



HAL
open science

Modélisation du comportement élastoplastique anisotrope et endommageable des argilites : application au stockage des déchets radioactifs

E.D. Coarita-Tintaya

► To cite this version:

E.D. Coarita-Tintaya. Modélisation du comportement élastoplastique anisotrope et endommageable des argilites : application au stockage des déchets radioactifs. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université de Lorraine, 2020. Français. NNT : 2020LORR0245 . tel-03272310

HAL Id: tel-03272310

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-03272310>

Submitted on 28 Jun 2021

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>



UNIVERSITÉ DE LORRAINE

Ecole Doctorale SIReNa (Sciences et Ingénierie des Ressources Naturelles)

THÈSE

présentée en vue du grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE LORRAINE

Spécialité : Mécanique – Génie Civil

par

Ever-Dennys COARITA-TINTAYA

**Modélisation du comportement élastoplastique anisotrope et endommageable des
argilites : application au stockage des déchets radioactifs**

Soutenue publiquement le 6 octobre 2020

Devant le jury composé de

Mme Chloé ARSON	Georgia Institute of Technology, USA	Rapporteur
M. Jean SULEM	Ecole des Ponts ParisTech	Rapporteur
M. Jian-Fu SHAO	Université de Lille	Examineur
M. Jean VAUNAT	Universitat Politècnica de Catalunya, Spain	Examineur
M. Frédéric COLLIN	Université de Liège, Belgium	Examineur
M. Minh-Ngoc VU	Andra	Examineur
M. Mountaka SOULEY	Ineris	Directeur de thèse
M. Fabrice GOLFIER	Université de Lorraine	Co-Directeur de thèse

Remerciements

À travers ces lignes je souhaite remercier ceux qui m'ont guidé, orienté et encouragé dans ce long chemin de thèse, avec des hauts et des bas, ainsi que ceux qui ont contribué directement et indirectement à ce cheminement.

Je tiens tout d'abord à remercier mon directeur de thèse M. Mountaka SOULEY pour, malgré son emploi du temps chargé, avoir apporté des réponses à mes questionnements, m'avoir guidé et encouragé dans mon travail de recherche, avoir été aussi minutieux sur la qualité scientifique de mes travaux, m'avoir transmis ses connaissances relatives à la géomécanique, à son interprétation physique et à l'implémentation des modèles rhéologiques. J'adresse également mes remerciements à mon co-directeur de thèse M. Fabrice GOLFIER pour m'avoir accueilli dans l'équipe Hydrogéomécanique multi-échelles du laboratoire GéoRessources, avoir été disponible pour m'écouter, me donner des conseils et pour sa réactivité dans les moments difficiles. J'aimerais aussi remercier M. Minh-Ngoc VU pour sa disponibilité, pour m'avoir donné des informations de première main, pour son implication dans l'avancement des travaux, pour m'avoir encouragé et pour ses conseils personnels.

J'exprime ma reconnaissance à Mme Chloé ARSON et M. Jean SULEN pour avoir accepté la charge de rapporteurs de la présente thèse. Je remercie également M. Jian-Fu SHAO, M. Jean VAUNAT et M. Frédéric COLLIN pour leur participation au jury en tant qu'examineurs et pour leurs conseils.

Je remercie sincèrement les membres de mon copil de thèse, M. Albert GIRAUD, M. Amade POUYA, M. Jian-Fu SHAO et M. Farid LAOUAFA, pour leur implication et leurs précieux conseils et recommandations afin de poursuivre mes travaux de recherche dans de bonnes conditions.

Je tiens aussi à remercier l'Agence Nationale pour la Gestion des Déchets Radioactifs (Andra) pour l'assistance technique et financière fournie. Mes pensées vont en particulier à M. Gilles ARMAND.

Je remercie également l'Institut national de l'environnement et des risques industriels (Ineris) et plus particulièrement son unité RNOS (Risques Naturels, Ouvrages et Stockages). Je tiens à remercier M. Jean-Bernard KAZMIERCZAK (délégué scientifique à la DRS) et M. Franz LAHAIE (responsable de l'unité RNOS) pour leurs conseils, leur disponibilité et leur écoute. J'adresse également mes remerciements à Mme Emmanuelle KLEIN (responsable de l'unité Auscultation

et Surveillance Géotechnique et Géophysique de l’Ineris) pour m'avoir aidé dans les procédures administratives de l’UL. Je veux aussi remercier les ingénieurs, les techniciens et le personnel administratif de l’Ineris – Nancy pour les encouragements et pour avoir rendu mon séjour agréable. Mes pensées vont en particulier à Mme Catherine PAJOR et à Mme Virginie MONNIER qui m’ont facilité les démarches administratives au sein de l’institut et pour la correction des rapports rédigés tout au long de ma thèse.

Je tiens également à remercier l’équipe Géomatériaux, Ouvrages et Risques (GOR) du laboratoire GéoResources de m'avoir accueilli chaleureusement et de m'avoir permis de participer en tant que membre de l’équipe. J’adresse mes remerciements à Mme Marianne CONIN, Mme Marie MOREL-GERTSCH, M. Olivier DECK, M. Rasool MEHDIZADEH et M. Yann GUNZBURGER.

Je voudrais aussi remercier mes amis du laboratoire pour ces beaux souvenirs. Mes remerciements vont : à Mme Mimi EDJOSSAN-SOSSOU aussi bien pour m’avoir aidé dans la correction du français de mon manuscrit que pour son encouragement et ses conseils pour mon avenir ; à Dalija NAMJESNIK pour les discussions relatives à l'histoire et pour l'aide dans la rédaction de mon article ; à Jana JABER car même si tu étais occupée tu as été le moteur qui rassemblait toute l’équipe ; à Ottone SCAMMACCA pour avoir partagé tes goûts en matière de musique ; à Elio EL-KAHI pour son éternelle gentillesse (merci). Je voudrais aussi souhaiter un bon courage à Emeline, Emilio et Kamel pour leur cheminement de thèse.

J’aimerais dire un grand merci à mes amis péruviens que j'ai rencontrés à Nancy et avec lesquels j'ai pu partager des soirées de danse et de bonne musique : Beatriz (50% péruvienne), Viviana, Jhon et Justo.

Je remercie ma femme Maria du fond du cœur pour tout cet amour que tu me donnes depuis que nous étions à plus de 10 000 km l’un de l’autre jusqu’à ce que nous soyons enfin réunis. Merci pour ta compréhension et ton soutien émotionnel continu.

Enfin, je tiens à remercier ma famille (mon papa José, ma maman Ricardina et mes frères Roy et Grover) pour leur soutien pendant toutes ces années. Les circonstances ne nous ont pas permis de partager cette joie, mais cette réalisation est aussi la vôtre. Muchas gracias.

Résumé :

Dans le cadre de la gestion des déchets radioactifs, une des options actuellement envisagées est de les stocker dans des formations argileuses profondes. En France, l'Agence nationale pour la gestion des déchets radioactifs (Andra) a construit le laboratoire de recherche souterrain de Meuse/Haute-Marne (LS M/HM) dans la formation argileuse du Callovo-Oxfordien (COx). Les objectifs de ce laboratoire étaient d'évaluer la faisabilité et la sûreté d'un éventuel stockage géologique profond (Cigéo) et d'optimiser les concepts des différents composants du stockage. Un programme important de recherche scientifique comprenant des expérimentations *in situ*, des essais en laboratoire, des analyses théoriques et des modélisations numériques ont été réalisées pour caractériser les propriétés et le comportement Thermo-Hydro-Mécaniques (THM) du COx. Les observations relatives aux ouvrages *in situ* (déformation, pression interstitielle, ...) montrent un comportement hydromécanique complexe avec une fracturation induite fortement anisotrope quelque que soit l'orientation des ouvrages que les modèles constitutifs classiques ont du mal à appréhender. Il est donc nécessaire d'approfondir théoriquement et numériquement la compréhension des processus, notamment (i) l'extension de zones de fractures connectées (ZFC) et discrètes (ZFD) induites par l'excavation, (ii) l'anisotropie de convergences (verticale et horizontale) et (iii) la distribution anisotrope de la pression interstitielle.

Les recherches de la thèse se focalisent sur la formation des ZFC/ZFD. Les objectifs sont la prise en compte des anisotropies structurale (inhérente) et induite (endommagement) et de leurs conséquences en termes d'évolution des propriétés de transport dans une approche couplée THM.

Sur la base des résultats expérimentaux des campagnes de caractérisation des comportements mécanique et hydromécanique des argilites et des modèles rhéologiques développés récemment pour cette roche, il a été retenu une approche phénoménologique qui consiste à hiérarchiser les principaux phénomènes, puis de les modéliser de manière graduelle. Tout cela nous a amené à proposer un modèle macroscopique anisotrope, élastoplastique et endommageable qui décrit les mécanismes clés du comportement à court terme (pré et post-pic) de l'argilite du COx.

Le modèle est basé sur le critère classique de Hoek-Brown de rupture des roches exprimé en fonction des trois invariants de contraintes à travers la contrainte moyenne effective, la contrainte déviatorique équivalente de von Mises et l'angle de Lode qui permet de tenir compte de la géométrie des contraintes, et donc d'une différence de résistance selon le chemin des

contraintes suivi d'extension et de compression, observée expérimentalement. De plus, le comportement pré-pic est représenté par un mécanisme de durcissement plastique avec une loi d'écoulement non associée et aucun endommagement ne se produit. Le comportement post-pic considère un endommagement isotrope de la roche (basé sur la mécanique classique d'endommagement continu) couplé à de la plasticité. La variable d'endommagement a été définie à partir du taux de fracturation exprimé en fonction des distorsions plastiques au pic, résiduelle et courante. La phase résiduelle est décrite par une plasticité parfaite dont la valeur correspond à la résistance résiduelle atteinte lors des essais de laboratoire. Enfin, l'anisotropie de résistance en compression uniaxiale en fonction de l'orientation du chargement par rapport à la stratification également observée en laboratoire, a été introduite dans le modèle en utilisant le concept de tenseur de fabrique. Ce modèle a été implémenté dans Comsol Multiphysics® en vue des modélisations des ouvrages et d'expérimentations spécifiques du LS M/HM et d'applications industrielles dans le cadre du projet Cigéo.

En guise de vérification et de validation, des essais triaxiaux ont été simulés et les résultats obtenus sont bien corrélés aux critères des résistances (limite élastique, pic et résiduel) théoriques. L'application du modèle proposé a été menée sur les galeries GCS et GED du LS M/HM par des simulations hydromécaniques en conditions saturées. Les résultats numériques ont été confrontés avec succès aux observations et mesures *in situ* en termes de distribution de pression de pore, d'extension de ZFC/ZFD et de convergences horizontale et verticale.

Enfin, le caractère opérationnel du modèle pour des applications de modélisation THM d'alvéoles HA (projet Cigéo) a été étudié sur une géométrie réduite à un micro-tunnel d'alvéoles.

Mots clés : Anisotropie, endommagement, plasticité, hydro-mécanique, thermo-hydromécanique, argilite COx, lois de comportement, implémentation numérique, Comsol Multiphysics, mesures *in situ*, comparaison

Abstract:

In the context of radioactive waste management, one of the options currently being considered is underground storage in deep clay formations. In France, the National Radioactive Waste Management Agency (Andra) built the Meuse/Haute-Marne underground research laboratory (M-HM URL) in the Callovo-Oxfordian (COx) clay formation. The objectives of this laboratory were to assess the feasibility and safety of a potential deep geological waste repository (Cigéo) and to optimise the concepts of the various disposal components. A major scientific research program including *in situ* experiments, laboratory tests, theoretical analyses and numerical modelling has been carried out to characterize the properties and understand the Thermo-Hydro-Mechanical (THM) behaviour of the COx clay formation. Observations relating to *in situ* structures (deformation, pore pressure, ...) show a complex hydromechanical behaviour with significant anisotropic induced fracturing no matter what the direction of the structures is, which classical constitutive models have difficulty to capture and to reproduce. It is therefore necessary to deepen the theoretical and numerical understanding of the processes, in particular (i) the extension of the connected fractured zone (ZFC) and discrete fractured zone (ZFD) induced by excavations of M-HM URL, (ii) the anisotropy of convergences (vertical and horizontal) and (iii) the anisotropic distribution of pore pressure.

The thesis research focuses on the formation of ZFC/ZFDs. The objectives are to take into account the structural (inherent) and induced (damage) anisotropies and their consequences in terms of evolution of transport properties in the framework of coupled Thermo-Hydro-Mechanical approaches.

Based on experimental results of characterization campaigns of the mechanical and hydromechanical behaviours of COx claystone and the recently developed rheological models dedicated to this rock, a phenomenological approach has been retained. This approach consists of prioritizing the observed key mechanisms of deformation, which are then gradually modelled. All this led us to propose a macroscopic anisotropic, elastoplastic and damaged constitutive model that describes the key mechanisms of the short-term (pre- and post-peak) behaviour of COx claystone.

The model is based on the generalisation of the classical Hoek-Brown's failure criterion for rocks, expressed in terms of stress invariants through the effective mean stress, the equivalent deviatoric (von Mises) stress and the Lode's angle that allows to consider the geometry of

stresses, and therefore the difference of strengths in extension and in compression stress pathways, as observed experimentally. Moreover, the pre-peak behaviour is represented by plastic hardening mechanism with a non-associated flow rule and no damage occurs as observed on samples. The post-peak behaviour considers isotropic rock damage (based on the classical continuous damage mechanics), coupled with a plasticity mechanism. The damage variable was defined based on the fracturing rate expressed as a function of peak, residual and current plastic distortions. The residual phase is described by a perfect plasticity whose value corresponds to the residual strength reached in laboratory tests. Finally, the anisotropy of the uniaxial compressive strength as a function of load orientation with respect to the bedding planes, also observed on the laboratory tests, was introduced into the model using the concept of fabric tensor. This model was implemented in Comsol Multiphysics® for the modelling of structures and specific experiments carried out at the M-HM URL and industrial applications in the framework of the Cigéo project.

To evaluate and validate the numerical implementation, triaxial tests were simulated and the results obtained are well correlated with the theoretical criteria. The application of the proposed model was evaluated on the GCS and GED galleries of the M-HM URL where hydromechanical simulations were performed under saturated conditions. The numerical results were successfully compared with the *in situ* observations and measurements of pore pressure distribution, ZFC/ZFD extensions, horizontal and vertical convergences. Finally, the operational character of the model for thermo-hydro-mechanical modelling applications of HA cells (Cigéo project) was investigated with the proposed constitutive model on a geometry reduced to a micro-tunnel of cells.

Keywords: Anisotropy, damage, plasticity, hydro-mechanics, thermo-hydro-mechanics, COx claystone, constitutive laws, numerical implementation, Comsol Multiphysics, in situ measurements, comparison

CONTENU

Chapitre 1 : INTRODUCTION	1
1.1 Contexte industriel	1
1.2 Objectifs de la thèse	6
1.3 Structure de la thèse	7
Chapitre 2 : ÉTAT DE L'ART	9
2.1 Introduction.....	9
2.2 Anisotropie mécanique.....	9
2.2.1 Anisotropie inhérente	10
2.2.2 Anisotropie induite	14
2.3 Modélisation de l'anisotropie de la résistance	21
2.3.1 Approches de plan de faiblesse	21
2.3.2 Approches empiriques et mathématiques.....	24
2.3.2.1 Critère de Pariseau (1972).....	24
2.3.2.2 Critère de Boehler et Sawczuk (1977).....	25
2.3.2.3 Critères fondés sur le concept des tenseurs de fabrique	25
2.3.2.4 Critères fondés sur l'approche de plan critique.....	28
2.3.3 Bilan des approches de modélisation anisotrope du matériau	30
2.4 Modélisation de l'endommagement du matériau	31
2.4.1 Synthèse de principales approches.....	31
2.4.2 Endommagement isotrope	33
2.4.3 Endommagement anisotrope	33
2.4.4 Effet unilatéral de l'endommagement.....	35
2.4.5 Bilan de la modélisation de l'endommagement	36
2.5 Caractéristiques du comportement à court terme de l'argilite du COx.....	36
2.6 Modèles phénoménologiques pour l'argilite du COx	40
2.6.1 Bilan des approches phénoménologiques du COx et modèle retenu	43

2.7	Couplages Thermo-Hydro-Mécaniques	45
Chapitre 3 : MÉTHODOLOGIE DE L'IMPLEMENTATION DES MODÈLES RHÉOLOGIQUES.....		47
3.1	Prise en main de Comsol Multiphysics®	47
3.2	Implémentation des modèles rhéologiques	48
3.2.1	Implémentation de modèles rhéologiques dans Comsol.....	49
3.2.2	Implémentation CppUdm ou « external material »	50
3.2.3	Étude de faisabilité d'un modèle externe	51
3.3	Modèle élastoplastique anisotrope et endommageable	54
3.3.1	Comportement pré-pic	54
3.3.2	Comportement post-pic.....	58
3.3.2.1	Implémentation du modèle d'endommagement de Pouya <i>et al.</i> (2016)	58
3.3.2.2	Améliorations du modèle de Pouya <i>et al.</i> (2016).....	61
3.3.3	Unifications des deux comportements pré- et post-pic.....	63
3.3.4	Résistance anisotrope du matériau	67
3.4	Conclusions.....	70
Chapitre 4 : MODÈLE ÉLASTOPLASTIQUE ANISOTROPE ET ENDOMMAGEABLE		73
4.1	Rappel succinct des principales caractéristiques du comportement à court terme des argilites du COx	74
4.2	Équations constitutives du modèle élastoplastique anisotrope et endommageable ..	74
4.3	Implémentation « built-in » intégrée dans Comsol Multiphysics® du modèle proposé	76
4.3.1	Implémentation « built-in » de la plasticité	76
4.3.2	Implémentation du comportement endommageable	77
4.3.3	Implémentation de la résistance anisotrope	79
4.3.4	Gestion des variables d'état supplémentaires	80
4.4	Validation de l'implémentation numérique sur des chemins triaxiaux.....	80
4.4.1	Chargement et déchargement.....	81
4.4.2	Sensibilité par rapport au taux de croissance de l'endommagement (χ).....	81

4.4.3	Triaxiaux pour différentes contraintes de confinement	83
4.4.4	Résistances anisotropes.....	84
4.5	Applications aux ouvrages souterrains	85
4.5.1	Calcul mécanique : distorsion plastique résiduelle vs maillage.....	85
4.5.2	Calcul hydromécanique	90
4.5.2.1	Comportement hydromécanique	90
4.5.2.2	Formulation du couplage hydromécanique.....	97
4.5.2.3	Modélisation hydromécanique de la galerie GCS	98
a.	Résultats des zones plastiques et endommagées à la fin de l'excavation (28 j) 101	
b.	Résultats des zones plastiques et endommagées à 2 ans.....	101
c.	Pression de pore et convergences	104
4.5.2.4	Modélisation hydromécanique de la galerie GED.....	107
4.6	Amélioration du comportement post-pic.....	112
4.7	Comparaison des modèles Hoek-Brown (M1) vs Mohr-Coulomb équivalent (M2)...	116
4.7.1	Comparaison dans le calcul mécanique	116
4.7.2	Comparaison dans le calcul hydromécanique de la GCS.....	121
4.7.2.1	Modèle de perméabilité variable.....	121
4.7.2.2	Extensions des zones plastiques et convergences.....	122
4.7.2.3	Pressions de pore et perméabilité	126
4.7.3	Calcul hydromécanique de la GED	128
4.8	Conclusions.....	130
Chapitre 5 : MODELISATION THERMOHYDROMÉCANIQUE D'UNE ALVÉOLE HA		133
5.1	Formulation mathématique du couplage thermohydromécanique	135
5.2	Modèle thermohydromécanique : application à l'alvéole HA	136
5.2.1	Phasage, conditions aux limites et valeurs des paramètres.....	136
5.2.2	Validation du modèle M2 en configuration couplée THM.....	140
5.2.3	Phase d'excavation instantanée et drainage : modèle Calc_1	142

5.2.4	Phase de mise en place de l'alvéole HA	145
5.3	Conclusions.....	152
Chapitre 6 :	CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES.....	155
Références.....	Références.....	161
Annexes.....	Annexes.....	193

Figures

Figure 1.1.- Le concept KBS-3 pour le stockage radioactif définitif (Hedin <i>et al.</i> 2008).....	2
Figure 1.2.- Schéma du projet de centre de stockage Cigéo (Source Andra).....	4
Figure 1.3.- Schéma du Laboratoire de Recherche Souterrain de Meuse/Haute Marne et direction des contraintes principales (Source Andra).	6
Figure 2.1.- Variation des propriétés selon la direction.....	10
Figure 2.2.- (a) Variation de la résistance en fonction de l'orientation des plans d'anisotropie et (b) comportement non linéaire de la résistance des phyllites (Kumar 2006, Singh <i>et al.</i> 2015)..	12
Figure 2.3.- Quelques échantillons avec différentes orientations de l'échantillon par rapport à la stratigraphie (Zhang <i>et al.</i> 2019).	12
Figure 2.4.- Résistance à la rupture (au pic) en fonction de l'orientation par rapport aux plans de litage. Points expérimentaux et lignes continues ajustant la résistance sur la base de l'approche de McLamore et Gray (1967) (Zhang <i>et al.</i> 2019).....	13
Figure 2.5.- Modes de rupture des échantillons de l'argilite du COx (Zhang <i>et al.</i> 2019).	15
Figure 2.6.- Galeries (a) GCS et (b) GED (Armand <i>et al.</i> 2013, Seyedi <i>et al.</i> 2017a).	16
Figure 2.7.- Étude structurelle par scan 3D sur le front d'une galerie (a) parallèle et (b) perpendiculaire à la contrainte horizontale majeure (d'après Armand <i>et al.</i> 2014 et Cruchaudet <i>et al.</i> 2010).....	18
Figure 2.8.- Visualisation 3D du réseau de fractures autour de la galerie GET (Armand <i>et al.</i> 2014).	18
Figure 2.9.- Modèles conceptuels de réseau de fractures induites autour des galeries (a) GCS et (b) GED (Armand <i>et al.</i> 2014).....	19
Figure 2.10.- Mesure de convergence dans la galerie (a) GCS et (b) GED (Armand <i>et al.</i> 2013)..	19
Figure 2.11.- Déplacement radial autour de la galerie GCS : (a) réponse instantanée et (b) réponse à long terme (Armand <i>et al.</i> 2013).	20
Figure 2.12.- Comparaison des déplacements radiaux estimées par Guayácan-Carrillo <i>et al.</i> (2016) et celles mesurées par Armand <i>et al.</i> (2013) autour de la galerie GCS : (a) réponse instantanée et (b) réponse à long terme (Guayácan-Carrillo <i>et al.</i> 2016).....	21
Figure 2.13.- (a) Échantillon avec un plan de faiblesse et (b) critère de Jaeger (Asadi 2016).	23
Figure 2.14.- Schématisation des axes de structure et des composants de la direction de chargement (Lade 2007).....	26
Figure 2.15.- (a) Orientation de l'éprouvette et (b) anisotropie de la résistance à la compression uniaxiale en fonction de l'orientation de l'éprouvette (Pietruszczak <i>et al.</i> 2002).	28

Figure 2.16.- Définition de l'approche de plan critique pour un matériau anisotrope transverse (Lee et Pietruszczak 2008).....	29
Figure 2.17.- Résultats des essais triaxiaux pour l'ardoise de Martinsburg (Donath 1964) et modélisation : (a) résistance axiale -, (b) orientation du plan critique en fonction de l'orientation du plan de faiblesse. (Lee et Pietruszczak 2008).	29
Figure 2.18.- (a) Courbes de contrainte déviatorique – déplacement axial (capteur externe) pour plusieurs contraintes de confinement (Armand <i>et al.</i> 2013), et (b) critère de Hoek-Brown appliqué une à une campagne récente d'essais (Armand <i>et al.</i> 2017c).	38
Figure 2.19.- Courbes de contrainte-déformations des essais triaxiaux d'extension radiale à deux contraintes de confinement (Armand <i>et al.</i> 2017c).....	38
Figure 2.20.- Bande de cisaillement observée lors d'un essai de compression biaxiale sous une contrainte de confinement de 2 MPa et une direction de chargement à 90° par rapport au plan de litage. (a) Courbe contrainte déviatorique – déformation axiale et (b)-(c) corrélations des photographies numériques (d'après Bésuelle et Hall 2011, Desbois <i>et al.</i> 2017).....	39
Figure 2.21.- (a) Résistance résiduelle et (b) au pic (en rouge) de l'argilite du COx en fonction de la contrainte de confinement (Zhang 2016).	39
Figure 2.22.- (a) Courbes contrainte déviatorique – déformation axiale et endommagement - déformation axiale du modèle pour un essai de compression triaxiale et (b) essais de compression triaxiale en fonction de l'hygrométrie (d'après Jia <i>et al.</i> 2009).	42
Figure 2.23.- Interactions entre les processus THM dans un milieu poreux, les lois constitutives respectives et les équations d'équilibre.	46
Figure 3.1.- Implémentation d'un modèle rhéologique via (a) le module « external material » et (b) l'implémentation « built-in ».....	50
Figure 3.2.- Géométrie et distribution de déplacements pour 0 MPa de confinement.....	52
Figure 3.3.- (a) Comparaison des résultats numériques de CppUdm et Comsol et (b) Courbes contrainte – déformations pour différents confinements (implémentation CppUdm).	53
Figure 3.4.- Distribution de la zone plastique : (a) Comsol (b) CppUdm.....	53
Figure 3.5.- Évolution au cours du déconfinement (a) des contraintes dans le plan p-q et (b) de la déformation volumique.....	54
Figure 3.6.- (a) Courbes des contraintes - déformation pour différentes contraintes de confinement et (b) comparaison des résultats du CppUdm et seuils théoriques de Hoek-Brown.	57
Figure 3.7.- Déformation volumique en fonction de l'axiale (a) pour différents confinements et (b) effet de la distorsion plastique ultime ($\gamma_{ult} = 2 \gamma_{pic}$ et $\gamma_{ult} = 3 \gamma_{pic}$).	57

Figure 3.8.- (a) Isovaleurs de la norme du déplacement et (b) chemins de contraintes suivis en deux points de la paroi dans le plan ($\sigma_1 - \sigma_3$) en fonction du déconfinement de la paroi (de 12.5 MPa environ à 0).	58
Figure 3.9.- Courbe contrainte – déformation en compression uniaxiale (Pouya <i>et al.</i> 2016). ...	59
Figure 3.10.- Comparaison de la solution théorique et CppUdm : (a) contraintes-déformation et (b) évolution de l'endommagement.	59
Figure 3.11.- Modèle geomécanique d'une galerie circulaire soumise à un état de contrainte initial anisotrope.	60
Figure 3.12.- Zone mécaniquement endommagée (a) Pouya <i>et al.</i> 2016, (b) CppUdm.....	60
Figure 3.13.- (a) Courbes déviateur-déformations pour différents confinements et (b) comparaison des critères au pic et résiduel : théorique vs CppUdm.....	62
Figure 3.14.- Évolution de l'endommagement en fonction de la déformation axiale pour différents confinements.....	63
Figure 3.15.- Modèle élastoplastique et endommageable du comportement pré- et post-pic des argilites.	63
Figure 3.16.- (a) Courbes déviateur-déformations pour différents confinements, (b) comparaison des critères : théorique vs CppUdm.	65
Figure 3.17.- Courbes endommagement - déformation axiale pour différents confinements. ...	65
Figure 3.18.- (a) Maillage et (b) zones plastiques et endommageables prédites autour de la galerie GCS.	66
Figure 3.19.- (a) Valeurs de la surface d'endommagements et (b) isovaleurs de la norme du déplacement.....	66
Figure 3.20.- Résistance au pic en fonction de l'orientation des plans de stratigraphie des argilites du COx (Zhang <i>et al.</i> 2019) et les valeurs des paramètres anisotropes déterminées avec le critère au pic.	69
Figure 3.21.- (a) Courbes de contrainte déviatorique – déformation axiale pour différentes orientations de chargement, et (b) comparaison des résultats du modèle anisotrope vs seuils théoriques anisotropes pour -5 MPa de confinement.....	69
Figure 3.22.- (a) Comportements autour de la galerie, (b) valeurs de surface d'endommagement et (c) isovaleurs de la norme de déplacements.	70
Figure 4.1.- Modèle élastoplastique et endommageable du comportement des argilites avec les phases pré- et post-pic, et résiduelle.	76
Figure 4.2.- Module plastique de Comsol.	78
Figure 4.3.- Surface de charge élastoplastique généralisant le critère de Hoek-Brown dans l'espace des invariants de contraintes.....	78

Figure 4.4.- Expressions de surfaces de charge initiale, au pic et résiduelle, variables d'état et lois d'érouissage.....	78
Figure 4.5.- Calcul de la variable de l'endommagement.....	79
Figure 4.6.- Calcul des modules effectifs (E_i , G_{ij} ; $i,j=1,2,3$) en fonction de l'endommagement...	79
Figure 4.7.- Calcul de la résistance anisotrope à partir de l'angle entre la contrainte majeure et la normale au plan de stratification.....	79
Figure 4.8.- Variables suivies.	80
Figure 4.9.- Géométrie et maillage du modèle pour les simulations de compression triaxiale. ..	81
Figure 4.10.- Courbes : (a) contrainte déviatorique –, (b) endommagement –, (c) distorsion plastique – et (d) déformation volumique – déformation axiale.....	82
Figure 4.11.- Courbes : (a) contrainte déviatorique –, (b) zoom de contrainte déviatorique –, (c) distorsion plastique –, (d) zoom de distorsion plastique –, (e) endommagement – et (f) déformation volumique – déformation axiale.....	83
Figure 4.12.- (a) Comparaison des résultats du modèle et seuils théoriques de Hoek-Brown. Courbes pour différentes contraintes de confinement : (b) contrainte déviatorique –, (c) endommagement – et (d) déformation volumique – déformation axiale.....	84
Figure 4.13.- (a) Courbes de contrainte déviatorique – déformation axiale pour différentes orientations de chargement par rapport au litage et (b) comparaison des résultats du modèle et les seuils théoriques anisotropes, pour -5 MPa de confinement.....	84
Figure 4.14.- Géométrie et maillage du domaine avec des éléments (a) quadrangulaires et (b) triangulaires.....	86
Figure 4.15.- Extension des zones plastiques, isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement pour le maillage triangulaire et N_w : 12 (a-c), 20 (d-f) et 28 (g-i).....	87
Figure 4.16.- Extension des zones plastiques, isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement pour le maillage quadrangulaire et N_w : 12 (a-c), 16 (d-f), 18 (g-i), 20 (j-k), 22 (m-o), 24 (p-r) et 28 (s-u).....	89
Figure 4.17.- Corrélation linéaire de la distorsion résiduelle et du nombre des éléments dans la paroi de la galerie pour le maillage triangulaire (Mesh T) et quadrangulaire (Mesh Q).	89
Figure 4.18.- Exemple de la réponse contrainte-déformation-perméabilité de l'argile et un modèle conceptuel d'évolution de fissure lors du chargement triaxial (Zhang 2016).....	91
Figure 4.19.- Évolution du rapport des perméabilités des matériaux endommagé (k) et sain (k_0), en fonction du rapport de la contrainte subie sur la contrainte au pic (Choinska, 2006).....	92
Figure 4.20.- Influence du confinement à : (a) la contrainte maximale, (b) la déformation volumétrique et (c) la perméabilité (Zhang 2016).....	93

