

ANALYSE DE LA STABILITE D'UN TUNNEL PAR UN NOUVEAU MECANISME 3D D'EFFONDREMENT DU FRONT DE TAILLE

STABILITY ANALYSIS OF A TUNNEL BY A NEW 3D MECHANISM FOR THE COLLAPSE OF THE TUNNEL FACE

Guilhem MOLLON¹, Daniel DIAS¹, Abdul-Hamid SOUBRA²

¹*LGCIE Equipe B, INSA Lyon, Université de Lyon, Lyon, France*

²*GeM, Université de Nantes, Saint-Nazaire, France*

RÉSUMÉ – Le théorème cinématique de l'analyse limite est utilisé pour définir un nouveau mécanisme 3D d'effondrement du front de taille d'un tunnel. Il présente l'avantage d'intéresser l'intégralité du front, ce qui implique d'utiliser une technique de discrétisation spatiale pour le générer. Ce mécanisme améliore la détermination par analyse limite de la pression d'équilibre du front en sol frottant.

ABSTRACT – The kinematic theorem of limit analysis is used to define a new 3D mechanism for the collapse of a tunnel face. This mechanism makes it possible to consider a full-face failure, which implies the use of a spatial discretization technique for its generation. This mechanism improves the estimation by limit analysis of the critical collapse pressure of a tunnel face in frictional soils.

1. Introduction

Lors de l'excavation d'un tunnel par bouclier pressurisé, l'analyse de la stabilité du front de taille est un enjeu majeur. Une condition nécessaire à cette stabilité est l'application au front de taille d'une pression de fluide supérieure à la pression limite ultime d'effondrement du front. Cette pression limite peut être déterminée de plusieurs manières, telles que les méthodes analytiques d'équilibre limite (Anagnostou et Kovari 1996), ou les méthodes numériques (Eisenstein et Ezzeldine 1994). Les méthodes les plus récentes utilisent le théorème cinématique de l'analyse limite et fournissent une borne inférieure non conservative de la pression limite. Certains des mécanismes d'analyse limite les plus performants (Leca et Dormieux 1990, Mollon et al. 2009) utilisent des blocs coniques en translation, mais n'intéressent qu'une partie du front de taille (une ellipse verticale, cf. figure 1a). Ceci va à l'encontre des résultats de modélisations physiques et numériques (Chambon et Corté 1994, Takano et al. 2006), qui démontrent que la rupture intéresse nécessairement l'ensemble du front de taille circulaire et s'effectue par rotation d'un bloc unique. Mollon et al. (2010) ont proposé un mécanisme multibloc permettant de prendre en compte l'ensemble du front de taille circulaire lors de la rupture (figure 1a). La présente communication propose un nouveau mécanisme d'analyse limite qui résout les deux problèmes cités. Il s'agit d'un mécanisme 3D d'effondrement par rotation d'un bloc rigide sur l'ensemble du front de taille. La génération de la surface de rupture est brièvement explicitée dans une première partie, puis les résultats apportés par ce mécanisme sont présentés et comparés à ceux de la littérature.

2. Génération du mécanisme

Cette section présente de manière succincte les principes généraux de la détermination de la pression critique d'effondrement par le mécanisme proposé. Les données générales du problème sont résumées sur la figure 1b. On considère un front de taille de tunnel de diamètre D , surmonté d'une couverture C , dans un sol pesant (γ), cohérent (c) et frottant (φ) (critère de rupture de Mohr-Coulomb). Le centre, le pied, et la clé du tunnel sont notés E , B , et A respectivement. Un bloc unique en rotation autour d'un point O est considéré, et on fait l'hypothèse que la projection de ce bloc sur le plan vertical du tunnel est délimitée par deux spirales logarithmiques (issues de A et B , d'angle φ et de centre O), qui se rencontrent en F (figure 1b). Pour un angle de frottement donné, le mécanisme est entièrement défini par deux paramètres qui sont relatifs à la position du point O : r_E et β_E . D'une manière générale, tous les points du mécanisme peuvent être exprimés à partir du point O par trois coordonnées (x , r , β). A partir des coordonnées de A et de B et de l'angle de frottement, on peut aisément déterminer les coordonnées (0 , r_F , β_F) du point F . On définit ainsi l'angle β_F de « fermeture » du mécanisme, et le cercle de rayon r_F et de centre O qui seront utiles dans la suite de la génération :

