
Analyse de la stabilité d'un front de taille pressurisé par deux nouveaux mécanismes rotationnels d'effondrement

Guilhem Mollon*

** Laboratoire de Génie Civil et d'Ingénierie Environnementale, INSA Lyon, Université de Lyon, Domaine Scientifique de la Doua, 20 Avenue Einstein, 69621 Villeurbanne*

RÉSUMÉ. Deux nouveaux mécanismes d'analyse limite sont présentés dans cet article afin d'améliorer les meilleures bornes inférieures existantes de la pression d'équilibre limite d'un tunnel pressurisé. Ils sont adaptés respectivement à un sol frottant et à un sol purement cohérent. La génération de chacun des mécanismes et le calcul de cette pression nécessitent des discrétisations spatiales, et reposent sur le respect en tout point des mécanismes des conditions de normalité imposées par le théorème cinématique. Les résultats numériques montrent que les mécanismes proposés apportent une amélioration sensible des meilleures bornes existantes, et fournissent des valeurs de pression limite proches de celles obtenues par simulation numérique, pour un coût calculatoire beaucoup plus faible. Des abaques de calcul rapide de la pression d'effondrement sont proposés.

ABSTRACT. Two new limit analysis mechanisms are presented in this article in order to improve the best existing lower bounds of the critical collapse pressure of a pressurized tunnel face. They are respectively related to frictional and purely cohesive soils. The generation of both mechanisms and the computation of the critical pressure use spatial discretization techniques, and are based on the verification at each point of the mechanisms of the normality conditions inherent to the kinematic theorem. The numerical results show that the proposed mechanisms bring an appreciable improvement of the best existing bounds, and provide close results to the ones obtained by numerical simulation, for a much smaller computational cost. Design charts are provided for quick determination of the critical collapse pressure.

MOTS-CLÉS: tunnel, front de taille, effondrement, pression limite, analyse limite

KEYWORDS: tunnel face, collapse, critical pressure, limit analysis

1. Introduction

L'effondrement du front de taille lors du creusement d'un tunnel peut avoir de graves conséquences à la fois humaines et financières. La détermination de la pression de fluide minimale à appliquer au front pour garantir la stabilité est donc un enjeu majeur. De nombreux auteurs se sont penchés sur le problème sous un angle expérimental (Chambon et Corté [1994], Takano et al. [2006]) ou analytique (Leca et Dormieux [1990], Mollon et al. [2009] et Mollon et al. [2010] en sol frottant, Davis et al. [1980] et Klar et al. [2007] en sol purement cohérent). Il ressort de ces articles que les modes de rupture sont différents selon que le sol est frottant ou purement cohérent. Dans le premier cas, la rupture semble s'effectuer par mouvement de rotation d'un unique bloc rigide, séparé du sol au repos par une surface de glissement où se concentrent toutes les déformations en cisaillement. En sol purement cohérent, en revanche, la rupture semble s'effectuer par déformation continue de l'ensemble du massif de sol en arrière du front de taille. La figure 1 présente les résultats d'une étude numérique réalisée sous Flac^{3D}, en sol frottant puis purement cohérent. On y observe la déformation du maillage et les vitesses de déplacement (en échelle de gris) au cours de la rupture. Les différences de comportement apparaissent très clairement.

