

ALGORITHME POUR LA SIMULATION DES MÉCANISMES DE GONFLEMENT DES ARGILES EN ÉLÉMENTS FINIS

ALGORITHM FOR THE SIMULATION OF CLAY SWELLING MECHANISMS WITH FINITE ELEMENTS METHODE

Martin CAHN¹, Nhat Hoang NGUYEN¹, Olivier PAYANT¹, Sebastien BURLON¹
¹ Terrasol, Paris, France

RÉSUMÉ – Cette communication présente une méthodologie de simulation du gonflement en éléments finis mise en œuvre pour la gare de Clichy Montfermeil de la ligne 16. L'algorithme mis au point, qui permet d'imposer par zone, une déformation de gonflement fonction de l'état de contrainte local dans le terrain, a permis d'affiner l'estimation des déplacements du radier et a constitué une aide à la définition des dispositions constructives.

ABSTRACT – This paper presents a finite element swelling methodology implemented for the Clichy Montfermeil station of line 16. The algorithm developed, which enables to impose, by zone, a swelling deformation depending on the local state of stress in the ground, allowed to refine the estimation of the displacements of the invert and constituted an aid to the definition of the constructive methods.

1. Introduction

Dans le cadre de la mission d'AMO géotechnique pour la ligne 16, une procédure de modélisation du gonflement a été mise au point afin d'estimer l'impact du phénomène dans les Marnes d'Argenteuil sur le radier et le refend central de la gare de Clichy-Montfermeil. L'algorithme utilisé dialogue avec le logiciel Plaxis 3D pour imposer, de manière spécifique à chaque zone, une déformation de gonflement fonction de l'état de contrainte dans le terrain. Le mécanisme peut être contrôlé en contrainte verticale ou en contrainte moyenne, tandis que la déformation peut être imposée de manière isotrope ou anisotrope. Son application a permis d'affiner les estimations de déplacements et de sollicitations différés dans le radier tandis que l'impact en termes de frottement négatif et de traction sur le refend central a pu être investigué en détail.

2. La gare de Clichy-Montfermeil

La gare de Clichy-Montfermeil (CMF) est située sur le lot 2 de la ligne 16, portion construite par le groupement d'entreprise Salini Impregilo / NGE et dont la maîtrise d'œuvre est assurée par Egis sous maîtrise d'ouvrage SGP.

2.1 Structure

La gare de CMF est constituée de deux cercles de rayons intérieurs de 16,51 m et 20,65 m lui conférant une forme bilobée dissymétrique. Le terrain naturel est situé à 113,5 NGF pour un fond de fouille épousant la forme de berceau du radier atteignant en son centre la côte 83,9 NGF et 85,8 NGF sous les quais. L'enceinte est constituée de parois moulées d'épaisseur égale à 1,2 m reliée au niveau de la jonction entre les lobes par un refend également en parois moulées et d'épaisseur identique. La jonction entre les parois périmétrales et le refends se fait via un panneau de jonction en forme de T tandis que l'ensemble des fiches des parois moulées atteignent la côte 70 NGF.