$$\beta_F = \frac{\frac{-\ln(r_A/r_B)}{\tan \varphi} + \beta_A + \beta_B}{2} \quad (1)$$

$$r_F = r_A \cdot \exp((\beta_A - \beta_F) \cdot \tan \varphi) \quad (2)$$

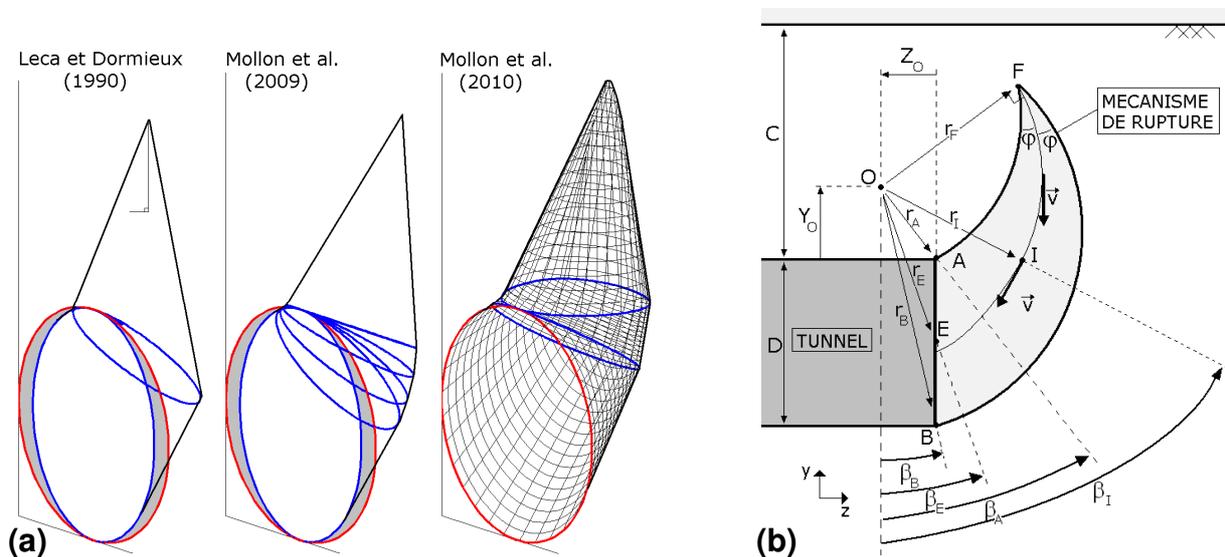


Figure 1. (a) Allure de mécanismes d'analyse limite d'effondrement existants dans la littérature pour un sol frottant et cohérent ($\varphi=17^\circ$, $c=7\text{kPa}$) ; (b) Projection du mécanisme proposé sur le plan (0 , y , z)

Aucune forme géométrique simple ne permet de considérer une rupture par rotation qui intéresse tout le front de taille, on utilise donc une méthode de discrétisation spatiale, qui s'effectue à deux niveaux (figure 2) :

- Le front de taille est discrétisé en un nombre n_θ (fixé par l'utilisateur) de points A_i également répartis sur le contour.
- Le mécanisme est divisé en deux sections (la section 1 correspondant à l'intervalle angulaire $\beta_B\beta_A$ et la section 2 correspondant à $\beta_A\beta_F$), et chacune de ces sections est discrétisée par l'intermédiaire de plans Π_j se coupant sur l'axe Ox. Sur la section 1, les plans Π_j (avec $1 \leq j \leq n_\theta/2$) sont positionnés de manière à intersecter le front à hauteur des points A_i . Sur la section 2, les plans Π_j (avec $n_\theta/2 \leq j$) sont régulièrement espacés d'un angle δ_β fixé par l'utilisateur.