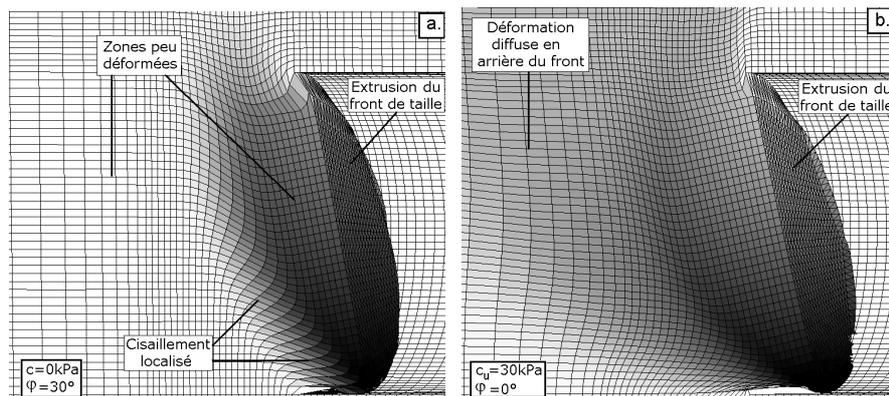


Figure 1. *Faciès de rupture du front en sol frottant (a.) et purement cohérent (b.)*

Cet article propose deux mécanismes de ruine distincts pour les deux configurations de sol, qui permettent de déterminer une borne inférieure rigoureuse de la pression d'équilibre limite σ_c . Ces modèles analytiques utilisent le théorème cinématique de l'analyse limite (Chen [1975]), et sont tous les deux fondés sur le respect des conditions locales de normalité en tout point du mécanisme. Les sols considérés suivent une loi de plasticité de Mohr-Coulomb, munie d'une loi d'écoulement associée. Les méthodes de génération des mécanismes sont successivement détaillées, puis les pressions d'effondrement obtenues sont comparées à celles fournies par les meilleures approches existantes dans la littérature et par simulation numérique. Des abaques de dimensionnement sont fournis pour une utilisation de ces résultats dans un cadre opérationnel.

2. Mécanisme M1 d'effondrement en sol frottant

Cette section présente de manière succincte les principes généraux de la détermination de la pression critique d'effondrement par le mécanisme M1. Les données générales du problème sont résumées sur la figure 2. On considère un front de taille circulaire de diamètre D , surmonté d'une couverture C , dans un sol pesant (γ), frottant (φ), avec ou sans cohésion (c). 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 , de paramètre $\tan(\varphi)$ et de centre O), qui se rencontrent en F (figure 2c). Tous les points du mécanisme peuvent être exprimés à partir du point O par trois coordonnées (x, r, β) , et le mécanisme est entièrement défini par les deux paramètres r_E/D et β_E .

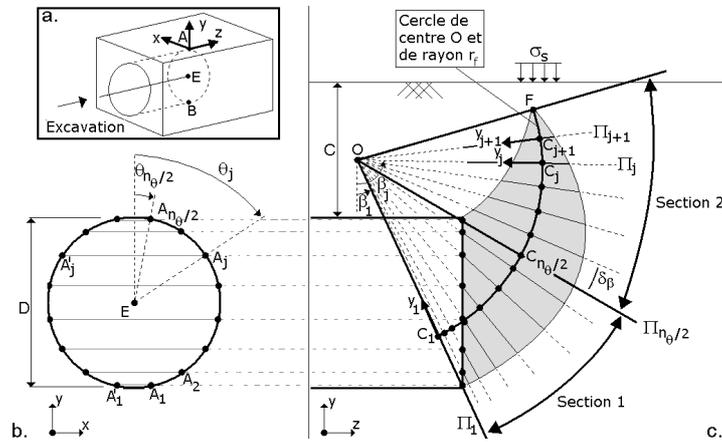


Figure 2. Génération de la surface extérieure du mécanisme M1

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. Le front de taille est d'abord discrétisé en un nombre n_0 (fixé par l'utilisateur) de points A_i et A'_i également répartis sur le contour (figure 2b). Le mécanisme est ensuite 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 $1 \leq j \leq n_0/2$) sont positionnés de manière à intersecter le front à hauteur des points A_i et A'_i . Sur la section 2, les plans Π_j (avec $n_0/2 \leq j$) sont régulièrement espacés d'un angle δ_β fixé par l'utilisateur. (figure 2c). 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. Concrètement, pour chaque segment $P_{i,j}P_{i+1,j}$ du plan Π_j , on génère un nouveau point $P_{i,j+1}$ qui respecte 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.
- Les points $P_{i,j+1}$ générés sur le plans Π_{j+1} sont répartis régulièrement.

