

# **SIMULATION NUMERIQUE D'ESSAIS EN CENTRIFUGEUSE SUR FRONT DE TAILLE RENFORCE**

## **FINITE ELEMENT SIMULATION OF CENTRIFUGE TESTS ON BOLT-REINFORCED TUNNEL FACE**

Cédric HOUNYEVOU KLOTUE<sup>1</sup>, Emmanuel BOURGEOIS<sup>2</sup>

<sup>1,2</sup> *Université Paris-Est, IFSTTAR-COSYS, France*

**RÉSUMÉ** – On propose de simuler numériquement des essais en centrifugeuse sur modèle réduit effectués par Al Hallak (1999) pour étudier le comportement du front de taille renforcé. On montre que l'on peut rendre compte des déplacements mesurés à condition de prendre en compte dans le modèle le frottement sol-boulon, et d'adopter une loi de comportement avancée pour le sol.

**ABSTRACT** – This article presents numerical simulations of centrifuge tests carried out by Al Hallak (1999) to study the behavior of the reinforced tunnel face. It shows that the measured displacements can be reproduced numerically provided that the model used accounts for the non-linearity of the ground/inclusion interface, and represents the ground behavior with a suitable constitutive model.

### **1. Introduction**

Le boulonnage du front de taille des tunnels est largement utilisé pour stabiliser l'excavation et limiter l'extrusion du front de taille et les mouvements en surface. Toutefois, le dimensionnement du renforcement reste largement empirique. La réalisation d'essais à la centrifugeuse constitue un moyen simple et plus économique à mettre en œuvre que l'instrumentation du front de taille d'un tunnel réel pour évaluer l'influence des boulons sur la réponse au creusement du front de taille. Nous proposons de reprendre l'étude des essais réalisés par Al Hallak au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées en 1999, en conduisant des simulations numériques tridimensionnelles avec CESAR, afin de cerner quelles hypothèses de modélisation permettent de reproduire au mieux le comportement observé expérimentalement.

### **2. Présentation des essais en centrifugeuse (Presentation of the centrifuge tests)**

Désignant par  $d$  les dimensions de l'ouvrage réel (appelé prototype) et par  $d_m$  les dimensions du modèle réduit, on définit le facteur de réduction d'échelle  $d^*$  par :  $d_m = d d^*$ . Le modèle réduit est soumis dans la centrifugeuse à l'accélération :  $g_m = g g^*$  où  $g$  désigne l'accélération de la pesanteur et  $g^*$  est choisi de manière à reproduire les mêmes contraintes dans le prototype et dans le modèle réduit (Corté et Garnier, 1986) :  $g^* d^* = 1$ .

Al Hallak (1999) a effectué une série d'essais avec la centrifugeuse de l'IFSTTAR à Nantes pour étudier le renforcement par boulonnage du front de taille d'un tunnel en terrain meuble. Pour ces essais, la nacelle a embarqué un conteneur en acier de 1200 x

800 x 720 mm rempli de sable de Fontainebleau, dans lequel on a placé un tube en acier qui représente le tunnel de diamètre 200 mm (Figure 1). Il est soumis à une accélération de 50 fois l'accélération de la pesanteur : le modèle réduit correspond donc à un prototype de 10 m de diamètre. Les caractéristiques du sable de Fontainebleau utilisé par Al Hallak (1999) durant ces essais sont :  $\gamma = 16 \text{ kN/m}^3$  ;  $\varphi = 39,4^\circ$  ;  $c = 8.1 \text{ kPa}$ .