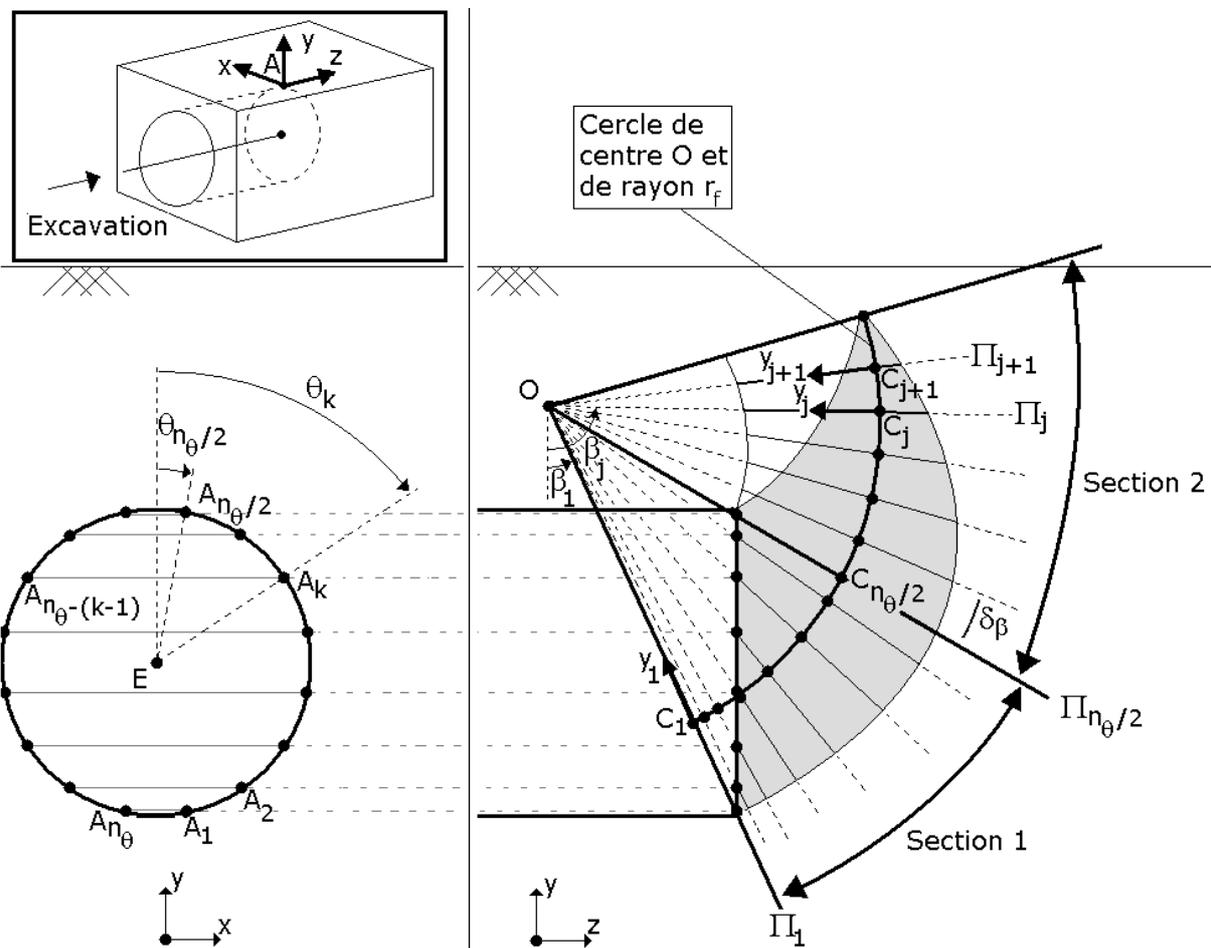


Figure 2. Détails de la technique de discrétisation du mécanisme

A chaque plan Π_j , on assigne un système local d'axe (C_j, x, y_j) , tel que C_j soit l'intersection de ce plan et du cercle de rayon r_F et de centre O , et que y_j soit le vecteur unitaire porté par le segment C_jO et pointant vers O . L'objectif est de générer un ensemble de points $P_{i,j}$ sur la surface extérieure du mécanisme, où j représente l'indice du plan Π_j auquel le point appartient, et où i représente l'indice de position du point sur ce plan. La figure 3 illustre la méthode de génération d'un point $P_{i,j+1}$ à partir de deux points $P_{i,j}$ et $P_{i+1,j}$ situés dans le plan précédent.

Un programme a été écrit sous matlab pour effectuer cette génération en respectant les conditions suivantes :

- $P_{i,j+1}$ appartient au plan Π_{j+1}
- La facette triangulaire $F_{i,j}$ (triangle $P_{i,j}P_{i+1,j}P_{i,j+1}$) respecte localement la condition de normalité inhérente au théorème cinématique de l'analyse limite, c'est-à-dire que la normale à cette facette fait un angle $\pi/2 - \varphi$ avec le vecteur vitesse.
- L'angle $\theta_{i,j+1}$ (formé par les points $P_{i,j+1}$, C_{j+1} , et O) est choisi tel que les points générés sur les plans Π_{j+1} soient répartis régulièrement.

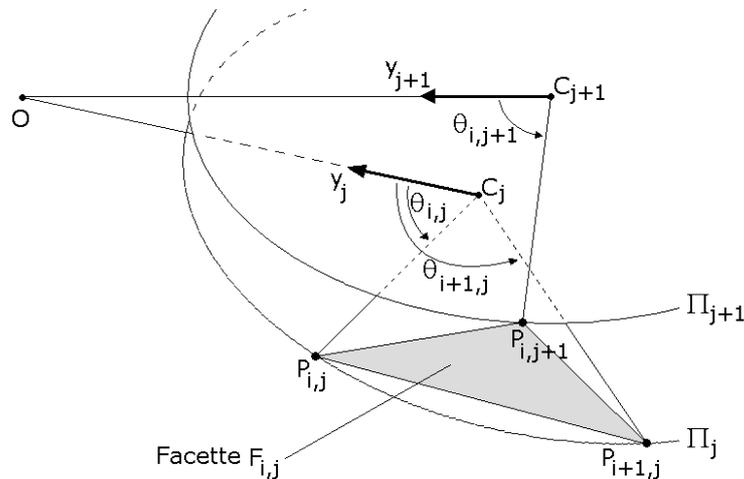


Figure 3. Génération du point $P_{i,j+1}$ à partir des points $P_{i,j}$ et $P_{i+1,j}$

