

# MODELISATION DE L'ENDOMMAGEMENT INDUIT PAR LE CREUSEMENT DES GALERIES DANS LES ARGILITES

## *Modelling of the damage induced by the gallery excavations in claystone*

Edoardo TRIVELLATO<sup>1,2</sup>, Amade POUYA<sup>1</sup>, Minh-Ngoc VU<sup>2</sup>, Darius SEYEDI<sup>2</sup>

<sup>1</sup>: Laboratoire Navier (IFSTTAR, CNRS, ENPC), Ecole des Ponts ParisTech, Marne-la-Vallée, France

<sup>2</sup>: Andra, Direction de la R&D, 1/7, rue Jean Monnet, 92298 Châtenay-Malabry cedex, France

**RÉSUMÉ** – Le creusement des galeries dans les roches profondes induit différentes zones de rupture autour de ces ouvrages. Pour les roches quasi-fragiles, la prise en compte de l'endommagement radoucissant paraît nécessaire pour une description correcte de la rupture à court terme au voisinage des parois. Dans ce travail, un modèle radoucissant élasto-endommageable anisotrope en résistance est utilisé pour reproduire l'extension à court terme de cette zone de rupture ainsi que les déplacements aux parois.

**ABSTRACT** – The excavation of galleries in deep rocks induces the formation of failure zones around these structures. For semi-brittle rocks, taking into account the softening damage seems to be necessary for a correct description of the short term failure around the galleries. In this work, an elastic-damage softening model with anisotropic shear strength is employed to reproduce the short term extension of the excavation-induced failure zone as well as the displacements of the tunnels walls due to unloading.

## 1. Introduction

L'excavation des galeries profondes dans les roches fragiles produit une zone fracturée autour de ces ouvrages dont la forme et l'extension sont importantes à connaître pour discuter de la conception des ouvrages et de leur comportement future. Dans le cadre d'évaluation de la sûreté du projet de stockage géologique profond des déchets radioactifs (de haute activité et de moyenne activité à vie longue) dans l'argilite du Callovo-Oxfordien (COx), l'Agence Nationale pour la Gestion des Déchets Radioactifs (Andra) analyse les effets de l'excavation des galeries profondes sur la roche hôte (Armand et al., 2013).

Des études de faisabilité à échelle réelle sont menées dans le laboratoire de recherche souterrain de l'Andra au Centre Meuse Haute-Marne (CMHM). L'état de contraintes au niveau principal du laboratoire (-490 m) a été estimé avec une composante horizontale majeure  $\sigma_H = 16.2$  MPa, horizontale mineure  $\sigma_h = 12.4$  MPa et verticale  $\sigma_v = 12.7$  MPa. La plupart des galeries sont creusées en suivant les directions de  $\sigma_H$  et  $\sigma_h$ .

Autour des ouvrages, on peut distinguer une zone des fractures connectées, en proximité des parois, et une zone adjacente, d'endommagement diffus. Selon la définition anglo-saxonne déjà proposée par Emsley et al. (1997), on les appelle respectivement *Excavation Damaged Zone (EDZ)* et *Excavation disturbed Zone (EdZ)*. Les sondages géologiques suggèrent que l'endommagement radoucissant (Pouya et al., 2016) est un phénomène prépondérant pour la réponse à court terme de la roche suite à l'excavation, qui génère la zone de rupture définie *EDZ*. Deux cas ont été analysés, dont la Fig. 1 ci-dessous représente un modèle conceptuel tridimensionnel du système d'*EDZ-EdZ*: la galerie GCS, creusée selon  $\sigma_H$ , et la galerie GED, qui suit  $\sigma_h$ .

