

# LOIS ANISOTROPES POUR LA PREVISION DES TASSEMENTS DUS AU CREUSEMENT DE TUNNELS SUPERFICIELS.

## **ANISOTROPIC LAWS FOR PREDICTING SETTLEMENTS CAUSED BY SHALLOW TUNNELLING.**

Nicolas GILLERON<sup>1,2</sup>, Emmanuel BOURGEOIS<sup>1</sup>, Adrien SAITTA<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Université Paris-Est, IFSTTAR, COSYS, Marne-La-Vallée, France

<sup>2</sup> EGIS, Paris, France

**RÉSUMÉ** – On étudie l'influence d'un comportement anisotrope transverse du sol sur la prévision des tassements dus au creusement d'un tunnel. On montre la sensibilité particulière des tunnels superficiels à ce type de modèle. On met en évidence les contradictions de la littérature sur l'influence de tels modèles. Cette étude donne des pistes d'une formulation de l'anisotropie permettant d'améliorer la prévision des tassements. Les modélisations sont réalisées à l'aide de CESAR-LCPCv6.

**ABSTRACT** – *We discuss the influence of a transverse anisotropic behavior of the soil on the predictions of the settlements due to tunnel excavation. The particular sensitivity of shallow tunnels in this type of model is illustrated. We highlight the contradictions in the literature on the influence of such models. This study brings ways to formulate anisotropy to improve the settlements predictions. The numerical simulations are made with CESAR-LCPCv6.*

### 1. Introduction

Le choix de la loi de comportement du massif de sol est essentiel pour la prévision des déplacements provoqués par le creusement d'un tunnel superficiel. S'il dépend clairement du type de sol et de son état de confinement, sa dépendance à la typologie de l'ouvrage géotechnique est moins évidente. Le sol est généralement modélisé un comportement isotrope, avec différents degrés de complexité dans les formulations. Le rapport (ITA, 2007) souligne que les modèles numériques surestiment la largeur de la cuvette de tassement, on propose de discuter l'impact de l'hypothèse d'un comportement isotrope. Dans un premier temps, on introduit l'anisotropie transverse et son influence dans le calcul du tassement. On présente ensuite une étude bibliographique sur l'apport de l'anisotropie, qui montre des contradictions entre les approches. Les sources sont principalement anglo-saxonnes et s'étendent sur les trente dernières années avec des modélisations numériques et analytiques. On précise ainsi l'influence de l'anisotropie sur la largeur des cuvettes de tassement. On donne en conclusion quelques pistes pour introduire l'anisotropie du sol dans l'étude des tunnels superficiels.

### 2. L'anisotropie transverse pour les tunnels superficiels

#### 2.1 Description

La formation géologique du massif par apport successif de matériau et consolidation gravitationnelle est à l'origine d'une anisotropie transverse des propriétés mécaniques.

Dans ce cadre, la relation contraintes-déformations s'écrit est donnée par l'équation (1) où  $x, y$  définissent le plan d'isotropie horizontal et  $z$  l'axe vertical (Puzrin, 2012) :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_h} & -\frac{\nu_{hh}}{E_h} & -\frac{\nu_{vh}}{E_v} & & & \\ -\frac{\nu_{hh}}{E_h} & \frac{1}{E_h} & -\frac{\nu_{vh}}{E_v} & & & \\ -\frac{\nu_{vh}}{E_v} & -\frac{\nu_{vh}}{E_v} & \frac{1}{E_v} & & & \\ & & & \frac{1+\nu_{hh}}{E_h} & 0 & 0 \\ & & & 0 & \frac{1}{2G_{vh}} & 0 \\ & 0 & & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{vh}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{bmatrix} \quad (1)$$

On a donc cinq paramètres indépendants :  $E_h, E_v, \nu_{hh}, \nu_{vh}$  et  $G_{vh}$ . Avec ces paramètres on définit trois rapports caractéristiques.

Le premier est le rapport entre les élasticités horizontale et verticale  $n = E_h / E_v$ .