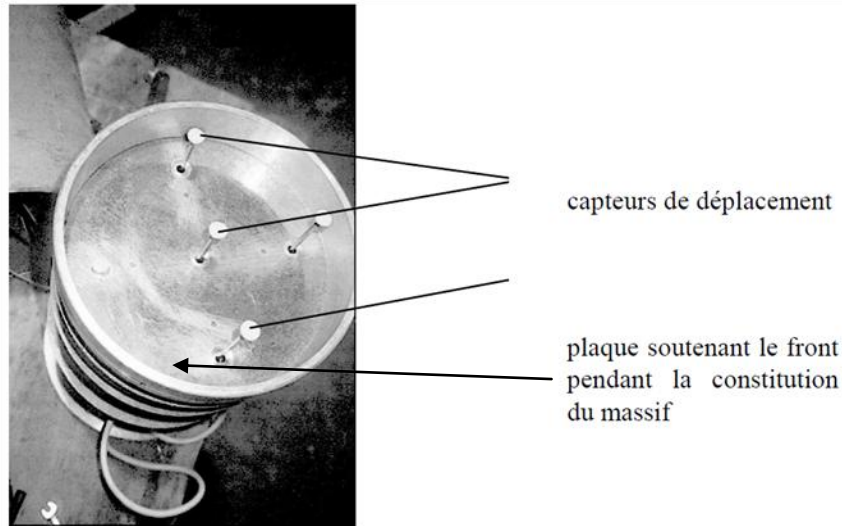


Figure 1. Equipement du tube représentant le tunnel dans le modèle [Al Hallak, 1999]

Les essais comportaient une première phase de montée en accélération, au cours de laquelle on applique sur le front de taille une pression croissante, afin d'assurer sa stabilité, suivie d'une deuxième phase où l'accélération était maintenue constante tandis que la pression appliquée était progressivement ramenée à zéro.

Six essais ont été réalisés pour tester l'influence des renforcements sur la réponse du front de taille (Tableau 1). L'essai I constitue l'essai de référence dans le cas d'un front non renforcé. L'essai II a permis de s'assurer, pour le front de taille non renforcé, de la reproductibilité des mesures. Les essais IV, V et VI correspondent à trois configurations de renforcement du front pour des tiges en PVC, et permettent de juger de l'influence du nombre de tiges et de leur longueur. L'essai III correspond à un nombre intermédiaire de tiges en acier, alors que dans tous les autres essais les tiges sont en PVC. Le diamètre indiqué pour les tiges filetées en acier de l'essai III est leur diamètre nominal.

Tableau 1. Caractéristiques du renforcement pour les différents essais

Essais	Paramètres du système de renforcement			
	Nombre de tiges	Matériau constitutif	Diamètre (mm)	Longueur (mm)
I	0	-	-	-
II	0	-	-	-
III	37	acier (E=210 000 MPa)	1,2	300
IV	28	PVC (E=3000 MPa)	3	300
V	48	PVC (E=3000 MPa)	3	300

### 3. Etude numérique du comportement du front de taille non renforcé (Numerical simulation of the behavior of the non reinforced tunnel face)

#### 3.1. Présentation du modèle numérique (Presentation of the numerical model)

Comme Al Hallak (1999) et Bourgeois et al (2001), nous simulons les différentes étapes des essais. Les dimensions du maillage sont définies à l'échelle du modèle réduit (Figure 2). Le maillage comporte 56800 nœuds et 17400 éléments quadratiques (pentaèdres à 15 nœuds et hexaèdres à 20 nœuds). Le contact entre le tunnel et le massif de sable est modélisé par une condition d'adhérence parfaite.