Figure 4.21.- Conductivité hydraulique mesurée dans la galerie GCS (parallèle à σ_H) : forages (a) verticaux et (b) horizontaux (Armand <i>et al.</i> 2014).....	94
Figure 4.22.- Conductivité hydraulique mesurée dans la galerie GED (parallèle à σ_H) : forages (a) verticaux et (b) horizontaux (Armand <i>et al.</i> 2014).....	94
Figure 4.23.- (a) Modèle géomécanique de la GCS et (b) le maillage utilisé.....	99
Figure 4.24.- Modèles d'évolution de résistance uniaxiale anisotrope du COx.	101
Figure 4.25.- Extension des zones plastiques, isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement en fin de creusement (t=28 jours) pour les évolutions de résistance respectives : C0 (a-c), C1 (d-f), C2 (g-i) et C3 (j-l).	102
Figure 4.26.- Extension des zones plastiques, isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement (t=2 ans) pour les évolutions de résistance respectives : C0 (a-c), C1 (d-f), C2 (g-i) et C3 (j-l).	103
Figure 4.27.- Emplacement des chambres de mesures de la pression de pore.....	104
Figure 4.28.- Évolution de la pression de pores jusqu'à : (a) 200 jours et (b) 2 ans.	105
Figure 4.29.- Isovaleurs de déformation volumique à la fin de l'excavation (à la même échelle), pour les évolutions de résistance : (a) C1, (b) C2 et (c) C3.	105
Figure 4.30.- (a) Comparaison de pression de pore du cas C3 et celles mesurées <i>in situ</i> . (b) isovaleurs de pression de pore à t= 28 jours.	105
Figure 4.31.- Convergences à 2 ans.	106
Figure 4.32.- Comparaison des convergences du cas C3 aux mesurées <i>in situ</i>	107
Figure 4.33.- Isovaleurs de la norme du déplacement à 28 jours, pour : (a) C1, (b) C2 et (c) C3. Et 2 ans, pour : (a) C1, (b) C2 et (c) C3.	107
Figure 4.34.- (a) Modèle géomécanique de la GED et (b) le maillage utilisé.	108
Figure 4.35.- Extension des zones plastiques, isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement en fin de creusement (t=28 jours) pour les évolutions de résistance respectives : C0 (a-c), C1 (d-f), C2 (g-i) et C3 (j-l).	109
Figure 4.36.- Extension des zones plastiques, isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement (t=2 ans) pour les évolutions de résistance respectives : C0 (a-c), C1 (d-f), C2 (g-i) et C3 (j-l).	110
Figure 4.37.- Convergences prédites autour de la GED.	111
Figure 4.38.- Comparaison du cas C0 avec les convergences mesurées autour de la GED.....	112
Figure 4.39.- Critère de Mohr-Coulomb tangent à celui de Hoek-Brown en σ_3	113
Figure 4.40.- (a) Comparaison des résultats du modèle et seuils théoriques. Courbes pour différentes contraintes de confinement : (b) contrainte déviatorique –, (c) endommagement – et (d) déformation volumique – déformation axiale.....	115

Figure 4.41.- (a) Courbes de contrainte déviatorique – déformation axiale pour différentes orientations de chargement et (b) comparaison des résultats et les seuils théoriques anisotropes, pour -5 MPa de confinement.....	115
Figure 4.42.- Conditions aux limites et géométrie de la galerie : (a) GCS et (b) GED.....	116
Figure 4.43.- Corrélation de la distorsion plastique résiduelle et du nombre des éléments à la paroi de la galerie pour un maillage quadrangulaire (Mesh Q) et les hypothèses C0 et C3 pour la résistance uniaxiale.	117
Figure 4.44.- Courbes (a) contrainte – déformation, (b) théoriques, (c) endommagement- et (d) déformation volumique – déformation pour les deux modèles rhéologiques M1 et M2.	118
Figure 4.45.- Comparaison des modèles M1 et M2 en calcul mécanique de la GCS à la fin de l'excavation. (a-b) extensions des zones plastiques, (c-d) endommagement, (e-f) isovaleurs de distorsion plastique et (g-h) isovaleurs de la norme du déplacement.....	119
Figure 4.46.- Comparaison des modèles M1 et M2 en calcul mécanique de la GED à la fin de l'excavation. (a-b) extensions des zones plastiques, (c-d) endommagement, (e-f) isovaleurs de distorsion plastique et (g-h) isovaleurs de la norme du déplacement.....	120
Figure 4.47.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les modèles M1 (a - c) et M2 (d - f) à 28 jours et considérant une perméabilité constante.	123
Figure 4.48.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les modèles M1 (a - c) et M2 (d - f) à 2 ans et considérant une perméabilité constante.....	123
Figure 4.49.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les modèles M1 (a - c) et M2 (d - f) à 28 jours et considérant une perméabilité variable.....	124
Figure 4.50.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les modèles M1 (a - c) et M2 (d - f) à 2 ans et considérant une perméabilité variable.	124
Figure 4.51.- Convergences de M1 et M2.	125
Figure 4.52.- Comparaison du cas C0 avec les convergences mesurées autour de la GED.....	126
Figure 4.53.- Pressions de pore au cours du temps.....	126
Figure 4.54.- Comparaison des pressions de pore mesurées et calculées (M2_Kvar).	127
Figure 4.55.- Conductivités hydrauliques autour de la GCS (D'après Armand <i>et al.</i> 2014, Souley <i>et al.</i> 2017a) et les valeurs numériques obtenues dans la direction : (a) horizontale et (b) verticale.	127

Figure 4.56.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les cases C0 (a - c) et C3 (d - f) à 28 jours.	129
Figure 4.57.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les cases C0 (a - c) et C3 (d - f) à 2 ans.....	129
Figure 4.58.- Convergences pour C0 et C3.	130
Figure 4.59.- Comparaison du cas C0_Kvar avec les convergences mesurées autour de la GED.	130
Figure 5.1.- Géométrie, conditions initiales et aux limites pour (a) phase 1 et (b) phase 3.....	137
Figure 5.2.- Flux thermique décroissant appliqué à la paroi du chemisage pour la phase 3 (Source Andra).....	138
Figure 5.3.- Maillage utilisé pour (a) toute la géométrie et (b) zoom autour de l'alvéole HA....	138
Figure 5.4.- Évolution en fonction de la température (a) de la viscosité dynamique de l'eau, et (b) du coefficient de la dilatation thermique de l'eau (Source = http://www.engineeringtoolbox.com/water-thermal-properties-d_162.html), d'après Souley (2017).	139
Figure 5.5.- Validation THM du modèle M2 en élasticité Calc_0 : évolution (a)-(b) de la contrainte effective majeure et (c)-(d) de la déformation volumique.	141
Figure 5.6.- Vérification THM du modèle M2 en élasticité : profils de pressions de pore en direction (a) horizontale et (b) vertical.	141
Figure 5.7.- (a)-(b) Zones plastiques, (c)-(d) isovaleurs de la distorsion plastique et (e)-(f) d'endommagement à 0+ et 2 ans.	143
Figure 5.8.- Réseau de fractures induites autour (a) d'un forage de 5 cm de diamètre, et (b) d'un microtunnel de 0.7 m (Armand <i>et al.</i> 2014).	144
Figure 5.9.- (a) Convergences au cours du temps et (b) isovaleurs de la norme des déplacements à 2 ans.....	144
Figure 5.10.- Profils de pression de pore dans la direction (a) horizontale et (b) verticale.	144
Figure 5.11.- Profils de température dans la direction (a) horizontale et (b) verticale.	145
Figure 5.12.- Isovaleurs de température à (a) 2.1 ans et (b) 3 ans.	146
Figure 5.13.- Profils de pression de pore dans la direction (a) horizontale et (b) verticale.	147
Figure 5.14.- Isovaleurs de pression de pore à (a) 2.1 ans et (b) 3 ans.	147
Figure 5.15.- Zones de plasticité (a)-(b), isovaleurs de distorsion plastique (c)-(d) et d'endommagement (e)-(f) à 2.1 ans et 100 ans respectivement.	148
Figure 5.16.- Profils de distorsion plastique dans la direction (a) horizontale et (b) verticale... ..	149
Figure 5.17.- Profils de déformations volumiques dans la direction (a)-(b) horizontale et (c)-(d) verticale.	149

Figure 5.18.- Profils des contraintes principales effectives majeures dans la direction (a)-(b) horizontale et (c)-(d) verticale.	150
Figure 5.19.- Isovaleurs des contraintes principales effectives majeures, à (a) 2.1 ans et (b) 100 ans.	150
Figure 5.20.- Isovaleurs des déplacements du chemisage à (a) 2 ans, (b) 2.1 ans et (b) 100 ans.	151
Figure 5.21.- Déplacements (a) horizontaux et (b) verticaux d'un quart du chemisage au cours du temps.	151

Tableaux

Tableau 2.1.- Étendue de la zone de fracture induite par l'excavation (Armand <i>et al.</i> 2014).....	19
Tableau 2.2.- Approches de modélisation anisotrope du matériau (Duveau <i>et al.</i> 1998, Ambrosse 2014)*.	22
Tableau 3.1.- Paramètres mécaniques.	52
Tableau 3.2.- Valeurs des paramètres pour le comportement pré-pic (d'après Souley <i>et al.</i> 2017b).	57
Tableau 3.3.- Paramètres mécaniques (Pouya <i>et al.</i> 2016).....	60
Tableau 3.4.- Paramètres moyens de résistance au pic, résiduelle et les constantes élastiques.	62
Tableau 3.5.- Valeurs des paramètres mécaniques pour le modèle unifié des comportements pré- et post-pic des argilites.....	64
Tableau 3.6.- Quelques tentatives de modélisation HM de la galerie GCS.....	67
Tableau 4.1.- Paramètres endo-plastiques utilisés.	80
Tableau 4.2.- Dimensions des maillages et distorsion plastique résiduelle.	86
Tableau 4.3.- Valeurs des paramètres hydromécaniques utilisés.....	100
Tableau 4.4.- Paramètres anisotropes des modèles.....	100
Tableau 4.5.- Résumé des extensions <i>in situ</i> et calculées.....	104
Tableau 4.6.- Convergences et ratios.	106
Tableau 4.7.- Résumé des extensions <i>in situ</i> et calculées autour GED.	111
Tableau 4.8.- Convergences et ratios.	111
Tableau 4.9.- Valeurs des paramètres utilisées pour la simulation triaxiale.....	114
Tableau 4.10.- Valeurs des paramètres utilisées pour M1 et M2.	116
Tableau 4.11.- Extensions des zones pré- et post-pic de M1 et M2.	125
Tableau 4.12.- Comparaison des convergences de M1 et M2.....	125
Tableau 4.13.- Pressions de pore maximales.....	126
Tableau 4.14.- Extensions des zones plastiques.	129
Tableau 4.15.- Comparaison des convergences pour C0 et C3.....	130
Tableau 5.1.- Valeurs des paramètres utilisées dans le modèle mécanique M2.	139
Tableau 5.2.- Valeurs des paramètres élastiques, hydrauliques et thermiques.	139
Tableau 5.3.- Valeurs des paramètres élastiques et thermiques pour le chemisage métallique (d'après Souley <i>et al.</i> 2021).	140
Tableau 5.4.- Synthèse de calculs réalisés avec le modèle M2.....	140

INTRODUCTION

1.1 Contexte industriel

L'énergie nucléaire représente 11% de la production mondiale d'électricité (IEA 2015). En France, 75% de l'énergie produite est d'origine nucléaire (Malischek et Trüby 2016). Cependant, si l'énergie nucléaire a des émissions négligeables de gaz à effet de serre, elle génère des déchets radioactifs (principalement des déchets de retraitement, et aussi des combustibles usés pour les pays ne faisant pas de retraitement), qui sont dangereux sur de longue période (du fait de la nature et de la durée de vie des éléments radioactifs qu'ils contiennent) et doivent être isolés ou retirés de l'environnement humain. Le mode de gestion et de stockage de ces déchets radioactifs varie selon leur nature (activité et durée de vie).

Pour les déchets de haute activité et à vie longue, la stratégie envisagée la plus courante est le stockage souterrain profond dans des formations géologiques stables (IAEA 2009a). Le stockage géologique est généralement basé sur le concept de multi-barrières. Ce concept est une combinaison de barrières d'ingénierie et géologique (roche hôte) qui fonctionnent ensemble pour assurer l'isolation et le confinement des déchets radioactifs (Féron *et al.* 2008, Chapman et Hooper 2012, Dohrmann *et al.* 2013, Niibori 2015). L'objectif est d'éviter/limiter le transport de radionucléides dans la biosphère en restant en dessous des limites spécifiées (IAEA 2009a, Niibori 2015). La France a fait le choix d'un stockage dans des alvéoles permettant de garantir le principe de réversibilité. Au cours des dernières années, différentes roches hôtes ont été étudiées en tant que barrières géologiques possibles. Par exemple les roches cristallines (granites), argileuses et les formations salines (IAEA 2009b).

Les roches cristallines ont une résistance mécanique élevée qui favorise la construction des stockages, mais la présence de systèmes de fractures peut augmenter la conductivité hydraulique (Ewing *et al.* 2016). Dans le laboratoire sur la roche cristalline d'Äspö, en Suède (Bäckblom 1991, Hedin *et al.* 2008, Hedin et Andersson 2014), le stockage proposé utilise le concept KBS-3 qui a été décrit pour la première fois par SKB en 1983 (SKBF/KBS 1983). Ce concept (Figure 1.1) considère des récipients métalliques en cuivre qui sont insérés dans des alvéoles préalablement perforées dans la roche cristalline. Ils sont ensuite revêtus de bentonite pour retarder la libération

des radionucléides et pour empêcher la corrosion par l'eau souterraine. Quelques laboratoires localisés dans ces types de roches se trouvent en Finlande - ONKALO Underground Rock Characterisation Facility (Posiva 2012, Johansson 2017) à une profondeur de 500 m, en Corée - KAERI Underground Research Tunnel (KURT) à une profondeur de 90 m (Kwon et al. 2006, 2009), à Manitoba (Canada) - Whiteshell Underground Research Laboratory (URL) à la profondeur de 420 mètres de l'agence Energie Atomique du Canada Limited (AECL) (Fairhurst 2004, Read 2017) et au Japon - Mizunami Underground Research Laboratory (MIU) à une profondeur d'environ 1000 m (Ishibashi *et al.* 2016).

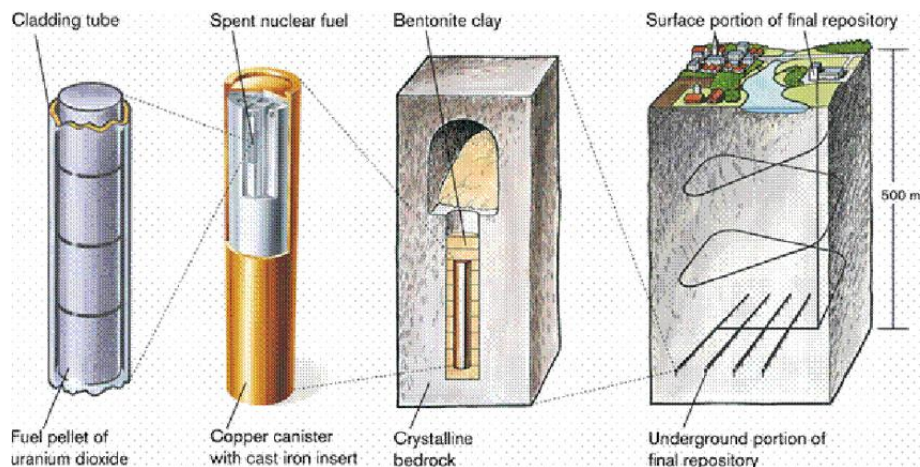


Figure 1.1.- Le concept KBS-3 pour le stockage radioactif définitif (Hedin *et al.* 2008).

Les formations salines, sous forme de dépôts stratifiés ou de masses en dôme, ont été étudiées à des fins de roche hôte depuis les années 1950 (Gonzales 1982). Ces roches ont une résistance mécanique moyenne, une conductivité thermique élevée, de faibles valeurs de perméabilité, une tendance au fluage et au colmatage des fissures (Hansen et Leigh 2011, Berlepsch et Haverkamp 2016, Rodney et al. 2016). Deux dépôts géologiques dans des formations salines ont reçu des déchets à stocker : le Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) aux Etats-Unis et le centre de stockage de Morsleben (Endlager für radioaktive Abfälle Morsleben - ERAM) en Allemagne. Le WIPP est un centre de stockage de déchets radioactifs liés à la défense. Cette installation, en service depuis 1999, est située dans une formation saline stratifiée à une profondeur d'environ 650 m (Patterson et Nelson, 2001, Hansen et Leigh 2011). Alors que l'ERAM est un dépôt géologique profond dans une ancienne mine de sel (Behlau et Mingerzahn 2001, Berlepsch et Haverkamp 2016). Le stockage, qui est situé dans un dôme de sel à une profondeur d'environ 525m, est suspendu depuis 1998.

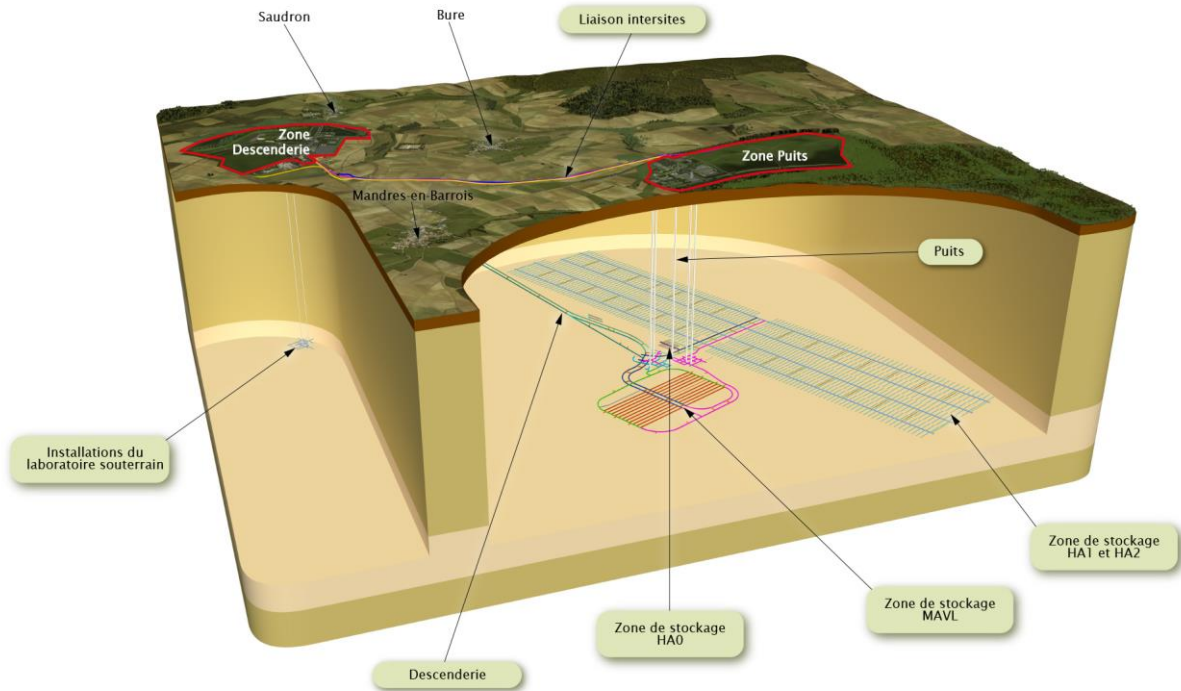
Les formations argileuses, notamment, présentent des conditions très favorables pour le confinement à long terme de déchets radioactifs en raison de leur faible conductivité hydraulique

et de leur importante capacité de rétention des radionucléides. Trois formations argileuses en Europe ont été étudiées en détail en tant que potentielles roches hôtes pour le stockage de déchets radioactifs de haute activité : l'argile de Boom en Belgique (Mertens *et al.* 2004), l'argilite d'Opalinus en Suisse (Bossart *et al.* 2002, 2004, Blümling *et al.* 2007) et la formation argileuse du Callovo-Oxfordien (COx) en France (Armand *et al.* 2014).

Dans le contexte français de la gestion des déchets radioactifs, la loi du 28 juin 2006 (Loi N° 2006-739 relative à la gestion durable des matières et déchets radioactifs) établit le plan national de gestion des matières et déchets radioactifs est établi selon les principes suivants :

- réduction de la quantité et de la nocivité des déchets, notamment par le traitement ou le conditionnement des déchets et combustibles usés ;
- les matières radioactives et les déchets radioactifs en attente sont entreposés ;
- après entreposage, les déchets radioactifs ultimes ne pouvant être stockés en surface ou en faible profondeur, pour des raisons de sûreté nucléaire ou de radioprotection, font l'objet d'un stockage en couche géologique profonde - projet Cigéo (Centre industriel pour le stockage géologique de déchets radioactifs).

Cigéo a pour objet de stocker les déchets radioactifs de haute activité (HA) et de moyenne activité à vie longue (MA-VL) dans la couche du Callovo-Oxfordien à environ 500 m de profondeur (Figure 1.2). Ce projet (dont la demande de déclaration d'utilité publique a été déposée le 3 août 2020, alors que la demande d'autorisation de création devait être déposée en 2020), aura une phase d'exploitation d'une durée d'environ 100-150 ans. S'il est autorisé, il aura un développement incrémental pour prendre en compte le principe de réversibilité au cours du temps introduit par la loi du 28 juin 2006 afin de laisser aux générations futures la possibilité, si besoin, de modifier le projet.



CG-TE-D-MGE-AMOA-CM0-0000-18-0022-B

Figure 1.2.- Schéma du projet de centre de stockage Cigéo (Source Andra).

Afin de démontrer la faisabilité de la construction et de l'opération, ainsi que d'optimiser les différents composants du projet Cigéo (alvéoles de stockage, galeries d'accès, scellement, ...), l'Agence nationale pour la gestion des déchets radioactifs (Andra) a conduit et continue de conduire un programme important de recherche scientifique et technologique. Le laboratoire de recherche souterrain de Meuse/Haute-Marne (LS M/H-M) dont la construction a débuté en 2000, est un des outils au service de ces programmes de recherche scientifiques et technologiques permettant de tester à l'échelle réelle le comportement THM de différents composants du stockage dans la formation argileuse du Callovo-Oxfordien (COx) à un niveau principal de -490 m de profondeur (Figure 1.3). La couche de roche argileuse a une épaisseur d'environ 150 m et date d'environ 160 millions d'années. Un grand nombre des essais *in situ* réalisés au LS M/H-M, sont accompagnés par des essais sur échantillons en laboratoire, des analyses théoriques et des modélisations numériques dans le but de caractériser les propriétés et le comportement Thermo-Hydro-Mécaniques (THM) de la formation argileuse du COx. L'état de contrainte naturelle au LS M/H-M est caractérisé par trois composantes principales, à savoir la contrainte verticale σ_v égale au poids des terrains sus-jacents ; la contrainte horizontale mineure ($\sigma_h \approx \sigma_v$) et la contrainte horizontale majeure ($\sigma_H > \sigma_v$). Les galeries dans le LS M/H-M ont été excavées essentiellement suivant les deux directions des contraintes horizontales majeur et mineure. Par exemple, des galeries expérimentales ont été creusées dans les directions des

contraintes horizontales principales, telles que la galerie GCS (parallèle à la contrainte horizontale majeure) et la galerie GED (parallèle à la contrainte horizontale mineure), et avec différentes méthodes d'excavation, différentes géométries et différents modes de soutènement (soutènement de type minier : cintre coulissant, boulonnage radial et béton projeté ; soutènement de type génie civil : revêtement coulé en place, voussoirs préfabriqués, ...).

Les observations relatives aux ouvrages *in situ* (déformation, pression interstitielle, ...) montrent un comportement hydromécanique complexe avec une fracturation induite par le creusement des ouvrages. Cette fracturation importante est anisotrope quelle que soit la direction des ouvrages, associée à des déformations anisotropes (déformation les plus importantes) et des variations de pression interstitielle (augmentation et chute) dépendant de la localisation par rapport à l'ouvrage et au plan de stratification. L'analyse de la fracturation autour des ouvrages du LS M/H-M a mis en évidence différentes typologies de fractures avec des fractures d'extension et de cisaillement (Armand *et al.* 2014). La zone fracturée induite par le creusement comprend systématiquement deux zones avec une zone fracturée connectée (ZFC) où coexistent deux familles de fractures, les fractures en extension et les fractures en cisaillement, et une zone avec une fracturation discrète où subsistent uniquement les extrémités de certaines des fractures en cisaillement (ZFD). Au cours de ces deux décennies de nombreux modèles de comportement hydromécanique ont été développés sur la base des données expérimentales sur échantillon et *in situ*. Ce sont principalement des modèles phénoménologiques (discutés au Chapitre 2) élastoplastiques, élastoviscoplastiques, viscoplastiques et endommageables (Charlier *et al.* 2013, Hoxha *et al.* 2007, Bian *et al.* 2017, Cuvilliez *et al.* 2017 et Souley *et al.* 2017a), couplés élastoplastiques endommageables (Chiarelli *et al.* 2003, Conil *et al.* 2004, Shao *et al.* 2006 et Jia *et al.* 2009), des modèles d'endommagement radoucissant isotrope (Pouya *et al.* 2016, Trivellato *et al.* 2018), élastoviscoplastiques anisotropes (Manica *et al.* 2017, 2018, Pardoën et Collin 2017) et élastoplastique anisotrope tenant compte des plans de faiblesse (Souley *et al.* 2020) ont été développés et appliqués pour modéliser les argilites de la formation du COx en conditions saturées et non saturées. D'autres modèles basés sur d'autres approches tels que la micromécanique, les éléments discrets ou le champ de phase (Yao *et al.* 2017, Yu *et al.* 2020) ont également été développés et appliqués aux argilites du COx, Ces modèles même s'ils se sont améliorés au cours du temps ont toujours du mal à prédire l'ensemble des processus observés au cours du creusement comme le montre Seyed *et al.* (2017a) pour l'excavation d'une galerie orientée dans la contrainte horizontale majeure. Il est donc nécessaire d'approfondir théoriquement et numériquement la compréhension des processus en jeu et leurs interactions, notamment (i) l'extension de zones de fractures connectées (ZFC) et discrètes (ZFD) induites par

l'excavation, (ii) l'anisotropie des convergences et des déformations (verticale et horizontale) et (iii) la distribution anisotrope de la pression interstitielle.

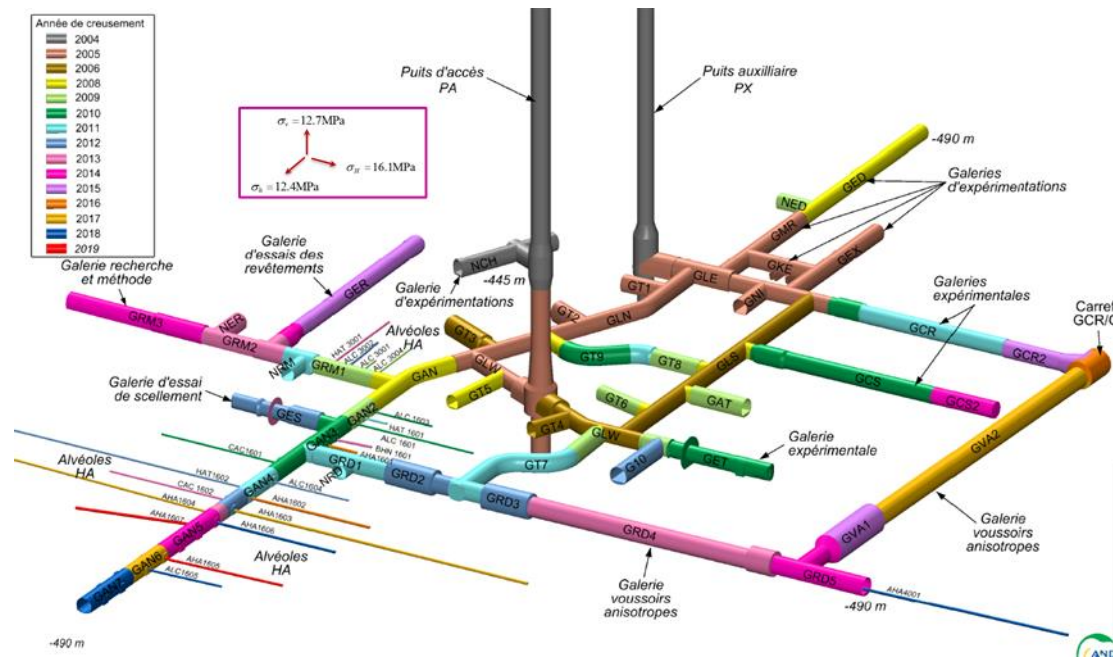


Figure 1.3.- Schéma du Laboratoire de Recherche Souterrain de Meuse/Haute Marne et direction des contraintes principales (Source Andra).

1.2 Objectifs de la thèse

L'objectif principal de la thèse est, en s'appuyant des modèles existants dans la littérature de proposer un nouveau modèle de comportement en tenant compte des dernières avancées sur les mécanismes clés de déformation et de rupture des argilites du COx. En particulier il s'agira de prendre en compte l'anisotropie inhérente et induite (endommagement) et de leurs conséquences en termes d'évolution des propriétés de transport, dans une approche phénoménologique et couplée Thermo-Hydro-Mécanique (THM). L'autre objectif de la thèse et non le moindre est d'intégrer le modèle rhéologique (proposé ou adapté) des argilites dans un code de calculs aux éléments finis industriel, puis de tester le caractère opérationnel sur des essais de laboratoire, d'expérimentations spécifiques du laboratoire LS M/H-M et des calculs de structures.

Plus précisément, les objectifs de cette thèse peuvent se résumer comme suit :

- étudier, comprendre et formuler les mécanismes de déformations induits par des sollicitations mécaniques et hydromécaniques ;
- prendre en compte les anisotropies inhérente (structurale) et induite (endommagement) et leurs conséquences en termes d'évolution des propriétés de transport dans une

approche couplée Hydro-Mécanique (HM). Dans un premier temps, l'endommagement sera isotrope ;

- adapter/développer un modèle élastoplastique anisotrope et endommageable capable de reproduire les observations expérimentales obtenues sur les roches argileuses et l'implémenter dans un code de calculs aux éléments finis industriel, à savoir Comsol Multiphysics ;
- mener des applications sur les ouvrages du LS M/H-M et le projet Cigéo pour vérifier son intégration numérique et le caractère opérationnel du modèle. Il s'agit de la modélisation HM de l'excavation des galeries GCS et GED, et la modélisation THM d'une alvéole du Cigéo.

1.3 Structure de la thèse

Le reste du manuscrit est structuré comme suit :

Le Chapitre 2 dresse un état de l'art sur les anisotropies (inhérente et induite), de la phénoménologie à partir des essais de laboratoire et aux conséquences sur le comportement des ouvrages souterraines, notamment dans le LS M/H-M. Ensuite, les concepts et théories de la modélisation du comportement des matériaux anisotropes sont analysés. Par suite, nous détaillerons les mécanismes clés du comportement de l'argilite du COx et les modèles constitutifs développés au cours de ces dernières années dans le cadre de programmes de recherche menés par l'Andra.

Le Chapitre 3 décrit la prise en main du code de calculs aux éléments finis Comsol Multiphysics®, logiciel industriel de modélisation multiphysique numérique et théorique. C'est également l'occasion de s'initier et s'expérimenter sur l'implémentation dans Comsol Multiphysics® de nouveaux modèles rhéologiques mécaniques. L'implémentation graduelle des modèles est basée sur l'approche « external material » permettant de générer une DLL (Dynamic-Link Library) à partir d'un langage de programmation (C++, ...) largement utilisée dans de nombreux codes commerciaux. La vérification et la validation des implémentations sur des chemins triaxiaux de révolution, et leur application aux calculs des structures du LS M/H-M sont discutées.

Le Chapitre 4 unifie les étapes graduelles des modèles discutées dans le précédent chapitre en un seul modèle élastoplastique anisotrope et endommageable dans lequel la phase non linéaire en pré-pic est approchée par la théorie d'élastoplasticité anisotrope, le post pic par une approche

combinant l'endommagement (CDM) isotrope avec un écrouissage négatif élastoplastique et enfin la phase résiduelle par de la plasticité parfaite. Ce modèle a été également implémenté dans Comsol Multiphysics®, mais par le biais de l'approche « built-in » à priori plus stable en termes de convergence numérique dans les phases radoucissantes. Enfin, l'application de ce modèle aux modélisations hydromécaniques des galeries GCS et GED du LS M/H-M (Figure 1.3) est abordée et les résultats des simulations sont comparés avec les observations *in situ*.