On introduit également le rapport entre les modules de cisaillement horizontal et vertical  $\alpha = G_{hh} / G_{vh}$ .

On définit ensuite le rapport entre le module de cisaillement vertical et le module d'élasticité verticale  $m = G_{vh} / E_v$ . Pour un massif isotrope, il est égal à  $m_{iso} = 1/[2(1+\nu_{hh})]$ . Sa valeur est comprise entre 0,33 (cas non drainé  $\nu=0,5$ ) et 0,5 (cas  $\nu=0$ ). On s'intéressera au rapport  $m / m_{iso}$ .

On peut établir la relation suivante entre les différents rapports :

$$\frac{m}{m_{iso}} = \frac{n}{\alpha} \quad (2)$$

Un premier jeu de modèles propose de ne modifier, par rapport à la situation isotrope, que le module de cisaillement vertical  $G_{vh}$ . Trois paramètres sont alors nécessaires pour décrire le comportement :  $E, \nu$ , et  $G_{vh}$ .

Un modèle plus complet (dans la mesure où il permet de prendre en compte des modules différents dans les directions verticale et horizontale par exemple) et souvent repris dans la littérature, est le modèle de (Graham et Houlsby, 1983). Il ne fait intervenir que trois paramètres indépendants  $\alpha, E_v$  et  $\nu_{hh}$ , les autres paramètres du modèle,  $\nu_{vh}, E_h$  et  $G_{vh}$ , étant déterminés par les relations suivantes :

$$\alpha = \frac{G_{hh}}{G_{vh}} = \frac{\nu_{hh}}{\nu_{vh}} = \sqrt{\frac{E_h}{E_v}} = \sqrt{n} = \frac{m}{m_{iso}} \quad (3)$$

## 2.2 Importance en tunnels urbains

On considère un tunnel superficiel de 10 m de diamètre à une profondeur de 20 m dans un massif homogène élastique de coefficient de pression des terres au repos égal à 0,7. L'excavation est modélisée en déformations planes par une relaxation totale des contraintes. A titre de comparaison, on considère également une semelle rigide filante de

largeur 10 m soumise à un effort choisi pour obtenir le même ordre de grandeur de déformation verticale pour les deux simulations.

On reprend ici la démarche de (Lee et Rowe, 1989) pour illustrer l'influence de la prise en compte de l'anisotropie, en la complétant pour prendre en compte le cas d'un tunnel profond et pour représenter la cartographie des déformations autour de l'ouvrage.

On visualise sur le Tableau 1 les isovaleurs des déformations verticale et de glissement pour ces deux ouvrages, pour le cas où l'anisotropie se traduit par un module de cisaillement vertical  $G_{vh}$  égal à 25 % de la valeur du cas isotrope. On a grisé l'étendue du massif concernée par une déformation significative, supérieure à 0,1 % soit environ un tiers de la valeur maximale obtenue dans les deux cas.

Dans le cas de la semelle, la déformation verticale et celle de glissement sont maximales à son coin. Dans le cas du tunnel superficiel, la valeur maximale de la déformation verticale est située en clé de l'ouvrage, celle de la déformation de glissement est située en rein. On voit nettement que le rapport de la surface en glissement par rapport à celle en déformation verticale est plus faible pour la semelle que pour le tunnel superficiel. Par rapport à la situation isotrope, la déformation de glissement s'étend significativement plus que la déformation verticale en tunnel. A l'inverse, sur la semelle, les deux déformations progressent du même ordre de grandeur.

Cette différence de sensibilité vis-à-vis du module de cisaillement se confirme sur la Figure 1 où on relève le tassement de la semelle et le tassement en surface au dessus du tunnel à l'issue de l'excavation en fonction du module de cisaillement vertical. Si le module de cisaillement vertical est égal à 50 % de sa valeur isotrope, le tassement de la semelle sera augmenté de 30 % celui du tunnel superficiel de 80 %.