Cette méthode permet, à partir des points formant le contour du mécanisme dans le plan Π_j , de générer les points correspondant dans le plan Π_{j+1} , tout en respectant la condition de normalité sur toutes les facettes extérieures. Cette opération peut être effectuée en partant des points du contour du front de taille, puis itérativement jusqu'à l'extrémité F du mécanisme. Si la hauteur de couverture C du tunnel est suffisamment faible pour que le mécanisme débouche à la surface, il est nécessaire de tronquer le mécanisme. Cette opération s'effectue par interpolation linéaire entre les points situés directement au dessus et en dessous de la surface du sol, ce qui permet de déterminer de façon précise le contour de la surface d'intersection entre le mécanisme et la surface. La détermination de la pression d'équilibre limite d'effondrement du front de taille s'effectue à l'aide du théorème cinématique de l'analyse limite. Son expression dans le cas d'un front de taille est :

$$\dot{W}_\gamma + \dot{W}_s + \dot{W}_T = \dot{D} \quad (3)$$

Dans cette expression, \dot{W}_γ est le taux de travail du poids du mécanisme, \dot{W}_s est le taux de travail d'une éventuelle charge de surface (pour les cas où le mécanisme débouche en surface), \dot{W}_T est le taux de travail de la pression appliquée au front, et \dot{D} est le taux de dissipation d'énergie sur l'ensemble du mécanisme. Puisqu'il s'agit