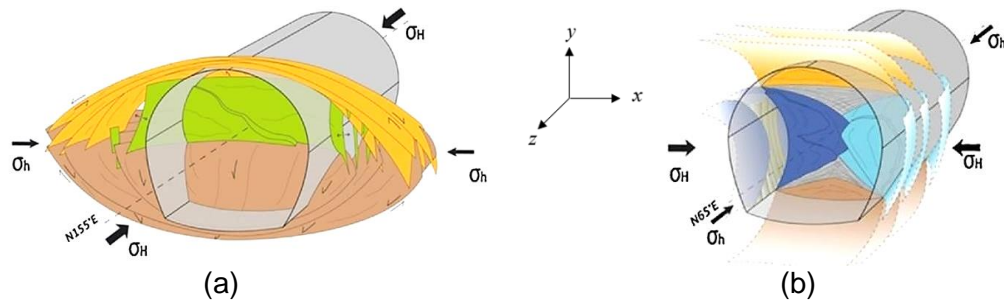


Figure 1. Modèles conceptuels du système d'EDZ-EdZ autour des ouvrages à analyser, suivants  $\sigma_H$  (Fig. 1a) et  $\sigma_h$  (Fig. 1b) au CMHM (Armand et al., 2014).

## 2. Approche d'analyse

Les simulations selon la méthode aux éléments finis ont été menées avec le code *POROFIS* (Pouya, 2015). L'endommagement autour des ouvrages est un problème typiquement tridimensionnel (Fig. 1) ; une simplification a été choisie selon une approche bidimensionnelle en déformations planes. Deux modèles bidimensionnels du système de rupture *EDZ-EdZ* autour des ouvrages au CMHM selon les deux directions principales de creusement sont reportés ci-dessous, en Fig. 2 (Armand et al., 2014). En conséquence, la déformation selon la direction axiale des galeries,  $z$ , est nulle ( $\varepsilon_{zz}=0$ ) et, en élasticité, la valeur de la contrainte axiale  $\sigma_{zz}$  est due à l'effet Poisson induit par les deux composantes,  $\sigma_{xx}$  et  $\sigma_{yy}$ , dans le plan de la section des ouvrages ( $x ; y$ ).

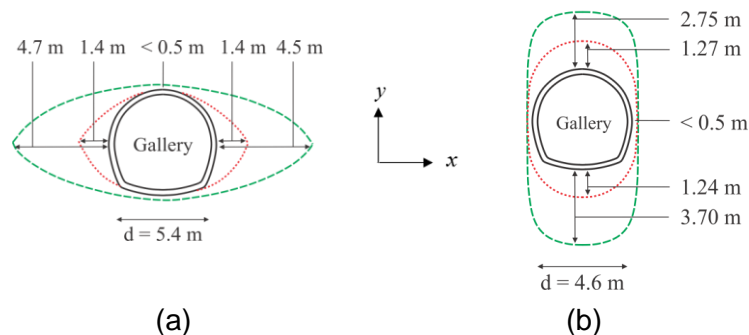


Figure 2. Schémas en deux dimensions de l'extension *EDZ-EdZ* dans les deux directions (Armand et al., 2014).

Le modèle d'endommagement de référence est à élasticité linéaire isotrope avec une variable d'endommagement scalaire, et un critère d'endommagement du type Drucker-Prager, montré en détail dans la section suivante. On écrit la loi constitutive de façon suivante :

$$\boldsymbol{\sigma} = (1 - D) \cdot \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (1)$$

$\mathbf{C}$  est le tenseur de raideur élastique, défini par les 2 variables module de Young,  $E$ , et coefficient de Poisson,  $\nu$ .  $D$  est la variable d'endommagement qui réduit progressivement la rigidité du matériau. A partir de la loi constitutive basique décrite par l'Eq.1, un modèle élastique endommageable anisotrope a été utilisé. On montrera ses conséquences pour la reproduction de l'extension et la forme des zones de rupture dans les deux cas de galeries principales au CMHM, selon les schémas bidimensionnels montrés sur la Fig. 2. De même, on procèdera à une validation du modèle par les champs des déplacements calculés, particulièrement avec les déplacements aux parois des ouvrages.

### 3. Méthodes

#### 3.1. Modèles des matériaux

Tout d'abord, on présente ci-dessous comment le tenseur  $\mathbf{C}$  de raideur élastique (à deux paramètres indépendants,  $E$  et  $\nu$ ) a été modifié pour décrire l'endommagement du matériau.