Le Chapitre 5 est une application thermohydromécanique basée sur la modélisation simplifiée d'une alvéole des déchets de haute activité représentée par un microtunnel parallèle à la contrainte horizontale majeure avec prise en compte du chemisage et un flux thermique à l'intrados du chemisage, sur une durée de 1000 ans. Le modèle de l'argilite du COx est celui développé dans le Chapitre 4. L'objectif est de s'assurer du bon fonctionnement de l'implémentation numérique lorsque le modèle intègre plusieurs physiques de manière couplée : la mécanique des solides, l'hydraulique et la thermique.

Enfin, les principales conclusions et perspectives des travaux de cette thèse sont discutées au Chapitre 6.

ÉTAT DE L'ART

2.1 Introduction

De nombreuses roches présentent à l'état naturel une anisotropie inhérente due à leur formation. Cette anisotropie inhérente se traduit par une variation directionnelle des caractéristiques hydromécaniques telles que les propriétés élastiques, la résistance, la perméabilité etc. Par exemple, la perméabilité dépend principalement de la lithologie de la roche et de la structure des pores (Lishman 1970, Bolton *et al.* 2000), et l'anisotropie de la perméabilité est bien corrélée à la présence du litage (Clavard *et al.* 2008).

Sous l'effet des sollicitations hydromécaniques, l'anisotropie induite s'ajoute à l'anisotropie inhérente, parce que des défauts tels que des pores et des microfissures à l'échelle microscopique se développent par plusieurs mécanismes tels que l'écrasement des pores et/ou le glissement le long de fissures préexistantes, qui conduisent à l'apparition et à la propagation de microfissures. Pendant le processus de chargement, l'interaction et la coalescence des micro-défauts conduisent à la localisation de la déformation et finalement à la rupture de la roche (Gatelier *et al.* 2002).

Dans ce chapitre, les deux types d'anisotropie (inhérente et induite) des roches sont abordés d'un point de vue expérimental et de leur modélisation numérique. De plus, les mécanismes clés du comportement à court terme de l'argilite du COx et les différents modèles phénoménologiques utilisés dans la modélisation de cette roche sont présentés. Le but de ce chapitre est de définir une approche appropriée pour la modélisation des mécanismes clés de l'argilite du COx. Enfin, les couplages thermohydromécaniques sont présentés.

2.2 Anisotropie mécanique

La conception des structures (en surface ou souterraines) dépend du comportement du matériau environnant. Dans de nombreux cas, en raison de la difficulté de caractérisation expérimentale ou en raison des simplifications du comportement du matériau, les valeurs des paramètres de résistance obtenues ne sont pas représentatives (Lee *et al.* 2012, Heng *et al.* 2015) et peuvent

affecter la conception des structures. Par exemple, les roches anisotropes traitées comme des matériaux isotropes peuvent introduire des erreurs significatives dans l'analyse des structures (Tien et Kuo 2001, Lee *et al.* 2012). Par conséquent, une bonne compréhension du comportement anisotrope de la roche peut contribuer à surmonter les difficultés lors de la conception de projets de géo-ingénierie dans ce type de matériau.

Les roches, tout au moins du point de vue de la modélisation, ont longtemps été considérées isotropes, homogènes, continues et élastiques linéaires. Cependant, ce comportement simplifié ne donne qu'un aperçu limité du vrai caractère d'une roche, qui est par nature un matériau anisotrope, hétérogène, discontinu et non-linéaire (Müller 1972, Amadei 1983).

De nombreuses roches sont caractérisées par une anisotropie inhérente (ou structurelle) qui est liée aux éléments de structure (le litage, la stratification, la foliation et les plans de laminage) de la roche. Cette anisotropie influence la résistance à la rupture des roches, et elle est une des données de base nécessaires pour prédire la réponse des roches pour une variété de structures (Duveau et Shao 1998). En outre, à cette anisotropie inhérente, s'ajoute l'anisotropie induite (endommagement) sous l'effet des sollicitations hydromécaniques. Dans ce qui suit nous nous focaliserons sur ces deux types d'anisotropies.

2.2.1 Anisotropie inhérente

La plupart des roches sédimentaires et métamorphiques présentent du fait de leur formation (plans de litage, foliation, clivage, schistosité), une anisotropie inhérente qui se traduit par une variation directionnelle des caractéristiques hydromécaniques telles que les propriétés élastiques, la résistance, la perméabilité etc. (Figure 2.1). L'anisotropie inhérente est utilisée pour décrire l'anisotropie du matériau dans son état *in situ*.

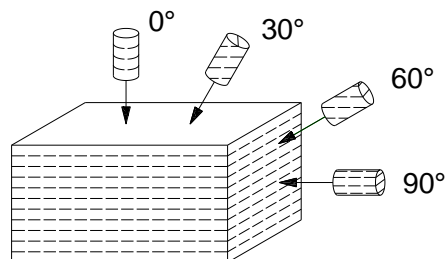


Figure 2.1.- Variation des propriétés selon la direction.

Les roches sédimentaires stratifiées comme les roches argileuses dures, les grès et les schistes présentent souvent des comportements anisotropes en raison de l'existence de plans de litage, de plans de clivage ou de faibles intercalations. La raison principale de l'anisotropie des roches

sédimentaires est liée aux processus de sédimentation des différentes couches (strates) ou des différents minéraux avec diverses tailles de grains (Ismael *et al.* 2014). L'anisotropie est également la caractéristique habituelle des schistes, ardoises, gneiss, phyllites et autres roches métamorphiques qui contiennent une orientation naturelle dans leurs minéraux plats ou longs ou un phénomène de bandes (Amadei 1983, Ismael *et al.* 2014). Le métamorphisme modifie la structure initiale des roches en fonction de leur structure directionnelle. Enfin, même les roches isotropes comme les granites, les grès ou les calcaires se comportent de manière anisotrope si elles sont traversées par des discontinuités régulières (Amadei 1983).

Plusieurs essais triaxiaux ont été réalisés sur des roches métamorphiques et sédimentaires, par exemple : ardoise (Donath 1961, 1964, Hoek 1964, Attewell et Sandford 1974, Lérau *et al.* 1981, Goshtasbi *et al.* 2006, Gholami et Rasouli 2014), ardoise et schiste argileux (McLamore et Gray 1967), phyllite (Ramamurthy 1993, Kumar 2006), schiste (McCabe et Koerner 1975, Nasserri *et al.* 1996, 1997, 2003, Singh *et al.* 2001, Sarouglou *et al.* 2004a), gneiss (Gottschalk *et al.* 1990, Al-Harthi 1998, Sarouglou *et al.* 2004b), diatomite (Allirote et Boehler 1970), grès (Horino et Ellickson 1970), grès et argilite (Colak et Unlu, 2004), grès et siltstone Yaşar (2001), etc. Ces essais ont montré que la résistance est fortement influencée par la direction de chargement. Les résultats indiquent généralement que la résistance maximale est observée lorsque la contrainte de compression axiale est perpendiculaire ou parallèle au plan de stratigraphie ; tandis que la résistance minimale est obtenue lorsque l'angle entre la contrainte majeure et le plan de stratigraphie est compris entre 30 et 60 degrés. De ce fait, le mode de rupture des roches anisotropes dépend de la direction de chargement.

Comme un exemple d'anisotropie de résistance et du comportement non linéaire du matériau, les résultats d'une étude expérimentale menée sur les phyllites (Kumar 2006) ont constaté que la résistance est fortement anisotrope. La résistance minimale est observée à 30° et les résistances maximales à 0° et 90° (Figure 2.2).

L'anisotropie du matériau a aussi été reportée dans certaines formations argileuses candidates ou roche « témoin » pour le stockage des déchets radioactifs. C'est le cas de l'argile de Boom en Belgique (Piriyakul 2006, Dao 2015), l'argilite d'Opalinus en Suisse (Naumann *et al.* 2007, Popp et Salzer 2007, Valente *et al.* 2012, Minardi *et al.* 2017, Wild *et al.* 2017, Amann *et al.* 2017, Favero *et al.* 2017), l'argilite de Tournemire en France (Niandou *et al.* 1997, Masri *et al.* 2014, Abdi *et al.* 2015, Li *et al.* 2017) et l'argilite du Callovo-Oxfordien en France (Chiarelli *et al.* 2003, Zhang *et al.*

Rothfuchs 2004, David *et al.* 2007, Zhang *et al.* 2012, Zhang *et al.* 2019, Yang *et al.* 2013, Belmokhtar 2017, Braun 2019).

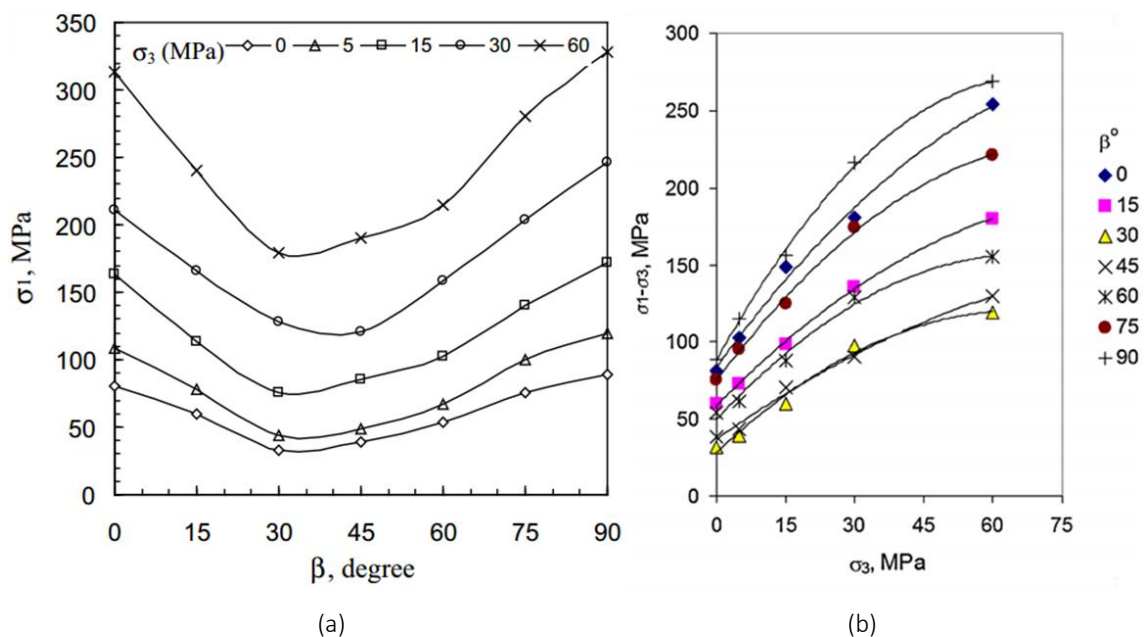


Figure 2.2.- (a) Variation de la résistance en fonction de l'orientation des plans d'anisotropie et (b) comportement non linéaire de la résistance des phyllites (Kumar 2006, Singh *et al.* 2015).

S'agissant de l'argilite du Callovo-Oxfordien ou argilite du COx plus précisément, à l'échelle mésoscopique l'anisotropie inhérente du matériau est due à l'orientation préférentielle des minéraux dans le plan de litage (Conil *et al.* 2018, Zhang *et al.* 2019). Les effets anisotropes sur les déformations mécaniques et la résistance de cette roche argileuse ont été étudiés sur des échantillons carottés dans différentes directions par rapport au plan de litage (Figure 2.3) et pour aussi bien la réponse à court terme (compression et extension triaxiale) qu'à long terme (fluage). Selon Zhang *et al.* (2019), la résistance minimale pour des chargements en compression triaxiale (TCS) à -5 MPa de confinement et des chargements d'extension triaxiale (TES) à -5 MPa à contrainte axiale constante est atteinte autour de 30° à 45° du plan de litage (Figure 2.4). Grgic *et al.* (2019) ont aussi reporté une résistance minimale à 45° du plan de stratification, pour des chemins de compression triaxiale sur ce même matériau.

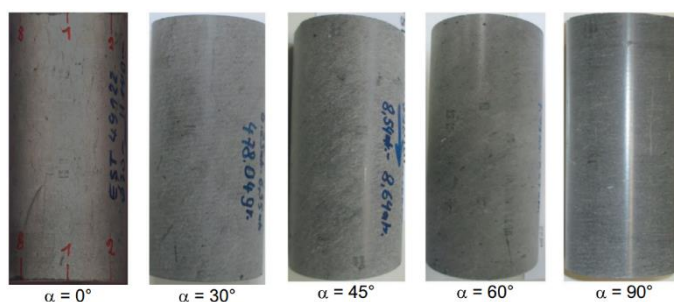


Figure 2.3.- Quelques échantillons avec différentes orientations de l'échantillon par rapport à la stratigraphie (Zhang *et al.* 2019).

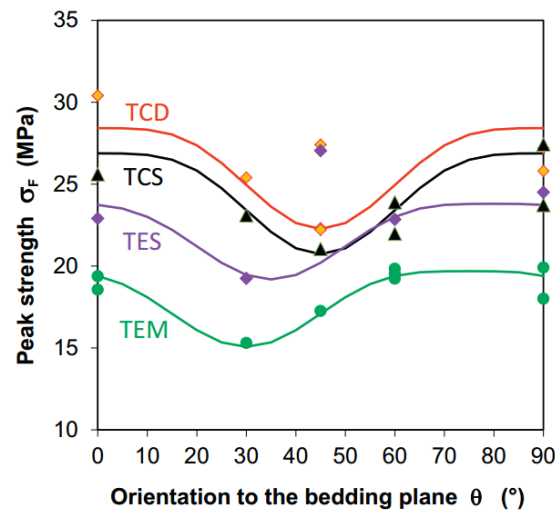


Figure 2.4.- Résistance à la rupture (au pic) en fonction de l'orientation par rapport aux plans de litage. Points expérimentaux et lignes continues ajustant la résistance sur la base de l'approche de McLamore et Gray (1967) (Zhang *et al.* 2019).

L'anisotropie de la résistance mécanique de l'argilite de Tournemire (Niandou *et al.* 1997, Abdi *et al.* 2015) montre que la résistance maximale est à 90°, tandis que les résistances minimales sont atteintes entre 30° et 60° par rapport au plan de stratification. Par ailleurs, le ratio d'anisotropie (R_{max}/R_{min}) diminue avec l'augmentation du confinement, ce qui indique que la résistance est moins anisotrope pour les hauts confinements. L'argilite d'Opalinus présente une résistance maximale dans la direction de chargement parallèle à la stratification (Naumann *et al.* 2007, Popp et Salzer 2007). Pour l'argile de Boom, la résistance minimale est à 45°. De plus, la résistance perpendiculaire au litage est inférieure à celle parallèle (Dao 2015).

Enfin, les argilites de COx, de Tournemire (Niandou *et al.* 1997, Abdi *et al.* 2015), d'Opalinus (Bossart et Thury 2008, Bock 2009, Bossart *et al.* 2017) et l'argile de Boom (Piriyaikul 2006, François *et al.* 2014, Yu *et al.* 2014, Dao 2015) sont caractérisées par un comportement élastique anisotrope (isotrope transverse) avec cinq paramètres indépendants : E_x et E_y sont les modules d'Young drainés parallèle et normale aux plans de stratification (plan d'isotropie x-z), ν_{xy} et ν_{xz} sont les coefficients de Poisson drainés caractérisant respectivement la déformation latérale dans la direction normale et dans le plan de stratification due à une contrainte parallèle au même plan, G_{xy} est le module de cisaillement normal au plan de stratification. Dans le cas de l'argilite du COx, l'anisotropie élastique a été observée par Escoffier (2002), Chiarelli *et al.* (2003), Zhang *et al.* (2012), Belmokhtar *et al.* (2017), Braun (2019), Zhang *et al.* (2019). D'après les mesures des ondes de compression et de cisaillement sur des échantillons cubiques, le ratio d'anisotropie (E_x/E_y) du module d'Young dynamique est d'environ de 1.3 (Armand *et al.* 2017a). À partir d'essais triaxiaux,

ce ratio peut atteindre 2 (Armand *et al.* 2017a). Globalement, le ratio d'anisotropie statique est compris entre 1.2 et 2 (Armand *et al.* 2017a).

2.2.2 Anisotropie induite

Au cours du chargement mécanique ou hydromécanique, l'isotropie ou anisotropie initiale du matériau est progressivement modifiée due aux microfissures induites (endommagement induit) qui sont généralement distribuées dans des orientations préférentielles, et représentent l'origine essentielle de l'anisotropie induite dans les géomatériaux. Ainsi, l'anisotropie induite (cas d'endommagement anisotrope) se superpose à l'anisotropie inhérente. Dans le comportement macroscopique, l'endommagement induit affecte non seulement les propriétés mécaniques du matériau (relation contrainte-déformation non linéaire, détérioration des propriétés élastiques, dilatation volumétrique, anisotropie induite, déformations irréversibles, radoucissement du matériau) mais aussi leurs propriétés de transport (variation de la perméabilité et conductivité thermique) (Zhu *et al.* 2008b, Chen *et al.* 2012).

Des essais triaxiaux sur des matériaux initialement anisotropes ont montré qu'en plus de la résistance anisotrope au pic, l'endommagement induit diminue également la résistance du matériau et occasionne l'apparition de certains modes de rupture en raison de la coalescence des microfissures. Selon Zhang *et al.* (2019), comme le montre la Figure 2.5, pour les essais de compression triaxiale, le mode de rupture de l'argilite de COx est dominé par le plan de stratification, c'est-à-dire que l'angle de fracturation principale est proche de l'angle du litage. Ce mode de rupture en compression est assez similaire à ceux observés sur l'argilite de Tournemire (Niandou *et al.* 1997, Abdi *et al.* 2015) et d'Opalinus (Naumann *et al.* 2007, Popp et Salzer 2007, Valente *et al.* 2012). Alors que pour les essais triaxiaux d'extension radiale, la plupart des fractures de l'argilite du COx sont relativement parallèles à la contrainte principale majeure dans la direction radiale.

L'endommagement observé à l'échelle du laboratoire sur des essais est aussi observé à l'échelle des structures *in situ*. Pour les structures souterraines, par exemple, la rupture des masses rocheuses se produit généralement autour des excavations, où les contraintes induites peuvent dépasser la résistance ultime de la roche et générer des endommagements irréversibles.

Dans le contexte du stockage des déchets radioactifs, ces zones fracturées ont été caractérisées expérimentalement pour certaines formations hôtes telles que l'argilite d'Opalinus, où se trouve

le laboratoire souterrain de Mont Terri en Suisse (Bossart *et al.* 2002, 2004, Blümling *et al.* 2007, Lisjak *et al.* 2015), l'argile de Boom, où se localise le laboratoire souterrain HADES en Belgique (Mertens *et al.* 2004) et l'argilite du COx, où se trouve le laboratoire souterrain de Meuse/Haute-Marne (LS M/H-M) en France (Armand *et al.* 2014).

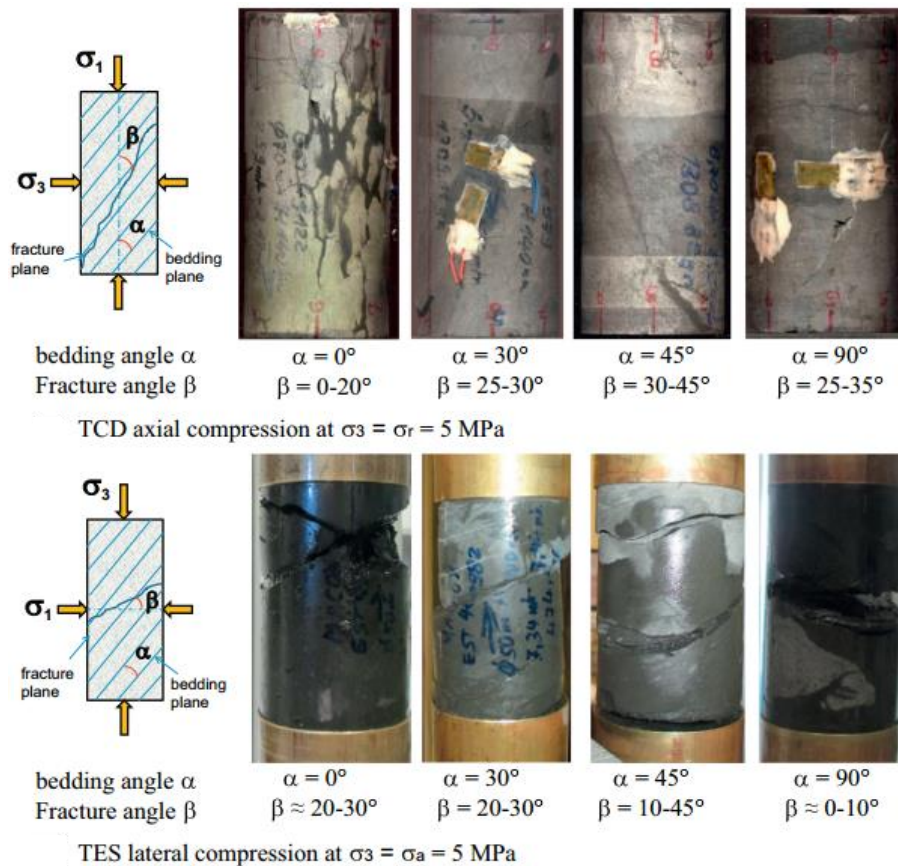


Figure 2.5.- Modes de rupture des échantillons de l'argilite du COx (Zhang *et al.* 2019).

Concernant le LS M/H-M, celui-ci se trouve à un niveau principal de -490 m de profondeur dans la formation argileuse du Callovo-Oxfordien. À ce niveau, la formation présente un état de contraintes anisotrope : $\sigma_H = -16.1$ MPa, $\sigma_h = -12.1$ MPa et $\sigma_v = -12.7$ MPa (Wileveau *et al.* 2007), où σ_H et σ_h sont respectivement la contrainte horizontale majeure et mineure, alors que σ_v est la contrainte verticale ou contrainte résultant du poids des terrains sus-jacents. La pression de pore à -490 m de profondeur est d'environ 4.7 MPa. Des galeries expérimentales ont été creusées suivant l'orientation des contraintes principales horizontales, σ_H et σ_h , respectivement orientées à N155°E et N65°E (Armand *et al.* 2013, 2014). Le chantier d'excavation dans la formation hôte est une expérimentation scientifique en soi pour caractériser les impacts des différentes méthodes de creusement/soutènement, pour comprendre le comportement hydromécanique de la roche et pour étudier la zone endommagée par le creusement (Armand *et al.* 2017a).

Différentes techniques d'excavation ont été utilisées dans le niveau principal du laboratoire, tels que le brise roche hydraulique et la machine à attaque ponctuelle (Armand *et al.* 2014, 2017a) ainsi que différentes techniques de soutènement et revêtement, tels que boulons d'ancrage, le béton coulé ou projeté. Par exemple, l'excavation de la galerie GCS (galerie de conception souple qui est parallèle à la contrainte horizontale majeure σ_H) a été réalisée par une machine à attaque ponctuelle. Cette galerie a une section circulaire d'un diamètre de 5.2 m et le soutènement est constitué d'une couche de béton projeté fibré de 18 cm épaisseur, boulons radiaux de longueur 3 m et 12 cales compressibles (hiDCon®) (Armand *et al.* 2014). Alors que l'excavation de la galerie GED (galerie expérimentale deux qui est parallèle à la contrainte horizontale mineure σ_h) a été creusée par le brise roche hydraulique. Le soutènement est composé des boulons, des cintres coulissants et une couche de béton projeté de 10 cm d'épaisseur (Figure 2.6). Cette galerie présente une section en fer à cheval d'un diamètre moyen de 4.6 m (Armand *et al.* 2017a).

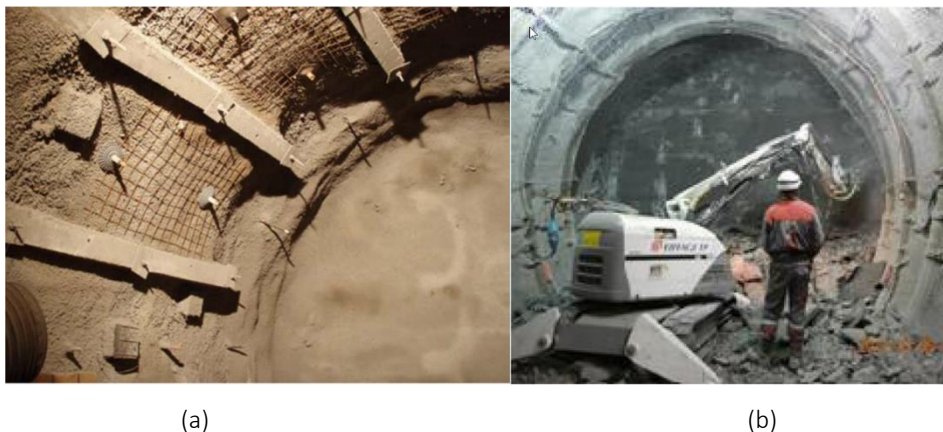


Figure 2.6.- Galeries (a) GCS et (b) GED (Armand *et al.* 2013, Seyedi *et al.* 2017a).

Les excavations réalisées ont présenté une fracturation induite importante autour des galeries et une influence de la direction de creusement par rapport à l'orientation des contraintes *in situ*. Armand *et al.* (2014) ont rappelé les méthodes de mesure courantes utilisées pour évaluer l'extension de la zone fracturée autour des galeries et des puits, et ont discuté de la manière de déterminer cette zone au LS M/H-M en s'appuyant sur les mesures hydrauliques réalisées et des sondages carottés autour de plusieurs galeries du laboratoire. En relation avec la redistribution des contraintes autour des excavations souterraines, Tsang *et al.* (2005) définissent : la zone perturbée (EdZ) et la zone endommagée par l'excavation (EDZ). L'EDZ est une zone endommagée proche de la paroi de galerie où l'on considère qu'il y a des changements de propriétés des

matériaux, tandis que l'EdZ est une zone perturbée en dehors de la zone endommagée où les changements des propriétés de la roche sont faibles voire insignifiants (Tsang *et al.* 2005).

La caractérisation de la zone fracturée a été réalisée autour de la galerie parallèle et perpendiculaire à la contrainte horizontale majeure. Deux techniques de caractérisation ont été utilisées, pour étudier les fractures induites par les excavations (Armand *et al.* 2014, 2017a) : l'analyse du scan 3D pour déterminer la direction, le pendage et le sens des fractures situés sur le front et les parois de la galerie, et l'analyse structurale des carottes provenant des forages autour des galeries expérimentales pour caractériser les types de fractures (cisaillement ou extension).

À l'acquisition de données topographiques géoréférencées obtenues grâce au scan laser 3D, qui permet de réaliser une numérisation dense de la galerie avec une résolution de 5mm, il a été ajouté l'interprétation des types des fractures sur le front et les parois de la galerie pour obtenir une étude géologique détaillée (Figure 2.7). Cette étude a permis d'identifier et de cartographier les fractures induites par l'excavation et de générer une base de données importante sur les types de fractures (Armand *et al.* 2014). De plus, les carottes ont été reconstituées et orientées en fonction de la position dans le forage et de la stratification dans les galeries. Cela a permis de déterminer la direction et le pendage des fractures, ainsi que l'étendue de la zone fracturée (Armand *et al.* 2014). Sur la base des données obtenues, une représentation 3D des plans de fractures autour de la galerie GET a été préparée (Figure 2.8 - Armand *et al.* 2014). La galerie GET, qui est parallèle à la contrainte horizontale majeure, a été creusée par une machine à attaque ponctuelle et le soutènement est constitué des boulons de roche, d'une couche de béton projeté, et des cintres coulissants en acier. Cette galerie est à 30 m de la GCS.

Les résultats des caractérisations ont indiqué deux zones différentes de fracturation induite par l'excavation. La première zone près de la paroi est constituée de fractures en extension et en cisaillement. La deuxième zone, plus éloignée de la paroi de la galerie, est constituée uniquement de fractures en cisaillement (Armand *et al.* 2014, 2017a). Selon la terminologie proposée par l'Andra (Armand *et al.* 2014, Vu *et al.* 2020b), qui sera adoptée dans cette thèse, la première zone correspond à la zone de fractures connectées (ZFC), alors que la deuxième est la zone de fractures discrètes (ZFD). La ZFC correspondrait en termes de perméabilité à l'EDZ (Excavation Damaged Zone) bien connue et représenterait un domaine dans lequel la fracturation est particulièrement développée avec une augmentation significative de la perméabilité (Tsang *et al.* 2005). Alors que la ZFD située entre le EDZ et la roche intacte représenterait l'EdZ (Excavation disturbed Zone au

sens de Tsang *et al.* 2005) avec un changement modéré à insignifiant de la perméabilité. En guise de synthèse, les modèles conceptuels du réseau de fractures induites pour les deux orientations de galeries sont illustrés sur la Figure 2.9. Ces modèles indiquent que la forme de la zone fracturée dépend de l'orientation de la galerie par rapport au champ de contraintes *in situ*. Par ailleurs, le Tableau 2.1 montre les extensions des fractures d'extension et de cisaillement (Armand *et al.* 2014).

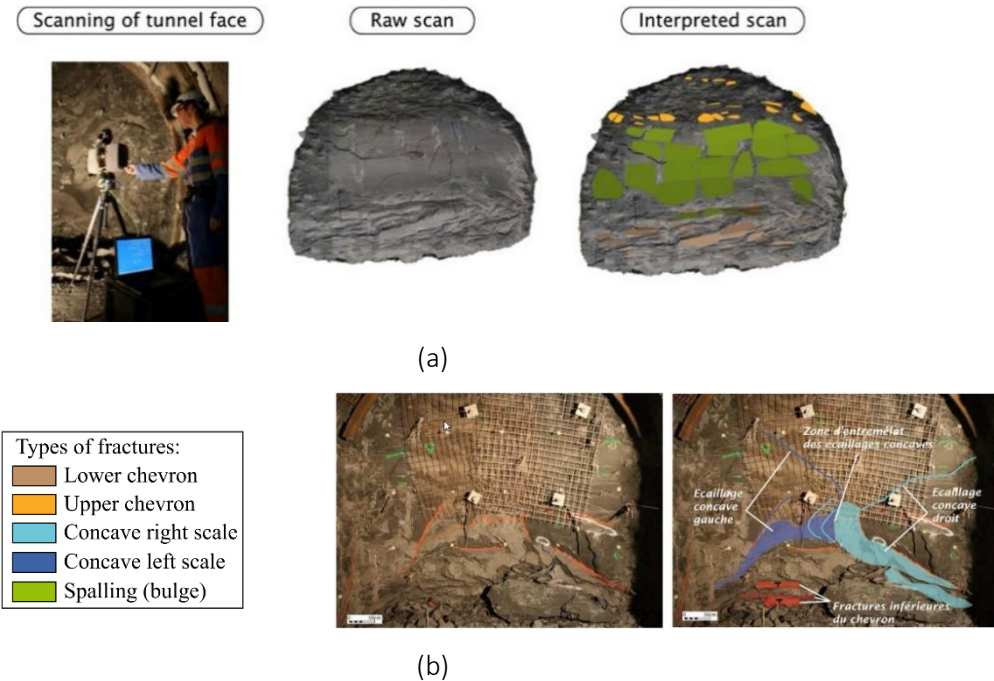


Figure 2.7.- Étude structurale par scan 3D sur le front d'une galerie (a) parallèle et (b) perpendiculaire à la contrainte horizontale majeure (d'après Armand *et al.* 2014 et Cruchaudet *et al.* 2010).

