

Une approche simplifiée de la modélisation du comportement à long terme de la zone fracturée autour des galeries excavées dans l'argilite du Callovo-Oxfordien (COx)

A simplified approach for modelling the long-term behaviour of excavation induced fractured zone around drifts excavated in Callovo-Oxfordien (COx) claystone

Akram OMARI^{1*}, Amade POUYA¹, Michel BORNERT¹, Mathias LEBIHAIN¹, Siavash GHABEZLOO¹,
Minh-Ngoc VU²

1 Laboratoire Navier, Ecole nationale des ponts et chaussées, Univ Gustave Eiffel, CNRS, Marne-la-Vallée, 77420, France.

2 ANDRA, Département R&D, 92290, Chatenay-Malabry, France.

**akram.omari@enpc.fr*

RESUME : L'excavation d'ouvrages souterrains profonds dans des formations argileuses, telles que l'argilite du Callovo-Oxfordien (COx), modifie significativement les propriétés mécaniques de la roche sous l'effet des sollicitations in situ. Lorsque le rapport entre contraintes appliquées et résistance devient critique, une fracturation peut apparaître autour des tunnels, générant une zone endommagée dont l'extension et les propriétés conditionnent la stabilité à long terme des ouvrages. Les observations menées au Laboratoire Souterrain de Recherche de Meuse/Haute-Marne ont montré l'influence déterminante de plusieurs facteurs sur la convergence des galeries : état des contraintes initiales, orientation des galeries par rapport aux contraintes principales, méthodes et rythmes d'excavation, ainsi que l'anisotropie intrinsèque de la roche. La modélisation de cette zone fracturée comme un milieu continu équivalent a été largement étudiée en raison de sa simplicité d'utilisation pour les applications d'ingénierie. Dans la littérature, la roche est fréquemment représentée par des modèles viscoélastiques ou élasto-viscoplastiques distinguant explicitement la roche intacte de la roche fracturée. Dans ce travail, nous proposons une approche plus simple en représentant le massif comme un milieu élasto-viscoplastique homogène, sans distinguer entre roche saine et roche fracturée. Le modèle adopté intègre une triple anisotropie. L'élasticité est décrite par un comportement transverse isotrope. Le critère de Mohr-Coulomb anisotrope est employé pour représenter la plasticité, tandis qu'une loi de fluage anisotrope de type Lemaitre est utilisée pour le comportement différé. L'anisotropie est introduite par la définition d'un tenseur de contraintes équivalent, transformé en fonction de l'orientation principale des fractures observées. Les paramètres du modèle sont calibrés sur des essais de laboratoire à l'échelle de l'échantillon, puis ajustés à partir des mesures in situ. L'application aux galeries GED et GCS, excavées respectivement dans les directions de la contrainte horizontale principale mineure et majeure, démontre la capacité de ce modèle simplifié à reproduire les convergences anisotropes observées.

ABSTRACT: The excavation of deep underground structures in clay-rich formations, such as the Callovo-Oxfordian claystone, significantly modifies the mechanical response of the surrounding rock mass under in situ stress conditions. When the ratio between applied stresses and rock strength becomes critical, excavation-induced fracturing may occur, leading to the formation of a damaged zone around tunnels. The extent and mechanical behavior of this zone strongly influence the long-term stability and convergence of underground openings. Observations at the Meuse/Haute-Marne Underground Research Laboratory highlight the roles of the initial stress state, tunnel orientation relative to principal stresses, excavation method and advance rate, and the inherent anisotropy of the claystone. Accounting for these factors is therefore essential for reliable predictions of excavation-induced deformations. Due to its simplicity and engineering relevance, modelling the damaged zone as an equivalent continuous medium has been widely investigated. Existing studies often rely on viscoelastic or elasto-viscoplastic formulations that explicitly distinguish intact rock from fractured zones. In this work, a simplified alternative is proposed, in which the rock mass is treated as a unique homogeneous elasto-viscoplastic medium. The constitutive model incorporates triple anisotropy: elastic behavior is represented by transverse isotropy, plasticity follows an anisotropic Mohr-Coulomb criterion, and time-dependent deformation is described using an anisotropic Lemaitre-type creep law. Model parameters are calibrated from laboratory tests and refined using in situ data. Applications to two drifts with different orientations demonstrate that the model reproduces well observed anisotropic tunnel convergences.

Mots-clés : Argilite du Callovo-Oxfordien ; Zone fracturée ; Cigéo ; Glissement visqueux ; Fluage.

1 INTRODUCTION

L'excavation d'ouvrages souterrains profonds destinés au stockage de déchets radioactifs dans des formations argileuses (roches quasi fragiles) induit des modifications des propriétés mécaniques de la roche environnante sous l'effet des sollicitations in situ. En particulier, le rapport entre les contraintes appliquées et la résistance du matériau peut, dans certains cas, conduire à la fracturation du massif rocheux, générant ainsi une zone fracturée autour des tunnels.

Depuis l'an 2000, l'Agence Nationale pour la gestion des Déchets Radioactifs (ANDRA) mène des investigations approfondies au laboratoire souterrain de recherche de Meuse/Haute-Marne (LS MHM) afin d'étudier la réponse du massif rocheux aux différentes méthodes d'excavation de techniques de soutènement et de sollicitations représentatives du projet de stockage géologique profond des déchets radioactifs (Cigéo). Le laboratoire (Figure 1-a), implanté à des profondeurs de 445 et 490 m, est constitué d'un réseau de galeries creusées horizontalement, généralement orientées selon les directions des contraintes horizontales majeure σ_H et mineure σ_h .

Les investigations in situ ont mis en évidence le développement d'une zone fracturée induite par l'excavation autour des tunnels. Elles ont montré que les caractéristiques de cette zone, notamment son extension, la densité et la longueur des fractures, sont fortement influencées par l'orientation des galeries par rapport à la contrainte horizontale (Figure 1-b et c) (Armand et al., 2014). Par ailleurs, l'analyse des convergences progressives et anisotropes des parois des galeries a révélé que celles-ci sont étroitement liées à l'orientation des galeries, et donc aux caractéristiques de la zone fracturée associée (Armand et al., 2013). En vue de dimensionner des ouvrages optimisés et assurer leur stabilité à très long terme, il est indispensable de pouvoir comprendre et modéliser le comportement différencié de cette zone fracturée (Vu et al., 2025).