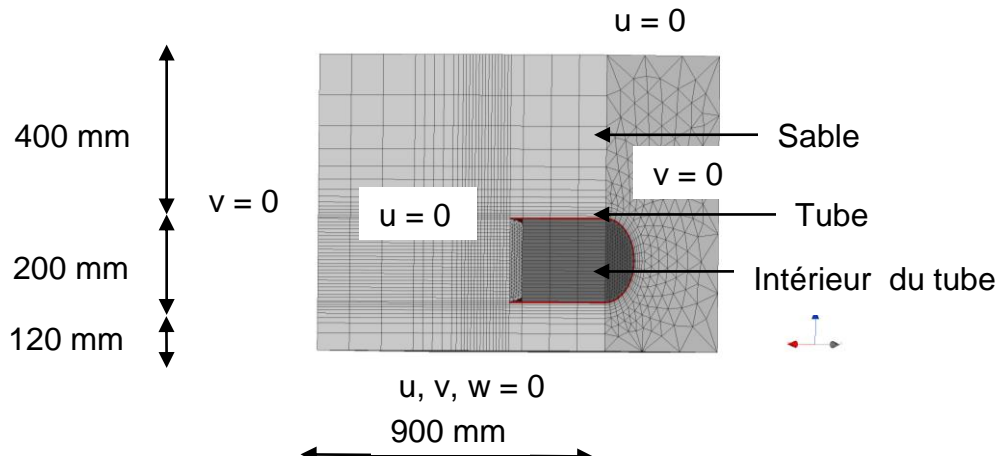


Figure 2. Maillage utilisé et conditions aux limites appliquées

Le tube en acier représentant le tunnel est supposé élastique. La loi de comportement adoptée pour le sable de Fontainebleau est une version modifiée du modèle de Fahey et Carter (1993) ; le module de cisaillement tangent  $G_t$  est donné par l'expression suivante :

$$G_t = G \exp\left(-\frac{q}{\alpha}\right) \quad (1)$$

où  $q$  est le déviateur des contraintes et  $\alpha$  un paramètre qui contrôle la décroissance de  $G_t$  lorsque  $q$  augmente. Le module  $G$  dépend de la contrainte moyenne suivant :

$$G = \text{Max}\left\{G_{\min}; G_o\left(\frac{p}{p_a}\right)^n\right\} \quad (2)$$

où  $p$  est la contrainte moyenne et  $p_a$  la pression atmosphérique.  $G_o$  est un module de cisaillement de référence, tandis que  $G_{\min}$  est une valeur minimum pour  $G$ . Le reste du modèle est défini par le coefficient de Poisson  $\nu$ , supposé constant, et les paramètres plastiques habituels du critère de Mohr-Coulomb  $c$ ,  $\phi$ ,  $\psi$ .

Ne disposant pas des résultats des essais triaxiaux obtenus par Maréchal en 1999 sur le sable de Fontainebleau, nous avons fait appel au directeur du laboratoire GMG (Géomatériaux et modèles géotechniques) du département GERS de l'IFSTTAR, qui nous a fourni les résultats d'essais triaxiaux sur le même sable de Fontainebleau. Nous avons utilisé une application de simulation numérique des lois de comportement développée par

le département COSYS-LISIS de l'IFSTTAR pour caler les paramètres élastiques et plastiques du modèle retenu à partir des résultats de ces essais triaxiaux. Les valeurs obtenues par ce calage sont données dans le Tableau 2. Les paramètres du tube sont les mêmes que ceux d'Al Hallak (1999).

Tableau 2. Paramètres de calcul

Lois de comportement	Paramètres
Massif : modèle de Fahey et Carter modifié	$G_0 = 18 \text{ MPa}$ ; $\alpha = 30 \text{ MPa}$ ; $n = 1$ , $G_{\min} = 1,5 \text{ MPa}$ ; $\nu = 0,278$ ; $c = 5 \text{ kPa}$ ; $\varphi = 38^\circ$ ; $\psi = 15$
Tube: élasticité linéaire	$E = 220\,000 \text{ MPa}$ ; $\nu = 0,2$

Les contraintes initiales sont géostatiques, avec  $K_0 = 0,38$ . Après l'étape d'initialisation des contraintes, les phases de calcul sont analogues aux essais.

### 3.2. Résultats (Results)

#### 3.2.1. Déplacement en haut du front (displacement at the top of the face)

La Figure 3 compare les déplacements mesurés (Al Hallak, 1999) pour le point situé 30 mm en-dessous du haut du front avec les valeurs calculées pour le cas non renforcé. Les paramètres du modèle (cf. Tableau 2) ont été calés de manière à obtenir un bon accord avec les mesures.