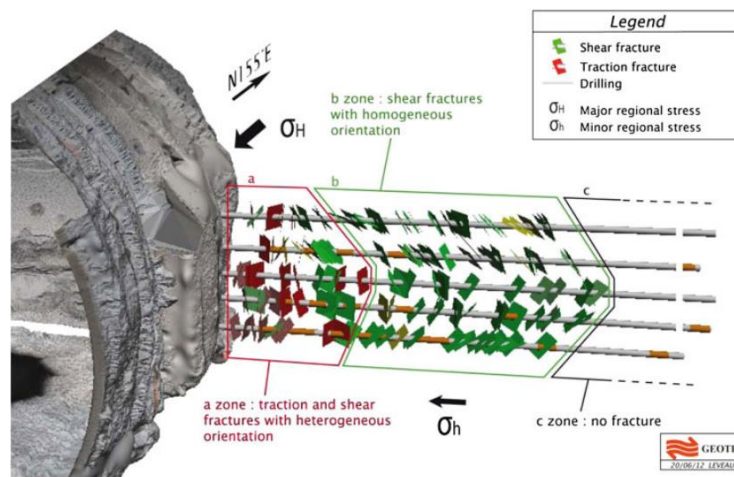


Figure 2.8.- Visualisation 3D du réseau de fractures autour de la galerie GET (Armand *et al.* 2014).

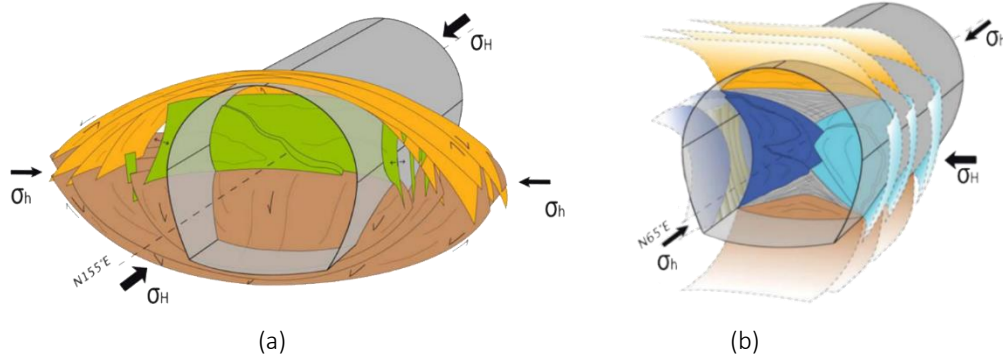


Figure 2.9.- Modèles conceptuels de réseau de fractures induites autour des galeries (a) GCS et (b) GED (Armand *et al.* 2014).

Tableau 2.1.- Étendue de la zone de fracture induite par l'excavation (Armand *et al.* 2014).

Drift orientation	<i>in situ</i> observations (d'après Armand <i>et al.</i> 2014)							
	Extensional fractures extent			Shear fractures extent			ZFC	ZFD
	Min	Average	Max	Min	Average	Max	extent Max	extent Max
N65 // σ_h								
Roof	0.2xD	0.3xD	0.4xD	0.5xD	0.6xD	0.8xD	0.4xD	0.8xD
Sides	0.1xD	0.1xD	0.2xD	-	-	-	0.2xD	0.6xD
Floor	0.2xD	0.4xD	0.5xD	0.8xD	0.8xD	1.1xD	0.5xD	1.1xD
N155 // σ_H								
Roof	-	0.1xD	0.15xD	-	-	-	0.15xD	0.5xD
Sides	0.01xD	0.2xD	0.4xD	0.7xD	0.8xD	1xD	0.4xD	1.0xD
Floor	-	0.1xD	0.15xD	-	-	-	0.15xD	0.5xD

'-' no extent farther the extensional fractures network

Une autre observation mécanique au cours de l'excavation concerne l'analyse des convergences. Les convergences mesurées montrent leur anisotropie et, de plus, la convergence majeure est mesurée dans la zone la plus étendue de fractures induites (Armand *et al.* 2013, 2017a). La Figure 2.10 montre les mesures de convergence des galeries GCS et GED, où plusieurs sections de mesures ont été installées sur toute leur longueur à des distances allant de 0.5 à 2 m après le passage du front.

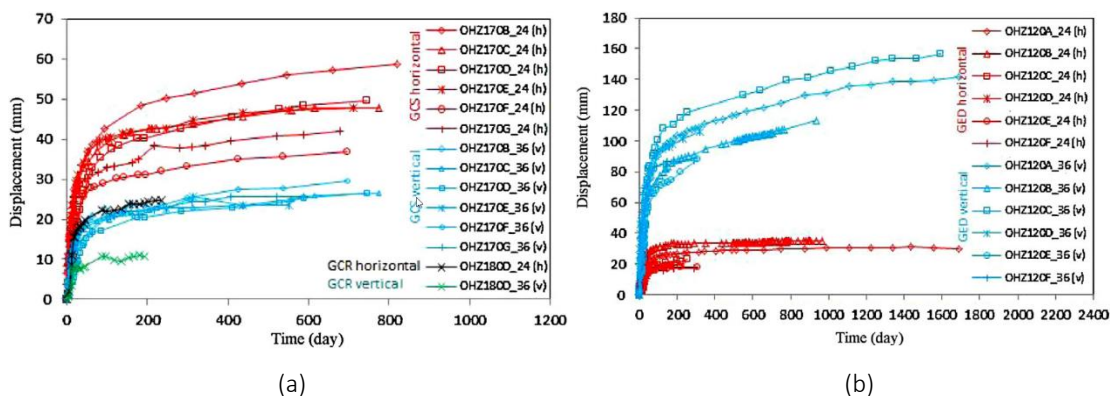


Figure 2.10.- Mesure de convergence dans la galerie (a) GCS et (b) GED (Armand *et al.* 2013).

Le long de la galerie GCS, les convergences horizontales sont plus élevées que les verticales et le ratio de convergence (hor/ver) est d'environ 2. Alors que pour la galerie GED, la convergence verticale est plus élevée que la convergence horizontale et le ratio de convergence est d'environ 0.25 (Armand *et al.* 2013, 2017a).

Pour caractériser la déformation induite au cours de l'excavation de la galerie GCS, un extensomètre a été installé dans un forage horizontal foré à partir de la galerie GAT à proximité de la paroi de la GCS, ce qui a permis d'enregistrer les déplacements avant que le front de galerie atteigne la section d'analyse. Les mesures ont été analysées par Armand *et al.* (2013) afin de séparer les réponses instantanées et à long-terme de ce champ de déplacements de la roche autour de la galerie GCS (Figure 2.11). Les résultats ont montré que lorsque le front de la galerie est à une distance d'environ 2 fois le diamètre, il n'y a pas d'augmentation du déplacement instantané. Guayacán-Carrilo *et al.* (2016) ont analysé les mesures de convergences anisotropes dans les galeries GCS et GED en utilisant une section elliptique et la loi semi-empirique proposée par Sulem *et al.* (1987) pour la convergence des cavités. Ce modèle a également permis de distinguer les réponses instantanées et celles à long terme (Figure 2.12).

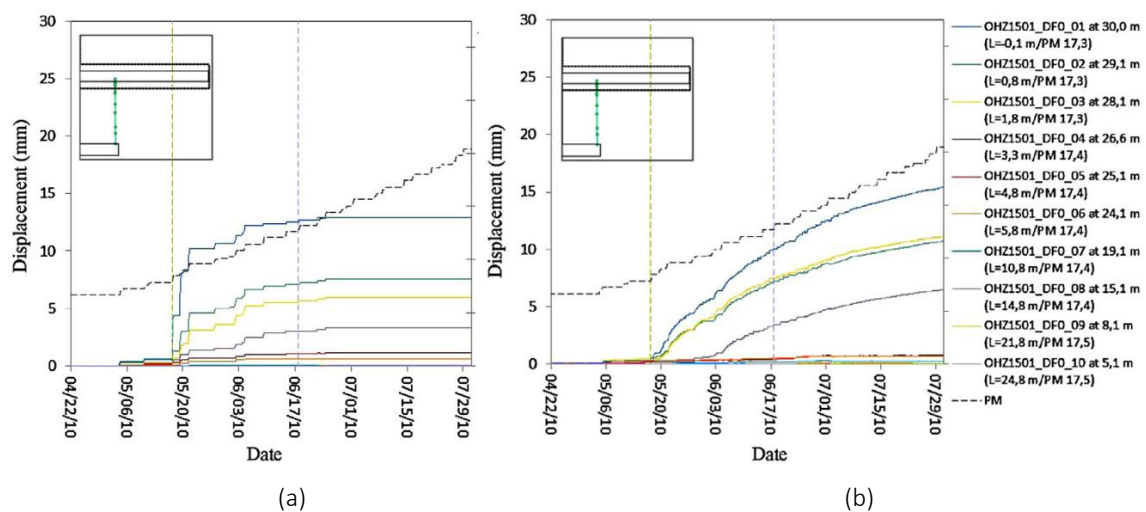


Figure 2.11.- Déplacement radial autour de la galerie GCS : (a) réponse instantanée et (b) réponse à long terme (Armand *et al.* 2013).

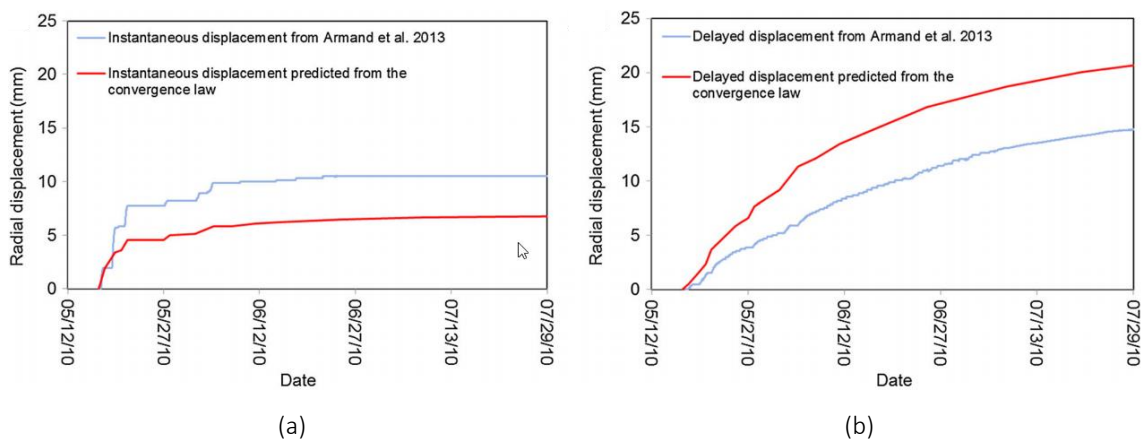


Figure 2.12.- Comparaison des déplacements radiaux estimées par Guayácan-Carrillo *et al.* (2016) et celles mesurées par Armand *et al.* (2013) autour de la galerie GCS : (a) réponse instantanée et (b) réponse à long terme (Guayácan-Carrillo *et al.* 2016).

2.3 Modélisation de l'anisotropie de la résistance

Selon Amadei (1983) et Duveau *et al.* (1998) la modélisation de l'anisotropie du matériau peut être divisée en deux catégories d'approches : continue et discontinue. L'approche continue considère la roche anisotrope comme un matériau sans imperfections (un milieu continu) et la résistance anisotrope est représentée par une fonction continue avec l'orientation de chargement, ce qui peut être modélisé par l'approche empirique (la dépendance à l'orientation du chargement est basée sur les données expérimentales) ou par l'approche mathématique (l'anisotropie est liée à la microstructure du matériau) (Duveau *et al.* 1998). Dans l'approche discontinue, le matériau anisotrope a un ou plusieurs plans de faiblesses, lequel ou lesquels respectent un certain critère de résistance. Dans la suite de ce chapitre, l'approche discontinue sera désignée par plan de faiblesse, pour éviter toute confusion.

La modélisation de la résistance mécanique des matériaux anisotropes a été abordée par plusieurs auteurs. Le Tableau 2.2 résume quelques modèles utilisés dans la littérature pour la modélisation de matériaux anisotropes et leur classification selon les catégories, sur la base des travaux de Duveau *et al.* (1988), complétés par Ambrosse (2014) et nos soins.

2.3.1 Approches de plan de faiblesse

Les critères basés sur cette approche de plan de faiblesse, également connus sous le nom de « Discontinuous weakness plane based criteria » ou « Ubiquitous joints », permettent une description du mécanisme physique lié au processus de rupture du matériau. Différents modes de rupture du matériau anisotrope sont possibles : la rupture peut avoir lieu dans la matrice

rocheuse, le long de ces plans de faiblesse en fonction de l'orientation de chargement ou sous forme d'une rupture mixte, à la fois matricielle et le long des plans de faiblesse. Par conséquent, deux critères de rupture différents (pour les plans de faiblesse et la matrice rocheuse) doivent être combinés, afin de couvrir toutes les orientations de chargement de 0° à 90°. La résistance du matériau est plus faible lorsque la rupture du matériau se produit selon le plan de faiblesse.

Tableau 2.2.- Approches de modélisation anisotrope du matériau (Duveau *et al.* 1998, Ambrose 2014)*.

Mathematical approach	Empirical approach	Plane of weakness
Von Mises (1928)	Casagrande and Carillo (1944)	Jaeger - Single plane of weakness
Hill (1950)	Jaeger - Variable cohesive	Walsh et Brace (1964)
Olszak et Urbanowicz (1956)	McLamore et Gray (1967)	Hoek (1964, 1983)
Goldenblat (1962)	Ramamurthy <i>et al.</i> (1988)	Murrell (1965)
Goldenblat et Kopnov (1966)	Ashour (1988)	Barron (1971)
Boehler et Sawczuk (1970, 1977)	Zhao, Liu et Qi (1992)	Ladanyi et Archambault (1972)
Tsai et Wu (1971)	Singh <i>et al.</i> (1998)	Bieniawski (1974)
Pariseau (1968)	Tien and Kuo (2001)	Hoek et Brown (1980)
Boehler (1975)	Nasseri <i>et al.</i> (2003)	Smith et Cheatham (1980)
Dafalias (1979, 1987)	Colak et Unlu (2004)	Yoshinaka et Yamabe (1981)
Allirot et Boehler (1979)	Tien, Kuo et Juang (2006)	Duveau et Shao (1998)
Nova et Sacchi (1979)	Tiwari et Rao (2007)	Pei (2008)
Nova (1980, 1986)	Zhang et Zhu (2007)	Sainsbury <i>et al.</i> (2008)
Boehler et Raclin (1982)	Saroglou et Tsiambaos (2008)	Wang et Huan (2009, 2014)
Raclin (1984)	Karakul <i>et al.</i> (2010)	Zhang (2009)
Kaar <i>et al.</i> (1989)	Cho <i>et al.</i> (2012)	Agharazi (2012)
Cazacu (1995)	Lee <i>et al.</i> (2012)	Tran-Manh <i>et al.</i> (2015)
Cazacu et Cristescu (1999)	Ismael <i>et al.</i> (2014)	Shi et al. (2016a)
Kusabuka <i>et al.</i> (1999)	Saeidi <i>et al.</i> (2014)	Ismael and Konietzky (2017, 2019)
Pietruszczak et Mroz (2001)	Shi <i>et al.</i> (2016b)	Sainsbury et Sainsbury (2017)
Lee et Pietruszczak (2008, 2015)	Wang <i>et al.</i> (2019)	Singh <i>et al.</i> (2018)
Mroz et Maciejewski (2011)		Prasetyo <i>et al.</i> (2017)
Lee (2015)		Meng <i>et al.</i> (2020)
Pietruszczak et Haghighat (2015)		
Mánica <i>et al.</i> (2016)		
Semnani <i>et al.</i> (2016)		
Pouragha <i>et al.</i> (2019)		

* En gras représente la littérature complétée par nos soins

Le critère le plus représentatif du concept de plan de faiblesse a été celui introduit par Jaeger (1960). Dans ce critère, l'auteur considère le critère linéaire de Mohr-Coulomb à la fois pour la matrice rocheuse isotrope et le plan de faiblesse ; la cohésion (c) et l'angle de friction (ϕ) sont alors nécessaires pour chaque critère. La résistance du matériau est isotrope lorsque la rupture

a lieu dans le matériau intact, c'est-à-dire que la résistance à la compression pour $\beta = 0^\circ$ et 90° est la même (Figure 2.13).

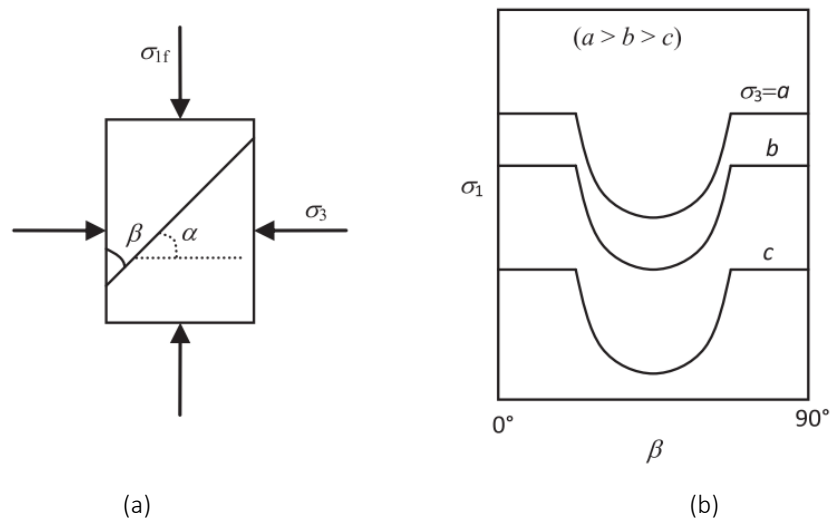


Figure 2.13.- (a) Échantillon avec un plan de faiblesse et (b) critère de Jaeger (Asadi 2016).

Walsh et Brace (1964) ont proposé un critère de résistance basé sur l'extension de la théorie de Griffith modifiée (McClintock et Walsh, 1962). Dans le critère de Walsh et Brace (1964), les plans de faiblesse sont considérés comme des fissures de Griffith orientées qui se ferment sous la contrainte.

Hoek (1983) s'est appuyé sur le critère non linéaire de Hoek-Brown (1980a) pour définir la résistance à la rupture dans la matrice rocheuse. Cependant, le long du plan de faiblesse, le critère de Hoek-Brown (1980a) est approché par le critère équivalent de Mohr-Coulomb, c'est-à-dire que la cohésion et l'angle de frottement de Mohr-Coulomb utilisés pour définir la résistance à la rupture le long du plan de faiblesse sont déduits des paramètres m et s de Hoek et Brown du plan de faiblesse.

Duveau et Shao (1998) ont proposé une modification au critère de Jaeger (1960) pour les roches fortement stratifiées. Selon Duveau et Shao (1998), les observations expérimentales pour ces types de roches suggèrent que le comportement mécanique de ces plans de schistosité très marqués est assez similaire à celui des joints rocheux rugueux. De plus ils ont considéré le critère non linéaire de Barton (1976) pour exprimer la résistance à la rupture le long de ces plans de faiblesse. Leur critère fait intervenir sept paramètres pour décrire la résistance à la rupture d'une roche isotrope transverse.

Pei (2008) a proposé une modification du critère linéaire isotrope de Matsuoka et Nakai (1974) pour la prise en compte de l'anisotropie du matériau. Le critère de Pei (2008) reproduit la résistance anisotrope du matériau lorsque la rupture se produit à travers la matrice rocheuse. Par ailleurs, si la rupture se fait le long des plans de faiblesse, la résistance est caractérisée par le critère de Mohr-Coulomb.

Des applications de cette approche à la modélisation des galeries souterraines dans les argilites du COx ont été effectuées par Souley *et al.* (2017b) et Djouidi (2019). Plus récemment, Souley *et al.* (2020) ont mené des modélisations 3D des galeries souterraines du LS M/H-M, avec des bonnes corrélations entre les simulations et les mesures *in situ*. D'autre part, Ismael *et al.* (2019) ont réalisés des simulations d'un microtunnel creusé dans l'argilite d'Opalinus. Ils ont obtenu un bon accord entre les résultats numériques et les observations *in situ* de convergences et de pression de pore.

2.3.2 Approches empiriques et mathématiques

Dans les modèles empiriques, l'anisotropie du matériau est simplement décrite par des lois de variations de certains paramètres utilisés dans les critères isotropes en fonction de la direction de sollicitation. Ces lois de variation sont empiriques et sont calibrées par l'ajustement de données expérimentales. Un de ces premiers modèles est celui proposé par Jaeger (1960) basé sur la théorie de la cohésion variationnelle sans modifier le frottement. D'autres auteurs (McLamore et Gray 1967, Saroglou et Tsiambaos 2008, Cho *et al.* 2012, Ismael *et al.* 2014) proposent une évolution de la cohésion et du frottement (ou des paramètres de Hoek et Brown) en fonction de la direction du chargement, parfois sans véritable signification physique entre les évolutions proposées et la microstructure.

Ci-dessous nous présentons quelques approches mathématiques, notamment celles fondées sur le concept des tenseurs de fabrique qui sont largement détaillées :

2.3.2.1 Critère de Pariseau (1972)

Pariseau (1972) modifia le critère anisotrope de Hill (1950) pour des matériaux isotropes transverses et orthotropes, afin de tenir compte de la différence de chargement en compression et en traction, et la dépendance de la résistance avec la contrainte moyenne (ou la contrainte de confinement) en ajoutant un terme linéaire en contraintes. Pour un matériau isotrope transverse parfaitement plastique, le critère s'écrit :

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = [F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G\{(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2\} + (2G + 4F)\sigma_{23}^2 + H(\sigma_{31}^2 - \sigma_{12}^2)]^{n/2} - [u\sigma_{11} + v(\sigma_{22} + \sigma_{33})] - 1 \quad (2.1)$$

où F, G, H, u, v et $n \geq 1$ sont des paramètres du matériau, σ_{ij} sont les composantes du tenseur de contraintes dans un repère fixe. Pour identifier ces coefficients, théoriquement il suffit d'effectuer une série d'essais de compression simple, traction simple et cisaillement pur suivant les directions perpendiculaire et parallèle au plan de stratigraphie. Cependant, l'essai de cisaillement pur est habituellement difficile à réaliser dans les roches, la méthode alternative consiste à utiliser un essai de compression simple hors axe (Amadei 1983).

2.3.2.2 Critère de Boehler et Sawczuk (1977)

C'est un critère plus général et plus rigoureux proposé par Boehler (1975) pour des matériaux isotropes transverses et orthotropes à partir de la généralisation de critères isotropes de Mohr-Coulomb et de von Mises dans le cadre de la mécanique non-linéaire des solides anisotropes et de fonctions tensorielles. Selon ce critère, le tenseur de contraintes σ_{ij} est transformé en un tenseur de contrainte modifié $\bar{\sigma}_{ij}$:

$$\bar{\sigma}_{ij} = A_{ijkl}\sigma_{ij} \quad (2.2)$$

où A_{ijkl} est un tenseur structural sans dimension possédant les symétries ($A_{ijkl} = A_{jikl} = A_{ijlk} = A_{klij}$) et qui tient compte de l'anisotropie inhérente. Dans le cas d'un matériau isotrope transverse, les composantes de A_{ijkl} sont exprimées en fonction de trois paramètres indépendants α, γ et ω :

$$A_{1111} = \alpha, \quad A_{2222} = A_{3333} = \gamma, \quad A_{2323} = A_{3232} = \frac{\gamma}{2} \quad (2.3)$$

$$A_{1313} = A_{3131} = A_{1212} = A_{2121} = \frac{\omega}{2}$$

L'expression de $\bar{\sigma}_{ij}$ en fonction de σ_{ij} peut s'écrire sous la forme :

$$\bar{\sigma}_{ij} = (\alpha + \gamma - 2\omega)tr(N_{ij}\sigma_{ij})N_{ij} + \gamma\sigma_{ij} + (\omega - \gamma)(N_{ik}\sigma_{kj} + \sigma_{ik}N_{kj}) \quad (2.4)$$

où N_{ij} est le tenseur de structure. Les trois paramètres (α, ω et γ) peuvent être déterminés expérimentalement à partir des essais de compression triaxiale selon différentes orientations.

2.3.2.3 Critères fondés sur le concept des tenseurs de fabrique

Ces critères ont été proposés par Pietruszczak et Mroz (2000, 2001). Ils ont introduit une variable scalaire anisotrope qui est exprimée en termes du tenseur de contrainte et du tenseur structural (tenseur de fabrique qui est en relation directe avec la microstructure du matériau). De cette manière, la description des paramètres directionnels des matériaux sont introduits dans un critère de rupture anisotrope basé sur des observations microstructurales.

Selon les travaux de Pietruszczak et Mroz (2001), le critère de résistance est exprimé sous la forme:

$$F = F(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{a}) = F(\text{tr } \boldsymbol{\sigma}, \text{tr } \boldsymbol{\sigma}^2, \text{tr } \boldsymbol{\sigma}^3, \eta) = 0 \quad (2.5)$$

où \mathbf{a} est un tenseur de microstructure et η est un paramètre anisotrope scalaire qui représente la projection du tenseur microstructural (\mathbf{a}) sur la direction du chargement (l) donnée :

$$\eta = a_{ij} l_i l_j \quad (2.6)$$

En considérant le repère principal ($e^{(1)}, e^{(2)}, e^{(3)}$) (Figure 2.14) du tenseur de microstructure \mathbf{a} où ce tenseur est représenté par ses trois valeurs principales, le vecteur de contraintes du tenseur $\boldsymbol{\sigma}$ opérant sur les plans normaux aux axes principaux a pour norme :

$$\begin{aligned} L_1 &= (\sigma_{11}^2 + \sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2)^{1/2}; \quad L_2 = (\sigma_{21}^2 + \sigma_{22}^2 + \sigma_{23}^2)^{1/2}; \\ L_3 &= (\sigma_{31}^2 + \sigma_{32}^2 + \sigma_{33}^2)^{1/2} \end{aligned} \quad (2.7)$$

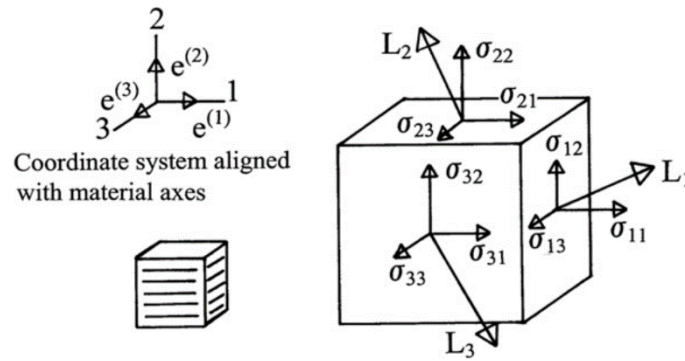


Figure 2.14.- Schématisation des axes de structure et des composantes de la direction de chargement (Lade 2007).

Le vecteur unitaire précisant l'orientation du chargement (l) est défini comme :

$$l_i = \frac{L_i}{(L_k L_k)^{1/2}}; \quad L_i = L_1 e_i^{(1)} + L_2 e_i^{(2)} + L_3 e_i^{(3)} \quad (2.8)$$

ici $L_k L_k = \text{tr } \boldsymbol{\sigma}^2$, alors la projection du tenseur \mathbf{a} sur la direction l devient :

$$\eta = a_{ij} l_i l_j = \frac{\text{tr}(\mathbf{a} \boldsymbol{\sigma}^2)}{\text{tr } \boldsymbol{\sigma}^2} \quad (2.9)$$

Et par conséquent, la variable scalaire anisotrope η est exprimée comme le rapport de l'invariant conjoint sur le second invariant du tenseur de contraintes.

Une autre façon d'exprimer l'Équation 2.9 est d'utiliser une fonction de distribution telle que définie par Kanatani (1984) en considérant la partie déviatorique A_{ij} du tenseur de microstructure \mathbf{a} :

$$\eta = \hat{\eta}(1 + A_{ij} l_i l_j) \quad (2.10)$$

où A_{ij} est un tenseur symétrique de trace nulle qui décrit la déviation spatiale de $\eta(l)$ par rapport à la valeur moyenne $\hat{\eta}$.

$$\begin{aligned} A_{ij} &= (a_{ij} - \hat{\eta}\delta_{ij})/\hat{\eta} \\ \hat{\eta} &= \frac{a_{kk}}{3} \end{aligned} \quad (2.11)$$

Afin de mieux décrire l'anisotropie, la variable scalaire η peut être étendue à une expression plus générale en utilisant des tenseurs de microstructure d'ordre plus élevé (Pietruszczak *et al.* 2002):

$$\eta = \hat{\eta}(1 + A_{ij}l_i l_j + A_{ijkl}l_i l_j l_k l_l + A_{ijklmn}l_i l_j l_k l_l l_m l_n + \dots) \quad (2.12)$$

Un cas particulier de cette représentation (Pietruszczak *et al.* 2002) peut être obtenu en ne considérant que les produits dyadiques de A , c'est-à-dire $A_{ijkl} = b_1 A_{ij} A_{kl}$, $A_{ijklmn} = b_2 A_{ij} A_{kl} A_{mn}$, etc., de sorte que :

$$\eta = \hat{\eta} \left(1 + A_{ij}l_i l_j + b_1 (A_{ij}l_i l_j)^2 + b_2 (A_{ij}l_i l_j)^3 + \dots \right) \quad (2.13)$$

Ainsi, les critères isotropes peuvent être facilement étendus aux critères anisotropes en supposant que les paramètres de résistance varient selon l'équation (2.13). Dans la littérature, cette modification a été appliquée aux critères isotropes de Mohr-coulomb (Ehsan *et al.* 2015, Nguyen et Le 2015, Su *et al.* 2016, Li *et al.* 2017, Zhang *et al.* 2020), de Drucker-Prager (Xu *et al.* 2013), de Hoek-Brown (Jiang 2017), de Van Eekelen (Pardoen *et al.* 2015, Parisio et Laloui 2018), et Lade (Lade 2007) en utilisant le concept de tenseurs de fabrique.

L'application et la validation de ce modèle anisotrope sur l'argilite de Tournemire ont été faites par Pietruszczak *et al.* (2002), Haghghat *et al.* (2015), Shen et Shao (2015), Nguyen et Le (2015), Su *et al.* (2016), Li *et al.* (2017), sur l'argile d'Opalinus par Nguyen et Le (2015) et Parisio *et al.* (2018), alors que sur l'argilite du COx par Pardoen *et al.* (2015) et Djouadi *et al.* (2020). Dans le cas de l'argilite de Tournemire, Pietruszczak *et al.* (2002) ont considéré dans leur critère de résistance au pic que la variable scalaire anisotrope est la résistance à la compression uniaxiale (f_c) du matériau quasi-fragile (Figure 2.15) :

$$f_c = \hat{f}_c \left(1 + A_{ij}l_i l_j + b_1 (A_{ij}l_i l_j)^2 + b_2 (A_{ij}l_i l_j)^3 + \dots \right) \quad (2.14)$$

Enfin, Zhang *et al.* (2020) ont montré une bonne corrélation entre les simulations (utilisant le concept des tenseurs de fabrique) et les données expérimentales de la résistance anisotrope des roches stratifiées. Ils ont préconisé l'utilisation de modèles constitutifs des géomatériaux anisotropes basés sur le concept du tenseur de fabrique pour les applications en géotechnique, puisque ce concept présente des avantages et un potentiel pour décrire convenablement la résistance anisotrope des roches stratifiées.