Cette méthode permet, à partir des points formant le contour du mécanisme dans le plan Π_j , de générer les points correspondants dans le plan Π_{j+1} , tout en respectant la condition de normalité sur toutes les facettes extérieures. Cette opération est effectuée en partant des points du contour du front de taille, puis itérativement jusqu'à l'extrémité F du mécanisme. 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, qui stipule que la somme des puissances des forces extérieures appliquées au mécanisme est égale à la puissance dissipée. Cette dissipation est proportionnelle à la cohésion et, puisqu'il s'agit d'une rupture par mouvement d'un bloc rigide, n'apparaît que sur la surface extérieure du mécanisme. La détermination des puissances motrices implique des calculs de volumes et surfaces, qui 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/D), il est donc possible de générer les points du mécanisme et de déterminer la pression d'équilibre correspondante :

$$\sigma_u = \gamma \cdot D \cdot N_\gamma - c \cdot N_c + \sigma_s \cdot N_s \quad (1)$$

Dans l'expression précédente, N_γ , N_c , et N_s sont des termes adimensionnels, fonctions de r_E/D , β_E , C/D , et φ . La meilleure borne inférieure de la pression d'effondrement que le mécanisme peut proposer est appelée σ_c , et s'obtient par maximisation de σ_u par rapport aux deux paramètres. La figure 3 présente l'allure de la surface de rupture critique pour $\varphi=30^\circ$ et sa discrétisation spatiale.

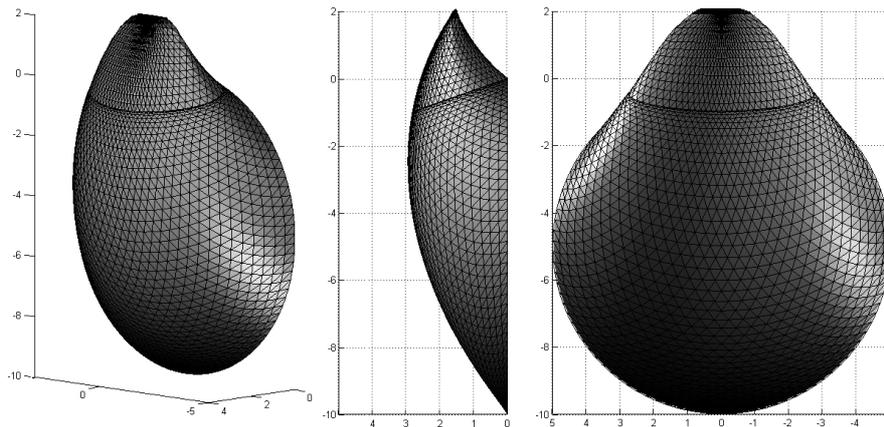


Figure 3. Allure du mécanisme M1 pour $D=10m$, $\varphi=30^\circ$ et $c=0kPa$

3. Mécanisme M2 d'effondrement en sol purement cohérent

Le mécanisme M2 s'applique uniquement à la rupture du front en sol purement cohérent, muni d'une cohésion non drainée c_u . On considère cette fois le point O (projection du centre E du front sur la surface du sol) comme centre de rotation du mécanisme (figure 4). Un repère torique de centre O et de rayon fondamental $R_f=C+D/2$ est mis en place, et tout point de l'espace peut s'exprimer par la coordonnée β (angle entre le plan Π_β et le plan du front), et les coordonnées polaires (r, θ) dans le plan Π_β (figure 4b). L'enveloppe externe du mécanisme est un tore de section circulaire dont le rayon $R(\beta)$ augmente linéairement de R_i à R_f , défini par :

$$R(\beta) = R_i + (\beta \cdot R_f - \beta \cdot R_i) / (\pi/2) \quad \text{avec} \quad 0 \leq \beta \leq \pi/2 \quad (2)$$