Cette observation n'est pas valable pour les tunnels profonds : on a modélisé un tunnel profond en modifiant les conditions limites et en appliquant la contrainte à l'axe du tunnel à l'ensemble du massif ; l'anisotropie du champ de contraintes initiales a été conservée. Dans ce cas le rapport entre les déformations n'est pas fortement modifié par le changement du module de cisaillement et le profil de la convergence en clé par rapport à la variation du module de cisaillement est proche de celui de la semelle (Tableau 1 et Figure 1).

On a ici illustré la nécessité d'adapter le modèle de comportement à la structure étudiée : un modèle avec un module de cisaillement vertical indépendant a peu d'influence sur le calcul des déplacements d'une semelle ou d'un tunnel profond, beaucoup sur celui d'un tunnel superficiel. Il convient donc d'y porter une attention particulière.

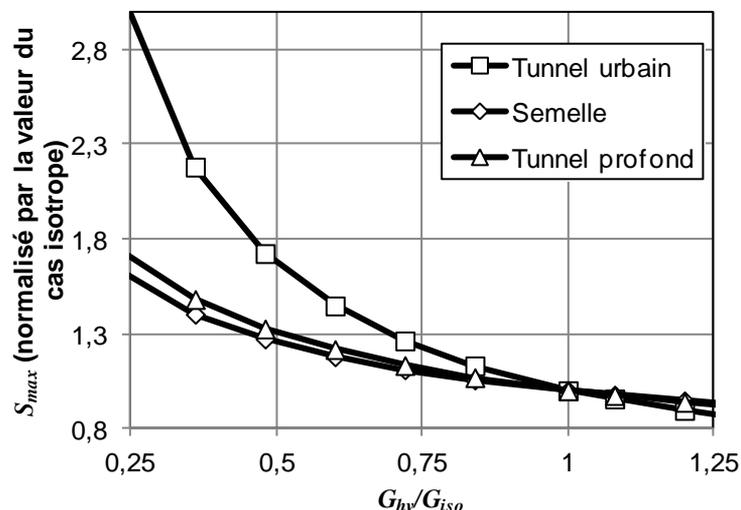
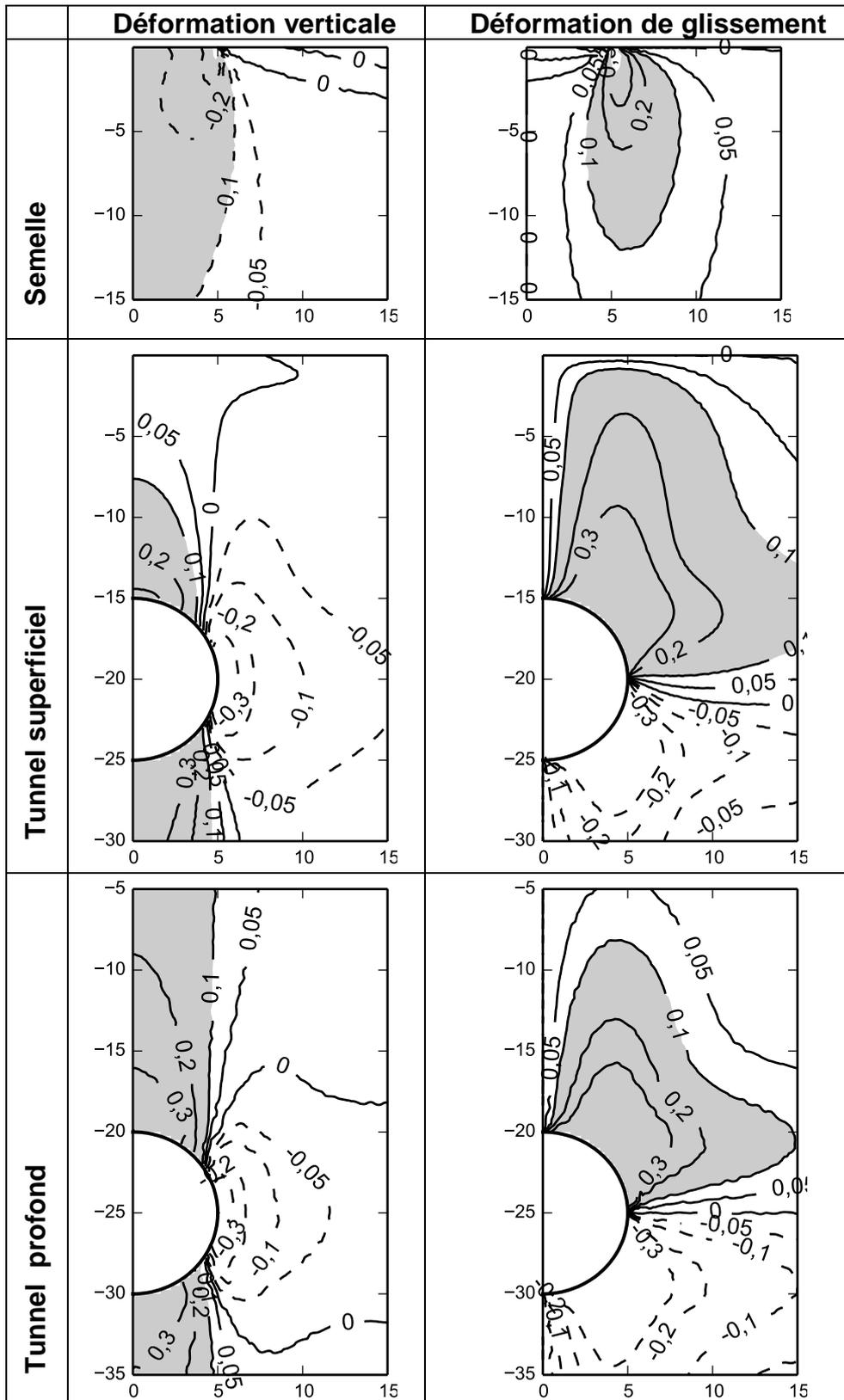