La modélisation de la zone fracturée induite par l'excavation comme un milieu continu équivalent a été largement étudiée dans plusieurs travaux de recherche (Camusso et al., 2022; Do et al., 2025; Hieu et al., 2025; Jung et al., 2023; Saitta et al., 2017; Vu et al., 2023; Witasse et al., 2023). Dans ces modèles, un comportement élasto-visco-plastique est généralement attribué au massif rocheux, avec des paramètres élasto-plastiques distincts pour la roche intacte et la roche fracturée. Cette approche présente un intérêt majeur en ingénierie, car elle permet de reproduire l'anisotropie de la fermeture des galeries en s'appuyant uniquement sur la géométrie de la zone fracturée observée in situ,

tout en utilisant des modèles constitutifs largement disponibles dans les codes de calcul. De plus, elle offre la possibilité d'établir des liens explicites entre les paramètres d'anisotropie du modèle et le comportement des fractures (Lara et al., 2025), renforçant ainsi sa pertinence.

Dans ce travail, nous poursuivons cette démarche de modélisation en gardant à l'esprit une volonté de généraliser cette méthode à d'autres ouvrages d'ingénierie, où une caractérisation géométrique précise des zones fracturées n'est pas toujours possible. Nous adoptons ainsi une approche simplifiée, dans laquelle la connaissance initiale de l'extension de la zone fracturée n'est pas nécessaire. Le massif rocheux est alors modélisé comme un matériau unique élasto-visco-plastique, sans distinction explicite entre les zones de roche saine et de roche fracturée.

La modélisation est appliquée à deux galeries de référence du LS MHM. La galerie GED, orientée suivant la direction de la contrainte horizontale mineure σ_h soutenue par une couche de béton projeté fibré de 18 cm d'épaisseur, dans laquelle sont intercalées douze cales compressibles. La galerie GCS, orientée suivant la direction de la contrainte horizontale majeure σ_H et est équipée d'un soutènement flexible constitué d'un système d'arcs métalliques coulissants. Les paramètres du modèle sont ajustés pour chaque orientation à partir des mesures de convergences in situ mesurées aux parois de ces deux galeries.

2 METHODOLOGIE

2.1 Etapes de modélisation sur Disroc

Les simulations sont réalisées avec Disroc, en considérant un tunnel long sans déviations, sous l'hypothèse de déformations planes. Bien que ce type de modèle soit connu pour ne pas rendre entièrement compte de l'historique des contraintes et pour avoir tendance à sous-estimer les déformations, (Cantièni & Anagnostou, 2009) ont montré que, pour une utilisation de cette approche avec un soutènement posé près du front de taille et des revêtements flexibles (ce qui est le cas des galeries GED et GCS), l'erreur sur les résultats reste négligeable (Jung, 2022).

De plus, l'objectif des simulations étant de reproduire les convergences mesurées au Laboratoire Souterrain, nous jugeons pertinent de ne modéliser que les phases effectivement mesurées. Étant donné que la phase d'excavation n'est pas instrumentée, nous faisons le choix de ne pas prendre en compte son évolution temporelle lors de la modélisation.

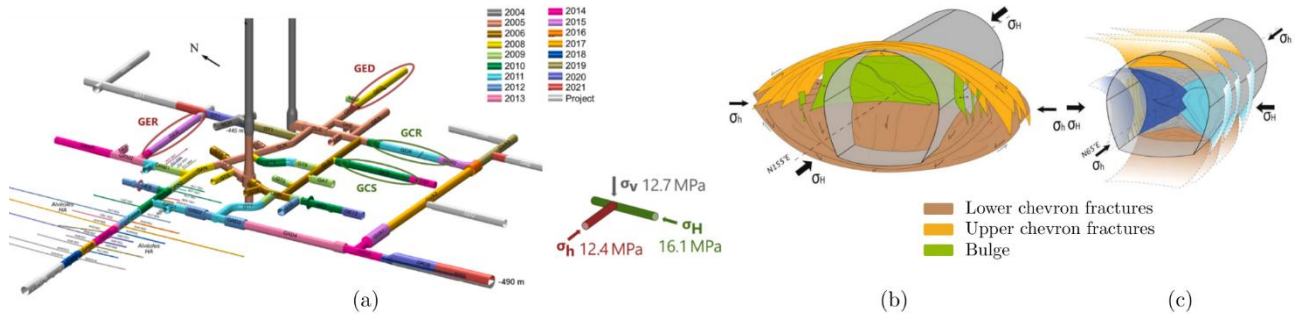


Figure 1. (a) Schéma du laboratoire sous terrain, (b) modèle conceptuel de la zone fracturée typique d'une galerie parallèle à la direction de la contrainte horizontale principale majeure, (c) à la direction de la contrainte principale horizontale mineure (Figure adaptée de Armand et al. (2014), Lara et al. (2025)).

La simulation est réalisée en trois étapes. La première étape correspond à la phase d'excavation, modélisée à l'aide de l'outil d'excavation de Disroc. Les contraintes géostatiques sont introduites dans le massif rocheux au cours d'une sous-phase de préexcavation, durant laquelle le tunnel est considéré comme plein. Les contraintes agissant sur les parois du tunnel sont ensuite estimées par équilibre statique. Le maillage à l'intérieur du tunnel est alors supprimé et les déplacements sont remis à zéro. Bien que le calcul soit effectué en 2D, Disroc permet d'introduire explicitement la contrainte hors plan, ce qui est réalisé dans ce travail, contrairement à l'approche adoptée par (Jung, 2022). La deuxième étape correspond à la phase de déconfinement, qui s'étend sur une durée de 28 jours. Durant cette phase, des déformations élasto-visco-plastiques peuvent se développer en réponse aux changements progressifs de l'état de contrainte dans le massif accompagnant le déconfinement. Enfin, une troisième phase de fluage est simulée entre 28 et 5000 jours. Durant cette phase, l'état de contrainte est relativement stable et les déformations développées sont donc principalement visqueuses. Bien que l'évolution progressive des déformations visqueuses modifie l'état de contrainte et puisse induire localement des déformations plastiques, celles-ci restent négligeables par rapport aux déformations visqueuses dominantes. Le soutènement provisoire installé in situ n'est pas représenté explicitement dans le modèle ; le matériau considéré rend compte à la fois du comportement du massif rocheux et de celui du soutènement. Il a été montré par (Lara et al., 2025) que, pour des soutènements souples, l'erreur induite par cette approche demeure négligeable.