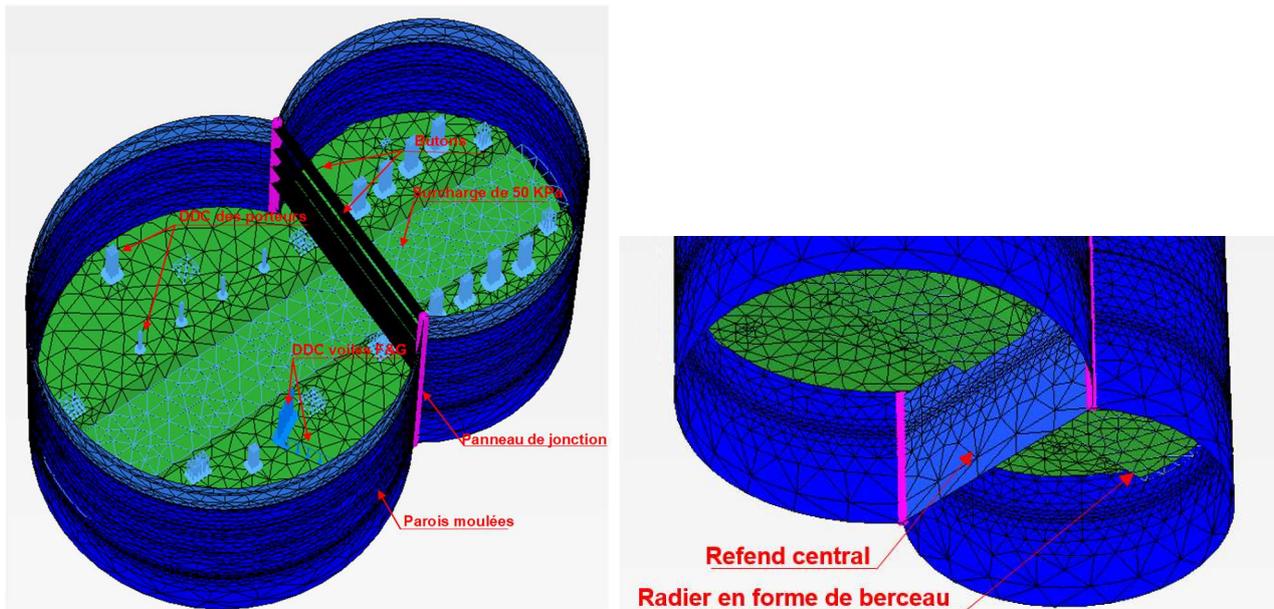


Figure 1. Structure du bilobe de CMF-Modèle Plaxis 3D

2.1 Contexte géotechnique

L'ouvrage est situé à la limite de Clichy-Sous-Bois et de Montfermeil sur la butte témoin portant le même nom, où la série complète des Masses et Marnes du Gypse Ludiennes est retrouvée coiffée des terrains Sannoisiens.

Sous les formations quaternaires de Remblais et de Limons des Plateau peuvent être identifiés : le Travertin de Brie (TB), les Glaises Verte (GV), les Marnes Supragypseuses de Pantin (MP), les Marnes Supragypseuses d'Argenteuil qui constituent le terrain d'assise du radier (MA) et les Masses et Marnes de Gypses (MFL), terrain d'ancrage des parois.

Deux nappes perchées, de puissances imitées intéressent l'ouvrage : celle du Travertin de Brie, portée par l'Argile Verte, et celle contenue dans les Marnes de Pantin, portée par les Marnes d'Argenteuil.

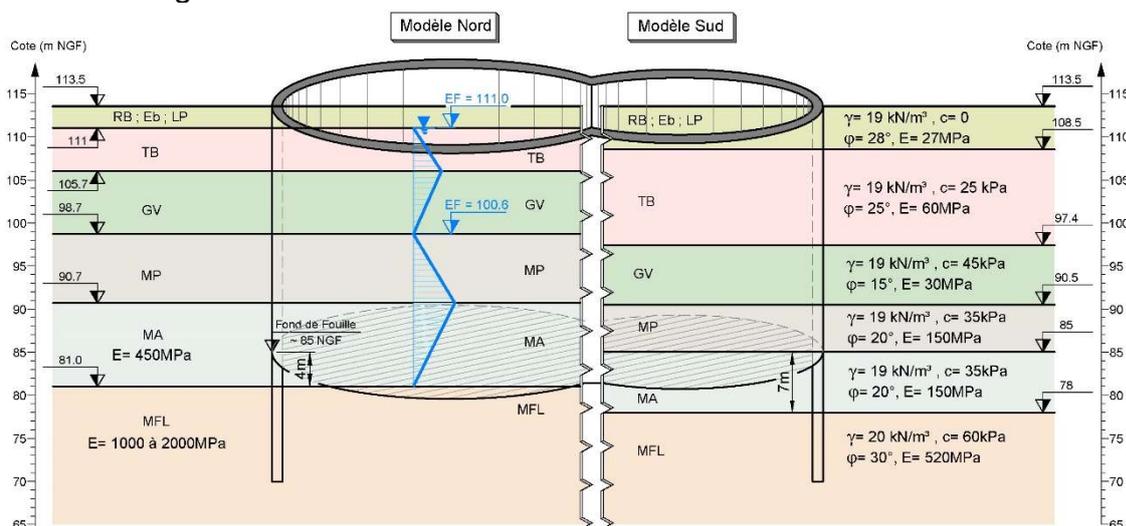


Figure 2. Modèles géotechniques

Ce contexte géotechnique local a pu être reconnu lors des différentes étapes de reconnaissances G1 et G2 et affiné par les sondages de G3 qui ont notamment mis en évidence des variations stratigraphique importantes à l'échelle de la gare laissant suspecter la présence de fontis dans les Masses et Marnes de Gypses ayant affecté les terrains sus-jacents. Deux modèles stratigraphiques et géotechniques distincts au Nord et au Sud avec

notamment des épaisseurs et des positions de couches variables ont alors été retenus pour mener les études d'exécution.