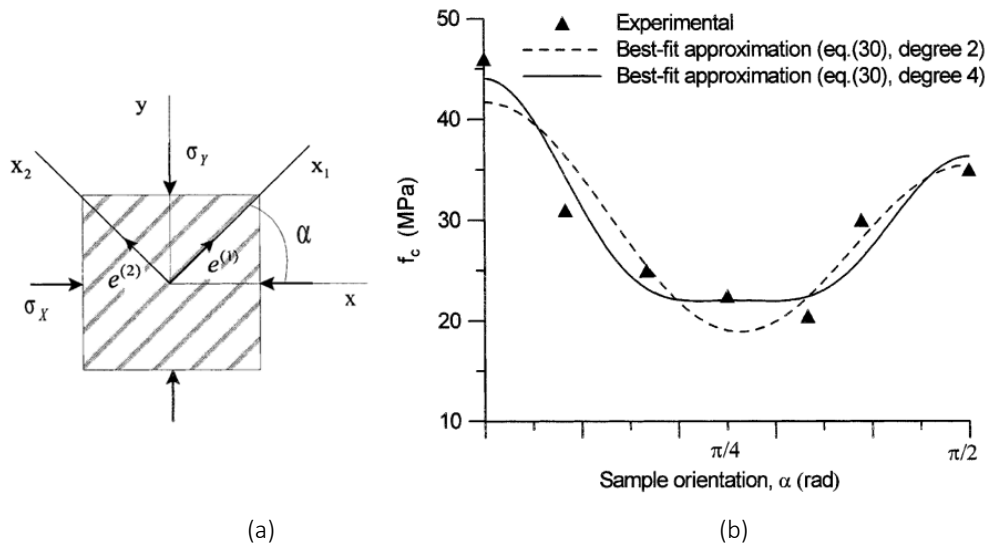


Figure 2.15.- (a) Orientation de l'éprouvette et (b) anisotropie de la résistance à la compression uniaxiale en fonction de l'orientation de l'éprouvette (Pietruszczak *et al.* 2002).

2.3.2.4 Critères fondés sur l'approche de plan critique

Pietruszczak et Mroz (2001) ont proposé l'approche de plan critique («critical plan approach») dans lequel le matériau se rompt le long d'un plan. Dans cette approche, le matériau a une distribution spatiale des paramètres de résistance qui varient en fonction de l'orientation du plan (tenseurs de fabrique), pour créer un comportement anisotrope. Le critère de rupture est défini en termes de composantes de traction agissant sur le plan critique, lequel est déterminé en maximisant le critère de rupture par rapport à l'orientation. Il sera défini par l'orientation α . Par conséquent, l'approche de plan critique donne à la fois la direction de la rupture et la résistance anisotrope du matériau.

Pour un matériau isotrope transverse représenté par un ensemble de plans de faiblesse parallèles, l'approche de plan critique est illustrée sur la Figure 2.16 (Lee et Pietruszczak, 2008), où α et β indiquent l'orientation du plan critique et du plan de faiblesse, respectivement. Le but de cette approche est de trouver l'orientation la plus favorable à la rupture, tout en maximisant le critère local en traction (F) en fonction de l'orientation du plan critique :

$$\max_n F = 0 \tag{2.15}$$

où \mathbf{n} est le vecteur normal unitaire au plan critique. Ce problème numérique s'inscrit dans une méthode directe d'optimisation.

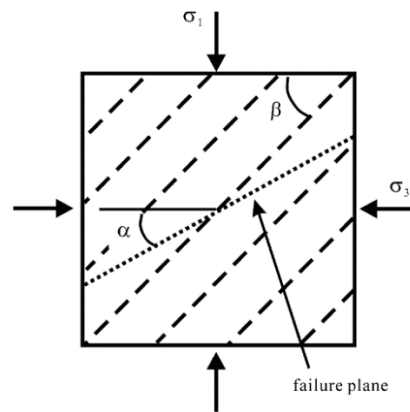


Figure 2.16.- Définition de l'approche de plan critique pour un matériau anisotrope transverse (Lee et Pietruszczak 2008).

L'application de cette approche à la modélisation des matériaux anisotropes a été faite dans les travaux de Pietruszczak et Mroz (2001), Lee et Pietruszczak (2008), (2015), Mróz et Maciejewski (2011), Lee *et al.* (2012), Lee (2015), Pietruszczak et Haghghat (2015), Pouragha *et al.* (2019).

A titre d'exemple, Lee et Pietruszczak (2008) ont modélisé les essais sur l'ardoise de Martinsburg (Donath 1964). La comparaison des deux résultats numériques montre une bonne corrélation de la résistance à la rupture anisotrope avec les essais triaxiaux. Par ailleurs, pour les orientations intermédiaires du plan de faiblesse ($20^\circ \leq \beta \leq 80^\circ$) par rapport à la contrainte axiale, la rupture du matériau s'effectue le long ou à proximité des plans de faiblesse, alors que pour les autres orientations la rupture se produit au travers de la matrice rocheuse (Figure 2.17).

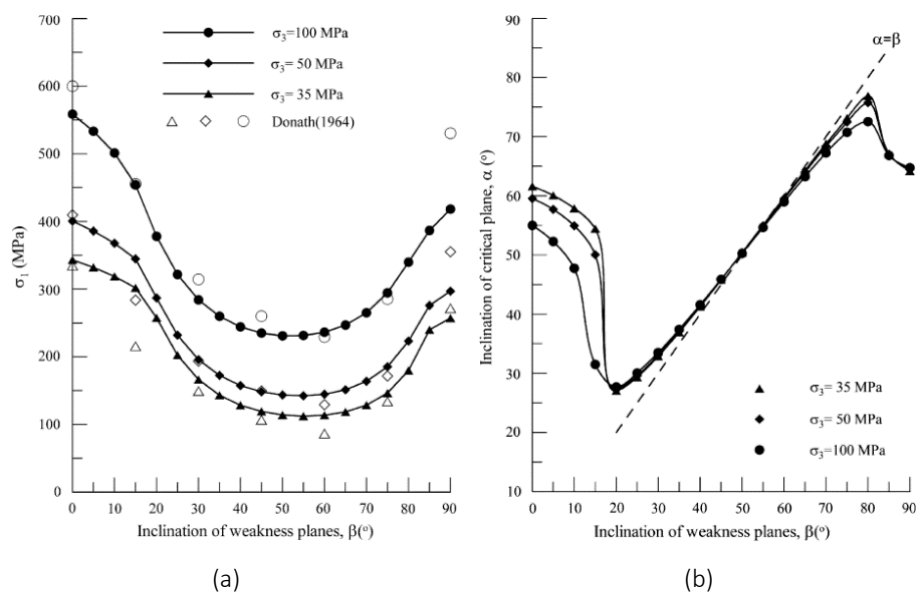


Figure 2.17.- Résultats des essais triaxiaux pour l'ardoise de Martinsburg (Donath 1964) et modélisation : (a) résistance axiale -, (b) orientation du plan critique en fonction de l'orientation du plan de faiblesse.

(Lee et Pietruszczak 2008).

2.3.3 Bilan des approches de modélisation anisotrope du matériau

Dans les précédentes sections nous avons discuté des différentes approches de modélisation de résistance des géomatériaux anisotropes, en se focalisant davantage sur l'isotropie transverse. Il s'agit d'approches théoriques et analytiques fondées sur le concept de tenseur de fabrique faisant intervenir la microstructure ou d'approches plus empiriques basées sur les notions de plan de faiblesse et/ou critique de rupture. Si ces dernières permettent une description du mécanisme physique lié au processus de rupture du matériau, l'approche basée sur le tenseur de fabrique a l'avantage de décrire plus facilement les anisotropies inhérentes et induites couplées ou non à de la plasticité dans un cadre théorique rigoureux (thermodynamique des processus irréversibles) mais aussi pour des implémentations numériques dans des codes de calculs (Nguyen et Le 2015, Shen et Shao 2015, Li *et al.* 2017, Pardo *et al.* 2015, Djouadi *et al.* 2020...).

Concernant les modes de rupture du matériau, l'approche mathématique présente un mode de rupture qui s'effectue au sein de la matrice rocheuse. Ce qui fait que cette approche est plus adaptée aux roches anisotropes intactes (par exemple les roches sédimentaires) qui peuvent être considérées comme un milieu continu. En revanche, l'approche par plans de faiblesse considère deux modes de rupture pouvant se produire dans les matériaux ayant un plan de faiblesse marqué (par exemple les schistes, les ardoises).

Une autre différence importante est l'anisotropie macroscopique. L'approche par plans de faiblesse considère que dans certains intervalles d'orientation de chargement (près de 0° et 90°), la réponse du matériau dépend des caractéristiques de la matrice rocheuse. Ce qui signifie que le matériau se comporte de manière isotrope selon ces orientations. Alors que dans l'approche mathématique avec des tenseurs de fabrique, la variation de l'anisotropie macroscopique est continue et dérivable pour toutes les orientations de chargement.

Suite à cette synthèse des approches de modélisation employées pour décrire l'anisotropie, nous retiendrons le concept de tenseur de fabrique pour modéliser l'anisotropie inhérente (plasticité anisotrope) et l'endommagement du matériau dans le cadre d'un modèle rhéologique anisotrope qui sera par la suite implémenté dans un code de calculs aux éléments finis.

2.4 Modélisation de l'endommagement du matériau

2.4.1 Synthèse de principales approches

Au cours du chargement, les propriétés du matériau sont dégradées sous l'effet de l'initiation, la propagation et la coalescence des microfissures selon des directions privilégiées, ce qui implique que l'anisotropie induite existe également. L'endommagement correspond à la détérioration progressive de la cohésion de la matière sous l'action de sollicitations monotones ou répétées, pouvant conduire à la rupture de l'élément de volume du matériau (Lemaitre et Chaboche 1988). La mécanique continue de l'endommagement permet de prendre en compte la présence et l'évolution des microvides et des microfissures qui entraînent une détérioration essentielle des propriétés mécaniques à l'échelle macroscopique, telles que la résistance et la rigidité (Skrzypek et Ganczarski 2015). De manière plus concrète, deux approches principales ont été proposées dans la littérature pour modéliser l'endommagement des géomatériaux : micromécanique et phénoménologique. Dans le cadre de cette thèse dont l'un des principaux objectifs est l'adaptation ou le développement d'un modèle rhéologique de comportement des argilites du COx tenant compte des dernières avancées en vue d'une application industrielle, nous nous focaliserons, par la suite sur ces deux approches de la mécanique de l'endommagement.

Les approches micromécaniques sont développées pour étudier le comportement du matériau en tenant compte de la présence explicite d'un volume élémentaire représentatif (échelle microscopique) pendant le processus de calcul, et ceci en utilisant des techniques d'homogénéisation. Cette approche décrit l'évolution de la variable d'endommagement basée sur une analyse des propriétés mécaniques effectives des microfissures : le critère de nucléation et de propagation de microfissures étant évalué à l'échelle microscopique (Nemat-Nasser et Horii 1982, Pensée *et al.* 2002, Dormieux *et al.* 2002, Zhu *et al.* 2008b, Zhu *et al.* 2009, Abou Chakra-Guery *et al.* 2009, Shen et Shao 2015, Zhu et Shao 2017, Arson 2020). Les bases des modèles micromécaniques sont la cinétique des microfissures, le critère de croissance, ainsi que l'évaluation des propriétés élastiques dues aux discontinuités de déplacement à l'échelle des microfissures. L'approche micromécanique, permet de prendre en compte de façon assez fine certains mécanismes physiques mis en jeu dans la nucléation et la propagation de microfissures dans une échelle micro-structurale adéquate. Cependant, l'implémentation numérique de modèles micromécaniques est assez lourde même si des progrès sur les moyens de calculs et les algorithmes de résolution ont été accomplis au cours de ces dernières années. À titre d'exemple, des modèles ont été récemment formulés dans un cadre micro-macro rigoureux suivant un procédé général d'homogénéisation des milieux hétérogènes ainsi qu'une formulation thermodynamique claire des mécanismes irréversibles de dissipation et ceux-ci ont été appliqués

aux calculs de structures pour étudier l'anisotropie induite d'un matériau initialement isotrope (Zhu *et al.* 2008a, Zhu *et al.* 2009, Zhu *et al.* 2011, Abou-Chakra-Guery *et al.* 2009, Xie *et al.* 2011, Zhu et Shao 2015, Zhu *et al.* 2016, Zhu et Shao 2017). Par ailleurs, la modélisation de l'anisotropie induite d'un matériau initialement anisotrope et la prise en compte de la variation directionnelle de la résistance des fissures ont été réalisées par (Shen et Shao 2015, Levasseur *et al.* 2015) sur la base du concept des tenseurs de fabrication et par (Qi *et al.* 2016a, Qi *et al.* 2016b) à partir de la rotation du tenseur de Hill d'un matériau anisotrope transverse (Giraud *et al.* 2007).

Les approches phénoménologiques de l'endommagement se basent sur la reproduction des phénomènes observés à partir d'essais mécaniques réalisés en laboratoire ou *in situ*. Elles sont développées dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles et basées sur la théorie d'endommagement du milieu continu homogène en utilisant des variables internes du type scalaire, vectorielle, tensorielle de second ordre ou d'ordre plus élevé pour décrire l'endommagement. Les formulations des équations constitutives se basent sur les approches suivantes : le concept de déformation équivalente, le concept de contrainte équivalente (Lemaitre et Chaboche 1978) ou le concept d'énergie élastique équivalente (Cordebois et Sidoroff 1982). La contrainte effective obtenue par le concept de déformation équivalente est beaucoup plus élevée que celle du concept d'énergie élastique équivalente. Le choix entre ces deux hypothèses influencera donc fortement le comportement du modèle (Le Penne 2013). L'évolution de l'endommagement est alors formulée en fonction de la contrainte ou de la déformation dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles et/ou de quelques concepts de la mécanique linéaire de la rupture (Kachanov 1982, Mazars et Pijaudier-Cabot 1989, Bažant 1991, Lemaitre 1992, Halm et Dragon 1996, Shao *et al.* 2006, Zhang *et al.* 2016). Ces approches macroscopiques d'endommagement fournissent un outil puissant facilement implémentable dans les codes de calculs. Cependant, elles présentent l'inconvénient d'utiliser des concepts ou hypothèses basés sur des commodités mathématiques plutôt que sur des interprétations physiques des processus de microfissuration comme par exemple le concept de contraintes effectives (Lemaitre 1992), l'effet unilatéral lié à la re-fermeture de microfissures ou le couplage entre l'endommagement et la plasticité.

En se basant sur la théorie d'endommagement du milieu continu, les différentes manières de représentation de l'endommagement sont présentées ci-après.

2.4.2 Endommagement isotrope

L'endommagement d'un matériau sous l'action d'une charge monotone peut être représenté par une variable scalaire D ($0 \leq D \leq 1$) où la valeur nulle signifie l'état non endommagé et la valeur unité ou D_{\max} traduit un état complètement endommagé, lequel normalement correspond à la rupture du matériau (liée à la localisation macroscopique de fissuration diffuse).

La signification physique de la variable scalaire de l'endommagement, selon l'approche de la diminution du module d'élasticité et en supposant le concept de la déformation équivalente (Lemaitre et Chaboche 1988), est :

$$\varepsilon = \frac{\tilde{\sigma}}{E_0} = \frac{\sigma}{E(D)} \quad (2.16)$$

où $\tilde{\sigma}$ et σ sont la contrainte effective et contrainte respectivement, E_0 et $E(D)$ sont le module d'élasticité du matériau sain et endommagé respectivement. Dans cette approche, la contrainte effective est :

$$\tilde{\sigma} = \frac{E_0}{E(D)} \sigma = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (2.17)$$

La variable scalaire D est normalement utilisée pour modéliser l'endommagement isotrope dans le cas d'une distribution homogène des microfissures ou microvides. Si les imperfections et/ou leur croissance ont une distribution orientée, l'endommagement devient alors anisotrope et la variable scalaire de l'endommagement ne peut pas être appliquée avec précision. Cependant, quand la densité des microfissures est faible, même si la configuration des vides est orientée, les propriétés mécaniques globales peuvent être considérées comme quasi-isotropes (Murakami 2012). Dans ce cas, les opérations mathématiques associées à une variable scalaire d'endommagement sont beaucoup plus faciles que celles des variables d'ordre supérieur. Ainsi, la théorie de l'endommagement continu basée sur une variable scalaire d'endommagement isotrope a souvent été appliquée à des problèmes tridimensionnels de fluage, d'élastoplasticité couplée à l'endommagement (Lemaitre 1992, Jia *et al.* 2009, Pouya *et al.* 2016, Bian *et al.* 2017, Trivellato *et al.* 2018).

2.4.3 Endommagement anisotrope

Le changement des propriétés mécaniques du matériau dépend généralement de la direction de chargement et constitue donc un phénomène anisotrope. Ainsi, différentes théories ont été développées pour la modélisation de l'endommagement anisotrope tridimensionnel. Les concepts de contrainte effective pour le cas de traction uniaxiale ont été généralisés au cas tridimensionnel par Lemaitre et Chaboche (1978).

Une première approximation de l'endommagement anisotrope est l'utilisation d'un tenseur d'ordre 2. Ce type de tenseur d'ordre 2 d'endommagement est le plus utilisé pour reproduire l'endommagement anisotrope induit d'un matériau initialement isotrope (Shao *et al.* 1997, Chiarelli *et al.* 2003, Alizadeh et Gatmiri 2017), anisotrope (Jin et Arson 2018) et pour les matériaux ductiles ou quasi-fragiles (Desmorat *et al.* 2018). Cependant, un tenseur d'ordre 2 n'est pas suffisant pour décrire complètement le comportement anisotrope induit par l'endommagement (Besson *et al.* 2010) et il est généralement considéré comme trop restrictif par rapport aux tenseurs d'ordre supérieur (Desmorat *et al.* 2018). Un tenseur d'ordre 2 permet de décrire le comportement des matériaux orthotropes qui n'ont pas de groupes de symétries complexes (Murakami 2012, Semenov 2017).

Dans certains cas d'endommagement anisotrope, il convient d'utiliser le tenseur d'endommagement d'ordre 4, constitué de 21 composantes indépendantes (Skrzypek et Ganczarski 2015). Un tenseur d'ordre 4 est l'ordre minimal de la variable d'endommagement requis pour étudier l'endommagement anisotrope d'un matériau initialement isotrope ou anisotrope (Besson *et al.* 2010, Badreddine *et al.* 2015). Ce tenseur d'endommagement a été proposé par Chaboche (1979) sur la base des résultats d'homogénéisation des matériaux élastiques fissurés, et il a été introduit naturellement à travers la notion de contrainte effective elle-même basée sur le concept de déformation équivalente. Grâce aux approches micromécaniques, il a été démontré qu'il est nécessaire d'utiliser des tenseurs d'ordre 4 pour décrire plus précisément les endommagements anisotropes (Besson *et al.* 2010).

La façon la plus générale d'introduire des modifications anisotropes du comportement élastique d'un matériau est l'utilisation d'un tenseur d'endommagement d'ordre 8 (Chaboche 1982). Cependant, les opérations mathématiques sur ce tenseur dans le cas d'un chargement complexe sont très compliquées, il est donc souhaitable de se ramener à des opérateurs d'ordre inférieur (Chaboche 1982, Murakami 2012). Cauvin et Testa (1999) ont utilisé un tenseur d'endommagement d'ordre 8 et ont montré mathématiquement qu'il peut être réduit en un tenseur d'ordre 4 dans le cadre de la théorie de l'endommagement continu (Voyiadjis et Kattan 2006).

2.4.4 Effet unilatéral de l'endommagement

Lorsque la charge appliquée sur le matériau diminue ou s'il existe un déchargement, les microfissures induites se referment partiellement et leur impact sur le comportement mécanique diminue ou s'annule : ceci est connu comme l'effet unilatéral de l'endommagement. La désactivation de l'endommagement ou l'effet fermeture/ouverture des fissures conduit à une restauration partielle ou totale des propriétés mécaniques du matériau (Besson *et al.* 2010). Un modèle d'endommagement qui ne prend pas en compte cet effet unilatéral n'est intéressant que dans le cas où les fissures sont en phase de propagation. Dans les calculs de structure, il peut être utile d'avoir un modèle plus général. Ceci est d'autant plus vrai si l'on s'intéresse à la problématique d'interactions entre les éléments structuraux (soutènements, revêtements) souvent très raides mis en place en paroi d'ouvrages, la zone des fractures connectées (ou non) induites par le creusement et le massif sain en champs proche et lointain, qui en fluant entrainerait une re-fermeture des fractures et une rigidification des modules de l'EDZ (Souley *et al.* 2015).

Une manière simple de décrire ce phénomène consiste en la décomposition spectrale des variables d'état effectif en leurs parties positive et négative (Ortiz 1985, Simo et Ju 1987, Yadazni et Schreyer 1988, Lubarda *et al.* 1994, Lemaitre et Desmorat 2005, Desmorat et Cantournet 2007), respectivement pour décrire l'ouverture et la fermeture des fissures. Cette approche permet de construire une loi unilatérale de type bilinéaire (ou bi-nonlinéaire) qui respecte les symétries de l'opérateur élastique et garantit la continuité de la relation contrainte-déformation pour toute direction de chargement. Ce type de modélisation ne pose pas de difficultés de mise en œuvre dans le cas d'endommagements isotropes et de l'élasticité isotrope (Saanouni 2012, Badreddine *et al.* 2015). Cette idée a été mise en œuvre pour des applications au béton et aux roches, avec l'utilisation de deux variables scalaires d'endommagement (en compression et en traction) qui varient en fonction de l'orientation du chargement (Mazars et Pijaudier-Cabot 1989, Bian *et al.* 2017).

Cependant, certaines théories développées pour prendre en compte le phénomène unilatéral de l'endommagement dans le cas anisotrope conduisent à des incohérences qui peuvent être inacceptables. Ces difficultés résultent de la discontinuité de la réponse des déformations pour des chargements multiaxiaux, des dissipations possibles dues à la décomposition des variables d'état et de la perte de la symétrie du tenseur d'élasticité due à la perte de la convexité du potentiel d'état (Besson *et al.* 2010, Badreddine *et al.* 2015). Ces aspects restent encore des questions ouvertes, même s'il existe des modèles satisfaisants pour certains matériaux

anisotropes initialement et pour l'anisotropie induite (Sannouni 2012). Certains auteurs suggèrent d'introduire des arguments micromécaniques pour assurer une meilleure justification physique des choix de modélisation (Goidescu *et al.* 2015).

2.4.5 Bilan de la modélisation de l'endommagement

De la synthèse des approches d'endommagement on peut retenir les deux approches principales : l'une micromécanique et l'autre phénoménologique.

L'approche micromécanique concerne l'étude des endommagements directement à l'échelle de la formation des fissures, c'est-à-dire l'échelle microscopique. Alors que l'approche phénoménologique, au contraire, détermine la réponse globale à l'échelle macroscopique en utilisant certaines variables internes pour caractériser l'endommagement.

D'un point de vue pratique, il est bien connu que l'approche phénoménologique peut être facilement implémentée dans des codes de calcul numérique, de plus qu'elle peut être appliquée à l'analyse du matériau à l'échelle de structures. L'approche micromécanique, au cours des dernières années, a attiré une attention croissante sur la mise en relation des comportements macroscopiques du matériau avec ses caractéristiques microstructurales. Si par le passé les applications des modèles micromécaniques étaient limitées à des simulations à l'échelle du laboratoire, de plus en plus l'approche de la micromécanique est également menée dans la modélisation des structures (par exemple Hu *et al.* 2020).

Sur la base de ces aspects et afin de disposer d'un modèle applicable à la modélisation des structures, l'approche phénoménologique est retenue dans la suite de nos travaux. Dans cette approche, l'endommagement sera décrit par une variable scalaire, par sa faible complexité d'implémentation et en première approximation. Ce qui correspond bien à la démarche phénoménologique retenue dans cette thèse qui consiste à hiérarchiser les principaux phénomènes, puis de les modéliser de manière graduelle.

2.5 Caractéristiques du comportement à court terme de l'argilite du COx

Les différentes campagnes de caractérisation des comportements mécanique et hydromécanique des argilites menées depuis 1998 dans le cadre de programmes européens, de groupements de laboratoires et de recherches partenariales avec l'Andra, montrent la complexité de ces derniers. En particulier, des essais uniaxiaux, triaxiaux (en compression et extension) et de traction ont permis de caractériser le comportement à court terme de ce matériau. Ces essais

ont mis en évidence certaines caractéristiques du comportement macroscopique du matériau (Su 2003, Chiarelli *et al.* 2003, Dossier Andra 2005, Su 2006, Gatmiri 2011, Hoxha *et al.* 2004, Armand *et al.* 2013, 2014, Armand *et al.* 2017a, Dossier Andra 2017, Zhang *et al.* 2019) notamment au travers des courbes contrainte – déformations. Ces dernières montrent une courte phase élastique linéaire sous faibles contraintes déviatoriques précédée de la phase de serrage et de fermeture des microfissures initiales ; une phase pré-pic durcissante non linéaire par l'apparition des déformations plastiques sous faibles contraintes déviatoriques ; une phase post-pic radoucissante, fragile sous faibles pressions de confinement et qui devient ductile en augmentant la pression de confinement ; un comportement résiduel purement frottant gouverné par le comportement des macro-fissures induites ; une résistance de la roche dépendant du chemin de sollicitation (compression versus extension) ; une anisotropie du matériau ; une résistance anisotrope qui a une résistance minimale autour de 30° à 45° par rapport au plan de stratification, etc.

La Figure 2.18a montre un exemple de résultats d'essais triaxiaux avec le seuil élastique, la résistance au pic et résiduelle qui augmentent avec la contrainte de confinement. L'argilite du COx, comme pour la plupart des autres roches, présente une résistance non-linéaire et une transition d'une rupture fragile à un comportement ductile avec l'augmentation de la pression de confinement. Par ailleurs, il a été montré qu'un critère de résistance basé sur le critère de Hoek-Brown est bien adapté pour décrire la résistance au pic de l'argilite du COx (Figure 2.18b) (Su 2006, Souley *et al.* 2011, Armand *et al.* 2017a, Dossiers Andra 2005, 2017). En effet, l'interprétation des données expérimentales selon le critère parabolique de Hoek-Brown (1980a), habituellement utilisé en mécanique des roches, a permis de proposer deux ensembles de paramètres (m, s, σ_c) pour la limite élastique, les critères du pic et résiduel : l'un appelé « moyen » qui passait au milieu des données expérimentales et l'autre dit « inférieur » qui représente la limite inférieure des points expérimentaux (Su 2003, Armand *et al.* 2017c). Ce dernier est généralement utilisé pour les études de pré-dimensionnement et de retro-analyses des structures du laboratoire LS M/H-M.

Les essais triaxiaux d'extension radiale (Figure 2.19) réalisés sur des échantillons de l'argilite du COx ont montré aussi la dépendance du comportement mécanique à la contrainte de confinement (Armand *et al.* 2017c). De plus, pour une contrainte de confinement donnée, la contrainte déviatorique à la rupture est inférieure à celle obtenue dans les essais de compression triaxiale. Ainsi, la résistance du matériau dépend du chemin de sollicitation et il conviendrait d'en

tenir compte particulièrement pour les structures où le chemin de contraintes (déchargement selon une ou deux directions) n'est pas de type « compression ».

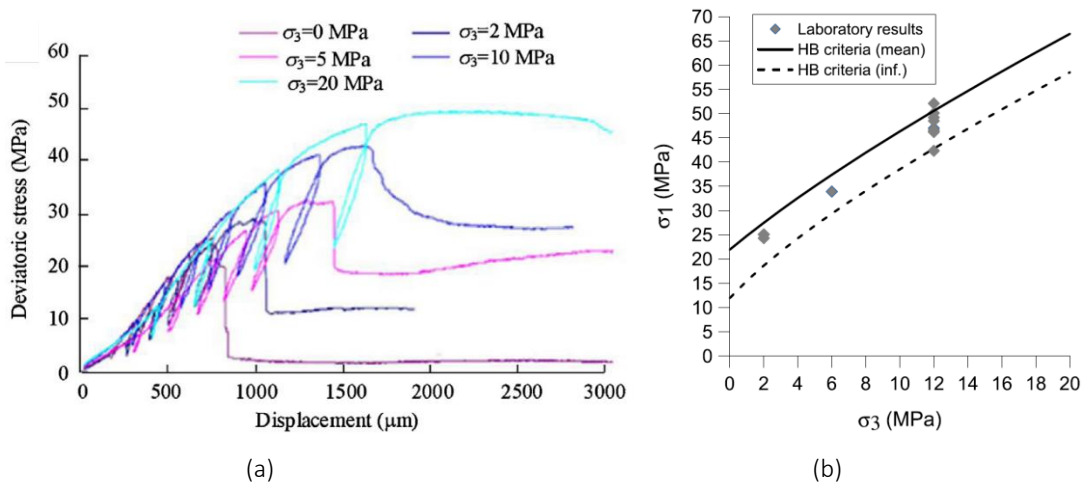


Figure 2.18.- (a) Courbes de contrainte déviatorique – déplacement axial (capteur externe) pour plusieurs contraintes de confinement (Armand *et al.* 2013), et (b) critère de Hoek-Brown appliqué une à une à une campagne récente d'essais (Armand *et al.* 2017c).

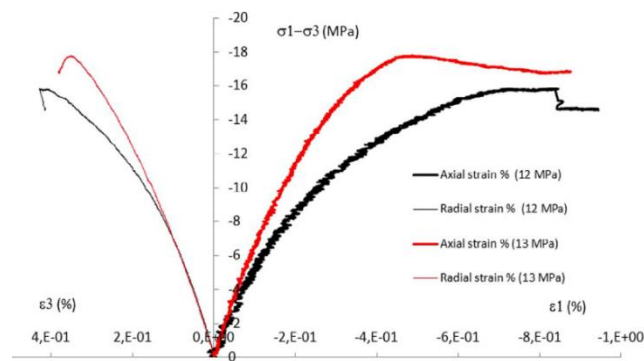


Figure 2.19.- Courbes de contrainte-déformations des essais triaxiaux d'extension radiale à deux contraintes de confinement (Armand *et al.* 2017c).

L'apparition des bandes de localisation de déformations a été analysé, entre autres, par des essais de compression biaxiale (Bésuelle et Hall 2011, Bésuelle et Lanata 2014, Desbois *et al.* 2017) et triaxiale (Zhang 2016). Dans le cas d'un essai de compression biaxiale pour une contrainte de confinement de 2 MPa, la courbe de contrainte déviatorique - déformation axiale montre une chute rapide de la résistance (point 2 - Figure 2.20a) peu après que la déformation axiale dépasse la déformation liée au pic de résistance. D'après des photographies numériques, cette chute de la résistance correspond au développement d'une discontinuité dans l'échantillon (Figure 2.20b). Puis, une légère augmentation de la contrainte est observée, suivie d'une seconde diminution de la résistance associée à l'apparition d'une seconde série de fissures (Figure 2.20c).

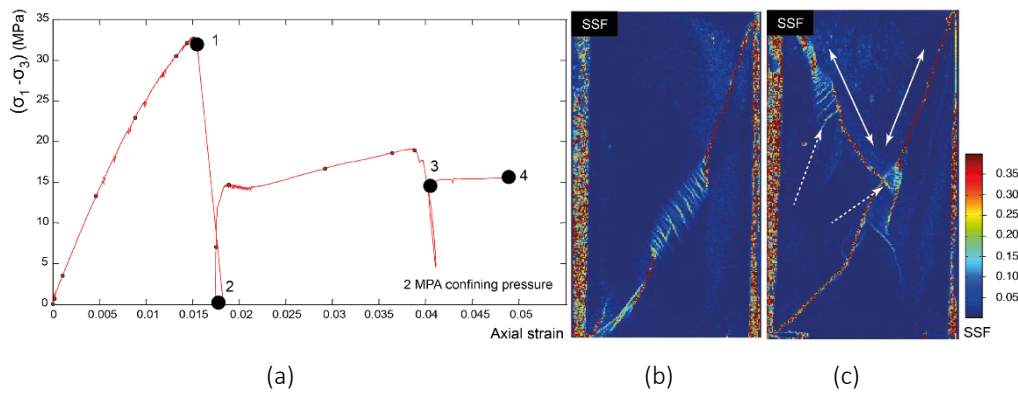


Figure 2.20.- Bande de cisaillement observée lors d'un essai de compression biaxiale sous une contrainte de confinement de 2 MPa et une direction de chargement à 90° par rapport au plan de litage. (a) Courbe contrainte déviatorique – déformation axiale et (b)-(c) corrélations des photographies numériques (d'après Bésuelle et Hall 2011, Desbois *et al.* 2017).