2.2 Loi de comportement : Modèle ANELVIP

2.2.1 Phénoménologie

La loi de comportement retenue pour cette modélisation est le modèle ANELVIP (Anisotropic Elasto-Visco-Plasticity), disponible dans le catalogue

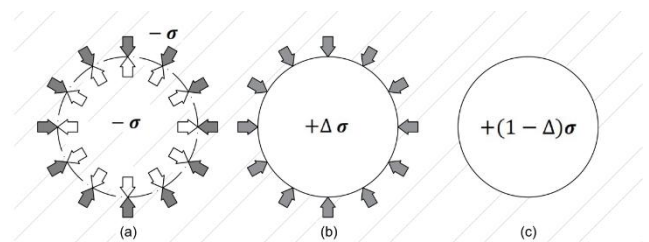


Figure 2. Etapes de modélisation (a) Pre-excavation, (b) phase de déconfinement et (c) phase de fluage. (figure adaptée de Jung (2022)).

de matériaux de Disroc (FRACSIMA, 2016). Il s'agit d'un modèle phénoménologique, élasto-visco-plastique, à anisotropie triple. L'anisotropie est introduite selon la phénoménologie décrite ci-après.

On considère les deux galeries GCS et GED, excavées dans un milieu continu et homogène, traversé par des fractures en cisaillement, observées in situ, initialement horizontales et verticales par rapport à l'orientation des galeries (Figure 3). Bien que les fractures observées in situ ne soient ni parfaitement horizontales ni parfaitement verticales, on suppose, en première approximation, que leur effet prédominant s'exerce suivant ces deux directions. Lorsqu'elles sont sollicitées, la déformation de ces fractures induit une modification de l'état de contrainte autour du tunnel. Compte tenu de leur géométrie initiale, ces modifications se traduisent principalement par une augmentation ou une réduction des contraintes parallèles à l'axe X_2 , faisant un angle ω avec l'axe x_2 (voir Figure 3).

Dans cette configuration, l'axe X_2 devient un axe de symétrie du problème. L'anisotropie de la partie élastique est alors introduite au moyen d'une loi isotrope transverse. En revanche, pour les composantes plastique et visqueuse, l'anisotropie est prise en compte en définissant un tenseur de contrainte équivalent $\hat{\sigma}$, intégrant les modifications du tenseur de contrainte décrites précédemment. Cette formulation repose sur l'introduction d'un couple de paramètres

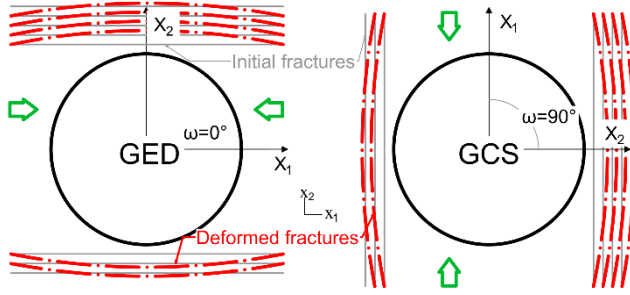


Figure 3. Schéma conceptuel de l'anisotropie induite par déformation des fractures en cisaillement, application aux galeries GED et GCS.

(a_n , b_t) selon les expressions proposées par Pouya (2000) et Pouya et Zaoui (2006) :

$$\hat{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{XX} & f_t \sigma_{XY} & 0 \\ f_t \sigma_{XY} & f_n \sigma_{YY} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{ZZ} \end{pmatrix} \quad (1)$$

avec :

$$f_n = 1 + a_n \quad (2)$$

$$f_t = \sqrt{1 + a_n + b_t} \quad (3)$$

Le couple de paramètres (a_n , b_t) est ajusté à partir des mesures de convergence *in situ*, afin de rendre compte de l'effet des déformations des fractures. Afin de distinguer les modifications de contrainte associées aux déformations plastiques de celles liées aux déformations visqueuses, deux tenseurs équivalents distincts sont introduits : $\hat{\sigma}^p$ défini par le couple (a_n^p , b_t^p) pour la plasticité et $\hat{\sigma}^v$ défini par le couple (a_n^v , b_t^v) pour la viscosité.

Il est important de souligner que le tenseur équivalent ainsi défini est un tenseur computationnel, utilisé uniquement dans le cadre du modèle constitutif, et non le tenseur de contrainte réel intervenant dans l'équation d'équilibre. En adoptant cette approche de modélisation, on a considéré que l'anisotropie induite par la déformation des fractures en cisaillement est prépondérante, tandis que l'anisotropie intrinsèque des COx, ainsi que celle liée aux déformations des fractures en traction, sont supposées négligeables au regard de cet effet dominant.

2.2.2 Expression du modèle

Le taux de déformation total $\dot{\varepsilon}$ est décomposé en trois composantes, élastique $\dot{\varepsilon}^e$, plastique $\dot{\varepsilon}^p$ et visqueuse $\dot{\varepsilon}^v$, comme suit :

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^p + \dot{\varepsilon}^v \quad (4)$$

Avec :

$$\dot{\varepsilon}^e = c^{-1} : \dot{\sigma} \quad (5)$$

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial \hat{G}}{\partial \sigma}, \quad \dot{\lambda} = 0 \text{ Si } \hat{F}(\sigma) < 0 \quad (6)$$

$$\dot{\varepsilon}^v = \frac{3}{2} \alpha \xi^{\alpha-1} \dot{\xi} \frac{\hat{S}^v}{\hat{\sigma}_e^v} \quad (7)$$

$$\dot{\xi} = a\beta^v (\langle \hat{\sigma}_e^p - \sigma_c \rangle)^{1/\alpha} \quad (8)$$

$$\text{Si } x > 0 : \langle x \rangle = x, \text{ sinon: } \langle x \rangle = 0 \quad (8.1)$$

où c est le tenseur d'élasticité à isotropie transverse. \hat{F} désigne le critère de plasticité de Mohr-Coulomb anisotrope. \hat{G} est le potentiel plastique, choisi égal à \hat{F} dans l'hypothèse d'une loi d'écoulement associée, $\dot{\lambda}$ est le multiplicateur plastique, ξ est le paramètre d'écrouissage de déformation visqueuse, \hat{S}^v est le tenseur déviateur de contrainte équivalent transformé, $\hat{\sigma}_e^p$ et $\hat{\sigma}_e^v$ sont les contraintes équivalentes de Von Mises obtenues des tenseur de contrainte équivalent plastique et visqueux respectivement, a , n et α sont des constantes de la loi de fluage de Lemaitre, σ_c est le seuil de fluage en contrainte, et β^v le facteur d'anisotropie visqueux. Ce dernier paramètre est expliqué en détail dans le prochain paragraphe.