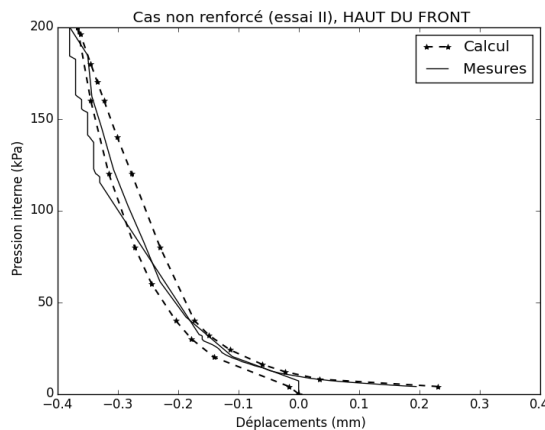


Figure 3. Déplacement du point situé en haut du front dans le cas non renforcé (essai II) : comparaison calcul-mesures

#### 3.2.2. Pression minimum de soutènement

Au cours de l'essai 2 (front non renforcé), la valeur de la pression interne dans le tube pour laquelle la rupture du front se produit à la fin de la phase 2 était égale à 8 kPa (Al Hallak, 1999). Numériquement, la valeur minimale de la pression interne nécessaire pour assurer la stabilité du front est 5,6 kPa (soit une différence relative de 43 % par rapport à celle mesurée).

#### 4. Simulations dans les cas renforcés (Simulation in the reinforced cases)

Al Hallak (1999) a réalisé trois essais avec un front renforcé. Deux approches alternatives ont été adoptées dans la suite pour représenter le renforcement dans les simulations numériques : l'utilisation d'éléments de barre prenant en compte le frottement entre le sable et les tiges (calculs discrétisés), et l'utilisation du modèle multiphasique de Sudret et de Buhan (1999) (calculs homogénéisés).

Les simulations pour les essais renforcés ont été effectuées avec les mêmes paramètres que pour le cas non renforcé ; pour les tiges, on se réfère au Tableau 1.

Pour les calculs discrétisés, le modèle adopté pour tenir compte du frottement sol-tiges est dérivé de celui proposé par Abdelouhab et al (2010) (Figure 4). Il associe une loi élastique bilinéaire et un comportement parfaitement plastique, et fait intervenir quatre paramètres : C1, C2 représentent la rigidité de l'interface entre les tiges et le sable ; I1, I2 sont les valeurs limites de la force d'interaction. Les valeurs retenues pour ces paramètres (Tableau 3) ont été choisies de manière à se rapprocher au mieux des mesures et obtenir la rupture du front au cours de la phase 2.

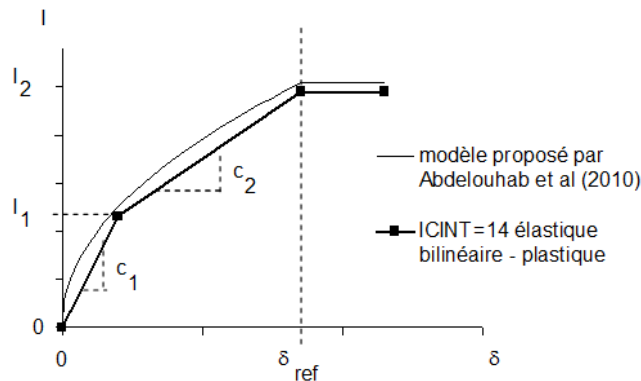


Figure 4. Modèle adopté pour simuler le frottement sable-tiges

Tableau 3. Paramètres retenus pour le modèle d'interaction sol-tiges

Essais	Diamètres (mm)	Paramètres retenus	
IV, V, VI (tiges en PVC)	3	C <sub>i1</sub> = 5 10 <sup>7</sup> N/m <sup>2</sup> ; C <sub>i2</sub> = 10 <sup>7</sup> N/m <sup>2</sup>	I <sub>1</sub> = 50 N/m ; I <sub>2</sub> = 100 N/m
III (tiges en acier)	1,2		I <sub>1</sub> = 10 N/m ; I <sub>2</sub> = 20 N/m

Pour les calculs homogénéisés, on a modélisé les tiges en utilisant le modèle multiphasique de Sudret et de Buhan dans la zone renforcée. On utilise la version la plus simple du modèle, où l'on néglige la différence entre le mouvement moyen du sol et celui des barres. Avec cette hypothèse, le modèle ne permet pas d'imposer une limite à l'effort transmis par le sol aux tiges par frottement. Le maillage est simplifié par le fait que les tiges sont diluées sur toute la zone renforcée. Les paramètres requis sont le module de Young des tiges (Tableau 1), et la fraction volumique des tiges (Tableau 4).