Enfin, en ce qui concerne les résistances résiduelles (limites inférieure et supérieure, courbe moyenne) - Figure 2.21a, les travaux de Su (2003) et Zhang (2016) en compression triaxiale montrent que les résistances résiduelles peuvent être reliées par un critère non linéaire comme celui de Hoek-Brown (Hoek-Brown 1980a) tel qu'il a été utilisé pour caractériser les résistances au pic, ou peuvent également être exprimées par un critère linéaire comme celui de Mohr-Coulomb tout au moins pour des confinements inférieurs à la contrainte de transition. Enfin, en comparant les critères de résistance résiduelle et au pic (Figure 2.21b), les résistances résiduelles augmentent rapidement alors que les résistances au pic augmentent modérément avec la contrainte de confinement, ce qui est cohérent avec l'évolution du comportement fragile vers le comportement ductile.

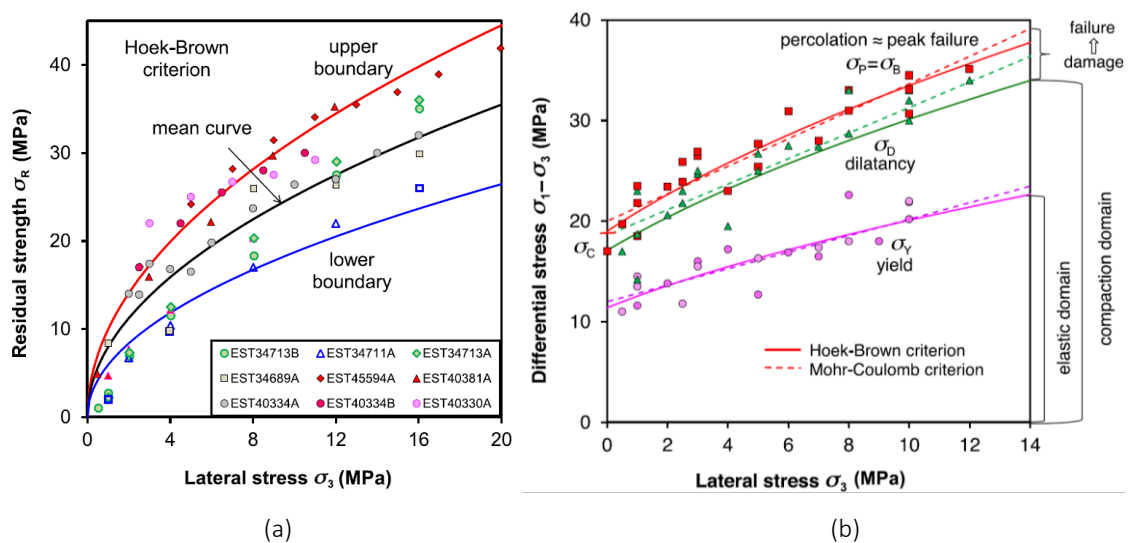


Figure 2.21.- (a) Résistance résiduelle et (b) au pic (en rouge) de l'argilite du COx en fonction de la contrainte de confinement (Zhang 2016).

2.6 Modèles phénoménologiques pour l'argilite du COx

La littérature est riche en matière de modèles constitutifs qui ont été proposés pour modéliser le comportement des géomatériaux. Dans les précédentes sections, nous avons déjà abordé les modèles endommageables basés sur l'approche phénoménologique. Dans cette section nous allons nous focaliser, sur des modèles phénoménologiques (endommageables ou non) développés, validés et/ou appliqués pour les argilites de la formation Callovo-Oxfordien (COx).

L'un des premiers modèles de comportement des argilites du COx a été proposé par Chiarelli *et al.* (2003). C'est un modèle élastoplastique isotrope basé sur un critère plastique modifié de Drucker-Prager (en fonction des 3 invariants de contraintes : p , q et θ) et endommageable anisotrope qui reproduit le comportement pré-pic de l'argilite. Ils suggèrent aussi un critère d'endommagement linéaire qui est formulé en fonction des déformations d'extension (positives avec la convention « compressions négatives ») et d'un tenseur d'endommagement d'ordre 2 basé sur le potentiel thermodynamique proposé par Halm et Dragon (1996). Les tests de vérification sur des essais triaxiaux de révolution montrent que le modèle est capable de décrire les principales caractéristiques du comportement mécanique de l'argilite dans la phase précédant la rupture. Conil *et al.* (2004) ont étendu ce modèle pour tenir compte du comportement poroplastique endommageable des argilites (dans le cadre de la théorie de la poroplasticité) et ont validé leur modèle sur des résultats expérimentaux de laboratoire des essais de compression triaxiale en conditions drainées.

Shao *et al.* (2006) proposent un modèle élastoplastique endommageable isotrope couplé hydromécanique en conditions saturées et non saturées qui reproduit également le comportement pré-pic du COx. En comparaison aux travaux de Chiarelli *et al.* (2003), l'endommagement est ici isotrope et dépendant des déformations plastiques. La validation de ce modèle sur des chemins triaxiaux a été effectuée sur des essais triaxiaux de révolution en considérant un couplage total entre la plasticité et l'endommagement.

Les travaux de Laigle (2004) et Kleine (2007) ont porté sur l'élaboration d'un modèle rhéologique élastoviscoplastique isotrope appelé L&K. Pour le comportement à court terme (instantané), le modèle est élastoplastique basé sur le critère généralisé de Hoek-Brown écrit en fonction des 3 invariants de contraintes. L'érouissage positif et négatif est effectué par la distorsion plastique. Également, dans le potentiel plastique, l'angle de dilatance est exprimé en fonction de la distorsion plastique. Djouadi (2019) a étendu ce modèle pour tenir compte de l'anisotropie structurale en utilisant le concept de tenseur de fabrique dans l'expression de la résistance en

compression uniaxiale. Pour pallier la dépendance au maillage liée au comportement radoucissant en post-pic, la méthode de régularisation de second gradient initialement développée par Chambon *et al.* (2001) et implémentée dans le code de calcul Aster par Fernandes *et al.* (2008), a été utilisée.

Hoxha *et al.* (2007) proposent un modèle poroplastique endommageable pour l'argilite non saturée qui reproduit le comportement pré- et post-pic. Le modèle est basé sur un critère parabolique écrit en fonctions des trois invariants des contraintes (p , q , θ), afin de décrire le comportement de cette roche également selon des chemins d'extension. Dans ce modèle, l'endommagement isotrope est couplé à la plasticité par la densité des nouvelles fissures et les paramètres du couplage poroélastique évoluent avec l'augmentation de l'endommagement.

Le modèle proposé par Jia *et al.* (2009) est également élastoplastique endommageable isotrope et couplé hydromécanique (en conditions saturées et non saturées) avec un critère de plasticité quadratique par ailleurs développé pour les bétons par Pietruszczak *et al.* (1988) exprimé en fonction des trois invariants de contraintes (p , q , θ), même si par la suite, les auteurs négligent l'effet de l'angle de Lode dans le critère pour des raisons de simplification. Dans le durcissement plastique les effets de l'endommagement sont faibles, tandis que le radoucissement post-pic est essentiellement dû à l'endommagement (Figure 2.22). La loi d'évolution de l'endommagement, basée sur le critère d'endommagement proposé par Mazars (1984), est écrite en fonction de la distorsion plastique. Bian *et al.* (2017) ont étendu ce modèle pour prendre en compte l'effet de l'angle de Lode dans la surface de charge et l'effet unilatéral de la fissuration (qui apparaissent tous les deux selon les chemins de chargement en compression et en extension) en s'appuyant sur les travaux de Mazars (1984). Dans le modèle de Bian *et al.* (2017), l'augmentation de la distorsion plastique provoque l'érouissage positif du comportement pré-pic. La croissance de la variable scalaire de l'endommagement à partir d'un seuil d'endommagement entraîne une diminution (linéaire) de la résistance à la compression uniaxiale dans le comportement post-pic. Par ailleurs, l'endommagement en compression est calculé en fonction de la distorsion totale alors que l'endommagement en extension est déterminé en fonction des déformations principales positives.

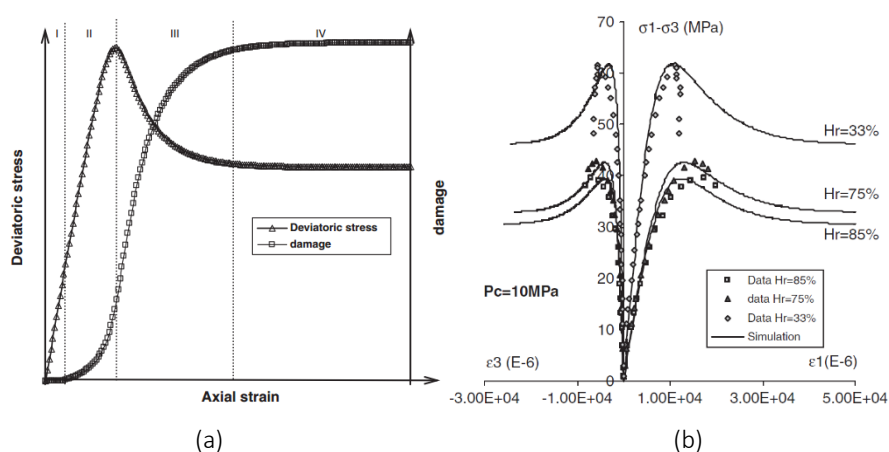


Figure 2.22.- (a) Courbes contrainte déviatorique – déformation axiale et endommagement - déformation axiale du modèle pour un essai de compression triaxiale et (b) essais de compression triaxiale en fonction de l’hygrométrie (d’après Jia *et al.* 2009).

Charlier *et al.* (2013) utilisent un modèle isotrope de plasticité parfaite, basé sur le critère de Van Eekelen (1980) exprimé en fonction de (p, q) , pour approcher le comportement hydromécanique en conditions non saturées avec des applications aux ouvrages du LS-M/HM soumis à l’aération. Pardoen et Collin (2017) ont amélioré ce modèle pour tenir compte du durcissement et radoucissement sur la cohésion et l’angle de frottement, l’anisotropie de la résistance à travers la cohésion en utilisant le tenseur de fabrique et une régularisation du comportement post-pic basé sur le second gradient développé par Chambon *et al.* (2001).

Pouya *et al.* (2016) proposent un modèle d’endommagement radoucissant de type Drucker-Prager. Une variable scalaire d’endommagement contrôle le comportement post-pic du matériau. Trivellato *et al.* (2018) ont étendu ce modèle pour tenir compte de l’anisotropie de la résistance du matériau en utilisant un tenseur d’anisotropie intrinsèque (tenseur de rotation des contraintes qui néglige l’effet de la contrainte hors plan) avec un rapport d’anisotropie (max/min) des valeurs de la résistance en compression uniaxiale.

Les travaux de Manica *et al.* (2017) portent sur le développement d’un modèle élastoplastique anisotrope en utilisant le critère de Mohr-Coulomb exprimé en fonction de $(p, q$ et $\theta)$. L’angle de frottement est écrit en fonction de la distorsion plastique pour les phases caractéristiques supposées du comportement des argilites (une phase non linéaire entre la limite élastique et la résistance au pic, un plateau égal à la résistance au pic, une phase non linéaire post-pic entre la fin du plateau au pic et la résistance résiduelle et enfin le plateau résiduel), et la cohésion évolue en fonction de l’angle de frottement. Le modèle est étendu pour tenir compte de l’anisotropie

(isotropie transverse) à travers une mise à l'échelle non uniforme du tenseur de contraintes orienté (Manica *et al.* 2016) selon le système de coordonnées locales. Manica *et al.* (2018) ont amélioré ce modèle en tenant compte de l'approximation hyperbolique du critère de Mohr-Coulomb développé par Gens *et al.* (1990). La résistance anisotrope a été également modifiée en considérant que la cohésion et la résistance à la traction dépendent de l'orientation. Ces paramètres anisotropes ont été définis à l'aide de la fonction proposée par Conesa *et al.* (2018). De plus, les améliorations ont porté sur la prise en compte de la localisation de la déformation par l'introduction d'une approche non locale et en supprimant le plateau parfaitement plastique au pic des deux précédents modèles. L'angle de frottement et la cohésion sont exprimés en fonction de la distorsion plastique.

Souley *et al.* (2017b, 2020) développent un modèle élastoplastique anisotrope. L'endommagement anisotrope est basé sur le concept de plan de faiblesse qui permet une description des mécanismes physiques liés au processus de rupture. Les surfaces de charge plastiques en pré- et post-pic étendent le critère de Hoek-Brown exprimé en fonction de $(p, q$ et $\theta)$. Ce modèle étend également le modèle élastoviscoplastique isotrope développé pour les argilites par Souley *et al.* (2011) sans la partie relative au comportement différé. Un des avantages des travaux de Souley *et al.* (2017b) est l'utilisation de critère non linéaire de Hoek-Brown dont les valeurs des paramètres pour la limite élastique, la résistance au pic et la résistance résiduelle sont connues (calculées à partir des bases de données sur l'argilite du COx) et référencées dans les dossiers de l'Andra. De plus, la transition de la rupture fragile sous faibles confinements et le comportement ductile sous forts confinements observée sur les essais de laboratoire, est également prise en compte dans ces modèles.

Dans tous ces modèles phénoménologiques endommageables, la variable d'endommagement est décrite soit par des déformations d'extension ou totales (Chiarelli *et al.* 2003, Pouya *et al.* 2016, Bian *et al.* 2017) ou par la déformation plastique (Shao *et al.* 2006, Jia *et al.* 2009).

2.6.1 Bilan des approches phénoménologiques du COx et modèle retenu

La modélisation du comportement de l'argilite COx est un défi auquel plusieurs équipes de recherche ont participé dans le cadre de programmes européens, de groupements de laboratoires et de recherches partenariales avec l'Andra. Certains des modèles de comportement développés ont été utilisés dans le cadre des programmes de R&D et de simulations de l'Andra,

ou comparés les uns aux autres dans un exercice de référence pour l'analyse numérique de la réponse hydromécanique de l'argile COx (Seyedi *et al.* 2017a).

La plupart de ces modèles se sont appuyés sur les résultats expérimentaux de différentes campagnes de caractérisation de ce matériau dont certains ont été rappelés dans la section (2.5). Des avancées dans la modélisation du comportement des argilites (dont une bonne partie a été présentée dans section 2.6) ont été faites récemment notamment en tenant compte de l'anisotropie structurale de cette roche. Au regard de l'objectif principal de cette thèse, qui est de mettre au point un modèle de comportement tenant compte des principaux mécanismes de déformations et de rupture des argilites du COx dans un code de calculs industriel et qui soit opérationnel, il a été retenu une démarche qui consiste à hiérarchiser les principaux phénomènes puis de les modéliser de manière graduelle.

En s'appuyant sur les échanges et discussions avec les comités de suivi et de copilotage de cette thèse, il a été décidé de dissocier dans un premier temps les comportements pré- et post-pic du COx, puis de procéder à une unification des deux comportements. Comme nous le verrons dans les chapitres à venir, le comportement non linéaire en phase pré-pic sera approché par la théorie de la plasticité en utilisant les critères de Hoek-Brown dont les valeurs des paramètres d'entrée sont connues, alors que le comportement post-pic s'appuiera sur la mécanique classique d'endommagement continu (CDM). Plus précisément, nous nous sommes appuyés des modèles proposés par Souley *et al.* (2017b) et Pouya *et al.* (2016).

L'une des hypothèses de la thèse est l'analogie faite entre le modèle conceptuel du réseau de fractures induites autour des galeries souterraines (Figure 2.6) et les phases du modèle phénoménologique continu retenu. De fait nous avons conscience de la difficulté de comparer les extensions des zones de fractures réellement observées *in situ* aux résultats des calculs avec le modèle continu. Néanmoins, dans cette hypothèse de modèle rhéologique continu de l'argilite du COx, le comportement post-pic représentant le développement de la fracturation et/ou de la bande de cisaillement observée dans les essais en laboratoire (Figure 2.20) sera considéré représentatif (analogue) de la zone de fracture connectée (ZFC) issue du modèle conceptuel de fracturation mis au point à partir des observations *in situ* autour des galeries expérimentales. En revanche, le comportement plastique pré-pic gouverné par le cisaillement sera associé à la zone de fracture discrète (ZFD). Ces deux analogies seront utilisées dans nos interprétations à venir. Ce type d'analogies pour l'argilite du COx peuvent également être trouvées dans les travaux de Souley *et al.* (2017a, 2020) et Alonso *et al.* (2019).

2.7 Couplages Thermo-Hydro-Mécaniques

Les processus des couplages Thermo-Hydro-Mécanique-Chimique (THMC) dans les milieux géologiques et poreux, sont un sujet de grand intérêt pour de nombreuses applications de la géoingénierie, telles que la gestion des déchets radioactifs, la récupération du gaz et du pétrole, l'extraction de l'énergie géothermique ou le transport des contaminants (Wang *et al.* 2009, Yin *et al.* 2011, Zhao *et al.* 2015, Cui *et al.* 2018). La complexité de ces processus a motivé les chercheurs à considérer de manière couplée les processus de transfert thermique (T), d'écoulement hydraulique en milieu poreux (H), de déformation mécanique (M) et d'interactions chimiques fluide-roche (C). Grâce au projet DECOVALEX (DEvelopment of COupled models and their VALidation against EXperiments) dans le cadre d'une collaboration scientifique internationale, des avancées significatives ont été faites sur la compréhension et le développement de la modélisation mathématique des processus couplés THM et THMC des milieux géologiques (Birkholzer *et al.* 2019). L'on peut également retrouver des avancées sur la compréhension de ces processus couplés THMC dans la série de conférences de Biot sur la poromécanique qui remonte à 1998 et se tient tous les 3 ou 4 ans, le projet TIMODAZ (Thermal Impact on the Damaged Zone Around a Radioactive Waste Disposal in Clay Host Rocks) de la Commission européenne qui a été actif de 2006 à 2010 (Li 2013), et le projet THERESA (modélisation thermo-hydro-mécanique de la bentonite pour les stockages souterrains profonds de déchets nucléaires) qui a été actif de 2007 à 2009 (Millard et Barnichon 2014). Depuis, de nombreuses tentatives ont été faites pour identifier et quantifier expérimentalement ces phénomènes et pour développer des capacités de modélisation numérique en relation avec les applications de géo-ingénierie mentionnées précédemment (Gawin *et al.* 1995, Lanru et Xiating 2003, Coussy 2004, Tsang *et al.* 2004, Shao et Burlion 2008, Thomas *et al.* 2009, Gens 2010, Tsang *et al.* 2012a, Li *et al.* 2013, Ömer 2017, Wu *et al.* 2018, Lee *et al.* 2020).

En se limitant aux 3 principales physiques (T-H-M) impliquées dans la conception et l'évaluation de la sûreté des stockages géologiques, les différentes interactions entre ces physiques sont résumées sur la Figure 2.23 (d'après Souley *et al.* 2021). Les interactions mutuelles entre les gradients de température avec le flux de chaleur (T), les gradients de pression hydraulique avec le flux de fluide (H) et les contraintes mécaniques avec les déformations (M) sont également résumées sur cette même figure.

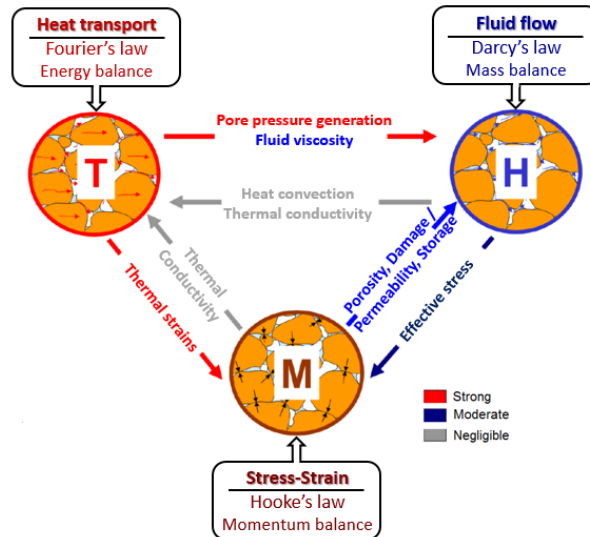


Figure 2.23.- Interactions entre les processus THM dans un milieu poreux, les lois constitutives respectives et les équations d'équilibre.

A titre d'exemple, les mécanismes de couplage pour le comportement hydro-mécanique, dans un milieu poreux continu, sont associés à la déformation mécanique, et aux interdépendances entre la déformation et le processus d'écoulement. Lorsqu'on ajoute un gradient de température au comportement HM, des interactions supplémentaires sont créées. Les variations de température peuvent modifier les caractéristiques hydrauliques et mécaniques du matériau en affectant les propriétés du fluide et la porosité du solide (Coussy 2004, Joshaghani *et al.* 2018). L'augmentation de la température d'un matériau saturé en conditions non drainées conduit à des suppressions de pore (pressurisation thermique) dues à la différence entre le coefficient de dilatation thermique de l'eau et celui de la matrice solide (Rice 2006, Ghabezloo et Sulem 2010).

Cette augmentation de la pression de pore induit une diminution de la contrainte moyenne effective qui peut conduire à une rupture en cisaillement ou à une fracturation hydraulique (Ghabezloo et Sulem 2010). Le couplage de l'hydraulique vers la thermique est représenté par le transfert de chaleur via l'écoulement du fluide (convection thermique), tandis que le couplage du comportement mécanique à la thermique implique une déformation du matériau et une altération de ses propriétés thermiques qui est souvent négligeable (Garitte *et al.* 2014). Dans les roches argileuses saines, la convection peut être également négligée en raison de la faible perméabilité du matériau (Gens *et al.* 2007).

On reviendra plus en détails sur ces processus HM et THM dans les Chapitres 4 et 5 respectivement.

MÉTHODOLOGIE DE L'IMPLÉMENTATION DES MODÈLES RHÉOLOGIQUES

Dans ce chapitre, la prise en main et l'implémentation d'un modèle élastoplastique anisotrope et endommageable dans le code de calculs aux éléments finis Comsol Multiphysics® sont présentées. Deux approches d'implémentation de modèles rhéologiques ont été identifiées dans Comsol. Il s'agit des approches « external material » et « built-in ». Ce chapitre traite principalement de l'implémentation « external material ». Sur la base des modèles phénoménologiques et des mécanismes clés du comportement de l'argilite du CO_x, l'implémentation graduelle d'un modèle élastoplastique anisotrope et endommageable est effectuée. Dans ce modèle les surfaces de charge plastiques (pré-pic, post-pic et résiduelle) et d'endommagement s'appuient sur le critère de Hoek-Brown (1980a) exprimé dans l'espace des trois invariants de contraintes. La vérification et la validation sur des chemins triaxiaux de révolution, et leur application à la simulation des calculs des structures du LS-M/H-M sont réalisées. Enfin, l'opérationnalité du modèle est discutée à la fin de ce chapitre.

3.1 Prise en main de Comsol Multiphysics®

Préalablement au travail d'hierarchisation des principaux mécanismes du comportement des argilites ainsi qu'au développement de modèles sur la base de la littérature sur les argilites du CO_x et de leur implémentation dans le code de calculs aux éléments finis Comsol Multiphysics®, nous nous sommes familiarisés avec ce logiciel au travers de calculs notamment de structures dans une approche multiphysique (mécanique, hydromécanique et thermohydromécanique). Plus spécifiquement, cette prise en main a consisté à s'approprier les exemples d'applications de la notice d'utilisation de Comsol relatifs au module mécanique (non linéaire), sur le couplage thermohydromécanique et sa validation avec des solutions analytiques, et à rechercher comment

développer ses propres équations rhéologiques dans Comsol. L'essentiel de ce travail est rappelé dans cette section, alors que les détails de cette prise en main ont été renvoyés en annexe A.

À l'issue de cette prise en main et fort de l'expérience acquise dans l'utilisation du logiciel, des applications aux calculs des structures du LS M/H-M ont été réalisées. Ces applications ont concerné la modélisation en deux dimensions (déformations planes) de la galerie GCS (// à $\sigma_H=16.1$ MPa) de 2.6 m de rayon en considérant les isotropies transverses mécanique et hydraulique de l'argilite du COx. Une de ces applications a été présentée au congrès COMGEO IV (Coarita-Tintaya *et al.* 2018) et une autre fait partie d'un article qui a été publié dans *European Journal of Civil and Environmental Engineering* (Coarita-Tintaya *et al.* 2020) et qui a également été présentée au congrès COGGUS² (Coarita-Tintaya *et al.* 2019).

Dans le cas de la publication (Coarita-Tintaya *et al.* 2020), il s'agit de la modélisation anisotrope hydromécanique de la galerie GCS avec un modèle élastoviscoplastique simple. Ce modèle considère un comportement à court terme des argilites du COx décrit par un modèle élastoplastique parfait avec un comportement élastique isotrope transverse et une plasticité parfaite (isotrope) basée sur le critère de type Drucker-Prager et un potentiel plastique non associé, alors que le comportement à long terme (fluage) est décrit par un modèle de fluage transitoire de type loi puissance par morceaux. L'objectif du travail était de fournir un cadre poromécanique qui tienne compte de l'anisotropie inhérente et dans lequel des mécanismes plus complexes (plasticité, durcissement/radoucissement, endommagement, etc.) puissent être progressivement pris en compte. En plus, comme l'influence de l'endommagement sur l'évolution des propriétés de transport est aussi prépondérante dans le comportement thermohydromécanique de la roche en champ proche des structures de stockage des déchets radioactifs : cet aspect a également été exploré dans la publication en considérant un domaine elliptique d'une zone perturbée hydrauliquement (HDZ), dans lequel la perméabilité évolue conformément aux changements de perméabilités mesurées autour de la galerie GCS. Dans la HDZ qui correspond aux deux zones de fractures connectées (ZFC) et discrètes (ZFD) observées in situ, la perméabilité anisotrope est exprimée en fonction de la distance radiale à la galerie.

3.2 Implémentation des modèles rhéologiques

Sur la base de l'étude bibliographique du comportement du COx et selon la démarche adoptée, dans cette section nous présentons les implémentations numériques effectuées dans le code de calcul Comsol Multiphysics® (que nous appellerons par la suite Comsol). Les validations des

implémentations ont été réalisées sur des chemins triaxiaux de révolution et/ou dans les calculs des ouvrages du LS M/H-M.

3.2.1 Implémentation de modèles rhéologiques dans Comsol

Plusieurs modèles de comportement mécanique à court et long terme des sols, roches et bétons existent dans les versions récentes de Comsol, mais ces modèles ne tiennent pas compte des principales caractéristiques du comportement des argilites. À titre d'exemple, la plasticité avec le critère de Hoek-Brown existe dans Comsol mais pour des matériaux standards (loi d'écoulement associée). Cependant, ce n'est pas le cas des roches et bétons qui présentent généralement une transition contractance/dilatance. Ceci a motivé notre intérêt pour l'implémentation de nos propres modèles rhéologiques plus adaptés au comportement des argilites.

D'un point de vue de l'implémentation numérique de nouveaux modèles de comportement dans Comsol Multiphysics®, il est possible d'implémenter sa propre loi de comportement mécanique sous forme de DLL¹ (que nous appellerons par la suite CppUdm) depuis la version 5.2 de Comsol ou l'implémentation « *built-in* » directement dans ce logiciel. Cependant, très peu de littérature existe toutefois sur le sujet.

Concernant l'implémentation CppUdm, le manuel de Comsol contient un chapitre intitulé : « *Working with External Materials* » où sont expliqués les types d'interfaces de fonctions du modèle et les variables associées. Par exemple, dans l'implémentation du type « *General stress-strain relation* » la variable d'entrée (ou donnée) est la déformation actuelle et les variables de sortie (ou résultats) sont la contrainte actuelle et la matrice jacobienne. Le développeur doit programmer son modèle rhéologique sous C++ (par exemple), puis le compiler en DLL qui sera appelé dans Comsol en utilisant le module de « *external material* » (Figure 3.1). Cette approche d'implémentation conduisant à la compilation d'une DLL est de nos jours habituelle car adaptée à d'autres logiciels de calculs commerciaux tels que PLAXIS, Abaqus, famille des codes développés par Itasca, entre autres. Des exemples d'implémentation des modèles d'endommagement de Mazars (Gonzalez 2015) et élastoplastique durcissant (Danielsson 2017) peuvent être trouvés sur le blog de Comsol.

¹ DLL (Dynamic Library Link) est une librairie dynamique résultant de la compilation du fichier source d'une loi de comportement (User-Defined Model) dans un langage de programmation (en l'occurrence C++ ici).

Pour l'implémentation « built-in », les lois constitutives du matériau sont introduites directement dans logiciel via un nœud spécifique. Les variables d'état (ou valeurs précédentes de certaines variables) sont obtenues selon la version du Comsol Multiphysics®. Dans la version 5.4, il faut ajouter le module « Domain ODEs and DAEs (dode) » aux composants du modèle et également ajouter « Previous Solution » dans le « Solver Configurations » pour accéder aux précédentes valeurs de ces variables (Frei 2015). Alors que dans la version 5.5, le processus précédent est simplifié par l'introduction de « State Variable » lorsque l'option « Utilitaires variables » est activée dans le « Model Builder » (Frei 2020). Une approche similaire d'implémentation peut être trouvée dans les travaux de Zhou *et al.* (2018, 2019, 2020), Zhou et Zhuang (2020) pour la modélisation par champ de phases de la propagation de fissures dans Comsol. L'implémentation par l'approche « built-in » sera examinée plus en détail dans le Chapitre 4.

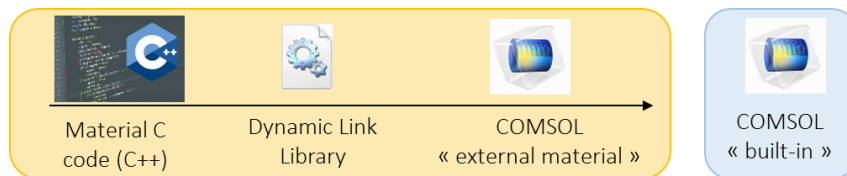


Figure 3.1.- Implémentation d'un modèle rhéologique via (a) le module « external material » et (b) l'implémentation « built-in ».

Parmi ces modes d'implémentation, dans ce chapitre le choix s'est porté sur l'implémentation « external material » (CppUdm) avec l'idée de pouvoir utiliser la même « DLL » pour nos codes Itasca. Mais d'abord, une étude de faisabilité est réalisée.