2.2.3 Conséquences de la transformation

Bien que, dans cette approche de modélisation, l'anisotropie soit introduite par l'intermédiaire du tenseur de contrainte équivalent, plutôt que directement via une anisotropie des paramètres de matériau, cette formulation indirecte permet une transposition directe de paramètres de matériau isotropes vers une description anisotrope du comportement mécanique.

2.2.3.1 Effet sur la plasticité

Reprenons le critère de plasticité de Mohr-Coulomb anisotrope :

$$F(\hat{\sigma}^p) = \frac{\hat{\sigma}_1^p - \hat{\sigma}_3^p}{2} + \frac{\hat{\sigma}_1^p + \hat{\sigma}_3^p}{2} \sin \phi - C \cos \phi \leq 0 \quad (9)$$

La résistance en compression uniaxiale (UCS) dépend de l'orientation relative entre la direction de chargement et la direction d'anisotropie. Elle est exprimée en fonction de l'angle $\bar{\theta} = \theta - \omega$ avec θ l'orientation d'application du chargement uniaxial selon la relation :

$$UCS(\bar{\theta}) = \frac{1}{\beta_{UCS}(\bar{\theta})} \cdot \frac{2C \cos \phi}{1 - \sin \phi} \quad (10)$$

Avec β_{UCS} le facteur d'anisotropie défini par :

$$\beta_{UCS}(\bar{\theta}) = \frac{UCS(0)}{UCS(\bar{\theta})} \quad (11)$$

Dans le cas d'un matériau isotrope ($a_n^p = b_t^p = 0$), on a $\beta_{UCS}(\bar{\theta}) = 1$ et la résistance à la compression uniaxiale est indépendante de l'orientation du chargement. En revanche, dans le cas d'un matériau anisotrope, la résistance à la compression uniaxiale dépend explicitement du facteur β_{UCS} , lequel est une fonction du couple de paramètres d'anisotropie plastique (a_n^p, b_t^p).

La Figure 4 présente l'évolution de la résistance à la compression uniaxiale en fonction de l'orientation $\bar{\theta}$, dans une représentation polaire. La sous-figure (a) illustre l'influence du paramètre a_n^p pour une valeur fixée de b_t^p , tandis que la sous-figure (b) met en évidence l'effet de la variation du paramètre b_t^p pour une valeur constante de a_n^p . L'analyse de ces résultats montre que le paramètre a_n^p contrôle principalement la résistance à la compression uniaxiale pour une orientation $\bar{\theta} = 90^\circ$ c'est-à-dire lorsque la contrainte agit perpendiculairement à la direction de l'anisotropie. En effet, dans ce cas, le facteur d'anisotropie $\beta^p(90^\circ) = 1 + a_n^p$, ce qui implique que l'augmentation de a_n^p diminue directement la résistance dans cette direction. À l'inverse, le paramètre b_t^p influence davantage la résistance lorsque $\bar{\theta} = 45^\circ$, orientation intermédiaire où les effets conjugués de la contrainte normale et de la contrainte tangentielle sont maximaux. Ainsi, l'ajustement de b_t^p modifie la courbure de la réponse autour de 45° , affectant la résistance dans les directions obliques.

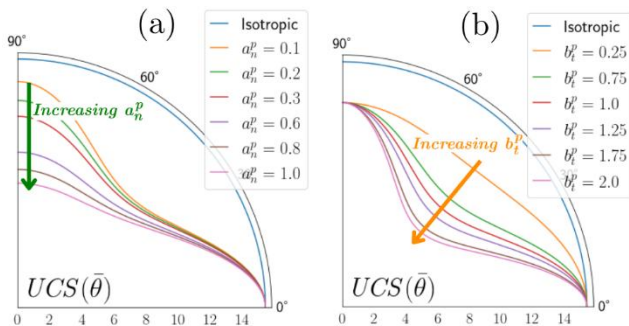


Figure 4. Représentation graphique de l'effet des paramètres d'anisotropies (a_n^p, b_t^p) sur la résistance à la compression uniaxiale UCS de la roche en fonction de la direction d'application de la contrainte.

2.2.3.2 Effet sur la viscosité

En suivant une approche analogue à celle adoptée pour la plasticité, la loi de fluage de Lemaitre initialement formulée pour un matériau isotrope est étendue au cas anisotrope par remplacement du tenseur des contraintes par le tenseur de contrainte transformé (équations 7 et 8). Cette formulation permet d'introduire un facteur d'anisotropie visqueuse β^v défini par :

$$\beta^v(\bar{\theta}) = \frac{\hat{\sigma}_e^v}{\sigma_e} \quad (12)$$

ou σ_e désigne la contrainte équivalente de Von Mises, et $\hat{\sigma}_e^v$ la contrainte équivalente obtenue à partir du tenseur de contrainte transformé. Le facteur d'anisotropie β^v dépend alors du couple d'anisotropie visqueuse (a_n^v, b_t^v), et s'exprime, dans le cas d'un chargement uniaxial, sous la forme :

$$\beta^v = \sqrt{(1 + a_n^v \sin^2 \bar{\theta})^2 + 3b_t^v \sin^2 \bar{\theta} \cos^2 \bar{\theta}} \quad (13)$$

La Figure 5 illustre l'influence de la variation des paramètres (a_n^v, b_t^v) sur le facteur d'anisotropie visqueuse lors d'un chargement uniaxial, en fonction de l'orientation de l'application de ce chargement. Les courbes obtenues mettent en évidence un comportement analogue à celui observé pour l'anisotropie en plasticité : le paramètre a_n^v contrôle principalement l'intensité et la cinétique des déformations visqueuses pour un chargement appliqué perpendiculairement à la direction d'anisotropie, tandis que le paramètre b_t^v exerce une influence dominante pour les orientations obliques du chargement.