Tableau 4. Paramètres de renforcement pour le modèle multiphasique

Essais	Fraction volumique
III	0,0012
IV	0,0063
V	0,0108

#### 4.1. Comparaisons entre calculs et mesures (Comparison between calculations and measurements)

##### 4.1.1. Influence du nombre de tiges (influence of the numbers of rods)

La Figure 5 compare les déplacements mesurés et calculés pour le capteur placé en haut du front, pour un front non renforcé, renforcé par 28 et 48 tiges en PVC (essais II, IV et V respectivement). La proximité des résultats des essais IV (front renforcé par 28 tiges en PVC) et V (front renforcé par 48 tiges en PVC) semble indiquer qu'il existe une limite au-delà de laquelle il n'est pas efficace d'augmenter le nombre de boulons dans le front.

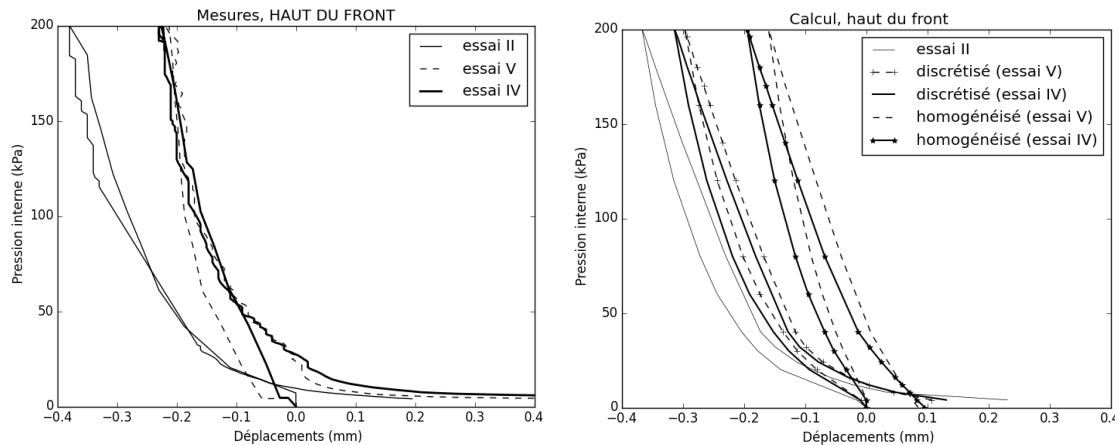


Figure 5. Déplacements mesurés et calculés en haut du front pour le front non renforcé (essai II) et pour le front renforcé par 28 tiges (essai IV) et 48 tiges (essai V) en PVC

Le résultat des calculs pour l'essai IV est encadré par ceux des essais V et II. Ils sont plus proches de l'essai V que de l'essai II, et cohérents, du point de vue qualitatif, avec les mesures. Pour les calculs homogénéisés, on ne parvient pas à reproduire la rupture du front de taille à cause du modèle utilisé qui ne prend pas en compte le frottement sol-tiges.

##### 4.1.2. Cas du front renforcé par 37 tiges en acier (Face reinforced by 37 steel rods)

La Figure 6 compare les déplacements mesurés pour le point placé en haut du front au cours des essais II, V et III. Au début de la phase 1, le front semble plus raide pour l'essai III que pour l'essai V. Cependant, le déplacement maximal à la fin de la phase 1 est plus grand pour l'essai III que pour l'essai V (mais plus faible que dans le cas non renforcé).

Dans les calculs homogénéisés (sans limitation sur le frottement maximum mobilisable entre les tiges et le sable), la prise en compte des tiges se ramène à une augmentation de la rigidité du sol renforcé : avec cette approche, les tiges en acier (essai III) introduites dans le massif de sol augmentent plus sa rigidité que celles en PVC (essai V).