Si l'on considère la matrice de souplesse élastique  $\mathbf{S}$ , correspondante à  $\mathbf{C}^{-1}$ , sa formulation initiale pour le matériau isotrope dans le plan de la section est donnée par l'expression suivante:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{C}^{-1} \cdot \boldsymbol{\sigma}, \quad \mathbf{C}^{-1} = \mathbf{S} = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1-D) \cdot E} & \frac{-\nu}{(1-D) \cdot E} & \frac{-\nu}{E} & 0 \\ \frac{-\nu}{(1-D) \cdot E} & \frac{1}{(1-D) \cdot E} & \frac{-\nu}{E} & 0 \\ \frac{-\nu}{E} & \frac{-\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2 \cdot (1+\nu)}{(1-D) \cdot E} \end{bmatrix} \quad (2)$$

Ici, l'endommagement réduit seulement les composantes qui agissent dans le plan ( $x$  ;  $y$ ), la section transversale de la galerie. Ceci correspond à un endommagement avec une *anisotropie transverse*, qui n'affecte pas la raideur axiale. Le choix est dû au fait que l'on essaye de reproduire une évolution d'endommagement qui se développe dans cette section. Cependant, la loi d'endommagement prévoit un autre phénomène physique: le module de compressibilité du matériau n'est pas affecté par l'endommagement, et seul le module de cisaillement dans le plan de la section est dégradé avec l'endommagement. Dans le plan de la section de la galerie ( $x$  ;  $y$ ), le matériau, cohésif au début, devient, progressivement, purement granulaire. Si l'on discerne la partie sphérique de celle déviatorique du tenseur  $\mathbf{C}$ , on peut écrire une loi constitutive élastique  $\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}$  selon la forme suivante :

$$\boldsymbol{\sigma} = 3K \cdot \frac{1}{3} \boldsymbol{\delta} \cdot \text{tr}\{\boldsymbol{\varepsilon}\} + 2\mu \cdot \left( \boldsymbol{\varepsilon} - \frac{1}{3} \boldsymbol{\delta} \cdot \text{tr}\{\boldsymbol{\varepsilon}\} \right) \quad (3)$$

Le facteur d'endommagement  $(1-D)$  est appliqué aux composantes de la partie déviatorique de  $\mathbf{C}$ . En suivant la même méthode proposée en Eq. 2, seulement les composantes agissantes dans le plan de la section de la galerie seront affectées par  $(1-D)$ . Pour ce qui concerne le critère de rupture, on part de la formulation classique du critère de Drucker-Prager :

$$f(\boldsymbol{\sigma}, D) = \sqrt{3J_2} + \sin \alpha I_1 - g(D)K \quad (4)$$

Les paramètres  $\sin \alpha$  et  $K$  sont respectivement fonctions de l'angle de frottement et de la cohésion du matériau (Alejano et Bobet, 2012). On définit les invariants  $I_1$  et  $J_2$ :

$$I_1 = \text{tr}\{\boldsymbol{\sigma}\}, \quad J_2 = \frac{1}{2} \left( \sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 + \sigma_{zz}^2 + 2\sigma_{xy}^2 - \frac{1}{3} I_1^2 \right) \quad (5)$$

Toutefois, en suivant différents cas, en littérature, d'analyse de la rupture autour des tunnels (e.g. Reed, 1986 ; Reed, 1987), on a choisi de négliger le rôle de la contraintes axiale,  $\sigma_{zz}$ . Même si son évolution sera calculée dans les simulations, elle n'est pas incluse dans l'écriture du critère de rupture. Au même temps, une anisotropie de la

résistance du matériau a été considérée. Notamment, cet effet est dû à l'inclinaison de la stratification de l'argilite par rapport à la direction de charge principale (Guayacán-Carrillo et al., 2016; Mánica et al., 2016).

Selon le schéma en Fig. 3, on définit un tenseur  $\mathbf{M}$  d'anisotropie intrinsèque avec un rapport d'anisotropie  $h$ , qui relie les valeurs maximale et minimale de la résistance en compression simple, le vecteur  $\mathbf{n}$ , normale à la lithologie du matériau, et l'angle  $\omega$  entre le vecteur  $\mathbf{n}$  et la direction horizontale :

$$\mathbf{M} = \delta + h(\mathbf{n} \otimes \mathbf{n}) = \begin{bmatrix} 1 + h \cos^2 \omega & h \sin \omega \cos \omega \\ h \sin \omega \cos \omega & 1 + h \sin^2 \omega \end{bmatrix} \quad (6)$$