Figure 1. Influence du module de cisaillement vertical selon l'ouvrage considéré

Tableau 1. Déformations verticale et de glissement pour différents ouvrages avec un module de cisailment transverse réduit à 25% de sa valeur isotrope



### 3. Contradictions dans la prise en compte de l'anisotropie transverse dans la littérature

#### 3. 1 Modèles numériques

Dans un second temps (Lee et Rowe, 1989) ont étudié l'influence de différents paramètres.

Le rapport  $C/D$  entre la couverture du tunnel et son diamètre a une faible influence. Le module d'élasticité horizontal  $E_h$  n'a pas d'influence significative sur le tassement, de même que le rapport entre les coefficients de Poisson horizontal et vertical. A  $m=G_{vh}/E_v$  fixé, plus le coefficient de Poisson  $\nu_{hv}$  est faible plus le tassement maximal est élevé. Cette étude retient que l'on peut, en première approche, faire les hypothèses  $E_v = E_h$  et  $\nu_{hh} = \nu_{hv}$ , et privilégier l'influence du rapport  $m/m_{iso}$ .

(Lee et Rowe, 1989) avancent trois explications pour justifier que le module de cisaillement transverse est inférieur à la valeur isotrope :

- une explication géologique : ce serait une conséquence de la formation du terrain par consolidation verticale,
- des considérations liées à la distribution des déformations autour du tunnel : la relation contrainte-déformation en cisaillement est non linéaire et on constate un niveau particulièrement élevé de déformation de cisaillement à proximité de l'excavation,
- enfin, des données expérimentales montrent que pour un chemin de contraintes en déchargement (cas du tunnel) le module d'élasticité  $E_v$  est supérieur en déchargement tandis que  $G_{vh}$  est constant.