L'approche discrétisée permet de prendre en compte le glissement relatif des tiges et le sable. Le diamètre des tiges était de 1,2 mm pour les tiges en acier et de 3 mm pour celles en PVC. D'autre part, les tiges en PVC avaient été enduites de colle puis enrobées de sable lors des essais, contrairement aux tiges en acier. Le frottement entre les tiges en PVC et le massif de sol est donc plus important que celui des tiges en acier, ce qui explique le facteur 5 entre les valeurs des forces d'interaction  $I_1$  et  $I_2$  du modèle pour les deux types de tiges. Avec ces paramètres, les déplacements calculés au cours de l'essai III, se placent entre ceux des essais II et V (cf. 0), conformément aux mesures.

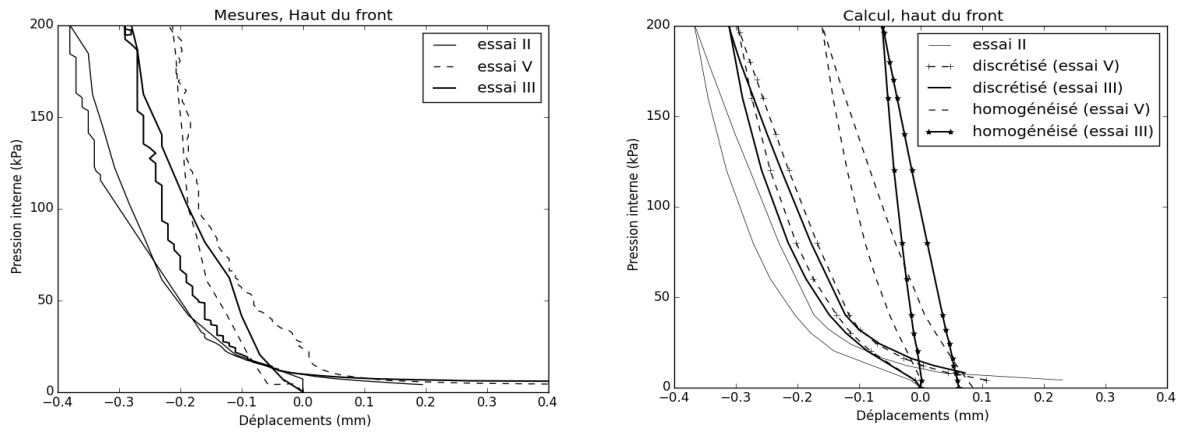


Figure 6. Déplacements mesurés et calculés en haut du front : cas non renforcé (essai II) et front renforcé par 48 tiges en PVC (essai V) et par 37 tiges en acier (essai III)

#### 4.1.3. Pression minimum de soutènement

En ce qui concerne la pression de confinement, Al Hallak (1999) donne pour la pression de soutènement au front la valeur minimale de 5,6 kPa pour l'essai IV, intermédiaire entre les valeurs obtenues pour les essais II (8 kPa) et V (4 kPa). La pression nécessaire pour assurer la stabilité du front semble donc plus faible pour un front renforcé que pour un front non renforcé, et plus faible pour un plus grand nombre de tiges.

Numériquement, on obtient pour les calculs discrétisés, des pressions de rupture de 4,4 kPa (essai IV) et de 4,1 kPa (essai V). Qualitativement, la valeur obtenue pour 28 tiges est intermédiaire entre celle obtenue pour 0 (essai II) et pour 48 tiges (essai V), conformément aux résultats expérimentaux, même si les différences relatives sont de 27% et 2,5% par rapport aux mesures.

En conclusion, l'augmentation du nombre de tiges au front améliore plus la stabilité de ce dernier.

## 5. Discussion et conclusion

Pour simuler ses essais, Al Hallak (1999) avait proposé une modélisation tridimensionnelle dans laquelle chaque tige était discrétisée en éléments de volume et entourée d'éléments de contact ; le comportement du sol était modélisé à l'aide du modèle de Mohr-Coulomb (avec une élasticité linéaire). Bourgeois et al (2001) ont utilisé le modèle homogénéisé développé pour les sols renforcés par inclusions linéaires par Sudret et de Buhan, restreint à l'hypothèse d'adhérence parfaite entre les inclusions et le sol ; le modèle utilisé pour le sol était élastique linéaire parfaitement plastique. Les auteurs avaient décomposé la phase de montée en accélération de la centrifugeuse en étapes successives, pour pouvoir rendre compte de l'augmentation progressive du module du sable due à sa densification et à l'augmentation de la contrainte moyenne.