Le tenseur *généralisé* des contraintes (qui néglige  $\sigma_{zz}$  pour le calcul de la résistance), en permettant une variation de la résistance (uniaxiale ou triaxiale) du matériau, pour quelconque inclinaison de charge  $\omega$ , s'écrit de la façon suivante :

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \begin{bmatrix} 1 + h \cos^2 \omega & h \sin \omega \cos \omega \\ h \sin \omega \cos \omega & 1 + h \sin^2 \omega \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} \\ \sigma_{xy} & \sigma_{yy} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 1 + h \cos^2 \omega & h \sin \omega \cos \omega \\ h \sin \omega \cos \omega & 1 + h \sin^2 \omega \end{bmatrix} \quad (7)$$

Sur la base de l'Eq. 4, le critère de rupture, en fonction des seules contraintes agissantes dans la section transversale de la galerie, est défini ci-dessous :

$$f(\tilde{\boldsymbol{\sigma}}, D) = \sqrt{(\tilde{\sigma}_{xx} - \tilde{\sigma}_{yy})^2 + 4\tilde{\sigma}_{xy}^2} + \sin \phi (\tilde{\sigma}_{xx} + \tilde{\sigma}_{yy}) - g(D)K \quad (8)$$

Dans l'Eq. 8, figure la loi d'endommagement  $g(D)$ . Elle prévoit un radoucissement de la résistance en compression uniaxiale, modélisé avec une partie décroissante linéaire suivie par une partie constante de résistance résiduelle. Le rapport entre la résistance résiduelle et celle à la limite élastique fait partie des paramètres du matériau à choisir pour les simulations. L'expression de  $g(D)$  est choisie de manière à trouver comme courbe de contrainte-déformation axiale, d'un essai de compression uniaxiale, la courbe linéaire par morceau donnée dans la Fig. 4 (Pouya et al., 2016). Les résultats fournis par l'application du modèle introduit sont reportés dans la Section 4.2.

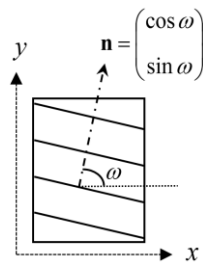


Figure 3. Système de référence en deux dimensions pour la définition de la résistance anisotrope.

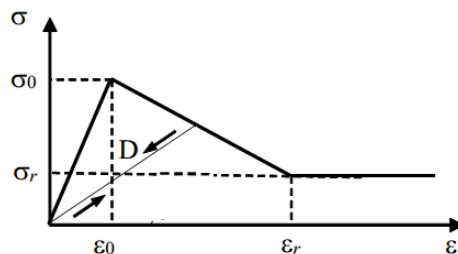


Figure 4. Modèle radoucissant de la courbe contrainte - déformation en compression uniaxiale.

### 3.2. Modèles numériques

On présente ici les maillages aux éléments finis utilisés pour reproduire la géométrie des deux ouvrages d'étude (Fig. 5a et 5b). Deux galeries circulaires de 5.2 et 4.6 m de diamètre ont été considérées, correspondantes respectivement aux galeries GCS et GED au CMHM. La taille du domaine circulaire autour des galeries est à dix fois son rayon, avec un raffinement du maillage dans la zone de rupture attendue. En ce qui concerne les conditions aux limites initiales, l'état géostatique in-situ a été simulé, avec des déplacements initiaux nuls, selon les estimations fournies pour l'état de l'argilite non perturbé au CMHM (Armand et al., 2013 ; Armand et al. 2014 ; Wiliveau et al., 2007). Selon les valeurs des contraintes principales suivantes  $x$  et  $y$ , reportées dans le Tableau 1, les composantes correspondantes normale et tangentielle,  $\sigma_n$  et  $\tau$ , ont été imposées, pour chaque côté des éléments finis, au bord extérieur et à la paroi des galeries (circonférence interne). La procédure a été effectuée selon les Eq. 9 et 10, en calculant l'inclinaison  $\alpha$  des bords de chaque élément fini à la frontière.  $\sigma_{zz}$  est calculée automatiquement pour l'effet Poisson dû aux déformations planes (Eq. 11). À partir de l'état géostatique, l'excavation est conduite en régime permanent, avec l'application, en plusieurs étapes, des contraintes des tractions, égales en module, à celles (de compression) reportées dans le Tableau 1.