3.2.2 Implémentation CppUdm ou « external material »

L'implémentation a été réalisée en utilisant une interface de type « *general stress-strain relation* », parce que c'est l'une des approches les plus générales d'implémentation dans Comsol (Danielsson 2017). Un schéma implicite, connu sous les noms de « *radial return method* » ou « *return-mapping scheme* », basé sur le schéma de backward Euler a été considéré dans l'implémentation pour sa robustesse et sa stabilité inconditionnelle (Dunne et Petrinic 2005, Hashiguchi et Yamakawa 2012). Dans ce schéma implicite la force résiduelle est réduite à un minimum à chaque étape et itération jusqu'à atteindre une tolérance spécifiée. Pour un modèle élastoplastique, par exemple, l'algorithme est généralement le suivant (Zienkiewicz et Taylor 2000, Krabbenhøft 2002, Dunne et Petrinic 2005, De Souza-Neto *et al.* 2008, De Borst *et al.* 2012):

Étape 1. Initiation : $\sigma_{old}, \varepsilon_{old}, \gamma_{old}, \varepsilon_{current}$

Étape 2. Calcul de la contrainte trial élastique : $\sigma_{trial} = \sigma_{old} + \mathbf{C}^e(\varepsilon_{current} - \varepsilon_{old})$

Étape 3. Vérifier si la contrainte trial provoque un écoulement plastique

- Si $f(\sigma_{trial}, \gamma_{old}) < 0$: comportement élastique. Aller à l'Étape 4

- Si $f(\sigma_{trial}, \gamma_{old}) \geq 0$: comportement élastoplastique. Aller à l'Étape 5

Étape 4. La contrainte actuelle et la matrice jacobienne sont $\sigma_{current} = \sigma_{trial}$ et $\mathbf{C} = \mathbf{C}^e$ respectivement, arrêt

Étape 5. En utilisant la méthode de Newton, déterminer l'incrément de contraintes ($\Delta\sigma$) et distorsions plastiques ($\Delta\gamma$), afin de trouver : $f(\sigma_{old} + \Delta\sigma, \gamma_{old} + \Delta\gamma) = 0$

Étape 6. Mettre à jour toutes les quantités : $\sigma_{current} = \sigma_{old} + \Delta\sigma$, $\gamma_{current} = \gamma_{old} + \Delta\gamma$ et déterminer la jacobienne de la contrainte par rapport à la déformation (en notation de Voigt) :

$$\mathbf{C}^{ep} = \begin{bmatrix} \mathbf{C}^e - \frac{\mathbf{C}^e \left\{ \frac{\partial g}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T \mathbf{C}^e}{\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T \mathbf{C}^e \left\{ \frac{\partial g}{\partial \sigma} \right\} - \frac{\partial f}{\partial \gamma} \frac{\partial g}{\partial q}} \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

où \mathbf{C}^e est le tenseur élastique, \mathbf{C}^{ep} est le tenseur élastoplastique, f est le critère de résistance du matériau et g est le potentiel plastique. Réactualisation des variables d'écroissage et arrêt.

La solution numérique à l'Étape 5 peut être améliorée en considérant des sous-incréments (Potts and Zdravković 1999) comme cela a été proposé dans l'algorithme de Sloan (1987) et Sloan *et al.* (2001). Dans cet algorithme, la taille des sous-incréments est adaptée pour maintenir l'erreur en dessous d'une certaine tolérance. Cet algorithme a été utilisé dans des modèles comme ceux de Gao et Zhao (2013), Le Pense (2013), Mánica-Malcom (2018), entre autres. Cet algorithme a également été introduit dans la dernière version du modèle élastoplastique anisotrope et endommageable de ce travail de thèse.

Comme il a été indiqué précédemment (Figure 3.1), le programme source du modèle peut être écrit dans un langage de programmation (C++ dans le cas présent) et il doit être compilé sous forme de DLL. Dans l'interface de Comsol, les variables d'état sont stockées dans des vecteurs et sont accessibles à l'aide de la commande <matname>.state. Pour « extmat1.state.S2 » par exemple, extmat1 est le nom du matériau, S est la variable d'état et 2 sa position dans le vecteur. Plus de détails sur les types d'interfaces, leurs variables et leur compilation peuvent être trouvés dans la section « *Working with External Materials* » du manuel de Comsol Multiphysics®. Les sections suivantes présentent les modèles développés dans ce logiciel.

3.2.3 Étude de faisabilité d'un modèle externe

Pour s'assurer de cette faisabilité, le modèle élastoplastique de Drucker-Prager (Équation 3.2) avec notamment un exemple d'écroissage négatif (Équation 3.3) a été implémenté sous forme de modèle externe, puis comparé aux résultats du même modèle disponible sous Comsol.

$$f(\sigma, \gamma) = q + p \frac{3 \sin \phi}{\sqrt{3 + \sin^2 \phi}} - c \frac{3 \cos \phi}{\sqrt{3 + \sin^2 \phi}} \quad (3.2)$$

où p est la contrainte moyenne, q est la contrainte déviatorique de von Mises, c la cohésion et ϕ l'angle de frottement. L'érouissage entre les critères de pic et résiduel se fait en diminuant la cohésion avec la distorsion plastique (γ) selon une fonction de classe 2 (C^2), du pic (c_{pic}) au résiduel (c_{res}) :

$$c = c_{pic} + (c_{res} - c_{pic}) \left\{ 2 - \frac{\gamma}{\gamma_r} \right\} \frac{\gamma}{\gamma_r} \quad (3.3)$$

Le potentiel plastique est non-associé et donné par l'expression :

$$g(\sigma) = q + p \frac{3 \sin \psi}{\sqrt{3 + \sin^2 \psi}} \quad (3.4)$$

où ψ est l'angle de dilatance.

Pour valider l'implémentation du modèle CppUdm, des tests de vérification ont été effectués en simulant des essais triaxiaux. Cet essai consiste à appliquer à une éprouvette une contrainte hydrostatique constante et une contrainte déviatorique (dans la direction axiale) croissante. Dans cette phase, la montée en déviateur consiste à piloter en vitesse de déplacement dans la direction axiale (axe z) jusqu'à une valeur de 25 mm, après la compression isotrope. La géométrie du modèle et les caractéristiques mécaniques de la roche (argilite) sont indiquées sur la Figure 3.2 et dans le Tableau 3.1, respectivement.

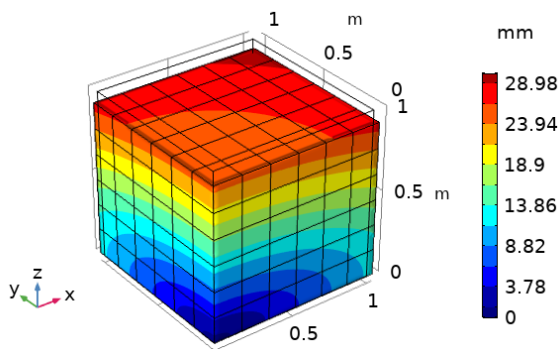


Figure 3.2.- Géométrie et distribution de déplacements pour 0 MPa de confinement.

Tableau 3.1.- Paramètres mécaniques.

Paramètre	Unité	Valeur
E	MPa	5200
ν	-	0.3
ϕ	°	29
c_{pic}	MPa	6.4
c_{res}	MPa	3.1
γ_{res}	-	0.009
ψ_0	°	0

Les résultats montrent une bonne corrélation entre l'implémentation CppUdm et le modèle disponible de Comsol (Figure 3.3a). Sur la Figure 3.3b, on observe une bonne restitution du comportement radoucissant pour différents confinements (de 0 MPa à 30 MPa) du modèle CppUdm : pour des raisons de clarté, nous n'avons pas superposé les résultats du modèle de Comsol.

L'étape suivante du travail a consisté à réaliser une application sur une galerie du LS-M/HM en 2D en conditions de déformations planes. Les paramètres utilisés sont ceux listés dans le Tableau 3.1 et la géométrie est représentée sur la Figure 3.11. Les conditions initiales sont celles d'une anisotropie de contraintes ($\sigma_x = 11$ MPa, $\sigma_y = 13$ MPa et $\sigma_z = 7$ MPa, la section de la galerie étant dans le plan x-y) et l'excavation est réalisée en diminuant progressivement la contrainte radiale en paroi (déconfinement). La Figure 3.4 représentant la distribution de la zone plastique des modèles « Comsol » et « CppUdm » montre un bon accord des résultats.

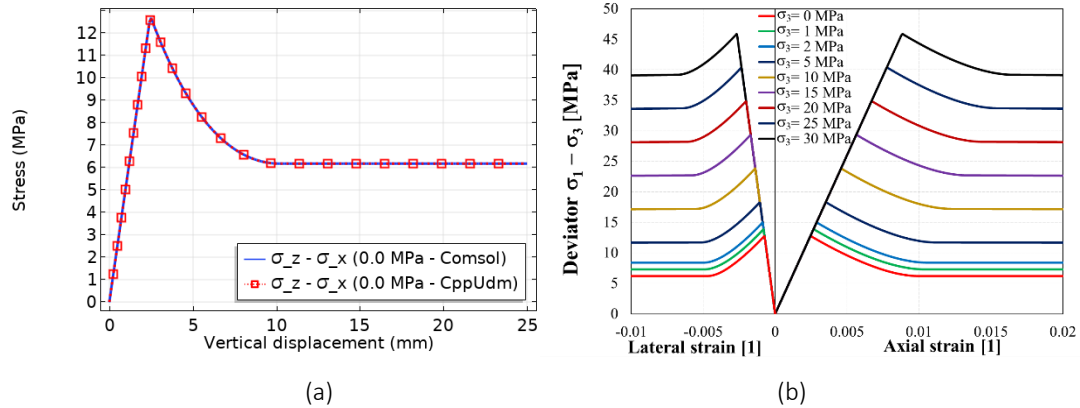


Figure 3.3.- (a) Comparaison des résultats numériques de CppUdm et Comsol et (b) Courbes contrainte – déformations pour différents confinements (implémentation CppUdm).

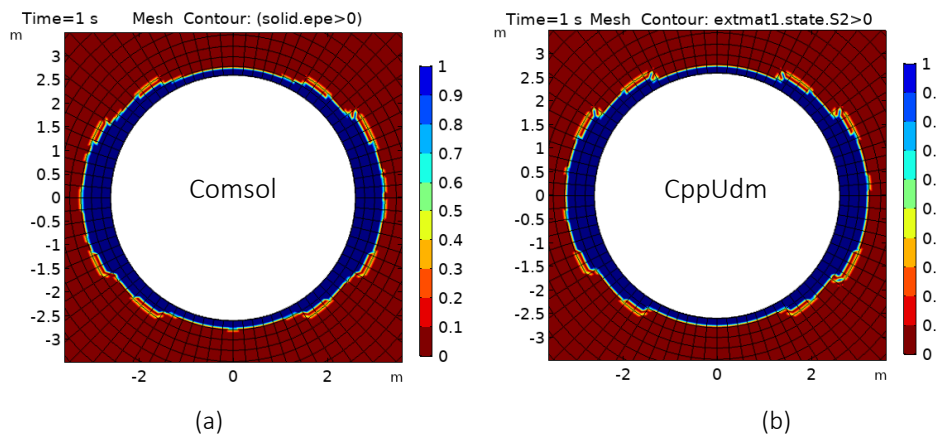


Figure 3.4.- Distribution de la zone plastique : (a) Comsol (b) CppUdm.

La comparaison locale en un point de la paroi situé aux reins (Figure 3.5) montre aussi une bonne similitude entre les résultats de Comsol et ceux issus du modèle CppUdm, ce qui valide le module d'implémentation de loi externe dans Comsol.

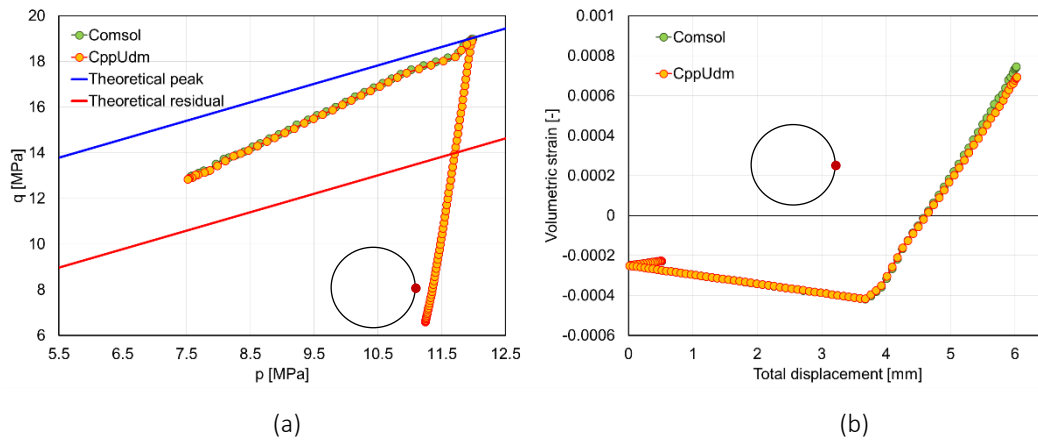


Figure 3.5.- Évolution au cours du déconfinement (a) des contraintes dans le plan p-q et (b) de la déformation volumique.

3.3 Modèle élastoplastique anisotrope et endommageable

Sur la base des mécanismes clés du comportement de l'argilite du COx (voir section 2.5) et des modèles constitutifs développés récemment dédiés à ce matériau (voir section 2.6), l'implémentation graduelle d'un modèle élastoplastique anisotrope et endommageable est effectuée.

Dans un premier temps, la partie « strain hardening » du modèle de Souley *et al.* (2017b) est implémentée pour approcher le comportement durcissant des argilites du COx. Dans un second temps, le modèle de Pouya *et al.* (2016) est également implémenté pour approcher le comportement post-pic des argilites du COx tel qu'observé sur éprouvette. Par la suite ce modèle est amélioré pour prévenir d'éventuelles instabilités numériques en introduisant un lissage entre le pic et le début de la phase résiduelle. Enfin, les deux comportements (pré- et post-pic) sont unifiés dans un seul modèle élastoplastique anisotrope et endommageable.

3.3.1 Comportement pré-pic

Le comportement pré-pic est basé sur le critère non linéaire de Hoek-Brown (1980a) :

$$\sigma_1 = \sigma_3 - \sqrt{s \sigma_c^2 - \sigma_3 m \sigma_c} \quad (3.5)$$

où σ_1 et σ_3 sont les contraintes principales majeure et mineure respectivement (ici, les contraintes en compression sont négatives et $\sigma_1 \leq \sigma_2 \leq \sigma_3$).

Comme il a été évoqué dans le Chapitre 2, le critère de Hoek-Brown (1980a, b), largement utilisé en mécanique des roches, a été utilisé pour identifier la limite élastique, la résistance au pic et la résistance résiduelle des argilites du COx, à partir des nombreux essais de laboratoire (Su 2003, Chiarelli *et al.* 2003, Dossier Andra 2005, Su 2006, Gatmiri 2011, Hoxha *et al.* 2004, Armand *et al.*

2013, 2014, Armand *et al.* 2017a, Dossier Andra 2017, Zhang *et al.* 2019). Cependant, comme les argilites du COx à l'état naturel ne présentent pas de fractures tectoniques, la signification des paramètres de Hoek-Brown ne peut être utilisée pour caractériser la résistance de cette roche. Ce critère, écrit en fonction des 3 invariants de contrainte (p , q , θ), a été étendu en termes de surface de charges en un modèle rhéologique de comportement à court terme de l'argilite du Callovo-Oxfordien (Souley *et al.* 2011, Souley *et al.* 2017a, Cuvillez *et al.* 2017 et Djouadi 2019). Ce critère écrit en fonction des invariants (Equation 3.7) s'exprime en fonction de deux paramètres indépendants A et B , où $A = \sigma_c m$, $B = s \sigma_c^2$, s et m sont les paramètres de Hoek et Brown, σ_c est la résistance à la compression uniaxiale du matériau, p est la contrainte moyenne, q est la contrainte déviatorique et θ est l'angle de Lode ($-30^\circ \leq \theta \leq 30^\circ$).

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = \frac{4}{3} \cos^2 \theta q^2 + A \left(\frac{\cos \theta}{\sqrt{3}} - \frac{\sin \theta}{3} \right) q + A p - B \quad (3.6)$$

Les invariants de contraintes sont :

$$p = \frac{\sigma_{ii}}{3}, \quad q = \sqrt{3J_2}, \quad \theta = \frac{1}{3} \sin^{-1} \left(\frac{-3\sqrt{3} J_3}{2 J_2^{3/2}} \right) \quad (3.7)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij}, \quad J_3 = \frac{1}{3} s_{ij} s_{jk} s_{ki}, \quad s_{ij} = \sigma_{ij} - p \delta_{ij}$$

Ici J_2 et J_3 sont le deuxième et troisième invariants du tenseur de contraintes déviatoriques s_{ij} , respectivement.

L'Équation 3.6 est plus généralement utilisée pour représenter la surface de charge du comportement élastoplastique pré-pic des argilites. Sur la base des essais de laboratoire, le comportement instantané non linéaire des argilites est gouverné par des déformations irréversibles. Ce comportement sera donc approché par la théorie de la plasticité avec un écrouissage positif. En d'autres termes, l'Equation 3.8 est plus généralement utilisée pour représenter l'écrouissage de la surface de charge du comportement élastoplastique pré-pic des argilites. L'écrouissage est assuré par des fonctions monotones (C^2) de deux paramètres indépendants : $A = m \sigma_c$ et $B = s \sigma_c^2$, entre la limite élastique et le pic de contrainte (Souley *et al.* 2017b) :

$$x = x_{ini} + (x_{pic} - x_{ini}) \left\{ 2 - \frac{\gamma}{\gamma_{pic}} \right\} \frac{\gamma}{\gamma_{pic}} ; \quad x = \{A, B\} \quad (3.8)$$

où $A_{ini} = \sigma_{c_ini} m_{ini}$ et $B_{ini} = s_{ini} \sigma_{c_ini}^2$ sont les paramètres A et B à la limite élastique ; $A_{pic} = \sigma_{c_pic} m_{pic}$ et $B_{pic} = s_{pic} \sigma_{c_pic}^2$ ceux au pic.

Comme pour la plupart des géo-matériaux, les argilites du COx montrent une transition du comportement contractant au dilatant, qui peut être reproduite en utilisant un potentiel plastique non-associé comme suit (Chiarelli *et al.* 2003, Hoxha *et al.* 2004, Souley *et al.* 2017b) :

$$g(\boldsymbol{\sigma}, \gamma) = q + \beta(\gamma) p \quad (3.9)$$

avec $\beta(\gamma)$ le taux de dilatance, où γ est la distorsion plastique. Le taux de dilatance est défini par (Souley *et al.* 2017b) :

$$\beta(\gamma) = \begin{cases} \beta_m - (\beta_m - \beta_0)e^{-b\beta\gamma} & ; \gamma < \gamma_{ult} \\ \beta_{ult} \exp\left(1 - \frac{\gamma}{\gamma_{ult}}\right) & ; \gamma \geq \gamma_{ult} \end{cases} \quad (3.10)$$

Le taux de dilatance plastique évolue (avec la distorsion plastique) de β_0 pour tendre asymptotiquement vers β_m à l'infini. En conséquence, la déformation volumique va croître quasi linéairement (avec une pente $\beta(\gamma) \approx \beta_m$) avec la distorsion plastique, ce qui ne peut être concevable physiquement.

Pour des grandes déformations, on peut physiquement s'attendre à ce que la dilatance s'annule, traduisant un comportement purement frottant résultant du cisaillement complet de la rugosité du plan de la fracture ainsi créée ou de la bande de cisaillement. Ce phénomène de dilatance quasi-constante (fortes déformations) aura comme conséquence de surestimer les déformations volumiques en grandes déformations, ce qui peut avoir des répercussions sur le champ de pression interstitielle. L'idée étant, sans rajouter de paramètres supplémentaires, de rendre compte d'un cisaillement le long du plan de fracturation qui finit, après un déplacement relatif (ou déformation plastique dans la bande de cisaillement) important, par perdre toute dilatance (cisaillement à volume constant). Soit γ^{ult} la déformation plastique ultime à partir de laquelle la dilatance diminue, le taux de dilatance diminue progressivement pour tendre asymptotiquement vers 0.

Le modèle rhéologique correspondant a également été implémenté dans Comsol. La vérification du modèle CppUdm a été effectuée sur des chemins triaxiaux de révolution à différentes contraintes de confinement. Les caractéristiques mécaniques (à la limite élastique ou à l'initiation de la plasticité et au pic) proviennent du référentiel géologique. Elles correspondent aux paramètres des critères inférieurs et sont listées dans le Tableau 3.2. Les valeurs en grisé sont issues du référentiel géologique.

Tableau 3.2.- Valeurs des paramètres pour le comportement pré-pic (d'après Souley *et al.* 2017b).

Paramètre	Unité	Valeur	Paramètre	Unité	Valeur
m_{ini}	-	1.5	β_0	-	-0.1
S_{ini}	-	1	β_m	-	0.3
σ_{c_ini}	MPa	9.6	b_γ	-	600
m_{pic}	-	2	γ_p	-	3.75E-03
S_{pic}	-	0.128	γ_{ult}^*	-	$2 \gamma_p$
σ_{c_pic}	MPa	33.5	E	MPa	5200
			ν	-	0.3

* valeur admise

La Figure 3.6a montre les différentes courbes de déviateur – déformations pour certaines contraintes de confinement. Sur la Figure 3.6b, on peut noter que les résultats et les solutions théoriques du critère de Hoek-Brown sont bien corrélés.

La Figure 3.7a montre l'évolution de la déformation volumique pour plusieurs contraintes de confinement pour une déformation ultime donnée. La Figure 3.7b représente l'influence de la distorsion plastique ultime sur l'évolution de la déformation volumique.

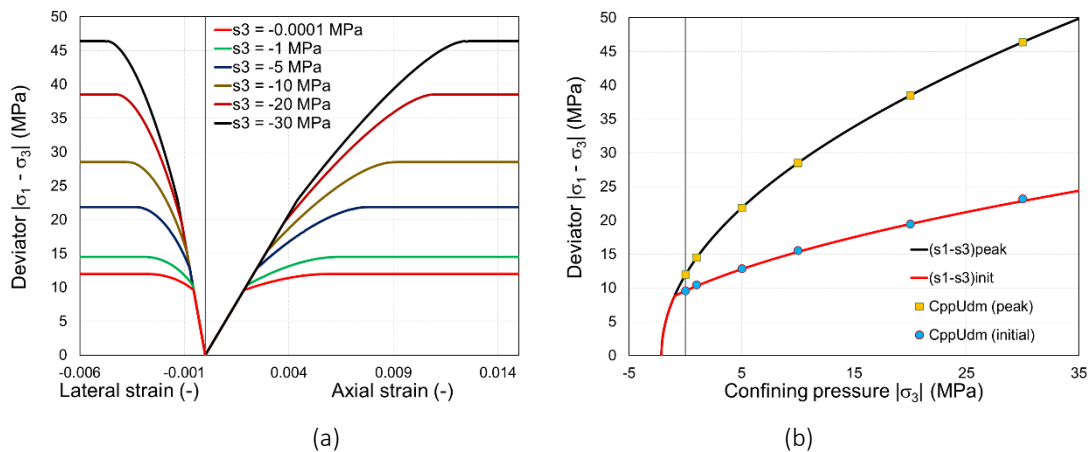


Figure 3.6.- (a) Courbes des contraintes - déformation pour différents confinements et (b) comparaison des résultats du CppUdm et seuils théoriques de Hoek-Brown.

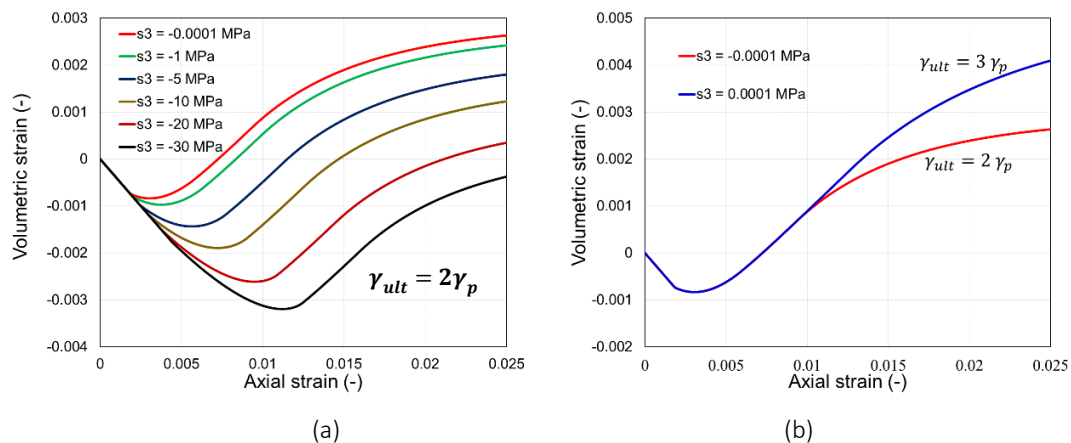


Figure 3.7.- Déformation volumique en fonction de l'axiale (a) pour différents confinements et (b) effet de la distorsion plastique ultime ($\gamma_{ult} = 2 \gamma_{pic}$ et $\gamma_{ult} = 3 \gamma_{pic}$).

À titre d'application à une plus grande échelle, la galerie GCS du LS-M/HM (// à la contrainte horizontale majeure) a été simulée avec ce modèle de comportement durcissant. L'état de contrainte initial est : $\sigma_x = \sigma_h = 12.4$ MPa, $\sigma_z = \sigma_v = 12.7$ MPa et $\sigma_z = \sigma_H = 16.1$ MPa (// à la galerie). Le comportement élastique isotrope transverse des argilites est pris en compte ($E_x = 5200$ MPa, $E_y = 4000$ MPa, $\nu_{xy} = 0.2$, $\nu_{xz} = 0.25$ et $G_{xy} = 1740$ MPa). Les paramètres de résistance utilisés dans cette application sont ceux listés dans le Tableau 3.2. Le modèle géométrique est analogue à celui illustré sur la Figure 3.11.

On note que les déplacements verticaux sont plus importants que les déplacements horizontaux (Figure 3.8a) à cause de l'anisotropie des modules élastiques. Les chemins de contraintes suivis au cours du déconfinement en deux points de la paroi (reins et voûte) sont illustrés sur la Figure 3.8b. La limite élastique est atteinte après un déconfinement de 50% alors que la résistance au pic est atteinte lorsque la contrainte radiale en paroi devient inférieure à 2 MPa (soit 85 % de déconfinement).

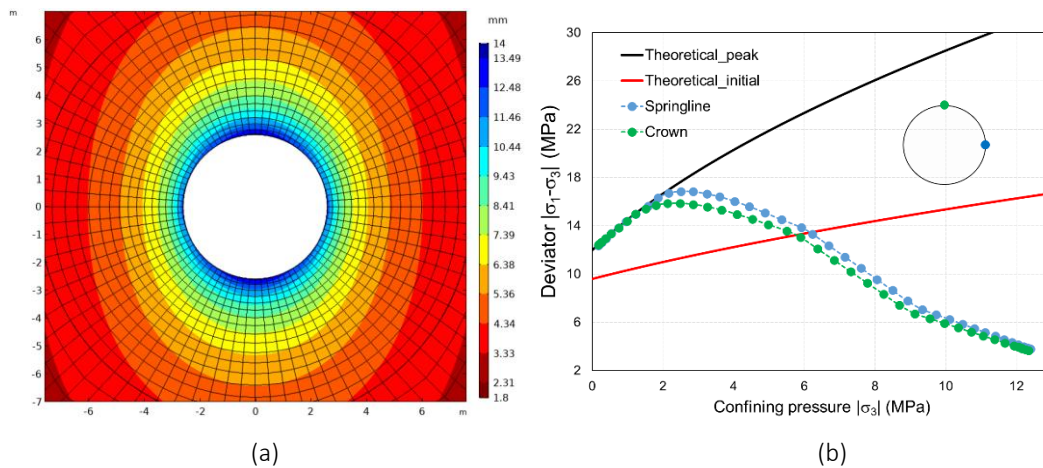


Figure 3.8.- (a) Isovaleurs de la norme du déplacement et (b) chemins de contraintes suivis en deux points de la paroi dans le plan ($\sigma_1 - \sigma_3$) en fonction du déconfinement de la paroi (de 12.5 MPa environ à 0).

3.3.2 Comportement post-pic

3.3.2.1 Implémentation du modèle d'endommagement de Pouya *et al.* (2016)

Pour le comportement radoucissant post-pic des argilites nous sommes partis du modèle d'endommagement radoucissant isotrope de Pouya *et al.* (2016) (Équation 3.11) que nous avons préalablement implémenté dans Comsol (Figure 3.9).

$$f(\boldsymbol{\sigma}, D) = \sqrt{3J_2} + \sin \alpha I_1 - Kg(D) \quad (3.11)$$

Les paramètres $\sin \alpha$ et K peuvent s'exprimer en fonction de l'angle de frottement et de la cohésion, tandis que I_1 et J_2 représentent les deux premiers invariants de contraintes.

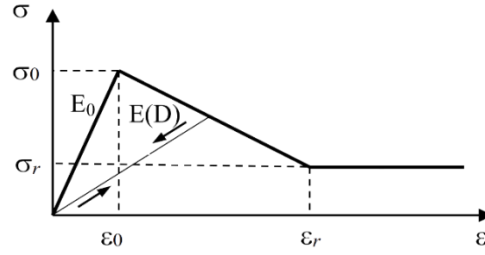


Figure 3.9.- Courbe contrainte – déformation en compression uniaxiale (Pouya *et al.* 2016).

La perte de cohésion due à l'endommagement est décrite par la fonction g qui suppose un comportement linéaire en post-pic avant le plateau résiduel :

$$g(D) = \begin{cases} \frac{(1-D)(\kappa + \eta)}{\kappa(1-D) + \eta} & ; D \leq D_m \\ \eta_r & ; D > D_m \end{cases} \quad (3.12)$$

où $D_m = \frac{\kappa + \eta}{\kappa + 1}$ est l'endommagement atteint au début de la phase résiduelle, $\varepsilon_o = \frac{\sigma_o}{E_o}$ représente la limite d'élasticité en déformation, ε_r est la déformation à laquelle on atteint la résistance résiduelle (σ_r), σ_o est la résistance au pic (en condition uniaxiale), $\kappa = \frac{\varepsilon_r - \varepsilon_o}{\varepsilon_o}$ est la déformation relative entre le pic et le résiduel, $\eta_r = \frac{\sigma_r}{\sigma_o}$ est le rapport des résistances au pic et résiduelle et $\eta = 1 - \eta_r$.

Une géométrie cubique de 0.3 m x 0.3 m x 0.3 m, un maillage libre d'éléments tétraédriques (les tailles maximale et minimale des éléments sont respectivement de 0.045m et 0.0084m) et une fonction d'interpolation linéaire ont été utilisés pour vérifier l'implémentation CppUdm dans Comsol du modèle de Pouya *et al.* (2016). Les résultats de l'implémentation correspondent bien à ceux obtenus par la solution théorique (Équations 3.11 et 3.12, et Figure 3.9) sur un chemin de compression uniaxiale (Figure 3.10), avec des cycles de chargement et déchargement. On observe bien la diminution du module de Young effectif (Figure 3.10a) et un endommagement qui n'évolue pas pendant la décharge et le re-chargement élastique (Figure 3.10b).

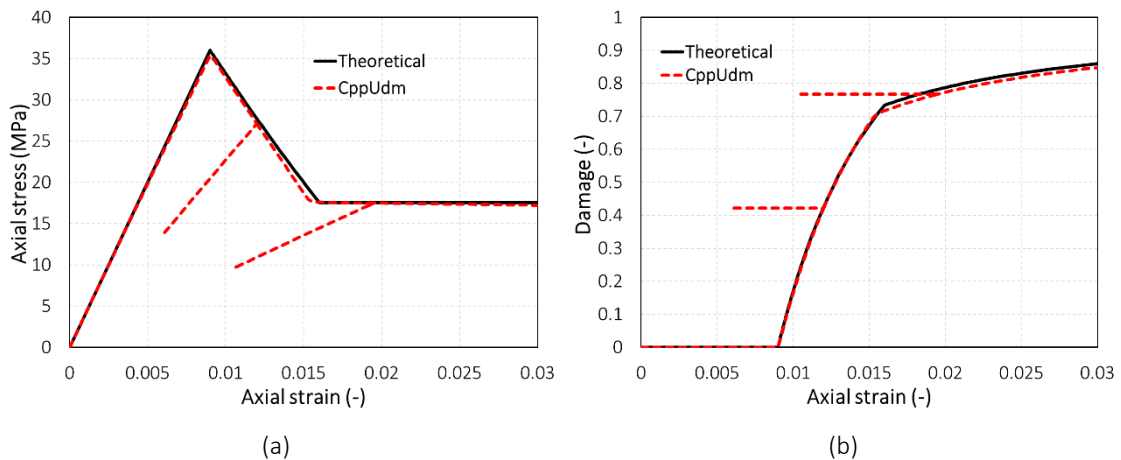


Figure 3.10.- Comparaison de la solution théorique et CppUdm : (a) contraintes-déformation et (b) évolution de l'endommagement.

