EN DIFFÉRENCES FINIES

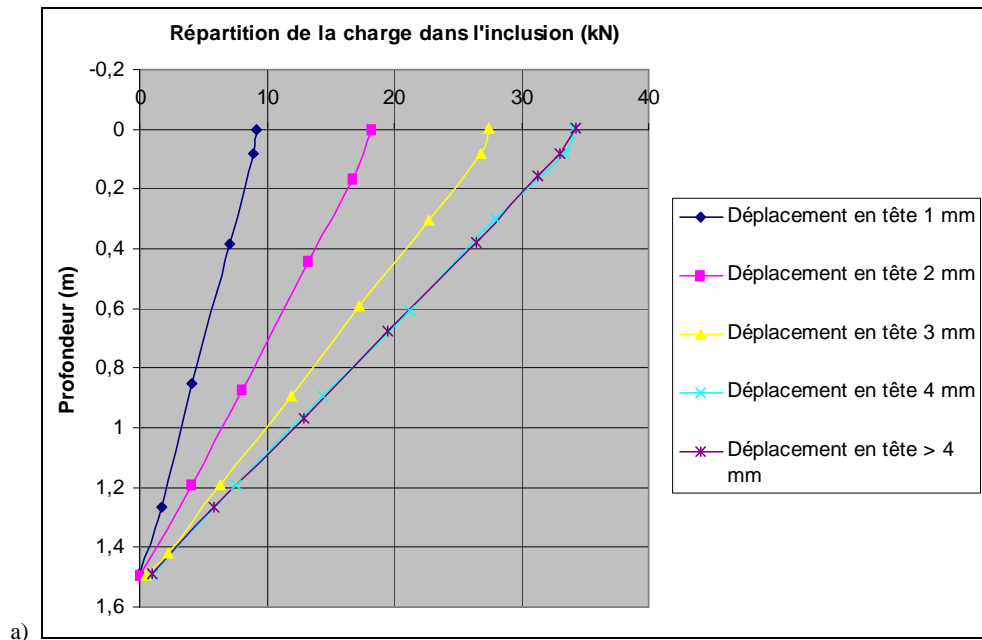
L'équilibre de l'inclusion est régi par l'équation différentielle classique:

$$\frac{dQ}{dz} = -p \cdot \tau(z) \quad (6)$$

avec  $Q$  effort normal dans l'inclusion,  $\tau(z)$  frottement latéral unitaire à la profondeur  $z$ , et  $p$  périmètre de l'inclusion (son rayon est  $R$ ). Le système sol–interface–inclusion a été discrétisé classiquement en différences finies, en prenant en compte le frottement latéral, mais aucune interaction de pointe, puisqu'il s'agit d'arrachement. Le frottement latéral unitaire est quantifié par  $\tau(z)$ , conformément aux formules (1) à (5). Les propriétés mécaniques du sol sont résumées par son module pressiométrique  $E_p$  comme indiqué figure 19. L'état initial est supposé être l'état  $K_0$  (ici égal à 0.5). L'inclusion est considérée comme axialement élastique (de module  $E_i$ ). Dans la démarche de discrétisation par différences finies (de premier ordre), l'inclusion est découpée en tranches (de longueurs égales ici), l'effort normal est défini dans chaque tranche, tandis que le déplacement relatif axial sol-inclusion est défini à la jonction entre tranches.

## 5. COMPARAISON EXPÉRIENCE MODÉLISATION

Nous donnons un exemple de calcul d'inclusion, correspondant aux paramètres suivants: Longueur de l'inclusion  $L = 1.5$  m; diamètre extérieur de l'inclusion:  $B = 45$  mm; module d'élasticité de l'inclusion:  $E_i = 2000$  kPa; module pressiométrique du silt:  $E_p = 2000$  kPa (recharge après décharge); rigidité normale imposée:  $k = 177$  kPa/mm; chemisage: grille métallique n° 2; scellement: sable n° 2; présence d'un sabot; discrétisation: 20 tranches.