Tableau 1. Etat de contraintes in-situ, dans le plan de la section des galeries d'étude, pour l'argilite au CMHM, avant l'excavation (les valeurs négatives correspondent à une compression).

Galerie d'étude	$\sigma_{xx}$ [MPa]	$\sigma_{yy}$ [MPa]
GCS (suivant $\sigma_H$ )	-12.4	-12.7
GED (suivant $\sigma_h$ )	-16.2	-12.7

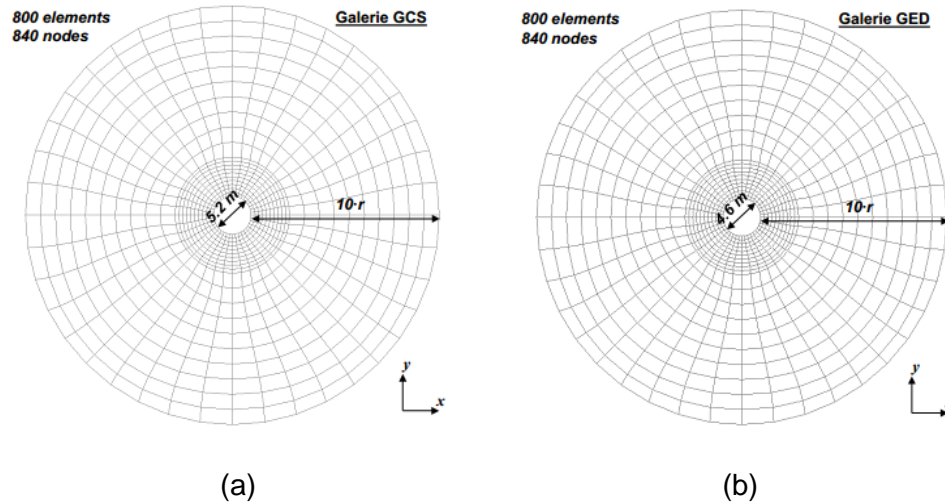


Figure 5. Maillages (équivalents) aux FE utilisés pour la galerie GCS (Fig. 5a) et GED (Fig. 5b).

$$\sigma_n = \mathbf{n}^t \cdot \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \begin{pmatrix} \cos \alpha & \sin \alpha \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & 0 \\ 0 & \sigma_{yy} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \cos \alpha \\ \sin \alpha \end{pmatrix} \quad (9)$$

$$\tau = \mathbf{t}^t \cdot \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \begin{pmatrix} -\sin \alpha & \cos \alpha \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & 0 \\ 0 & \sigma_{yy} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \cos \alpha \\ \sin \alpha \end{pmatrix} \quad (10)$$

$$\sigma_{zz} = \nu \cdot (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad (11)$$

## 4. Résultats des simulations

### 4.1. Zone de rupture à court terme

Ci-dessous on présente le résultat des zones endommagées, en appliquant le modèle décrit dans la Section 3.1. Selon les données de littérature, on a choisi  $E = 4500$  MPa et  $\nu = 0.2$  (Armand et al., 2013 ; Guayacán-Carrillo et al., 2016). Compte tenu des expérimentations in-situ concernant l'initiation de la rupture autour des galeries, les paramètres  $\sin\phi$  et  $K$  (Eq. 8), ainsi que le rapport d'anisotropie  $h$ , ont été calés pour reproduire les courbes de résistance à en Fig. 6, où la valeur maximale correspond à  $\omega = 0^\circ$  (parallèle à la lithologie) et la minimale correspond à  $\omega = 90^\circ$  (perpendiculaire à la lithologie). On rappelle que, dans chaque calcul, l'angle  $\omega$  de la normale à la lithologie est égal à  $90^\circ$  (les galeries sont creusées parallèlement à la stratification in-situ de l'argilite). Selon le schéma de Fig. 4, le rapport entre résistance à la rupture résiduelle et initiale, a été choisi de manière à représenter un comportement très fragile sous compression uniaxiale, selon la courbe  $\sigma_3 = 0$  dans la Fig. 7 (Armand et al., 2013).