(Simpson *et al.*, 1996) étudient également l'influence de l'anisotropie sur les calculs de tassement par éléments finis. Après un premier calcul avec un module de cisaillement transverse très fortement réduit ( $m=0,1$ ), ils prolongent le résultat de (Lee et Rowe, 1989) sur le tassement maximal à la largeur de la cuvette de tassement. Cette dernière est beaucoup plus étroite avec le modèle anisotrope. (Simpson *et al.*, 1996) présentent les résultats d'analyse par mesure de la vitesse d'onde de cisaillement en laboratoire et in-situ sur l'argile de Londres pour évaluer le rapport  $\alpha$  entre les modules de cisaillements. Les deux méthodes permettent d'établir un rapport égal à 1,5. L'utilisation de l'anisotropie ainsi formulée, avec réduction du module de cisaillement transverse, associée à une loi non-linéaire ou élastique linéaire permet d'approcher le profil de la cuvette de tassement du *London Heathrow express*. On caractérise la largeur de la cuvette par le paramètre  $K$ , défini selon O'Reilly et New (1982) comme le rapport entre la distance à l'axe du tunnel où 60% du tassement maximal est atteint et la profondeur du tunnel. Les valeurs de  $K$  obtenues dans le cas de Londres sont proches de 0,4.

(Addenbrooke *et al.*, 1997) arrivent à des conclusions proches de (Simpson *et al.*, 1996) en prenant appui sur les données du creusement à Londres *St James Park*. Ils remarquent qu'un modèle non-linéaire permet de reproduire le tassement maximal en surface sans modifier la largeur de la cuvette de tassement. Ils proposent de chercher à améliorer la largeur de la cuvette de tassement à l'aide d'une anisotropie transverse. Un modèle anisotrope avec  $n > 1$  et un module d'élasticité vertical réduit par rapport au calcul isotrope augmente la profondeur de la cuvette ( $S_{max}$ ) sans significativement en améliorer la forme. L'introduction d'un rapport  $m/m_{iso} < 1$  permet d'atteindre des cuvettes plus étroites. En outre, (Addenbrooke *et al.*, 1997) et (Simpson *et al.*, 1996) constatent la faible efficacité d'une loi élastique non linéaire pour réduire significativement la largeur de la cuvette de tassement.

Lee et Ng (2002) étudient l'influence de  $K_0$  et de  $n$  sur la base de modélisations éléments finis tridimensionnelles. Ils retiennent un modèle avec  $m = m_{iso}$ . Ils montrent que

plus  $K_0$  est petit plus la cuvette est étroite. Concernant  $n$ , ils notent un effet limité sur la cuvette de tassement, plus  $n$  est grand plus celle-ci est étroite ( $K = 0,47$  avec  $n = 1,6$  contre  $K = 0,51$  avec  $n = 1$  dans le cas  $K_0 = 0,5$ ). Cette étude nuance le résultat de (Lee et Rowe, 1989) et de (Addenbrooke *et al.*, 1997) sur l'influence du rapport des modules d'élasticité.

(Franzius *et al.*, 2005) discutent l'opportunité d'un modèle élastique non-linéaire anisotrope avec des modélisations par éléments finis tridimensionnels. Ils retiennent notamment le modèle de (Graham et Houlsby, 1983) pour caractériser l'anisotropie, avec  $m > m_{iso}$  et  $n > 1$ . Ils concluent ainsi à l'inutilité de l'anisotropie pour améliorer le profil de la cuvette de tassement. On notera cependant qu'ils ont utilisé une formulation différente des auteurs précédents du modèle anisotrope.