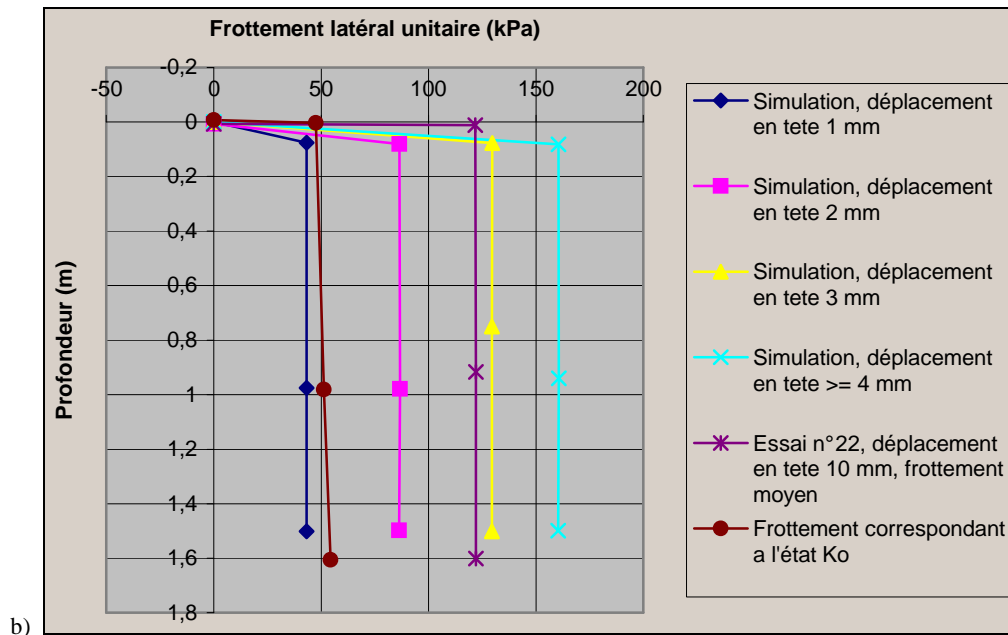


Fig. 21. Répartition de l'effort normal dans l'inclusion (a), et frottement latéral unitaire le long de l'inclusion (b), modélisation de l'inclusion n° 24, comportant un chemisage avec grille métallique n° 2, et scellement au sable n° 2, avec une longueur de 1.5 m (l'inclusion testée expérimentalement avait une longueur de 1 m seulement)

Les figures 21a et 21b donnent respectivement la répartition de l'effort normal, et le frottement latéral unitaire dans l'inclusion, avec le déplacement en tête comme paramètre. On notera une bonne concordance des frottements latéraux unitaires maximum mesuré (140 kPa) et calculé (160 kPa). La comparaison de ces valeurs avec le frottement latéral unitaire calculé selon l'hypothèse de pression des terres au repos (45 kPa) est également intéressante: Le frottement apparent (mesuré et calculé) est plus de trois fois supérieur au frottement réel.

## 6. CONCLUSION

Cet article comporte d'abord une série d'essais «de laboratoire en extérieur», d'arrachement d'inclusions ancrées dans le silt de l'Isère, de longueur métrique, et de divers types: scellées gravitairement au coulis de ciment ou au sable plus ou moins compact, chemisées (feuille d'aluminium, géotextile, grille métallique) ou non. L'amélioration du frottement latéral est basée sur l'idée d'augmentation du niveau local de contrainte normale (horizontale) au contact silt inclusion. L'inclusion scellée gravitairement au coulis de ciment a été prise comme référence, correspondant à un