d'une rupture par bloc rigide, cette dissipation est proportionnelle à la cohésion et n'apparaît que sur la surface extérieure du mécanisme. Le calcul des différents termes de l'équation (3) impliquent des calculs de volumes et surfaces, et peuvent s'effectuer assez aisément à partir des coordonnées des points $P_{i,j}$ de la surface extérieure du mécanisme. Pour un jeu donné des paramètres géométriques (β_E , r_E), il est donc possible de générer les points du mécanisme et de déterminer la pression d'équilibre correspondante :

$$\sigma_u = \gamma \cdot D \cdot N_\gamma - c \cdot N_c + \sigma_s \cdot N_s \quad (4)$$

Dans l'expression précédente, N_γ , N_c , et N_s sont des termes adimensionnels, fonctions de r_E , β_E , C/D , et φ . La meilleure borne inférieure de la pression d'effondrement que le mécanisme peut proposer est déterminée par maximisation de σ_u par rapport aux deux paramètres :

$$\sigma_c = \max_{r_E, \beta_E} \sigma_u \quad (5)$$

Cette optimisation est effectuée à l'aide du logiciel matlab, et fournit un résultat pour des temps de calculs inférieurs à 3 minutes. La valeur de σ_c fournie est une borne inférieure (c'est-à-dire non-sécuritaire) de la pression limite d'effondrement réelle du front de taille.

3. Résultats numériques

La figure 4 récapitule les résultats numériques fournis par le mécanisme. La figure 4a compare la pression limite ultime calculée par le mécanisme proposé avec les résultats de la littérature dans le cas d'un sol frottant, sur l'ensemble des valeurs usuelles de φ . On observe une très bonne correspondance avec les résultats numériques d'Eisenstein et Ezzeldine (1994). Par ailleurs, les résultats proposés sont plus élevés que ceux issus du théorème cinématique et existant déjà dans la littérature. On observe également que les résultats issus de l'approche statique (Leca et Dormieux 1990) sont très éloignés de ceux des autres approches.

La figure 4b présente la pression limite fournie par différents mécanismes d'analyse limite en fonction de la hauteur de couverture, pour deux sables différents. Pour les deux types de sol, on observe que la valeur de pression est constante sur les valeurs de couverture usuelles ($C/D > 1$), ce qui signifie que ces mécanismes n'atteignent pas la surface du sol dans le cas d'un sol purement frottant. Les résultats proposés améliorent les meilleures bornes disponibles (celles fournies par le mécanisme de Mollon et al. 2010) pour les deux sables : 5.8% et 10.5% d'amélioration pour $\varphi=20^\circ$ et $\varphi=40^\circ$ respectivement. Il faut noter que l'amélioration par rapport au mécanisme de Leca et Dormieux (1990) atteint 26.1% et 25.7% respectivement. La figure 4c présente des résultats très semblables pour deux sols frottants et cohérents (comportement typique des argiles drainées). Le mécanisme se comporte de la même manière (non débouchant pour les couvertures usuelles), et les améliorations par rapport à Mollon et al. (2010) sont de 12.4% et 34.9% pour les deux argiles ($\varphi=17^\circ$ et $c=7\text{kPa}$, et $\varphi=25^\circ$ et $c=10\text{kPa}$ respectivement). L'amélioration par rapport aux résultats de Leca et Dormieux (1990) atteint 62.3% et 154.8%.

La figure 4d présente les mêmes résultats pour deux argiles non drainées, c'est-à-dire munies d'un critère de rupture de Tresca. Comme couramment évoqué dans la littérature, on observe cette fois que la hauteur de couverture est un paramètre décisif dans les sols purement cohérents. Il apparaît néanmoins que le mécanisme proposé fournit de moins bons résultats que ceux de la littérature, mis à part sur les très faibles hauteurs de couverture ($C/D < 0.8$). Il apparaît qu'une modélisation de la rupture par un bloc rigide n'est pas adaptée aux sols purement cohérents. Les approches de Osman et al. (2006) et Klar et al. (2007) modélisent la rupture par déformation continue du massif en avant du front de taille, sans discontinuité de vitesse. Des développements sont en cours pour utiliser ce type de modèle et montrent des résultats prometteurs.