Pour les essais II, IV et V, les simulations numériques de Al Hallak (1999) donnent dans l'ensemble des résultats en assez bon accord avec les mesures, mais les déplacements à la fin de la phase 1 sont assez nettement sous-estimés. Les modélisations représentent

relativement bien la phase de l'essai de diminution de la pression interne et la perte de stabilité du front. Les calculs de Bourgeois et al (2001), donnent des déplacements pour 28 tiges qui se placent entre ceux obtenus pour le front non renforcé et ceux obtenus pour 48 tiges ; en revanche, les déplacements obtenus pour 37 tiges en acier sont beaucoup plus faibles que dans tous les autres cas. Pour tous les essais, la rupture du front n'est pas reproduite dans les simulations, à cause du choix fait pour modéliser les tiges.

Dans le travail présenté ici, les tiges sont représentées par des éléments de barre intégrant une loi d'interaction pour décrire le frottement du sable le long des tiges. Cette approche permet d'obtenir pour les déplacements des résultats acceptables par rapport aux mesures : les calculs rendent compte de l'influence des tiges sur le déplacement du front, de la différence entre les essais avec 28 et 48 tiges et de la longueur des tiges. Ils rendent compte également de la rupture du front, avec des écarts relatifs de 27% et 2,5% par rapport aux valeurs mesurées, et donnent pour l'essai III des déplacements (un peu) plus grands que pour les essais IV et V. Dans l'essai III, le comportement du front est gouverné par la résistance de l'interface sol-boulon, et il est donc crucial de la prendre en compte pour obtenir une modélisation acceptable. Le modèle d'interaction barre-sable utilisé ici est relativement simple, mais nécessite la détermination de paramètres additionnels : faute d'essais permettant de caractériser l'interface tiges-boulons dans les essais en centrifugeuse, ces paramètres ont été déterminés ici par calage.

L'autre apport des modélisations présentées ici réside dans le modèle utilisé pour le sable : il prend en compte la variation du module de cisaillement en fonction de la contrainte moyenne dans le sol, ce qui permet d'éviter de caler le module dans différentes zones du maillage à plusieurs étapes de la phase de montée en accélération. Après avoir fait des études paramétriques sur le modèle de Fahey et Carter modifié, nous avons pu simuler la réponse du front dans le cas non renforcé et les cas renforcés, avec les mêmes paramètres pour le sol dans tout le maillage et pour tout le déroulement de chaque essai.

Enfin, on peut signaler que les moyens de calcul actuels permettent d'utiliser des maillages beaucoup plus fins qu'il y a une quinzaine d'années.

## 6. Références

- AL HALLAK, R. Etude expérimentale et numérique du renforcement du front de taille par boulonnage dans les tunnels en terrains meubles; thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1999.
- BOURGEOIS, E.; GARNIER, D.; SEMBLAT, J-F.; SUDRET, B.; AL HALLAK, R. Un modèle homogénéisé pour le boulonnage du front de taille des tunnels : simulation d'essais en centrifugeuse, Revue française de génie civil 2001, 5(1), pp. 1-38.
- CORTE, JF.; GARNIER, J. Une centrifugeuse pour la recherche en géotechnique. Bull. liaison laboratoires des Ponts et Chaussées 1986, n° 146, pp. 5-28.
- TERNET, O. Constitution et caractérisation des massifs de sable : application aux essais en centrifugeuse et en chambre de calibration; thèse de doctorat, Université de Caen, 1999.
- THOREL, L.; RAULT, G.; GARNIER, J.; MURILLO, C.; GAUDICHEAU, P.; NEEL, A.; FAVRAUD, C. Mesures en macrogravité sur modèles réduits d'ouvrages géotechniques. Bull Lab Ponts et Chaussées 2008, n°273, pp. 93-131.
- SUDRET, B.; DE BUHAN, P. Modélisation multiphasique des matériaux renforcés par inclusions linéaires; C.R.Acad.Sci. Paris, t.327, série IIb, 1999.