Une épaisseur de 7 m de Marnes d'Argenteuil est ainsi considérée sous le radier du petit lobe au sud et de 4 m sous le radier du grand lobe au nord. La synthèse des essais de gonflement à l'œdomètre disponibles a par ailleurs permis de définir les paramètres de gonflement suivants :

- Pression de gonflement $\sigma'_g = 250$ kPa ;
- Indice de décompression $C_s^* = 1,8\%$ qui traduit uniquement le soulèvement par déchargement mécanique du terrain ;
- Rapport de gonflement $R_g^* = 3,6\%$ qui traduit le soulèvement induit à la fois par le déchargement mécanique du terrain et par son imbibition.

Les pentes C_s^* et R_g^* , exprimées en déformation, peuvent être reliées à l'indice des vides tel que $C_s^* = \frac{C_s}{1+e_0}$ et $R_g^* = \frac{R_g}{1+e_0}$ avec un indice des vides e_0 de 0,65 retenu dans les MA.

3. Simulation du gonflement

Afin d'évaluer l'effet du gonflement des Marnes d'Argenteuil en fond de fouille sur le radier et le refend central, une modélisation éléments finis 3D a été mise en œuvre.

3.1 Gonflement par déformation volumique imposée

Une déformation supplémentaire ε_G est appliquée dans la zone susceptible de gonfler venant s'ajouter aux déformations élastiques ε_e et plastiques ε_p issues du calcul phasé.

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_G \quad (1)$$

Cette déformation additionnelle est supposée suivre une évolution linéaire dans le plan $(\log(\sigma'_a), \varepsilon_G)$ suivant une pente K et s'annuler lorsque la contrainte atteint la pression de gonflement $\sigma'_{G Ref}$:

$$\varepsilon_G = -K \cdot \log\left(\frac{\sigma'_a}{\sigma'_{G Ref}}\right) \quad (2)$$

Ce principe de simulation, classique pour le dimensionnement des tunnels en terrain gonflants (Gysel 1978, Wittike et Pierau 1979, Robert 1997, Bultel 2003), présente l'avantage de se baser sur les caractéristiques qu'il est possible de mesurer en laboratoire à l'œdomètre et de tenir compte de l'état de contrainte en fond de fouille. Il permet de rendre compte phénomènes de gonflement de manière macroscopique sans nécessiter de modéliser directement le phénomène d'imbibition (ce qui paraît impossible puisqu'il faudrait modéliser l'hydratation des particules et des feuillettes argileux).

L'utilisation de cette méthode paraît d'autant mieux justifiée sur le cas de la gare de CMF que dans le cas de tunnels au vu des conditions retrouvées en fond de fouille. Celles-ci s'apparentent en effet à celle d'un œdomètre car l'extension latérale des terrains y est bloquée par la raideur importante de l'enceinte en parois moulées et par le terrain coté terre.

Les contraintes dans les Marnes d'Argenteuil varient cependant de manière importante en fond de fouille : des descentes de charges localisées s'y appuient via le radier, sa forme n'est pas plane (cf figure 1), des reports de contraintes par effets d'accroches voient le jour à proximité des parois, la rigidité du radier est variable suivant la proximité des parois tandis que l'épaisseur même de la couche est relativement importante.

Définir une déformation unique à introduire qui permettrait de satisfaire la condition d'équilibre (2) n'est pas possible.

Afin de mettre en œuvre ce principe de modélisation, un algorithme codé en Python permettant de dialoguer avec le code PLAXIS a été implémenté. Le point de départ de la procédure consiste à découper les Marnes d'Argenteuil retrouvées en fond de fouille en « blocs » pour lesquels une déformation spécifique en accord avec la loi de gonflement

retenue est imposée. Dans le cas spécifique de la gare de CMF, les Marnes d'Argenteuil sont découpées en 112 blocs en fond de fouille.