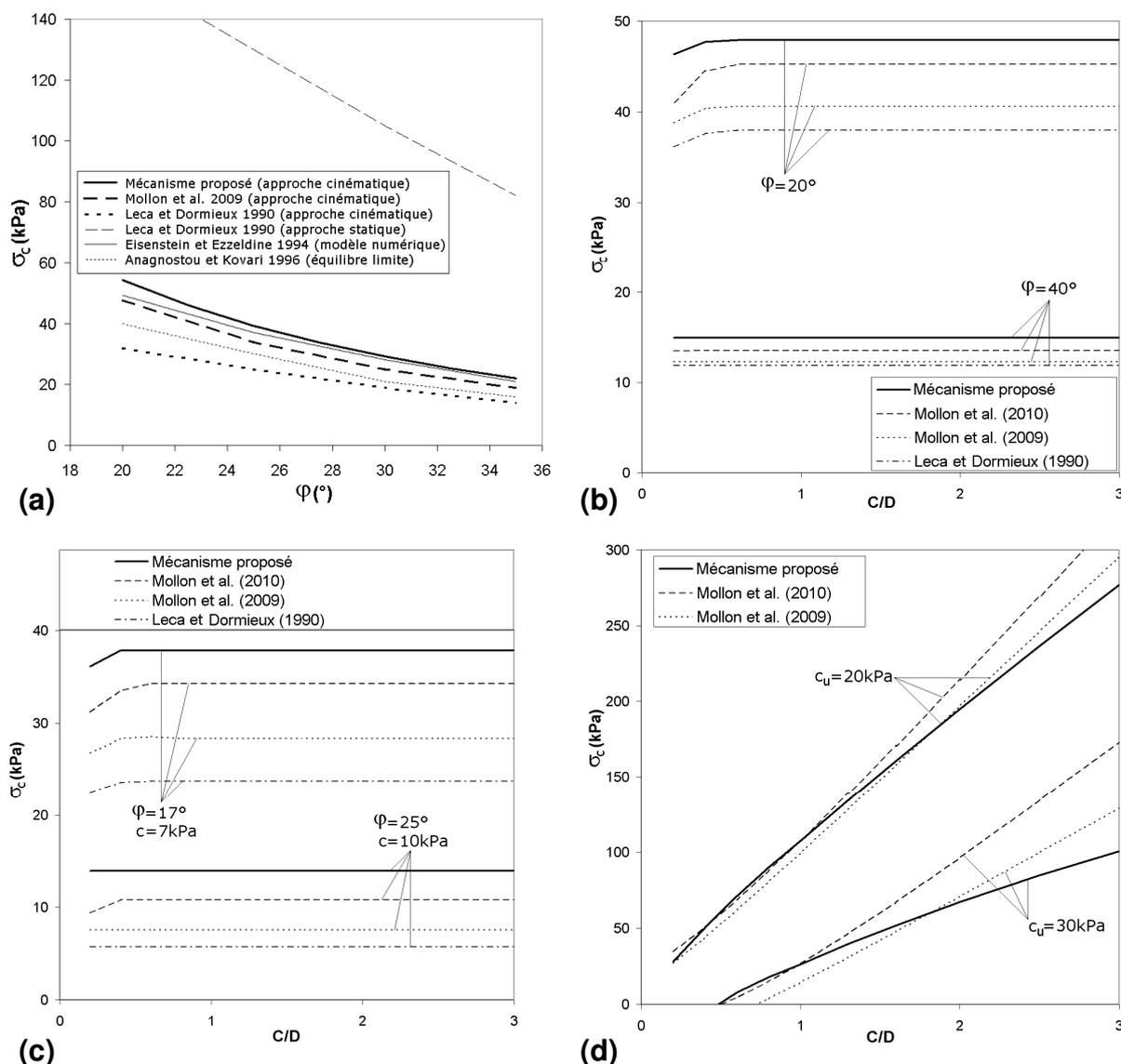


Figure 4. (a) Pression d'effondrement en sol purement frottant en fonction de l'angle de frottement ; (b) Pression d'effondrement en sol purement frottant en fonction de C/D ; (c) Pression d'effondrement en sol frottant et cohérent en fonction de C/D ; (d) Pression d'effondrement en sol purement cohérent en fonction de C/D