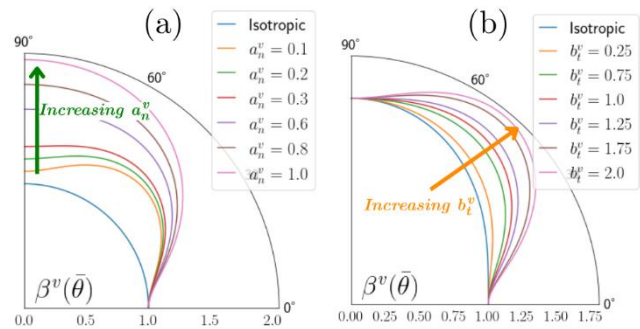


Figure 5. Représentation graphique de l'effet des paramètres d'anisotropies (a_n^v, b_t^v) sur le facteur d'anisotropie en viscosité en fonction de la direction d'application de la contrainte.

2.3 Maillage et conditions aux limites

Le maillage est généré en subdivisant des cercles concentriques autour du tunnel en plusieurs sections,

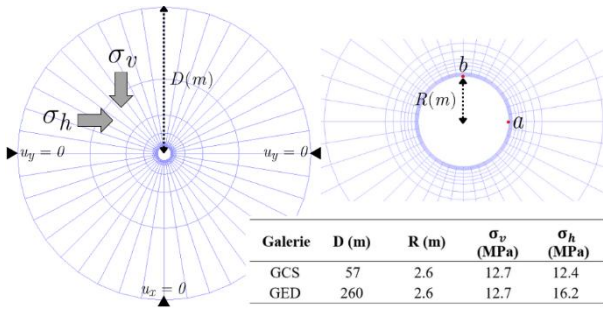


Figure 6. Géométrie, maillage et conditions aux limites des simulations numériques (adaptée de (Jung, 2022)).

selon le niveau de raffinement requis. Il est plus dense à proximité des parois du tunnel et comporte des éléments plus grands à mesure que l'on s'éloigne, afin d'optimiser le temps de calcul. (Jung, 2022) a mené une étude de sensibilité sur le rayon plastique R_p , estimé théoriquement et numériquement. Par conséquent, nous conservons le même niveau de raffinement du maillage pour les deux galeries. La Figure 6 présente le maillage ainsi que les conditions aux limites appliquées à chaque galerie. Par souci de simplification, seulement un quart du maillage est considéré pour la galerie GED et des déplacements nuls sont appliqués aux bords du maillages pour prendre en compte de la symétrie.

2.4 Identification des paramètres

Les paramètres mécaniques élasto-plastiques sont issus de la littérature ((Braun et al., 2021; Guayacán-Carrillo et al., 2016; Jung, 2022; Zhang et al., 2019) et sont récapitulés dans le Tableau 1. Les paramètres mécaniques visqueux a , α et n , ainsi que les paramètres d'anisotropie plastique (a_n^p, b_t^p) et visqueux (a_n^v, b_t^v), sont quant à eux ajustés à partir des mesures de convergence in situ. Les convergences horizontales sont évaluées à partir du déplacement horizontal du nœud situé au point a (voir Figure 6) tandis que les convergences verticales sont déterminées à partir du déplacement vertical du nœud situé au point b .

2.4.1 Contrainte seuil de fluage

Un paramètre clé de la loi de fluage de Lemaitre est la contrainte seuil de fluage σ_c . Ce seuil correspond au déviateur de contrainte minimal requis pour initier le fluage du matériau. Sa détermination expérimentale nécessite l'application incrémentale de faibles déviateurs de contrainte en laboratoire, sur des durées allant de quelques jours à plusieurs mois par palier de contrainte. Cependant, en l'absence de mesures spécifiquement dédiées à l'identification de ce seuil, nous adoptons, dans une première approximation, une

Tableau 1. Paramètres mécaniques élasto-plastique utilisés

Elasticité	E_{\parallel}	E_{\perp}	ν_{xy}	ν_{xz}	G
	(MPa)	(MPa)			
	5000	3000	0.3	0.2	1700
Plasticité	C	ϕ	ψ		
	(MPa)	(°)	(°)		
	5	24	24		

approche fondée sur l'hypothèse qu'aucun fluage ne se développe sous l'état de contrainte géostatique. Il apparaît alors raisonnable de fixer le seuil de fluage égal au déviateur de contrainte préexistant in situ, que l'on assimile à $\hat{\sigma}_e^0$, correspondant à la contrainte équivalente de Von Mises obtenue à partir du tenseur de contraintes géostatiques transformé. Toutefois, cette hypothèse revient implicitement à considérer que le matériau se comporte comme un fluide visqueux susceptible de fluer sous tout déviateur de contrainte supérieur à l'état initial. Les premières simulations réalisées (Figure 7-a) ont montré qu'en adoptant ce critère, des déformations visqueuses se propagent à l'ensemble du massif. Ce comportement est en contradiction avec l'hypothèse de départ, selon laquelle le comportement à long terme est principalement contrôlé par le glissement visqueux des fractures en cisaillement localisées au sein de la zone fracturée.