Les zones de rupture reportées en Fig. 8 ci-dessous constituent un résultat consistant avec le schéma bidimensionnel de Fig. 2 pour les galeries étudiées, si l'on considère une rupture instantanée due à l'action directe de l'excavation.

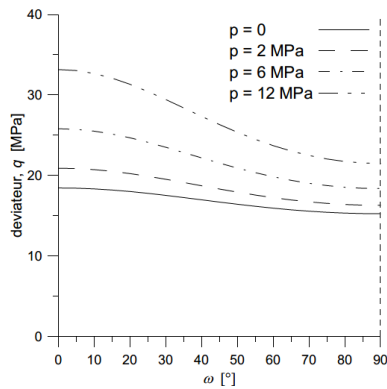


Figure 6. Valeurs adoptées pour le déviateur,  $q$ , en fonction du confinement et de l'angle entre stratification et la direction de chargement.

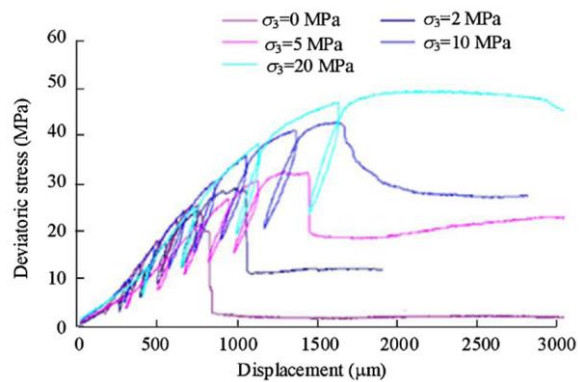
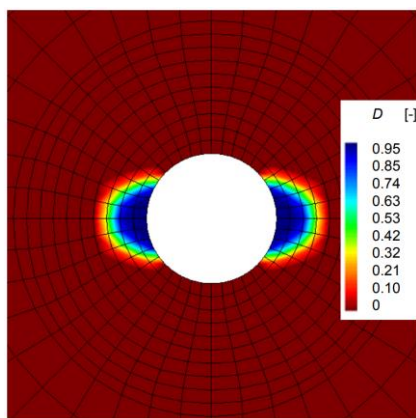
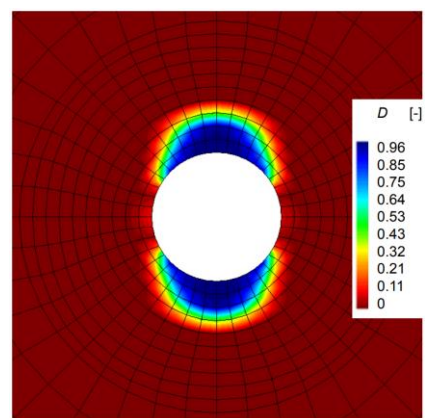


Figure 7. Essais triaxiaux sur l'argilite du Callovo-Oxfordien (Armand et al., 2013). On remarque un comportement fragile à confinement nul ( $\sigma_3 = 0$ ).



(a)



(b)

Figure 8. Extensions de la zone endommagée pour la galerie GCS (Fig. 8a) et GED (Fig. 8b).

## 4.2. Analyses des déplacements

On présente les valeurs des champs de déplacements, dans leurs composantes  $U_x$ , horizontale, et  $U_y$ , verticale, calculées à court terme pour les galeries étudiées. Les résultats pour la galerie GCS sont reportés en Fig. 9 et ceux pour la GED en Fig. 10. Si l'on regarde en détail les Fig. 9a et 10b, on observe, dans la direction de l'endommagement induit par l'excavation, une localisation du champ des déplacements calculés. Ci-dessous, le Tableau 2 reporte les valeurs (selon les directions horizontale et verticale) calculées aux parois à la fin du creusement des deux galeries, ainsi que les estimations fournies par les mesures in situ.