### 3.2 Modèles analytiques

(Puzrin *et al.*, 2012) et (Zymnis *et al.*, 2013) proposent un calcul analytique des tassements, pour un modèle anisotrope, dans la suite des solutions proposées pour le cas isotrope par (Sagaseta, 1987), (Verruijt et Booker, 1996), (Verruijt, 1997) et (Park, 2005). Ils constatent qu'à l'instar des modélisations par éléments finis avec des modèles isotropes, les différentes formulations analytiques ne permettent pas de reproduire l'étroitesse des cuvettes de tassements empiriques. Les deux articles se concentrent sur les argiles de Londres et en particulier prennent appui sur le cas du *St James Park* déjà étudié numériquement dans (Addenbrooke *et al.*, 1997) et (Franzius *et al.*, 2005). Ils s'appuient sur les mêmes études géotechniques, les travaux de (Hight *et al.*, 2007) qui mettent en évidence par de nouveaux essais en laboratoire et in-situ la forte anisotropie de l'argile de Londres (*London Clay*) au droit du site étudié. Il est donc remarquable que (Puzrin *et al.*, 2012) et (Zymnis *et al.*, 2013) arrivent à des conclusions diamétralement opposées.

(Puzrin *et al.*, 2012) reproduisent par une méthode analytique les résultats de (Lee et Rowe, 1989), (Simpson *et al.*, 1996) et (Addenbrooke *et al.*, 1997). Ils utilisent un modèle où seul le module de cisaillement transverse est différent du cas isotrope. Des travaux de (Hight *et al.*, 2007), ils tirent le rapport entre les modules de cisaillement  $\alpha = G_{hh}/G_{hv}$ , égal à 1,54. Ils se placent dans le cas non drainé ( $\nu = 0,5$ ), ce qui conduit à  $m=0,22$  (selon l'équation (2)) et  $m/m_{iso} < 1$ . (Puzrin *et al.*, 2012) constatent alors une réduction de la largeur de la cuvette de tassement et poursuivent jusqu'à établir une corrélation directe entre  $K$  et le rapport  $G_{hh}/G_{hv}$  (en fait  $m/m_{iso}$  puisque  $n$  est égal à 1) (eq.(4)).

$$K = \frac{3 - \sqrt{\alpha}}{4} \quad \text{pour } \alpha \text{ compris entre } 0,36 \text{ et } 3,24 \quad (4)$$

Cette corrélation semble cependant très audacieuse compte tenu du nombre de facteurs pilotant la largeur de la cuvette de tassement.

Les travaux de (Zymnis *et al.*, 2013) utilisent un modèle anisotrope plus complexe. Ils retiennent, suivant (Hight *et al.*, 2007), que le module de Young horizontal  $E_h$  est bien supérieur au module vertical  $E_v$ , et adoptent la valeur  $n = 2,07$ , d'où  $m = 0,66$  avec  $\alpha$  égal à 1,54 en suivant les travaux de (Graham et Houlsby, 1983). Le module de cisaillement vertical est alors supérieur au cas isotrope, à l'inverse de (Puzrin *et al.*, 2012). Dans la formulation analytique de (Zymnis *et al.*, 2013) les effets de la différence entre les modules vertical et horizontal et de l'augmentation du module de cisaillement vertical se compensent remarquablement, la superposition des profils de déplacement dans le massif le montre. On retrouve le constat de (Franzius *et al.*, 2005) fait sur la base de modélisations numériques. (Zymnis *et al.*, 2013) concluent, après étude du cas *St James*

*Park*, que la prise en compte de l'anisotropie n'apporte pas d'améliorations significatives sur la prévision des tassements.

### **3.3 Synthèse**

On distingue deux approches : la première se concentre sur le module de cisaillement transverse pour tenir compte de l'anisotropie, la seconde établit des corrélations entre les cinq paramètres.

Avec la première approche, l'anisotropie a une influence importante sur le profil de tassement calculé au-dessus d'un tunnel, en augmentant le tassement maximal et réduisant sa largeur. Elle est par contre à l'évidence trop restrictive en supposant que les modules d'élasticité vertical et horizontal sont égaux, ce que la majorité des auteurs considèrent comme peu représentatif de la réalité géologique.

La seconde formulation étudiée, basée sur les travaux de Graham et Houlsby (1983) conduit à un module de cisaillement vertical supérieur au module de cisaillement du cas isotrope. Dans ce cas, la prise en compte de l'anisotropie modifie peu la cuvette de tassement. Il faut noter que cette approche est centrée sur les argiles, en particulier celles de Londres.