En conséquence, la contrainte seuil de fluage est également considérée comme un paramètre à ajuster, devant toutefois satisfaire plusieurs critères physiques supplémentaires. Le premier impose que les déformations visqueuses demeurent confinées à une zone localisée autour des ouvrages, sans se propager de manière progressive dans l'ensemble du massif. Cette condition implique que le seuil de fluage soit strictement supérieur à $\hat{\sigma}_e^0$. Par ailleurs, plusieurs travaux ont abordé la notion de seuil de fluage dans le cadre du comportement différé des argilites. Dans ces études, le fluage est modélisé soit comme une forme de plasticité retardée (Pardoen et al., 2018; Zhou et al., 2008), soit à travers un critère analogue à celui de la plasticité, mais défini à un niveau de contrainte nettement inférieur (Jia et al., 2020). Ainsi, la contrainte seuil est systématiquement maintenue en dessous de la résistance maximale en compression simple transformée. Enfin, (Armand et al., 2017) ont conduit des essais triaxiaux de fluage sur des échantillons d'argilite du COx. Le seuil de la loi rhéologique introduite dans cette étude doit donc être compatible avec ces observations expérimentales, de manière à permettre le développement du fluage dans les conditions de chargement expérimentales σ_e^{exp} . Ce qui donne :

$$\sigma_c \in [\sigma_e^0; \min(\sigma_e^{exp}, UCS_{max})] \quad (14)$$

La Figure 7 illustre les zones de fluage, c'est-à-dire les régions du massif pour lesquelles la condition $\hat{\sigma}_e^p - \sigma_c > 0$ est vérifiée (voir équation 8), en considérant les deux critères de détermination du seuil de fluage. La figure met en évidence que le nouveau seuil de fluage permet de délimiter une zone de fluage localisée, en accord avec les hypothèses retenues initialement.

2.5 Optimisation du temps de calcul

Lors de la modélisation des convergences de galeries, les déformations visqueuses peuvent évoluer sous l'effet des contraintes appliquées à des vitesses parfois très élevées. Dans ce contexte, l'incrément de déformation viscoplastique $\dot{\epsilon}^{vp}$ peut devenir significatif, ce qui impose l'utilisation d'un pas de temps dt suffisamment petit afin de garantir la stabilité numérique du calcul et d'éviter toute divergence. Toutefois, un pas de temps excessivement faible conduit à un allongement inutile de la durée de la simulation et à une augmentation importante du temps de calcul.

Afin d'optimiser le compromis entre stabilité numérique et efficacité computationnelle, une stratégie adaptative de gestion du pas de temps a été mise en place. À chaque itération, la norme de l'incrément de déformation viscoplastique $\dot{\epsilon}^{vp}$ est calculée pour l'ensemble des éléments du modèle, puis la valeur maximale $\dot{\epsilon}_{max}^{vp}$ est déterminée. Lorsque cette valeur est non nulle, le pas de temps est défini par la relation :

$$dt = \frac{A}{\dot{\epsilon}_{max}^{vp}} \quad (15)$$

Où A est une constante de stabilité numérique à prise égale à 10^{-6} lors de la phase de déconfinement, et 10^{-5} lors de la phase de fluage. En revanche, si dt devient excessivement grand par rapport au temps total de la simulation, il est limité au temps final /1000 pour éviter des sauts temporels trop importants. Enfin, dans le cas où aucune déformation visqueuse n'est détectée ($\dot{\epsilon}_{max}^{vp} = 0$), un dt minimal de 100 secondes est imposé pour assurer l'avancement du calcul.

3 RESULTATS ET DISCUSSION

Après l'application des contraintes géostatiques et la modélisation de l'excavation de la galerie, conformément à la procédure décrite auparavant, les convergences des galeries sont calculées pendant 5000 jours. Cela a permis d'ajuster les paramètres en fonction des mesures in situ. Les courbes ajustées pour

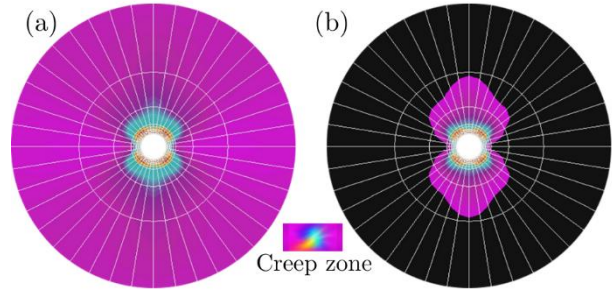


Figure 7. Limites spatiales de la zone de fluage à 28 jours : (a) en adoptant le premier critère $\sigma_c = \hat{\sigma}_e^0$ et (b) en adoptant le critère modifié de σ_c .

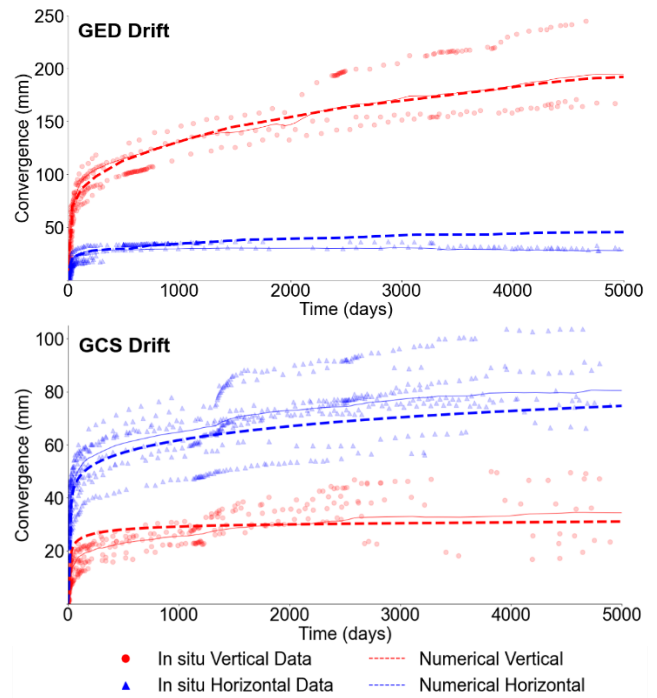


Figure 8. Courbes de convergences ajustées par rapport aux mesures de convergences sur 5000 jours in situ, pour les galeries GED et GCS.