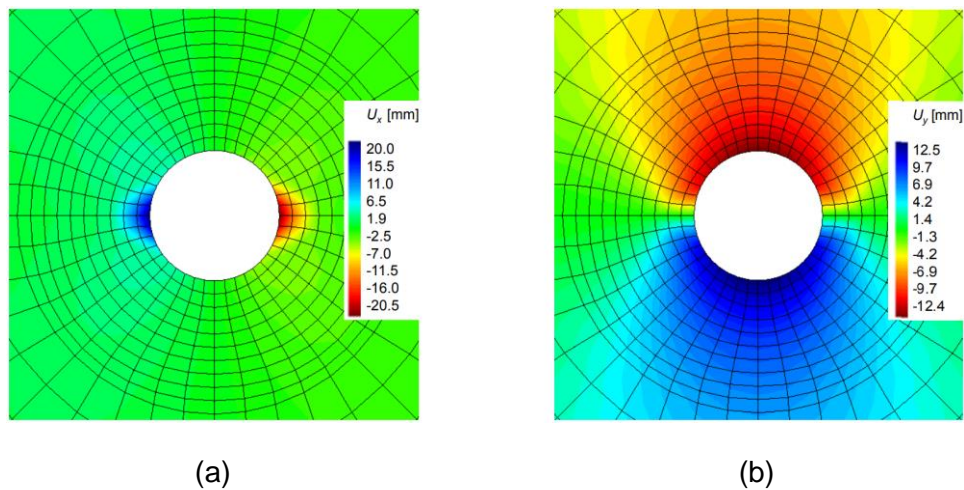


Figure 9. Champs de déplacements calculés autour de la galerie GCS. Composante horizontale (Fig. 9a) et verticale (Fig. 9b).

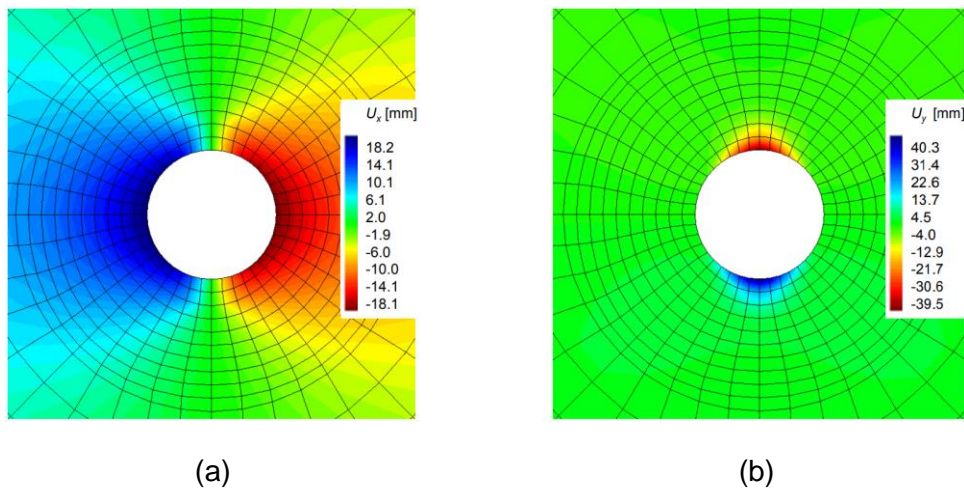


Figure 10. Champs de déplacements calculés autour de la galerie GED. Composante horizontale (Fig. 10a) et verticale (Fig. 10b).

Tableau 2. Déplacements horizontales et verticales mesurés aux parois des galeries d'étude, choisis comme référence pour la validation du modèle proposé. Comparaison à partir des données au CMHM.

	$U_x$ paroi GCS [mm]	$U_y$ paroi GCS [mm]	$U_x$ paroi GED [mm]	$U_y$ paroi GED [mm]
Suivi en situ	~20	~10	~10	~40
Calcul	20.0	12.5	18.2	40.3

## 5. Conclusions et perspectives

Ce travail a présenté une modélisation en endommagement radoucissant considéré comme le phénomène à la base de la rupture à court terme induite autour des ouvrages profonds par leur excavation dans l'argilite du Callovo-Oxfordien. L'anisotropie de la résistance en compression de la roche est prise en compte. Deux galeries au laboratoire souterrain du CMHM de l'Andra ont été considérées pour montrer la validité du modèle pour différentes conditions aux limites et initiales des contraintes. Dans les deux directions de creusement, la zone endommagée à court terme calculée se rapproche correctement de celles des modèles conceptuels de l'Andra. De même, une analyse des déplacements à la paroi renforce la consistance du modèle proposé. Physiquement, le mécanisme d'endommagement, détaillé dans la Section 3.1, décrit une dégradation des propriétés mécaniques de l'argilite, sa résistance et ses modules d'élasticité dans le plan de la section. Elle conduit à une estimation de la zone endommagée qui correspond à la zone perturbée observée au voisinage des parois des galeries.