niveau de contrainte calculable selon l'état  $K_0$ . Le *scellement au sable sans chemisage* s'est révélé *inefficace*, les grains pénétrant dans le silt sans augmenter le niveau local de contrainte. Le chemisage est un élément important et doit être extérieurement rugueux. Ainsi, les chemisages avec tôle d'aluminium et avec géotextile n'ont pas apporté d'amélioration. Les *chemisages avec grille métallique sont très efficaces*, apportant d'une part un ancrage dans le silt, et d'autre part une rugosité interne favorable à la dilatance du sable cisailé. La *chemise doit être dilatable radialement*, c'est à dire ne pas s'opposer au phénomène de dilatance. La *taille des grains de sable doit être adaptée à la maille de la grille*. Le sable siliceux utilisé pour le scellement n'est dilatant que si sa compacité est élevée. Un *compactage soigné du sable* est un gage de réussite. Des essais grandeur nature (inclusions de plusieurs mètres de longueur) ont été menés sans succès, très probablement en raison d'un compactage défectueux. Les meilleurs résultats d'amélioration ont été obtenus avec des inclusions scellées au sable grossier, à l'aide d'un chemisage à base de grille métallique, et un sabot en pointe, obligeant la rupture à se produire sur le rayon extérieur de l'inclusion. Nos essais ne permettent pas de conclure sur la pérennité de l'amélioration du frottement latéral, dans le temps (fluage? corrosion de la grille?), ou sous l'effet de cycles de chargement. Des essais complémentaires seraient utiles pour conclure sur le ratio optimum entre espace annulaire (occupé par le sable) et diamètre moyen des grains. Une modélisation constitutive (mobilisation du frottement local unitaire) et structurale (inclusion discrétisée en différences finies) des phénomènes a été réalisée sur la base d'essais de cisaillement direct sable-grille métallique à rigidité normale imposée, qui semblent bien traduire la réalité observée.

#### BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] BOULON M., *Basic features of soil structure interface behaviour*, Computers and Geotechnics, 1989, N° 7, pp. 115–131.
- [2] BOULON M., *Le comportement d'interfaces sol-structures, aspects expérimentaux et numériques*, Revue Française de Géotechnique, 1991, N° 54, pp. 27–37.
- [3] FEDA J., *Skin friction of piles*, Proc. VI° ECSMF, 1976, Vienna, Austria, pp. 423–428.
- [4] FORAY P., GENEVOIS J., LABANIEH S., GOULOIS A., *Effect of pile installation on bearing capacity of piles in sand*, French Contrib. XII° I.C.S.M.F.E., 1989, Rio de Janeiro, Brasil.
- [5] HOTEIT N., *Contribution à l'étude du comportement d'interface sable-inclusion et application au frottement apparent*, Thèse, 1990, Université Joseph Fourier, Grenoble.
- [6] LEVACHER D., BENNABI A., *Injection des pieux battus dans les sables carbonatés*, Annales de l'institut technique du bâtiment et des travaux publics, 1990, N° 489, pp. 57–72.
- [7] OSTERMAYER H., SCHEELE W., *Research on ground anchors in non-cohesive soils*, Revue Française de Géotechnique, N° spécial sur les tirants d'ancrage, 1978, pp. 67–81.
- [8] MOUTRAJI J., *Etude expérimentale et numérique du cisaillement direct silt-structure, et amélioration du frottement latéral dans les sols fins*, Thèse, 1992, Université Joseph Fourier, Grenoble.
- [9] PHILIPPONNAT G., *Le phicomètre, essai de cisaillement direct in-situ*, Revue Française de Géotechnique, 1986, N° 35, pp. 43–60.



- [10] PLUMELLE C., *Etude expérimentale des tirants d'ancrage*, Thèse, 1979, Université Paris 6.
- [11] PLYTAS C., *Contribution à l'étude expérimentale et numérique des interfaces sols granulaires-structures, application à la prévision du frottement latéral des pieux*, Thèse, 1985, Université Joseph Fourier, Grenoble.
- [12] SCHLOSSER F., GUILLOUX A., *Le frottement dans le renforcement des sols*, Revue Française de Géotechnique, 1981, N° 16, pp. 65–79.
- [13] SRIDHARAN A., MURTHY B.R., BINDUMADHAVA B., REVANASIDDAPPA K., *Technique for using fine-grained soil in reinforced earth*, Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1991, Vol. 117, N° 8, pp. 1174–1190.
- [14] VEZOLE P., *Soutènement par clouage, Clous scellés, Une amélioration très simple*, Annales de l'institut technique du bâtiment et des travaux publics, 1991, N° 491, pp. 23–24.
- [15] WEHR W., *Granular anchors in rock and soil*, PhD thesis, 1998, Karlsruhe Universität.
- [16] WERNICK E., *Stresses and strains on the surface of anchors*, Revue Française de Géotechnique, N° spécial sur les tirants d'ancrage, 1978, pp. 113–119.
- [17] WERNICK E., *Skin friction of cylindrical anchors in non-cohesive soils*, Symposium on Soil Reinforcing and Stabilizing Techniques, 1978, Sydney, Australia, pp. 201–219.