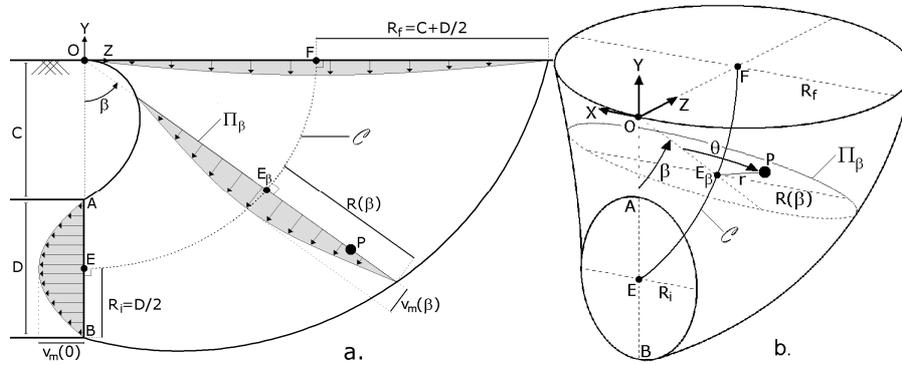


Figure 4. Mécanisme M2 ; a. Allure de v_β dans le plan $X=0$; b. vue 3D

Pour chaque point P de coordonnées (β, r, θ) , la vitesse peut être décomposée en trois composantes : v_β est la composante orthoradiale perpendiculaire à OP et dirigée vers le front, v_r est la composante radiale dirigée vers E_β , et v_θ est la composante restante (i.e. orthoradiale au sein du plan Π_β). Comme dans toute analyse cinématique, on présume un champ de vitesse cinématiquement admissible, qui repose sur les deux hypothèses suivantes :

$$\begin{cases} v_\beta(\beta, r, \theta) = v_m(\beta) \cdot f(r, \beta) = \left(\frac{R_i^2}{R(\beta)^2} \right) \cdot \left(1 - \frac{r^2}{R(\beta)^2} \right) \\ v_\theta(\beta, r, \theta) = 0 \end{cases} \quad (3)$$

L'expression de v_β correspond à une distribution parabolique $f(r, \beta)$ dans chaque plan Π_β , multipliée par une fonction $v_m(\beta)$ qui permet de s'assurer que le flux de vitesse au travers de chaque plan Π_β est constant (figure 4a). Par ailleurs, v_β est indépendant de θ . La condition de normalité en sol purement cohérent stipule que toute déformation s'effectue à volume constant, ce qui s'exprime par $div(\dot{\epsilon}) = 0$. L'écriture de l'opérateur divergence en coordonnées toriques permet de déterminer la valeur de la composante radiale v_r en tout point du mécanisme.

Les expressions analytiques étant assez complexes, ce calcul s'effectue numériquement par l'intermédiaire d'une formulation en différences finies. Le mécanisme est donc discrétisé spatialement, puis la composante v_β est calculée en chaque zone, et l'application de l'équation $div(\dot{\epsilon})=0$ fournit une valeur de v_r . La figure 5 présente les allures des composantes v_β et v_r obtenues par cette méthodologie dans différentes zones du mécanisme pour $C/D=1$: front de taille, plan de symétrie $X=0$, et surface débouchante. Les composantes sont représentées en niveaux de gris, les zones claires correspondant à une vitesse nulle. On observe que toutes les composantes de vitesse sont nulles aux limites du mécanisme (lignes pointillées), ce qui confirme l'absence de discontinuité de vitesse.