Les figures 5a et b présentent deux mécanismes de ruine critiques. Le premier correspond à une argile drainée ($\varphi=17^\circ$ et $c=7\text{kPa}$) et le second correspond à un sable ($\varphi=30^\circ$). Pour chaque mécanisme, une vue en perspective, une vue de côté et une vue de face sont proposées. On observe très clairement qu'un angle de frottement élevé conduit à une rupture moins « étendue », du fait de la mise en jeu d'un effet de voûte plus important.

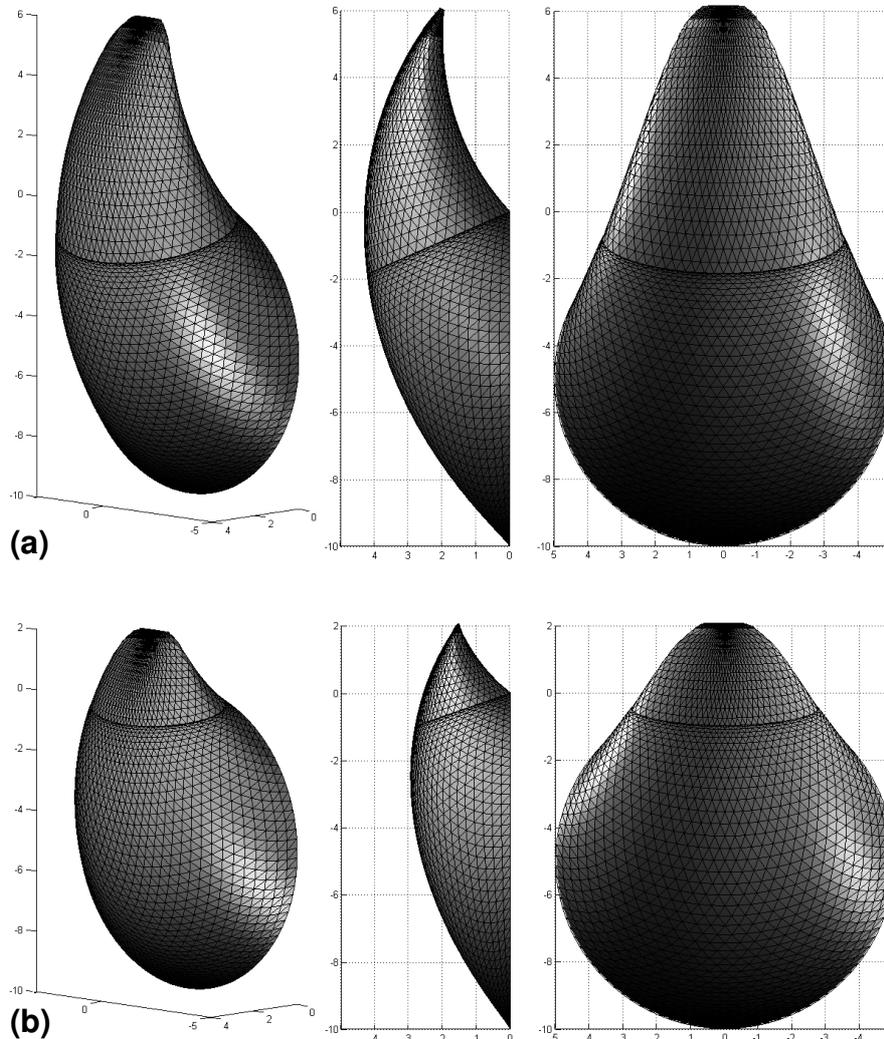


Figure 5. (a) Mécanisme critique d'effondrement pour un sol frottant et cohérent ($\varphi=17^\circ$, $c=7\text{kPa}$) ; (b) Mécanisme critique d'effondrement pour un sol purement frottant ($\varphi=30^\circ$)