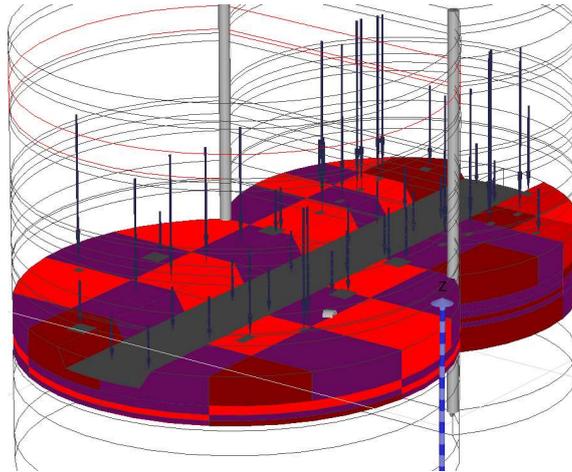


Figure 3. Découpage de la couche gonflant en « blocs » pour la simulation du gonflement

Sur chacun de ces blocs, la contrainte moyenne effective $\sigma'_{a\text{ moyenne}}$ pondérée par le volume des éléments qui le constitue et par le poids relatif des points de Gauss de chaque élément est calculée. L'algorithme recherche, par un processus itératif, la déformation qu'il est nécessaire d'injecter à chacun de ces blocs pour que l'ensemble des couples $(\sigma'_{a\text{ moyenne}}, \varepsilon_{G\text{ moyenne vue}})$ satisfassent la loi de gonflement retenue.

La fonction $f_{normal}(\sigma')$ est définie comme étant la déformation qu'il faudrait injecter à un échantillon de terrain libre de toute contrainte :

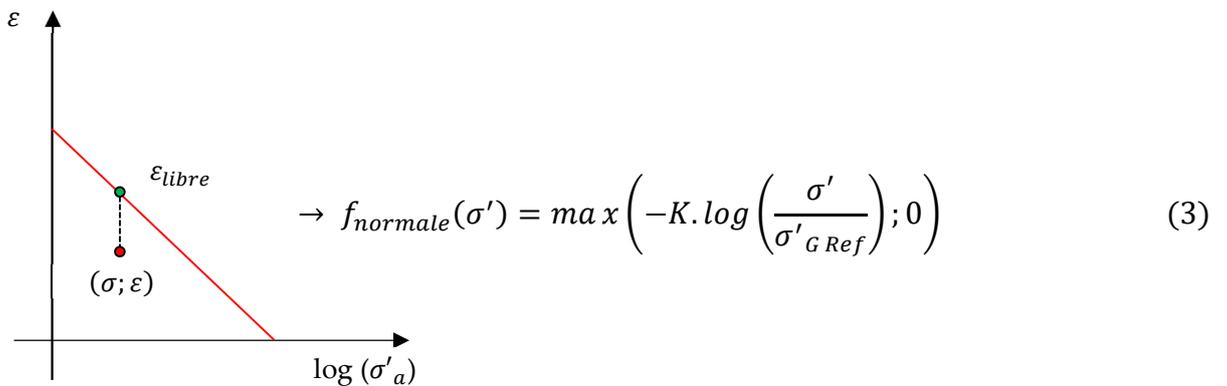


Figure 4. Fonction normale et déformation libre

Cette déformation est imposée successivement à chaque itération i d'un pas réduit α jusqu'à atteindre la convergence sur la droite de gonflement recherchée :

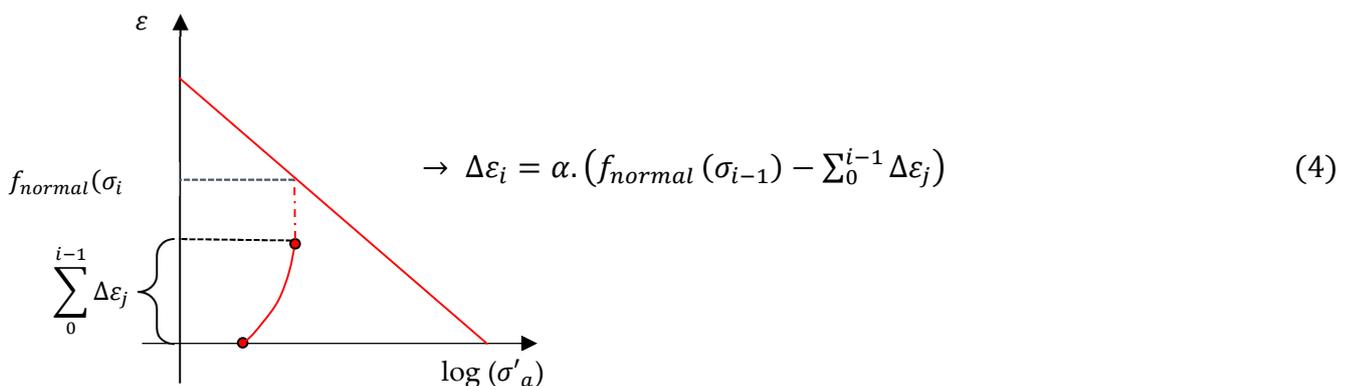


Figure 5. Déformation imposée successive

Du fait de la raideur du système, la déformation imposée ne correspond pas à la déformation vue. Les blocs sont par ailleurs interdépendants : une déformation imposée sur une zone influe sur la zone adjacente tant en déformation qu'en contrainte. Il est donc nécessaire, après chaque itération, de calculer la déformation et la contrainte moyenne pondérée dans chacun bloc afin d'ajuster la déformation ε_G qu'il est nécessaire d'injecter.