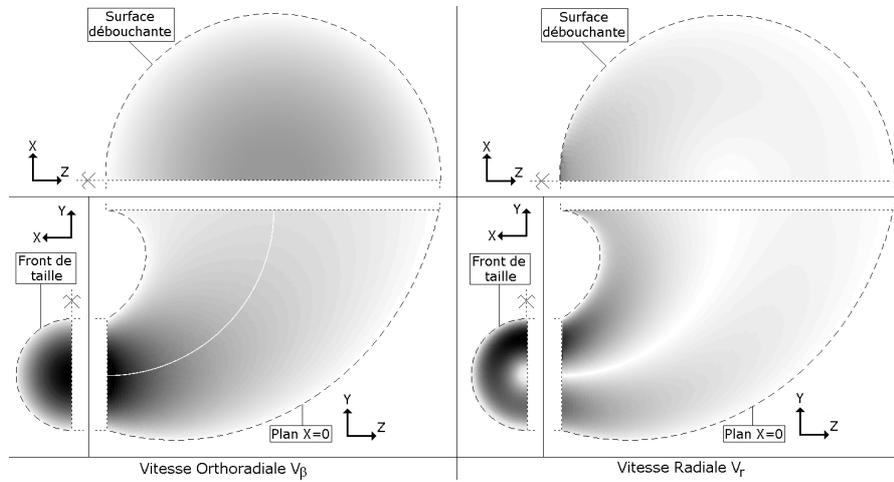


Figure 5. Répartition en échelle de gris des vitesses v_β et v_r dans le mécanisme M2

La détermination de la pression limite d'effondrement repose encore une fois sur l'égalité entre les puissances motrices et la puissance dissipée. Les premières s'expriment très facilement à partir des composantes de vitesse obtenues pour chaque zone de la discrétisation (cette discrétisation provenant du schéma de résolution en différences finies). Le calcul de la puissance dissipée s'effectue également dans chaque zone à partir du tenseur du taux de déformation exprimé dans son repère principal (Chen [1975]). Il faut donc calculer l'ensemble des termes du tenseur $\dot{\epsilon}$ pour chaque zone de la discrétisation, puis effectuer une rotation de repère adéquate pour diagonaliser ce tenseur et déterminer la valeur du taux de dissipation. Pour le calcul de la pression d'effondrement, on retrouve après quelques simplifications l'expression classique pour un sol purement cohérent, où N est un nombre adimensionnel fonction de C/D :

$$\sigma_c = \gamma \cdot (C + D/2) - c_u \cdot N + \sigma_s \quad (4)$$

Contrairement au mécanisme M1, le calcul de σ_c par le mécanisme M2 ne dépend pas de paramètres géométriques variables et ne nécessite pas d'optimisation.

4. Résultats numériques

Les temps de calcul moyen de la pression d'équilibre limite ultime pour les mécanismes M1 et M2 sont de 3 minutes et de 20 secondes respectivement. La figure 6 compare les pressions d'effondrement fournies par les deux mécanismes à celles des mécanismes de la littérature et à des résultats de calculs numériques réalisés sous Flac^{3D}. On observe que les résultats de M1 en sol frottant et les résultats de M2 en sol purement cohérent sont systématiquement supérieurs à ceux de la littérature, et constituent donc une amélioration sensible des meilleures bornes inférieures existantes. Les valeurs obtenues analytiquement sont très proches de celles fournies par un modèle numérique complexe, pour un coût calculatoire beaucoup plus faible (Un calcul numérique peut prendre 50 à 60 heures). La figure 7 propose des abaques de détermination rapide de la pression limite à partir des résultats de M1 (sol frottant) et de M2 (sol purement cohérent).