Tableau 2. Paramètres mécaniques visqueux et d'anisotropie ajustés pour les galeries GED et GCS.

	a	n	α	ω (°)	σ_c (MPa)	a_n^p	b_t^p	a_n^v	b_t^v
GED	1×10^{-04}	1	0.215	0	7.0	-0.5	3.0	0.4	0.7
GCS	4×10^{-05}	1	0.215	90	5.97	-0.25	2.75	0.5	-0.3

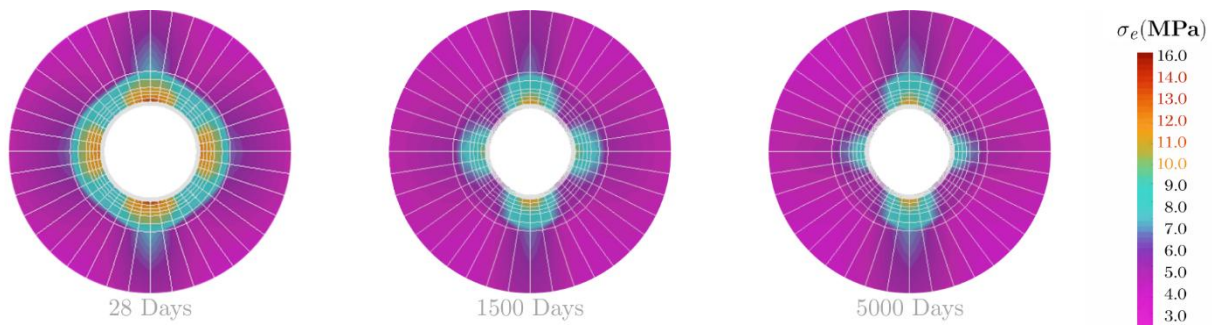


Figure 9. Evolution temporelle de la contrainte équivalente réelle de Von Mises σ_e dans la galerie GCS à 28, 1500 et 5000 jours.

les deux galeries sont présentées dans la Figure 8, tandis que les paramètres ajustés sont détaillés dans le tableau 2.

Les résultats montrent que l'approche suivie dans ce travail permet de reproduire les convergences observées in situ dans les galeries. En effet, les courbes indiquent que, pour la galerie GED, les convergences verticales sont beaucoup plus importantes que les convergences horizontales, tandis que l'inverse est observé pour la galerie GCS. Cela souligne l'intérêt du changement de repère dans le modèle ANELVIP, qui permet de passer d'une configuration à l'autre simplement en modifiant la direction d'anisotropie induite ω de 0 à 90°. Cet inversement est en effet à l'origine de l'hypothèse selon laquelle l'anisotropie des convergences résulte principalement des déformations en cisaillement des fractures, puisque l'effet prédominant de ces fractures change de 90° entre les deux galeries (voir Figure 3).

Les valeurs négatives de a_n^p indiquent que, pour la roche fracturée, la résistance à la compression uniaxiale (UCS) est plus élevée dans la direction perpendiculaire aux fractures qu'en direction parallèle, ce qui est cohérent qualitativement avec l'effet des plans de stratification. Ce paramètre contrôle également le seuil de contrainte visqueuse : une valeur négative signifie que les déformations visqueuses commencent à se développer sous une contrainte plus faible dans une roche fracturée que dans une roche intacte. Par ailleurs, lorsque $b_T^p > a_N^p$, la résistance en compression simple de la roche fracturée est minimale lorsque la charge est appliquée à environ 45° par rapport au plan de fracture. Ces résultats sont en accord avec les observations faites in situ.

La comparaison des paramètres ajustés pour GCS et GED révèle peu de différences, à l'exception du paramètre a et du seuil de fluage σ_c . Cela peut s'expliquer par le fait que le comportement de la roche fracturée est similaire dans les deux directions, en tenant compte des changements d'orientation. Cependant, l'état de contrainte anisotrope dans la

galerie GED entraîne un déviateur de contrainte plus élevé, provoquant un développement plus rapide des déformations visqueuses, d'où la valeur élevée du paramètre a . De plus, ce déviateur accru nécessite un seuil de fluage plus important afin de limiter l'étendue de la zone de fluage à l'intérieur de la zone fracturée.

Le suivi de la contrainte équivalente de Von Mises réelle σ_e dans le temps pour la galerie GCS (Figure 9) montre que les contraintes horizontales se déchargent progressivement, tandis que les contraintes verticales restent quasi constantes. Cette anisotropie est le résultat de la transformation du tenseur de contrainte appliqué au matériau. Cette transformation a réduit la résistance dans la direction horizontale par rapport à la verticale. Ainsi, même si l'état de contrainte initial dans la galerie GCS est quasi isotrope, le matériau étant plus déformable horizontalement, les contraintes se relâchent davantage dans cette direction, ce qui explique les convergences plus importantes observées.

La cohérence entre les résultats des simulations et les observations in situ indique que ce modèle constitue un outil fiable pour estimer les contraintes agissant sur les parois des tunnels et pour dimensionner le revêtement.

L'extrapolation de ce modèle aux tunnels de stockage de déchets est envisageable, car les observations in situ ont montré que les caractéristiques des zones fracturées dépendent principalement de l'orientation des tunnels par rapport aux contraintes principales horizontales, et non de leurs dimensions. Une application à d'autres galeries non revêtues, présentant le même type de soutènement que celui du laboratoire souterrain, sera réalisée dans la suite de ce travail.

Cependant, la généralisation de cette méthode à tout tunnel excavé dans des milieux quasi-fragiles nécessitera un ajustement des paramètres du modèle à partir des mesures de convergence des parois. De telles données ne sont pas toujours disponibles pour des contraintes économiques ou temporelles. Par ailleurs, une autre limitation du modèle réside dans le fait que les paramètres sont calibrés à partir de mesures in situ,

alors même que l'hypothèse initiale se limite à l'anisotropie induite par la déformation en cisaillement des fractures. Ils intègrent ainsi implicitement les effets associés aux fractures en traction, à la stratification ainsi qu'aux couplages hydromécaniques, susceptibles d'influencer de manière significative le comportement d'autres ouvrages souterrains. Il apparaît ainsi nécessaire d'établir des relations explicites entre les paramètres d'anisotropie du modèle et le comportement réel des fractures. Un programme expérimental visant à préciser ces relations est actuellement mené au Laboratoire Navier.

4 CONCLUSIONS

Dans ce travail, nous avons présenté une approche simplifiée pour la modélisation de la zone fracturée induite par l'excavation de tunnels dans des milieux quasi-fragiles, tels que l'argilite du Callovo-Oxfordien (COx), en la considérant comme un milieu équivalent continu. L'avantage de cette approche est qu'elle ne nécessite pas de connaissance précise de l'étendue de la zone fracturée, ni de la densité ou de l'orientation des fractures, mais seulement de leur effet prédominant et de la direction de l'anisotropie induite par leur déformation.