## **4. Conclusions**

L'anisotropie transverse a une importance particulière pour l'étude du tassement provoqué par le creusement de tunnels superficiels par rapport à d'autres ouvrages géotechnique. Selon la formulation retenue par le modélisateur, que ce soit par des méthodes numériques ou analytiques, son influence sur la largeur de la cuvette de tassement est significative ou non.

Une formulation originale de l'anisotropie pourrait permettre d'obtenir des cuvettes de tassements de même largeur que celles observées en spécifiant le module de cisaillement transverse tout en tenant compte des différences entre les modules d'élasticité vertical et horizontal.

## **5. Remerciements**

Les auteurs remercient le projet FUI NEWTUN, le CG78 et BpiFrance.

## **6. Références bibliographiques**

- Addenbrooke T.L., Potts D.M. et Puzrin A.M. (1997). The influence of pre-failure soil stiffness on the numerical analysis of tunnel construction. *Géotechnique*, vol. 47, n°3, pp. 693-712.
- Franzius J.N., Potts, D.M. et Burland J.B. (2005). The influence of soil anisotropy and  $K_0$  on ground surface movements resulting from tunnel excavation. *Géotechnique*, vol. 55, n°3, pp. 198-199.
- Graham J. et Houlsby G.T. (1983). Anisotropic elasticity of a natural clay. *Géotechnique*, vol. 33, n°2, pp.165-180.
- Hight D.W., Gasparre A., Nishimura S., Minh N.A., Jardine R.J. & Coop M.R. (2007). Characteristics of the London Clay from the Terminal 5 site at Heathrow Airport. *Géotechnique*, vol. 57, n°1, pp.3-18.

- ITA, 2007. Settlements induced by tunneling in Soft Ground. *Tunnelling and underground space technology*, vol. 22, pp. 119-149.
- Lee K.M. et Rowe R.K. (1989). Deformations caused by surface loading and tunnelling : the role of elastic anisotropy. *Géotechnique*, vol. 39, n°1, pp. 125-140.
- Lee, G.T.K. et Ng, C.W.W. (2002). Three-dimensional analysis of ground settlements due to tunneling : Role of  $K_0$  and stiffness anisotropy. *Proceedings, International Symposium on Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground*, pp. 617-622
- O'Reilly M.P. et New B.M. (1982). Settlements above tunnels in the United Kingdom – their magnitude and Prediction. *Tunnelling*, vol. 82, pp. 173-181.
- Park K.H. (2005). Analytical solution for tunneling-induced ground movement in clays. *Tunnelling and underground space technology*, vol. 20, n°3, pp. 249-261.
- Puzrin A.M. (2012) Constitutive modelling in geomechanics. Springer, Berlin.
- Puzrin A.M., Burland J.B. et Standing J.R. (2012). Simple approach to predicting ground displacements caused by tunneling in undrained anisotropic elastic soil. *Géotechnique*, vol. 62, n°4, pp.341-352.
- Simpson, B., Atkinson, J.H., & Jovicic, V. (1996). The influence of anisotropy on calculations of ground settlements above tunnels. *Proceedings, International Symposium on Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground*, pp.591-596
- Sagaseta C. (1987). Analysis of undrained soil deformation due to ground loss. *Géotechnique*, vol. 37, n°3, pp.301-320.
- Verruijt A. et Booker J.R. (1996). Surface settlements due to deformation of a tunnel in an elastic half plane. *Géotechnique*, vol.46, n°4, pp. 753-756.
- Verruijt A. (1997). A complex variable solution for a deforming circular tunnel in an elastic half-plane. *International journal for numerical and analytical methods in geomechanics*, vol.21 , pp.77-89.
- Zymnis D.M., Chatzigiannellis I. et Whittle A.J. (2013). *Effect of anisotropy in ground movements caused by tunneling*. *Géotechnique*, vol.63, N° 13, pp.1083-1102.