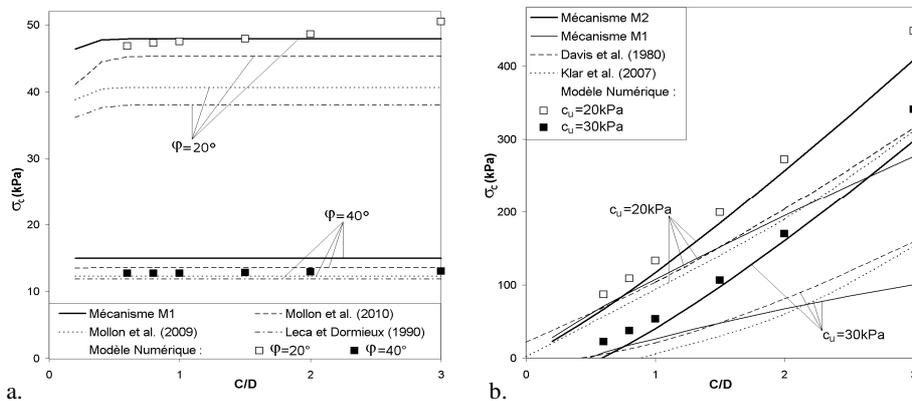


Figure 6. a. Valeurs de σ_c obtenues par le mécanisme M1, par trois mécanismes de la littérature, et par simulation numérique, pour deux sols purement frottants ;
b. Valeurs de σ_c obtenues par les mécanismes M1 et M2, par deux mécanismes de la littérature, et par simulation numérique, pour deux sols purement cohérents

5. Conclusion

Les résultats numériques montrent que les deux mécanismes proposés améliorent sensiblement les meilleures bornes inférieures de σ_c existantes dans la littérature, et fournissent des résultats proches de ceux obtenus par simulation numérique pour un coût calculatoire beaucoup plus réduit. Des abaques de calcul de σ_c sont fournies pour une utilisation opérationnelle. Le mécanisme M1 ouvre de larges perspectives pour l'étude de stabilité d'autres types d'ouvrages géotechniques (tunnels non-circulaires, pentes, fondations...) en sol frottant, car la technique de discrétisation de la surface de glissement peut être appliquée à d'autres géométries. Par ailleurs, le mécanisme M2 peut sans doute être amélioré par l'introduction de paramètres géométriques comparables à ceux de M1, ce qui augmenterait le nombre

de degrés de liberté du mécanisme. Enfin, la discrétisation spatiale de ces deux mécanismes permet d'envisager la prise en compte de la variabilité spatiale du sol pour des temps de calculs très inférieurs à ceux des modèles numériques : variation de c_u avec la profondeur, sol multi-couches, modélisation par champs aléatoires, etc.

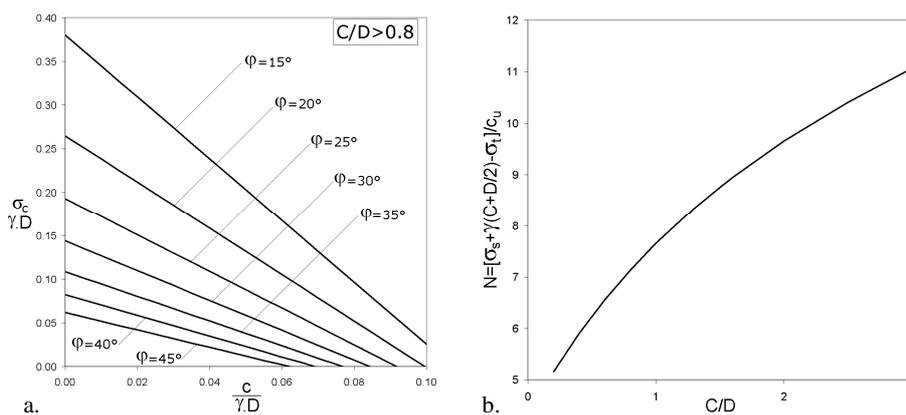


Figure 7. Abaques de calcul de σ_c en sol frottant (a.) ou purement cohérent (b.)

6. Références bibliographiques

- 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.
- Chen, W.F. (1975). *Limit analysis and soil plasticity*, Elsevier, Amsterdam.
- Davis, E.H., Gunn, M.J., Mair, R.J. and Seneviratne, H.N. (1980). "The stability of shallow tunnels and underground openings in cohesive material.", *Géotechnique*, 30(4), 397-416.
- 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
- 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.