La convergence du calcul est comparée à chaque étape à une tolérance fixée au préalable. La figure suivante présente la vérification du critère de convergence des 112 blocs considérés au fond de fouille. Sur une partie importante de ceux-ci, aucune déformation n'est appliquée puisque la contrainte moyenne dans le bloc est supérieure à la pression de gonflement considérée (blocs situés sous les porteurs ou blocs situés en profondeur).

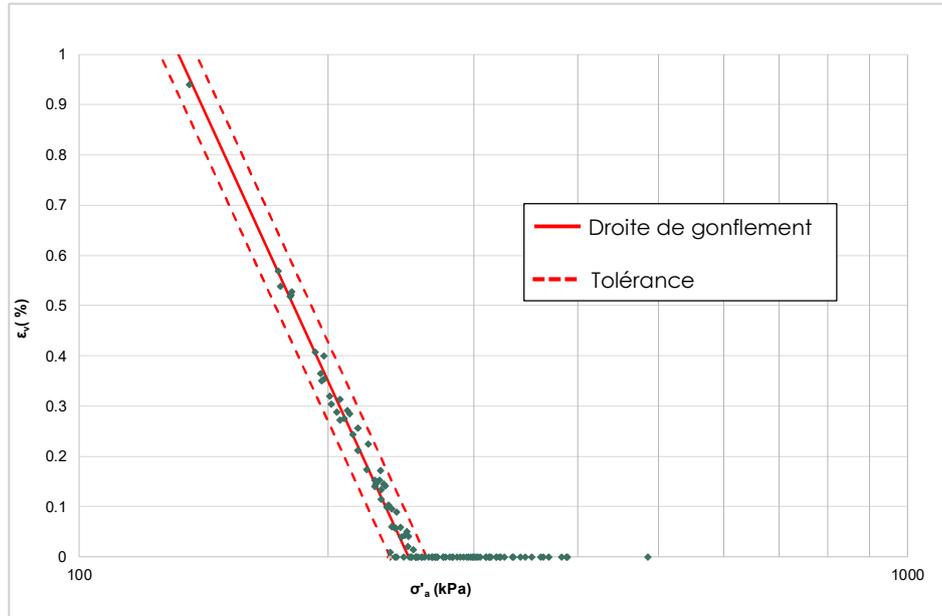


Figure 6. Vérification du critère de convergence

3.1 Paramètres de gonflement

Différents paramètres peuvent être envisagés dans la loi de gonflement (2):

- la déformation de gonflement ε_G peut être imposée selon la direction verticale $\varepsilon_{verticale}$ ou de manière volumique $\varepsilon_{volumique}$;
- on peut considérer la contrainte σ'_a régulant le mécanisme de gonflement comme la contrainte verticale effective $\sigma'_{verticale}$ ou la contrainte moyenne effective p' ;
- la pression de gonflement $\sigma'_{G Ref}$ peut être prise égale à la pression de gonflement axiale σ'_g ou à une pression de gonflement moyenne, éventuellement définie telle que $p'_g = \frac{1+\nu}{3(1-\nu)} \sigma'_g$;
- la pente de gonflement K peut être prise égale :
 - soit à celle mesurée directement à l'œdomètre R_g^* où l'effet du soulèvement lié au déchargement élastique et l'effet du gonflement lié à l'imbibition sont additionnés ;
 - soit à une pente réduite pour ne tenir compte que des effets de l'imbibition $K_g^* = R_g^* - C_s^*$ en supposant que le déchargement élastique a déjà eu lieu lors du terrassement (CFMS, à paraître).

Une étude paramétrique combinant ces différentes hypothèses a alors été menée de manière à illustrer leur importance relative sur l'amplitude du phénomène. Certains résultats de ces modélisations sont illustrés au paragraphe suivant.