Il faut préciser que ces mécanismes ont été tracés avec les paramètres de discrétisation $n_\theta=100$ et $\delta_\beta=2^\circ$, tandis que les paramètres optimaux pour le calcul et l'optimisation sont plus proches de $n_\theta=400$ et $\delta_\beta=0.5^\circ$. Ces paramètres très lâches ont été choisis pour permettre au lecteur d'appréhender plus facilement le maillage de la surface de glissement, même si l'extrémité du mécanisme est tracée avec une précision plus faible.

4. Conclusion

Cette communication présente un nouveau mécanisme de ruine d'un front de taille de tunnel pressurisé, respectant les hypothèses du théorème cinématique de l'analyse limite (comportement rigide plastique parfait avec loi d'écoulement associée). Ce mécanisme repose sur le mouvement en rotation d'un bloc rigide de sol en direction du tunnel, et permet la prise en compte de l'ensemble du front de taille dans l'analyse de stabilité. Une technique de discrétisation spatiale a été utilisée pour la génération de la surface de glissement et pour les calculs de volumes et surfaces nécessaires à la détermination de la pression d'équilibre limite d'effondrement. Les résultats numériques ont prouvé que le mécanisme proposé permettait une amélioration sensible des bornes inférieures de la pression limite existantes dans la littérature, dans le cas des sols frottants (avec ou sans cohésion). En revanche, le mécanisme proposé s'avère peu adapté aux sols purement cohérents. Une des perspectives de ce travail est une extension du mécanisme à la rupture du sol par refoulement du front de taille. Par ailleurs, il peut être envisagé d'étendre la méthode de discrétisation proposée à l'analyse de stabilité d'autres types d'ouvrages géotechniques (tunnels non soutenus, pentes, soutènements).

5. Références bibliographiques

- Anagnostou, G., and Kovari, K. (1996). "Face stability conditions with earth-pressure-balanced shields.", *Tunnelling and Underground Space Technology*, (11)2, 165-173.
- Chambon, P. and Corté, J.F. (1994). "Shallow tunnels in cohesionless soil : Stability of tunnel face.", *J. of Geotech. Engrg., ASCE*, 120(7), 1148-1165.
- Eisenstein, A.R., and Ezzeldine, O. (1994). "The role of face pressure for shields with positive ground control.", *Tunneling and ground conditions*, Balkema :Rotterdam, 557-571.
- Leca, E., and Dormieux, L. (1990). "Upper and lower bound solutions for the face stability of shallow circular tunnels in frictional material.", *Géotechnique*, 40(4), 581-606.
- Klar, A., Osman, A.S. and Bolton, M. (2007). "2D and 3D upper bound solutions for tunnel excavation using 'elastic' flow fields", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 31(12), 1367-1374.
- Mollon, G., Dias, D., and Soubra, A.-H. (2009). "Probabilistic analysis and design of circular tunnels against face stability." *Int. J. of Geomech., ASCE*, 9(6), 14 pages, pp. 237-249
- Mollon, G., Dias, D., and Soubra, A.-H. (2010). "Face stability analysis of circular tunnels driven by a pressurized shield." *J. of Geotech. & Geoenv. Engrg., ASCE*, 136(1), pp. 215-229
- Osman, A.S., Mair, R.J. and Bolton, M.D. (2006). "On the kinematics of 2D tunnel collapse in undrained clay.", *Géotechnique*, 56(9), 585-595.
- Takano, D., Otani, J., Nagatani, H. and Mukunoki, T. (2006). "Application of X-ray CT boundary value problems in geotechnical engineering – Research on tunnel face failure.", *Geocongress 2006*, GSP N°, 1-6.