En perspective, le modèle de rupture à court terme pourrait être amélioré avec la prise en compte du rôle de la contrainte moyenne (confinement du matériau) lorsque l'on s'éloigne des parois des ouvrages : en fait, si la contrainte de confinement augmente, les données expérimentales (Fig. 7) montrent une augmentation progressive de la résistance résiduelle et le passage d'un comportement fragile à un comportement ductile.

## 4. Références bibliographiques

- Alejano, L. R., Bobet, A. (2012). Drucker–Prager Criterion. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, vol. 45(6), pp. 995-999.
- Armand G., Noiret A., Zghondi J., Seyedi D. (2013). Short- and long-term behaviors of drifts in the Callovo-Oxfordian claystone at the Meuse/Haute-Marne Underground Research Laboratory. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, vol. 5(3), pp. 221-230.
- Armand, G., Leveau F., Nussbaum C., De La Vaissiere, R., Noiret, A., Jaeggi D., Landrein P., Righini, C. (2014). Geometry and Properties of the Excavation-Induced Fractures at the Meuse/Haute-Marne URL Drifts. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, vol. 47(1), pp. 21-41.
- Emsley S., Olsson O., Stenberg L., Alheid H-J., Falls S. (1997). ZEDEX - A study of damage and disturbance from tunnel excavation by blasting and tunnel boring. Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co., Stockholm, Sweden.
- Guayacán-Carrillo L.M., Sulem J., Seyedi D., Ghabezloo S., Noiret A., Armand G. (2016). Analysis of Long-Term Anisotropic Convergence in Drifts Excavated in Callovo-Oxfordian Claystone. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, vol. 49(1), pp. 97-114.
- Guayacán-Carrillo L.M., Ghabezloo S., Sulem J., Seyedi D.M., Armand G. (2016). Effect of anisotropy and hydro-mechanical couplings on pore pressure evolution during tunnel excavation in low-permeability ground. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, vol. 49(1), pp. 97-114.
- Mánica M., Gens A., Vaunat J., Ruiz D. F. (2016). A cross-anisotropic formulation for elasto-plastic models. *Géotechnique Letters* vol. 6, pp. 156–162.
- Pouya A. (2015). A finite element method for modelling coupled flow and deformation in porous fractured media. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, vol. 39(16), pp. 1836-1852.
- Pouya A. (2017). Manuel d'utilisateur de *POROFIS*. FRACSIMA - Fracture Simulation in Materials (Copyright), Arcueil, France.

- Pouya A., Bendjeddou, Z., Poutrel, A. (2013). Determination of an equivalent continuum mechanical model for the fractured EDZ around underground galleries by homogenization. *Geosystem Engineering*, vol. 16(1), pp. 47–53.
- Pouya A., Trivellato E., Seyedi D., Vu M.N. (2016). Apport des modèles d'endommagement sur la géométrie de la zone de rupture autour des ouvrages profonds dans des roches quasi-fragiles. *Proceedings, Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie de l'Ingénieur*, Nancy, France, 6-8 July 2016.
- Reed, M. B. (1986). Stresses and displacements around a cylindrical cavity in soft rock. *IMA Journal of Applied Mathematics*, vol. 36(3), pp. 223-245.
- Reed, M. B. (1987). The Influence of Out-Of-Plane Stress on a Plane Strain Problem in Rock Mechanics. Technical Report, Department of Mathematics and Statistics, Brunel University Uxbridge, United Kingdom (UK).
- Seyedi D., Vu M.N., Armand G., Noiret A. (2015). Numerical modeling of damage patterns around drifts in the Meuse/Haute-Marne URL. *Proceedings, the 13th International ISRM Congress*, Montréal, Québec, Canada, 10-13 May 2015.
- Wileveau Y., Cornet F.H., Desroches J., Blumling P. (2007). Complete in situ stress determination in an argillite sedimentary formation. *Physics and Chemistry of the Earth*, vol. 32(8-14), pp. 866–878.