4. Résultats des simulations

4.1 Soulèvement du radier

La figure 7 illustre le soulèvement du radier d'1,3 m d'épaisseur modélisé en plaques dans l'hypothèse d'un gonflement simulé en déformation volumique, avec une pression de gonflement σ'_{g} de 250 kPa et une pente R_g^* de 3,6%.

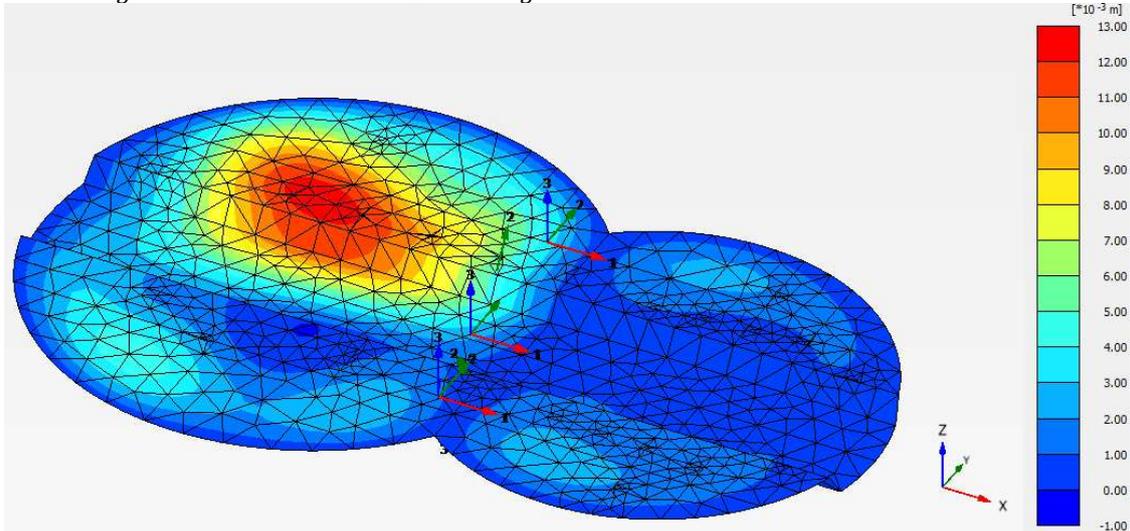


Figure 7 : Déplacement vertical u_z du radier ε_{vol} , σ'_{vert} , σ'_{g} , R_g^* , déplacement max 1,3 cm

Le soulèvement maximal calculé est de 1,3 cm au niveau du grand lobe, dans une zone où les descentes de charges sont les plus faibles. Coté petit lobe, bien que l'épaisseur de Marnes d'Argenteuil soit plus importante et le terrain moins raide, le soulèvement est moins important du fait de charges plus conséquentes sur le radier et d'un effet d'accroche sur les parois plus marqué.

Le tableau suivant compare les déplacements maximaux calculés au niveau du grand lobe en réduisant la pente de gonflement à K_g^* et en passant à un contrôle en contrainte moyenne.

Tableau 1. Comparaison de soulèvements du radier suivant les paramètres de gonflement

Paramètres de la loi de gonflement (2)				Déplacement maximal vertical du radier (cm)
ε_g	σ'_a	$\sigma'_{g\ ref}$	K	
ε_{vol}	σ'_{vert}	$\sigma'_{g} = 250\ kPa$	$R_g^* = 3,6\%$	1,3
			$K_g^* = 1,6\%$	0,8
	p'		$R_g^* = 3,6\%$	0,5

En réduisant la pente de moitié, en considérant une pente K_g^* de 1,6% au lieu d'une pente R_g^* de 3,6%, le soulèvement maximal calculé est réduit d'environ 40% et passe de 1,3 à 0,8 cm.

En conservant une pente R_g^* , tenant compte de l'effet combiné du déchargement élastique et du gonflement lié à l'imbibition, mais en contrôlant le mécanisme en termes de contraintes moyennes, le soulèvement est réduit de 60%. Ce résultat s'explique par le fait que l'excavation engendre une diminution relative de contrainte moyenne moins importante que la diminution de contrainte verticale. La couche de Marnes d'Argenteuil en fond de fouille, objet du gonflement, est par ailleurs contrainte par l'enceinte en parois moulées et par le terrain sous-jacent. Toute augmentation de volume y engendre une augmentation de contraintes horizontales, limitant les mécanismes de gonflement.