Les résultats montrent que le modèle est capable de reproduire les convergences observées in situ dans les galeries GCS et GED. La cohérence entre les simulations et les observations sur le comportement de la zone fracturée fait de ce modèle un outil fiable et simple à utiliser pour le dimensionnement des revêtements des tunnels du projet Cigéo.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Armand, G., Conil, N., Talandier, J., & Seyedi, D. M. (2017). Fundamental aspects of the hydromechanical behaviour of Callovo-Oxfordian claystone: From experimental studies to model calibration and validation. *Computers and Geotechnics*, 85, 277-286. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2016.06.003>

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*, 47(1), 21-41. <https://doi.org/10.1007/s00603-012-0339-6>

Armand, G., Noiret, A., Zghondi, J., & Seyedi, D. M. (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*, 5(3), 221-230. <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2013.05.005>

Braun, P., Ghabezloo, S., Delage, P., Sulem, J., & Conil, N. (2021). Transversely isotropic poroelastic behaviour of the Callovo-Oxfordian claystone: A set of stress-dependent parameters. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 54(1), 377-396. <https://doi.org/10.1007/s00603-020-02268-z>

Camusso, M., Vu, M. N., & Ozanam, O. (2022). *Modélisation du comportement thermomécanique des alvéoles de stockage du projet CIGEO*. 11èmes journées nationales de géotechnique et de géologie de l'ingénieur.

Cantieni, L., & Anagnostou, G. (2009). The Effect of the Stress Path on Squeezing Behavior in Tunneling. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 42(2), 289-318. <https://doi.org/10.1007/s00603-008-0018-9>

Do, D. P., Vu, M. N., Nguyen, T. T., Hoxha, D., & Armand, G. (2025). Uncertainty Quantification of the Short-and Long-Term Behavior of COx Claystone and Reliability Analysis of the IL-LLW Repository's Concrete Liner Based on In Situ Convergence Data. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 49(6), 1665-1687. <https://doi.org/10.1002/nag.3949>

FRACSIMA. (2016). *Disroc materials catalogue*. <http://www.fracsima.com/DISROC/Materials-Catalog.pdf>

Guayacán-Carrillo, L.-M., Sulem, J., Seyedi, D. M., 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*, 49(1), 97-114. <https://doi.org/10.1007/s00603-015-0737-7>

Hieu, P. Q., Thach, T. T., Do, D. P., Vu, M. N., Hoxha, D., & Armand, G. (2025). Combination of Bayesian and artificial neuronal networks to quantify uncertainty of the short-and long-term behavior of Callovo-Oxfordian claystone. *Environmental Earth Sciences*, 84(21), 649. <https://doi.org/10.1007/s12665-025-12635-0>

Jia, S., Wen, C., & Wu, B. (2020). A nonlinear elasto-viscoplastic model for clayed rock and its application to stability analysis of nuclear waste repository.

- Energy Science & Engineering*, 8(1), 150-165. <https://doi.org/10.1002/ese3.515>
- Jung, S. (2022). *Modeling and characterization of the time-dependent behavior of the fractured zone around underground storage structures in Callovo-Oxfordian claystone*.
- Jung, S., Vu, M.-N., Ghabezloo, S., & Pouya, A. (2023). Modeling the convergence of deep drifts in fractured rock based on a continuous equivalent model. *Computers and Geotechnics*, 163, 105752. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2023.105752>
- Lara, F., Guayacán-Carrillo, L.-M., Sulem, J., Jaber, J., & Armand, G. (2025). Time-dependent modeling of supported drifts excavated in Callovo-Oxfordian claystone considering the excavation-induced fractured zone. *Computers and Geotechnics*, 179, 107030. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2024.107030>
- Pardoën, B., Pont, S. D., Desrues, J., Bésuelle, P., Prêt, D., & Cosenza, P. (2018). *Heterogeneity and variability of clay rock microstructure in a hydro-mechanical double scale fem× fem analysis*. 247-256. https://doi.org/10.1007/978-3-319-99474-1_25
- Pouya, A. (2000). A transformation of the problem of linear elastic structure for application to the inclusion problem and to Green functions. *COMPTEs RENDUS DE L'ACADEMIE DES SCIENCES SERIE II FASCICULE B-MECANIQUE*, 328(6), 437-443.
- Pouya, A., & Zaoui, A. (2006). A transformation of elastic boundary value problems with application to anisotropic behavior. *International Journal of Solids and Structures*, 43(16), 4937-4956. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2005.06.046>
- Saitta, A., Lopard, G., Petizon, T., & Armand, G. (2017). *Projet Cigéo—Modélisation du comportement des argilites de la galerie GRD du laboratoire souterrain de Meuse. Haute-Marne—Congrès AFTES, Paris*.
- Vu, M.-N., Armand, G., Zghondi, J., Souley, M., Renaud, V., Alonso, M., Vaunat, J., Gens, A., Yu, Z., Shao, J. F., Corman, G., Collin, F., Camusso, M., & Do, D.-P. (2025). A Comparative Analysis of Different Approaches to Large-Scale Modeling for a Radioactive Waste Repository in the Callovo-Oxfordian Claystone and Sensitivity Analysis. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 58(6), 5889-5911. <https://doi.org/10.1007/s00603-025-04435-6>
- Vu, M.-N., Guayacán Carrillo, L. M., & Armand, G. (2023). Excavation induced over pore pressure around drifts in the Callovo-Oxfordian claystone. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 27(8), 2614-2629. <https://doi.org/10.1080/19648189.2020.1784800>
- Witasse, R., Bruchon, J.-F., & Burlon, S. (2023). *Consideration of Creep Deformation in Deep Underground Gallery Excavation in Claystone*. ISRM-15CONGRESS.
- Zhang, C.-L., Armand, G., Conil, N., & Laurich, B. (2019). Investigation on anisotropy of mechanical properties of Callovo-Oxfordian claystone. *Engineering Geology*, 251, 128-145. <https://doi.org/10.1016/j.enggeo.2019.02.008>
- Zhou, H., Jia, Y., & Shao, J.-F. (2008). A unified elastic-plastic and viscoplastic damage model for quasi-brittle rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 45(8), 1237-1251. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2008.01.004>