4.2 Traction dans le refend central et frottement négatif

Quelles que soient les hypothèses de gonflement retenues, l'analyse des efforts dans le refend et des cisaillements à l'interface sol/parois met en évidence qu'une part importante de la traction et du frottement négatif provient du déchargement mécanique déjà pris en compte dans le modèle éléments finis lors des étapes de terrassements.

Même en retenant l'hypothèse conservatrice d'une pente de gonflement R_g^* et d'un gonflement contrôlé en contrainte verticale, les tractions dans le refend restent limitées :

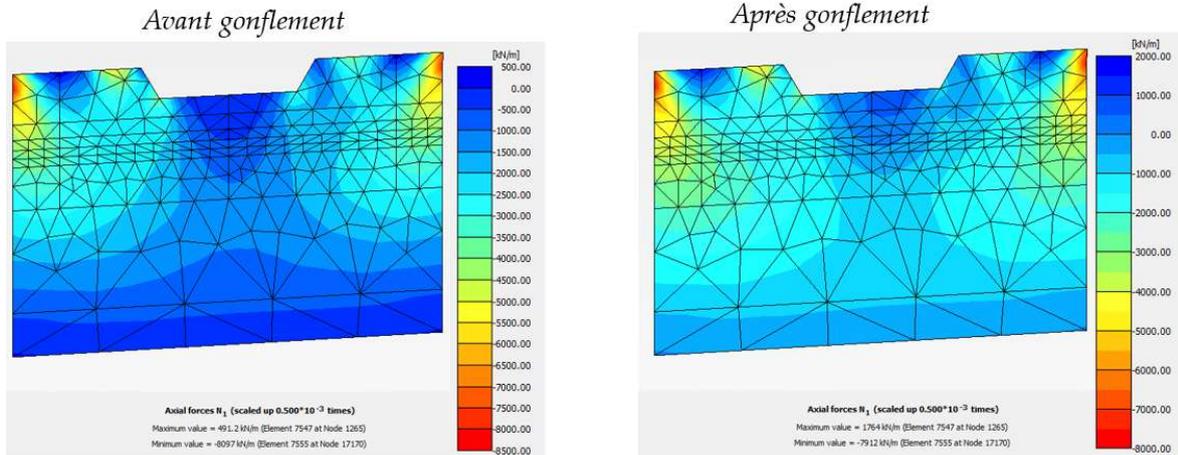


Figure 8 : Efforts normaux dans le refend $\varepsilon_{vol}, \sigma'_{vert}, \sigma'_g, R_g^*$

L'effort normal maximal de traction évolue avant et après simulation du gonflement de 0,5 MN/m à 1,8 MN/m et l'effort maximal de compression passe de 8,1 à 7,9 MN/m, valeur compatible avec la dimension du refend et la classe de béton et le ferrailage envisagé.

Le frottement négatif à l'interface est lui aussi augmenté après simulation du gonflement, mais dans des proportions qui restent limitées. Le cisaillement n'est par ailleurs pas symétrique de part et d'autre du refend, avec un frottement négatif moins prononcé coté petit lobe du fait d'un gonflement moins important déjà mis en évidence sur le soulèvement du radier. Dans tous les cas, la vérification de la mobilisation du frottement est assurée par les faibles déplacements calculés et le fait que le gonflement ne puisse pas induire de mécanismes de rupture géotechnique.

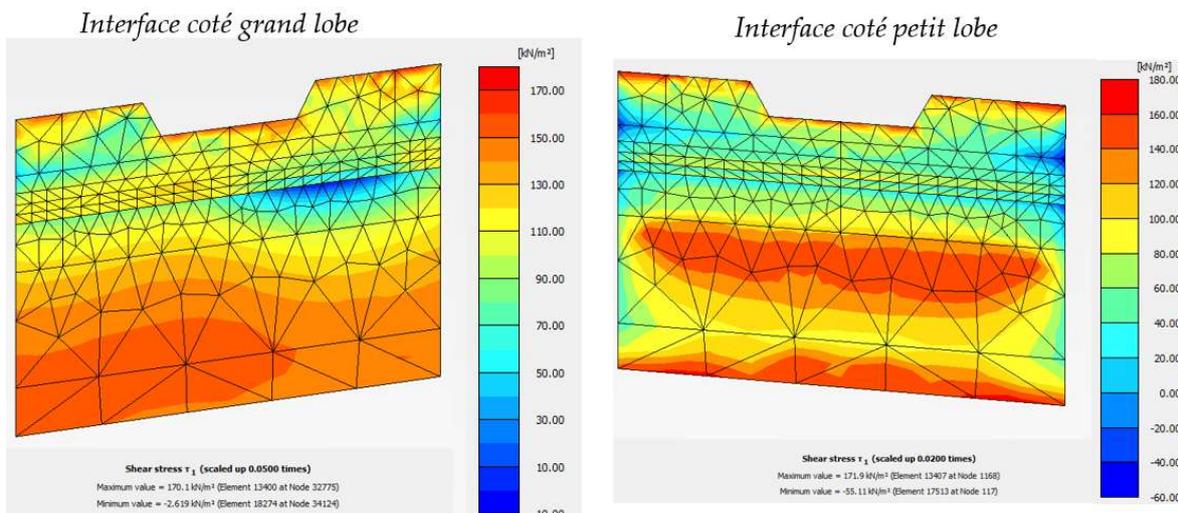


Figure 9 : Efforts normaux dans le refend $\varepsilon_{vol}, \sigma'_{vert}, \sigma'_g, R_g^*$

5. Conclusions

Le principe de modélisation des mécanismes de gonflement présenté dans cette communication se base sur un algorithme contrainte/déformation exploitant les déformations et les contraintes résultantes d'un processus de simulation itératif. Il est applicable à tout type de logiciel de modélisation éléments finis bi ou tridimensionnel. La méthodologie développée présente notamment l'intérêt de permettre de paramétrer les hypothèses de la loi de gonflement.

Son application sur la gare de CMF montre que, quand le gonflement est contrôlé en contrainte moyenne, les déplacements sont les plus faibles et les sollicitations très réduites. Étudier les mécanismes de gonflement en termes de contraintes moyennes est une hypothèse classique dans les méthodes de dimensionnement des tunnels et qui semble tout à fait valide vis-à-vis des mécanismes qui voient le jour au niveau des fonds de fouille : le gonflement est un mécanisme tridimensionnel qui dépend de la possibilité d'arrivée d'eau dictée par l'augmentation d'indice des vides et donc de la diminution de contrainte sphérique. L'étude paramétrique mise en œuvre a par ailleurs montré l'intérêt de ne considérer que les mécanismes de gonflement liés à l'imbibition en réduisant la pente de Rg^* à Kg^* .

Les phénomènes de soulèvement et de gonflement en fond de fouille sont des mécanismes complexes faisant intervenir l'interaction du sol et de l'eau à différentes échelles. La méthodologie proposée, si elle peut permettre d'affiner la détermination de l'équilibre sol gonflant/radier par rapport à d'autres méthodes de calculs, peut encore être améliorée. La précision numérique qu'il est possible d'atteindre doit par ailleurs être analysée au regard des incertitudes sur la définition des paramètres de gonflement et la grande sensibilité de ces terrains au remaniement. Il est également à noter les résultats obtenus pourraient être considérés comme une borne supérieure de la réponse du terrain en fond de fouille, puisque la méthode suppose un apport d'eau suffisant pour mobiliser la totalité du potentiel de gonflement de la couche considérée, condition qui n'est pas toujours susceptible d'être rencontrée en pratique.

6. Remerciements

Les auteurs tiennent à remercier l'ensemble des personnes ayant contribué à différents niveaux à la mise au point de la procédure de calcul présentée dans cet article : la SGP et EGIS comme maître d'ouvrage et maître d'œuvre du projet ainsi que l'UGE.

7. Références bibliographiques

- Bultel F., (2001). Prise en compte du gonflement des terrains dans le dimensionnement des revêtements des tunnels, Thèse de doctorat de de l'ENPC, 290 pages.
- CFMS (à paraître/version provisoire V36), Recommandations sur la prise en compte du gonflement des terrains argileux dans le dimensionnement des ouvrages d'infrastructure, Groupe de Travail « Prise en compte du gonflement des terrains argileux pour le dimensionnement des ouvrages d'infrastructure ».
- Gysel M., (1987). Design of tunnel in Swelling Rocks, *Rock Mechanics and Rock Engineering* 20, pp. 219-242.
- Robert A., Saïtta A., Colomb A., Cristia L., Dardard B., About N., Le Bissonnais H., (1997). Modélisation numérique des effets du gonflement dans les ouvrages souterrains. *Tunnel et Ouvrages Souterrains* N°143N, pp. 301-306.
- Wittke, W., and Pierau, B. (1979). Fundamentals for the design and construction of tunnels in swelling rock. In *Proceedings of the 4th International Congress on Rock Mechanics*, Montreux, Switzerland.