L'application à l'échelle de l'ouvrage reprend le calcul d'une galerie circulaire mené par Pouya *et al.* (2016) avec les contraintes initiales suivantes : $\sigma_x = \sigma_h = 11$ MPa, $\sigma_y = \sigma_v = 13$ MPa et $\sigma_z = 7$ MPa (section de galerie dans le plan x-y). Le modèle géomécanique et les paramètres mécaniques considérés pour cet exercice sont présentés sur la Figure 3.11 et le Tableau 3.3 (Pouya *et al.* 2016), respectivement. En considérant le critère de Drucker-Prager circonscrit à celui de Mohr-Coulomb, les valeurs de $\sin \alpha$ et K (Pouya *et al.* 2016) correspondraient à un angle de frottement et une cohésion au pic de 19° et 3.8 MPa, respectivement.

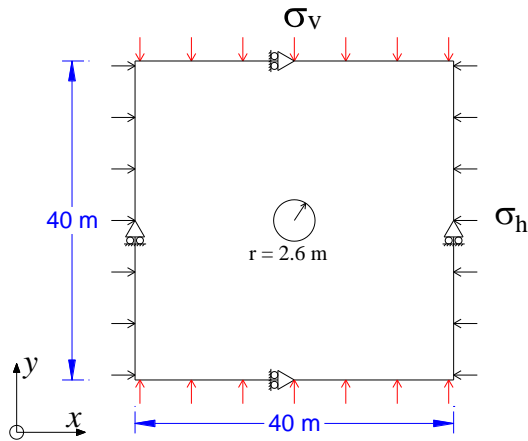


Tableau 3.3.- Paramètres mécaniques (Pouya *et al.* 2016).

Paramètre	Équivalence	Unité	Valeur
E	-	MPa	6000
ν	-	-	0.25
$\sin \alpha$	$\frac{2 \sin \phi}{3 - \sin \phi}$	-	0.2
K	$c \frac{6 \cos \phi}{3 - \sin \phi}$	MPa	8
κ	$(\epsilon_r - \epsilon_0) / \epsilon_0$	-	0.7
η_r	σ_r / σ_0	-	0.7

Figure 3.11.- Modèle géomécanique d'une galerie circulaire soumise à un état de contrainte initial anisotrope.

La Figure 3.12 montre une comparaison en termes d'extension des zones endommagées et de taux d'endommagement entre les résultats de Pouya *et al.* (2016) et ceux de notre implémentation. Malgré certaines différences entre les deux modèles numériques (liées au raffinement du maillage, type de solveurs entre autres), les résultats restent similaires.

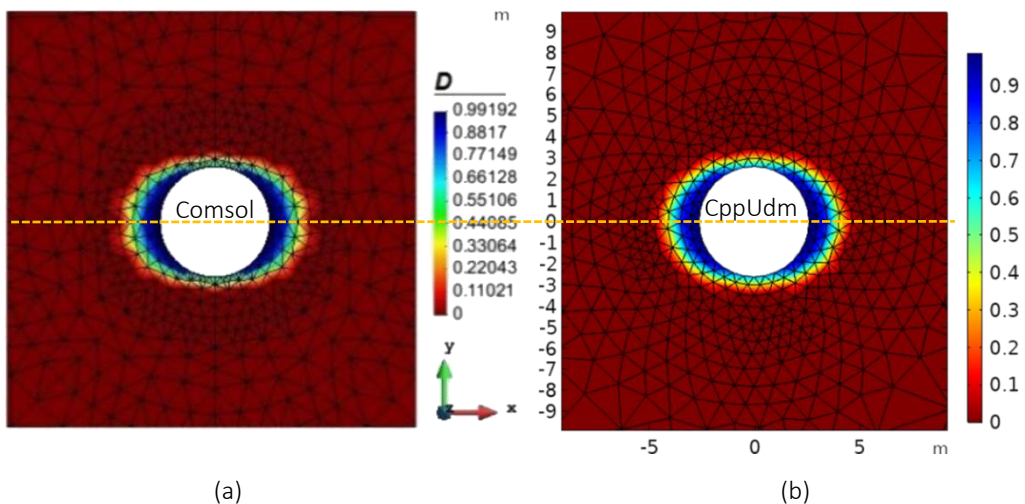


Figure 3.12.- Zone mécaniquement endommagée (a) Pouya *et al.* 2016, (b) CppUdm.

3.3.2.2 Améliorations du modèle de Pouya *et al.* (2016)

Afin de faire intervenir des paramètres physiques bien connus des mécaniciens, l'Équation 3.11 a été légèrement modifiée en considérant par exemple l'enveloppe de Drucker-Prager circonscrite intérieurement à celle de Mohr-Coulomb rappelée dans (Équation 3.13) :

$$f(\sigma, D) = q + p \frac{6 \sin \phi}{3 - \sin \phi} - c \frac{6 \cos \phi}{3 - \sin \phi} \quad (3.13)$$

$$\sigma_1 = \sigma_3 N_\phi + 2c \sqrt{N_\phi} \quad ; \quad N_\phi = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad (3.14)$$

Les améliorations apportées au modèle de Pouya *et al.* (2016) sont :

- la prise en compte de la transition fragile – ductile en fonction de la contrainte de confinement, conformément aux données expérimentales (Figure 2.18a, Armand *et al.* 2013) :

$$\eta_r = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_{res}}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{pic}} \quad (3.15)$$

- un lissage du comportement post-pic (fonction de lissage de classe C^2) pour pallier à d'éventuels problèmes de convergence à l'approche de la phase résiduelle (non dérivabilité en ce point dans le modèle de Pouya *et al.* 2016). Le frottement et la cohésion évoluent en post-pic en fonction de l'endommagement, non pas linéairement, mais selon l'expression :

$$x = x_{res} + \{x_{pic} - x_{res}\}h(D)^2 \quad ; \quad x = \{c, \phi\} \quad (3.16)$$

où :

$$h(D) = \begin{cases} \frac{\sqrt{(1-D)^2 \kappa^2 + 4(1-\eta_r)\{(1-D)(1+\kappa) - \eta_r\} - (1-D)\kappa}}{2(1-\eta_r)} & ; \quad D < D_m \\ 0 & ; \quad D \geq D_m \end{cases} \quad (3.17)$$

$D_m = \frac{\kappa+1-\eta_r}{\kappa+1}$: l'endommagement atteint au début de la phase résiduelle et $\kappa = \frac{\varepsilon_r - \varepsilon_0}{\varepsilon_0}$: la déformation relative.

Par ailleurs, l'implémentation tient aussi compte de l'élasticité isotrope transverse caractérisée par les 5 constantes élastiques indépendantes (E_x , E_y , ν_{xy} , ν_{xz} et G_{xy}).

Des tests de vérification ont été menés sur des chemins triaxiaux. Les paramètres utilisés (en gris - Tableau 3.4) correspondent aux valeurs des critères moyens au pic et résiduel de Mohr-Coulomb équivalents à Hoek-Brown issues du référentiel géologique de l'Andra.

Tableau 3.4.- Paramètres moyens de résistance au pic, résiduelle et les constantes élastiques.

Paramètre	Unité	Valeur
ϕ_{pic}	°	29
C_{pic}	MPa	6.4
ϕ_{res}	°	36
C_{res}	MPa	3.1
κ	-	0.5
$E_x = E_y$	-	5200
$\nu_{xy} = \nu_{xz}$	MPa	0.3
G_{xy}	MPa	1800

La Figure 3.13a présente les courbes de déviateur-déformations en fonction de la contrainte de confinement : la transition entre le comportement fragile (faibles confinements) et ductile (forts confinements) est bien reproduite. La Figure 3.13b montre le bon accord entre les résultats de CppUdm et les critères théoriques de Mohr-Coulomb de pic et résiduel. La contrainte de transition fragile – ductile correspondant à l’intersection des deux critères est environ $\sigma_3 = 10$ MPa, cette valeur est inférieure à celle de l’argilite du COx, qui se situe entre 20 et 30 MPa sur des essais de laboratoire : cette différence résulte de l’équivalence entre les critères Mohr-Coulomb (linéaire) et Hoek-Brown (parabolique).

Pour ces simulations, la Figure 3.14 montre l’évolution de l’endommagement en fonction de la déformation et du confinement.

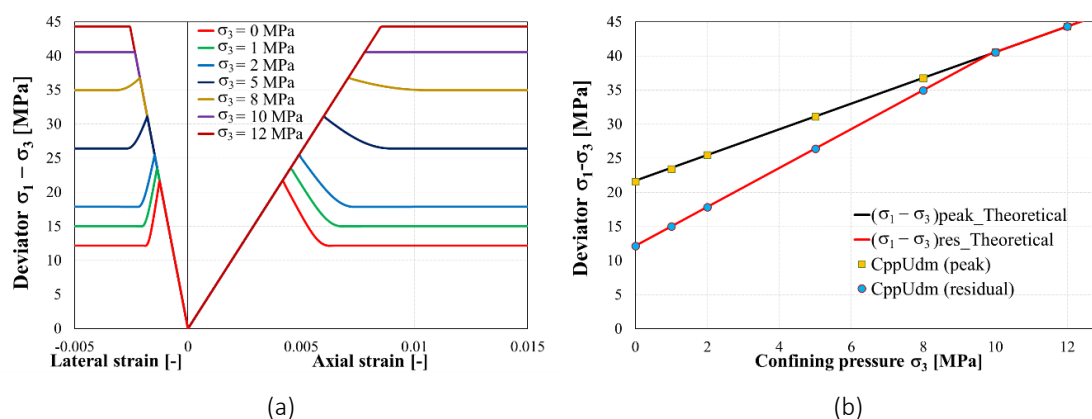


Figure 3.13.- (a) Courbes déviateur-déformations pour différents confinements et (b) comparaison des critères au pic et résiduel : théorique vs CppUdm.

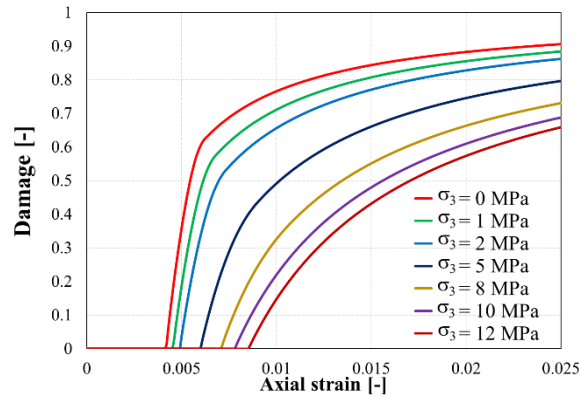


Figure 3.14.- Évolution de l'endommagement en fonction de la déformation axiale pour différents confinements.

3.3.3 Unifications des deux comportements pré- et post-pic

Cette section est dédiée à l'unification des deux phases de comportement pré-pic et post-pic des argilites du COx en un seul modèle constitutif élastoplastique (pré et post-pic) et endommageable (post-pic) (Figure 3.15).

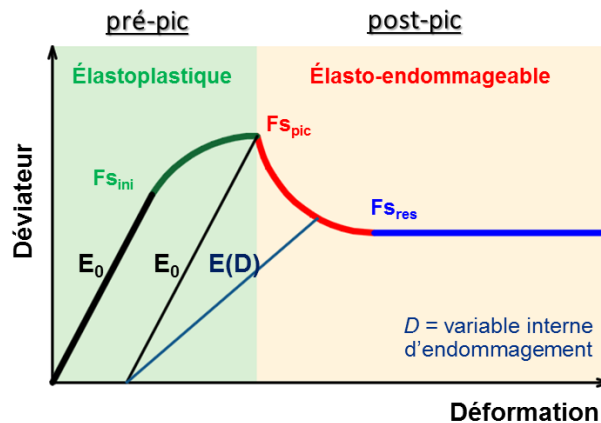


Figure 3.15.- Modèle élastoplastique et endommageable du comportement pré- et post-pic des argilites.

Dans le comportement post-pic, les améliorations apportées au modèle de Pouya *et al.* (2016) ont été prises en compte, mais en substituant la surface de charge de Drucker-Prager par le critère de Hoek-Brown comme pour le comportement pré-pic et pour lequel les paramètres associés sont référencés dans les dossiers Andra (2005, 2017). Donc, l'écrouissage négatif est effectué en considérant la variation des paramètres A et B (Souley *et al.* 2017b) en fonction de l'endommagement :

$$x = x_{res} + \{x_{pic} - x_{res}\}h(D)^2 \quad ; \quad x = \{A, B\} \quad (3.18)$$

où $h(D)$ est l'Équation 3.17.

Comme pour d'autres types de roches, un mécanisme clé du COx est son comportement fragile à de faibles contraintes de confinement, qui devient ductile avec l'augmentation de cette contrainte (Armand *et al.* 2017a). Dans le modèle, le changement de type de comportement est fait à partir de la contrainte de transition fragile - ductile (σ_3^{bd}) qui correspond à l'intersection des critères de résistances au pic et résiduelle. La contrainte de transition peut donc être déterminée en fonction des paramètres des critères au pic et résiduel ou être introduite directement dans le modèle. Dans ce dernier cas, le paramètre résiduel m_{res} est déterminé par l'Équation 3.19 (Souley *et al.* 2018).

$$m_{res} = m_{pic} + (s_{pic} - s_{res}) \sigma_{c_pic} / \sigma_3^{bd} \quad (3.19)$$

En guise de vérification, des simulations de chemins triaxiaux ont été menées en considérant une élasticité isotrope transverse. Les valeurs des paramètres élastiques proviennent de Guayacán-Carrillo *et al.* (2017a), alors que les paramètres (en grisé - Tableau 3.5) correspondent aux valeurs inférieures de Hoek-Brown issues du référentiel géologique de l'Andra.

Les courbes déviateur-déformations montrent que le modèle reproduit bien la transition du comportement fragile au ductile avec l'augmentation de la contrainte de confinement (Figure 3.16a). Ceci est cohérent avec les résultats de laboratoire où la contrainte de transition est entre 20 – 30 MPa (Armand *et al.* 2017a). La comparaison des simulations et des critères théoriques de Hoek-Brown de limite élastique, de pic et résiduel (Figure 3.16b) montre qu'ils sont bien corrélés ; ce qui valide l'implémentation. Enfin, l'évolution de l'endommagement en fonction de la déformation et du confinement (Figure 3.17) montre que les matériaux soumis à de faibles contraintes de confinement présentent un endommagement plus important par rapport aux matériaux soumis à des contraintes de confinement plus élevées.

Tableau 3.5.- Valeurs des paramètres mécaniques pour le modèle unifié des comportements pré- et post-pic des argilites.

Paramètre	Valeur	Unité	Paramètre	Valeur	Unité	Paramètre	Valeur	Unité
m_{ini}	1.5	-	σ_{c_pic}	33.5	MPa	γ_{ult}	$3 \gamma_p$	-
m_{pic}	2	-	σ_{c_ini}	9.6	MPa	E_x	5200	MPa
m_{res}	Eq. 3.19	-	γ_p	3.75E-03	-	E_y	4000	MPa
s_{ini}	1	-	κ	0.5	-	ν_{xy}	0.25	-
s_{pic}	0.128	-	β_0	-0.1	-	ν_{xz}	0.39	-
s_{res}	0.032	-	β_m	0.3	-	G_{xy}	1740	MPa
σ_3^{bd}	25	MPa	b_β	600	-			

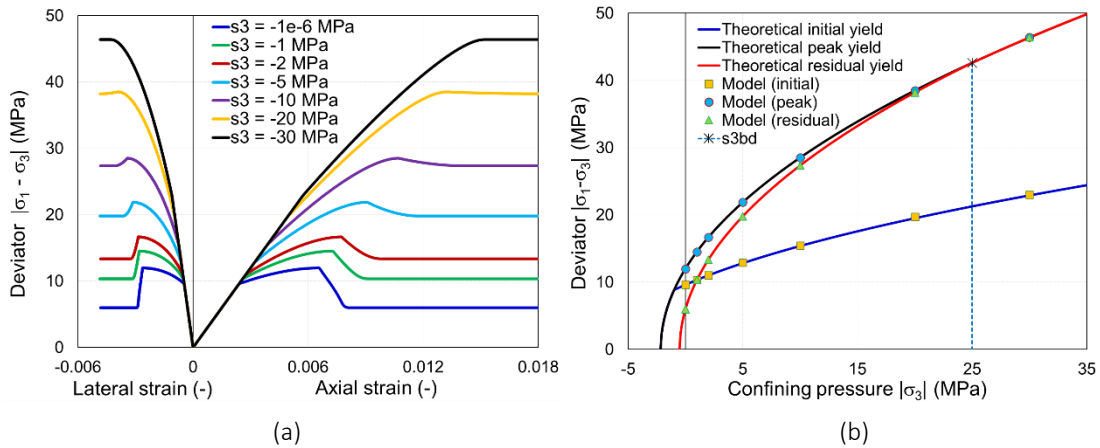


Figure 3.16.- (a) Courbes déviateur-déformations pour différents confinements, (b) comparaison des critères : théorique vs CppUdm.

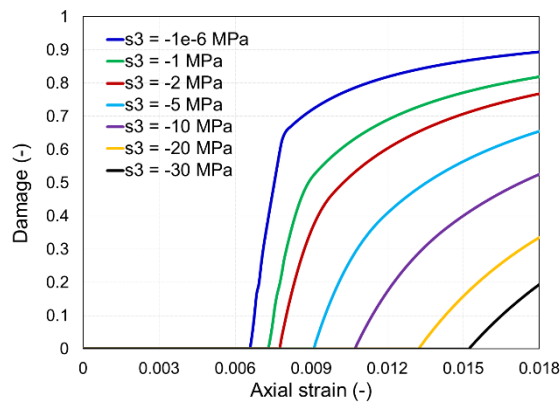


Figure 3.17.- Courbes endommagement - déformation axiale pour différents confinements.

L'application de ce modèle au calcul mécanique de l'excavation de la galerie GCS du LS-M/HM a été faite. Le modèle considère un maillage quadrangulaire très fin dans la couronne [R, 1.8R] autour de la galerie (120 éléments sur un quart de la paroi de la galerie, 45 éléments selon les axes x et y avec un rapport d'aspect des éléments de 0.6 jusqu'à une distance de rayon externe 1.8R) (Figure 3.18a). L'interpolation linéaire des points de Gauss est utilisée en raison des instabilités numériques constatées lorsque le matériau passe au comportement post-pic; notamment, en employant une interpolation quadratique des points de Gauss. Les paramètres utilisés sont ceux listés dans le Tableau 3.5, avec la seule modification de $\sigma_3^{bd} = 30$ MPa. Les résultats à la fin de l'excavation montrent une quasi-isotropie du comportement pré-pic avec une extension d'environ 0.26D (une valeur inférieure à la moyenne de 0.8D mesurée *in situ* en reins – Armand *et al.* 2014). L'extension du comportement post-pic aux reins est de 0.04D et ce dans cette zone où le matériau atteint la phase résiduelle (en bleu - Figure 3.18b) avec un taux d'endommagement de 0.63 (Figure 3.19a) tandis qu'en voûte l'endommagement est de 0.12. Les déplacements verticaux sont plus importants que les déplacements horizontaux (Figure 3.19b) :

ce qui traduit que l'élasticité anisotrope prédomine sur la plasticité et l'endommagement (plus étendus en reins).

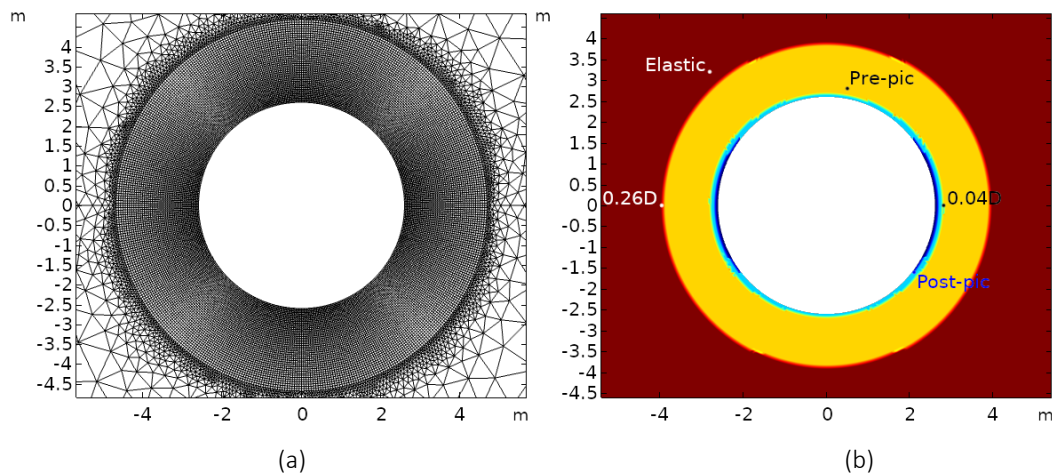


Figure 3.18.- (a) Maillage et (b) zones plastiques et endommageables prédites autour de la galerie GCS.

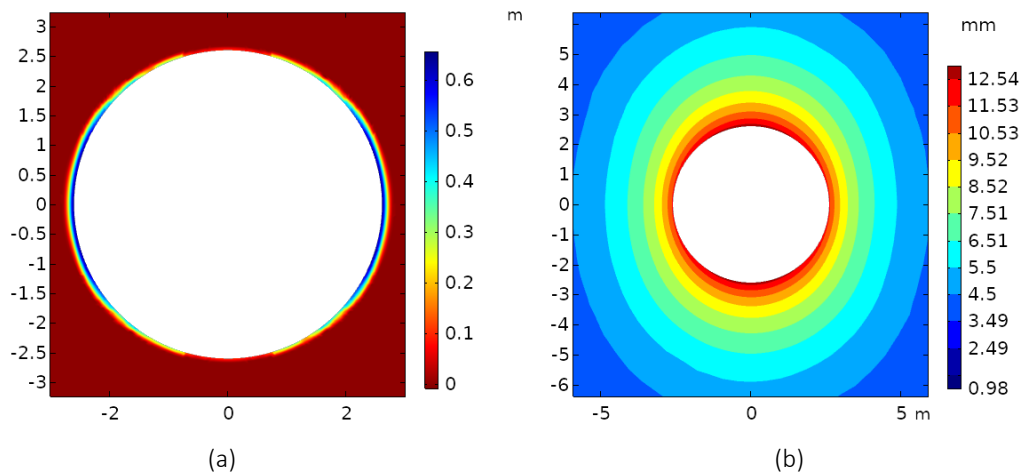


Figure 3.19.- (a) Valeurs de la surface d'endommagements et (b) isovaleurs de la norme du déplacement.

Des calculs hydromécaniques n'ont malheureusement pas pu être menés à cause des instabilités numériques survenues dans la phase post-pic. Le Tableau 3.6 résume les quelques tentatives de modélisation HM de la galerie GCS explorées pour surmonter ces instabilités numériques, en considérant la phase d'excavation sur 28 jours par la méthode de convergence-confinement pour la contrainte radiale et la pression interstitielle en paroi (Seyedi *et al.* 2017). Dans ces tentatives de résolution, différentes configurations de maillage autour de la galerie, différents types d'intégration, différentes configurations de solveurs, entre autres, ont été utilisés.

Tableau 3.6.- Quelques tentatives de modélisation HM de la galerie GCS.

Itération	Remarque	Maillage	N° éléments sur la paroi	Solver	Intégration	Temps résolu	Résultat
1	$\kappa=1$	Triang.	20	Newton cste	Quadratic Serendipity	21.3 jours	Instable
2	$\kappa=1$	Triang.	20	Newton cste	Linear	23.6 jours	Instable
3	$\kappa=1$	Quad.	20	Newton cste	Quadratic Serendipity	24.9 jours	Instable
4	$\kappa=1$	Quad.	20	Newton cste	Quadratic	22.8 jours	Instable
5	$\kappa=1$	Triang.	24	Newton cste	Quadratic	21.1 jours	Instable
6	$\kappa=1$	Triang.	16	Newton cste	Quadratic	22.2 jours	Instable
7	$\kappa=1.5$	Triang.	20	Newton cste	Quadratic Serendipity	21.7 jours	Instable
8	$\kappa=2$	Triang.	20	Newton cste	Quadratic Serendipity	22.2 jours	Instable
9	$\kappa=2$	Triang.	20	Newton cste	Linear	30.8 jours	Instable
10	$\kappa=2$	Triang.	20	Newton cste	Quadratique	21.5 jours	Instable

3.3.4 Résistance anisotrope du matériau

Les argilites du COx, comme d'autres matériaux des formations sédimentaires, présentent des anisotropies, entre autres, élastiques (Armand *et al.* 2017a), de résistance (Grgic *et al.* 2019, Zhang *et al.* 2019), tel qu'il a été présenté dans la section 2.2.1. L'anisotropie de résistance a été reportée par Zhang *et al.* (2019), Drgic *et al.* (2019) sur la base d'essais triaxiaux menés sur des échantillons carottés dans différentes directions par rapport au plan de stratification. Les résultats des essais triaxiaux ont montré que les résistances maximales (R_{max}) obtenues dans la direction parallèle et perpendiculaire au plan de stratification sont similaires. La résistance minimale (R_{min}) se produit quant à elle dans les orientations de 30° et 45° entre la direction de chargement et le plan de stratification. Un ratio d'anisotropie de résistance (R_{max}/R_{min}) d'environ 1.4 pour 5 MPa de contrainte de confinement est trouvé (Zhang *et al.* 2019).

Sur la base de ce constat et dans le but de tenir compte de cette évolution de résistance avec l'orientation du chargement, nous avons considéré que seule la résistance en compression uniaxiale du matériau (σ_c) dans le modèle unifié, présenté plus haut, évolue avec l'orientation du chargement par rapport à la stratification (α). En conséquence, les paramètres A et B, liés respectivement au frottement et à la cohésion et à σ_c , dépendront de l'orientation α . En effet, des études expérimentales ont montré que le frottement et la cohésion varient avec l'orientation (Donath 1972, Attewell et Sandford 1974, Niandou *et al.* 1997, Yaşar 2001, Abdi *et al.* 2015). Concernant les paramètres m et s de Hoek-Brown, leur variation avec l'orientation a été préconisée notamment par Hoek-Brown (1980a), Lee et Pietruszczak (2008). Pour des raisons de simplification, une telle variation n'est pas prise en compte dans le présent modèle.

Enfin, l'évolution des paramètres A et B avec l'orientation s'appuie sur le concept de tenseur de fabrique, pour lequel les paramètres directionnels des matériaux sont introduits dans un critère de résistance anisotrope basé sur des observations microstructurales. Depuis son introduction par Pietruszczak et Mroz (2000, 2001), cette approche a été largement utilisée dans la littérature pour décrire l'endommagement anisotrope et/ou l'anisotropie de résistance (Lade 2007, Xu *et al.* 2013, Ehsan *et al.* 2015, Nguyen et Le 2015, Pardoen *et al.* 2015, Su *et al.* 2016, Jiang 2017, Li *et al.* 2017, Parisio et Laloui 2018, Djouadi *et al.* 2020, Zhang *et al.* 2020). Dans le modèle unifié, l'anisotropie de résistance (σ_c) est donc introduite à l'aide du tenseur de microstructure et par les paramètres de résistance σ_{c_ini} à la limite élastique et σ_{c_pic} au pic :

$$\begin{aligned}\sigma_{c_pic} &= \sigma_{c0_pic} \left(1 + A_{ij}l_i l_j + a_1(A_{ij}l_i l_j)^2 + a_2(A_{ij}l_i l_j)^3 + \dots \right) \\ \sigma_{c_ini} &= \sigma_{c0_ini} \left(1 + B_{ij}l_i l_j + b_1(B_{ij}l_i l_j)^2 + b_2(A_{ij}l_i l_j)^3 + \dots \right)\end{aligned}\quad (3.20)$$

où σ_{c0_pic} et σ_{c0_ini} sont les résistances isotropes à la compression de la matrice rocheuse intacte ; A_{ij} , a_1 , a_2 et B_{ij} , b_1 , b_2 sont les paramètres anisotropes liés à la microstructure du matériau (Pietruszczak *et al.* 2002) ; et l_i est le vecteur de chargement dans la direction i :

$$l_i = \frac{L_i}{(L_k L_k)^{1/2}} = \cos \alpha \quad (3.21)$$

α est l'angle que fait le vecteur normal à la stratification par rapport à la direction de chargement.

En l'absence d'information sur l'anisotropie de la résistance initiale pour la limite élastique, nous considérons une surface homothétique au critère au pic, c'est-à-dire : $B_{ij} = A_{ij}$, $b_i = a_i$ ($i = 1, 2$). Le tenseur microstructural (A_{ij}) peut être écrit en fonction de ses valeurs principales (A_{11} , A_{22} , A_{33}) dans le repère principal ($e^{(1)}$, $e^{(2)}$, $e^{(3)}$) - Figure 2.14. Par conséquent, pour une condition d'isotropie transverse du matériau, comme c'est le cas des argilites du COx, il est possible de considérer $A_{11} = A_{33}$ (Pietruszczak et Mroz 2000). L'anisotropie de la résistance initiale et au pic sont donc définies respectivement par :

$$\begin{aligned}\sigma_{c_pic} &= \sigma_{c0_pic} (1 + \lambda + a_1 \lambda^2 + a_2 \lambda^3) \\ \sigma_{c_ini} &= \sigma_{c0_ini} (1 + \lambda + a_1 \lambda^2 + a_2 \lambda^3)\end{aligned}\quad (3.22)$$

où $\lambda = A_{11}(1 - 3l_2^2)$. Les paramètres anisotropes A_{11} , a_1 et a_2 ont été calés en utilisant les valeurs de résistance anisotrope à la compression simple du COx obtenues expérimentalement par Zhang *et al.* (2019) - Figure 3.20. Les valeurs numériques de ces paramètres sont données sur cette même figure. Les valeurs des paramètres isotropes σ_{c0_pic} et σ_{c0_ini} proviennent du référentiel géologique de l'Andra.

La vérification et la validation ont ensuite été réalisées pour un confinement de 5 MPa et les différentes orientations de la stratigraphie (0, 30, 45, 60 et 90°) par rapport à la direction de chargement (axe Y). Les paramètres du matériau sont ceux listés dans le Tableau 3.5 auxquels s'ajoutent les paramètres anisotropes calés. Le modèle prédit les différentes résistances selon l'orientation (Figure 3.21a) qui correspondent bien aux résistances anisotropes initiale, au pic et à la contrainte résiduelle théorique (Figure 3.21b).

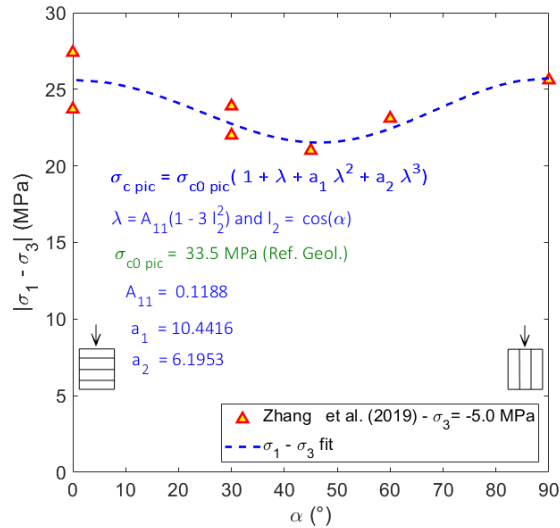


Figure 3.20.- Résistance au pic en fonction de l'orientation des plans de stratigraphie des argilites du COx (Zhang *et al.* 2019) et les valeurs des paramètres anisotropes déterminées avec le critère au pic.

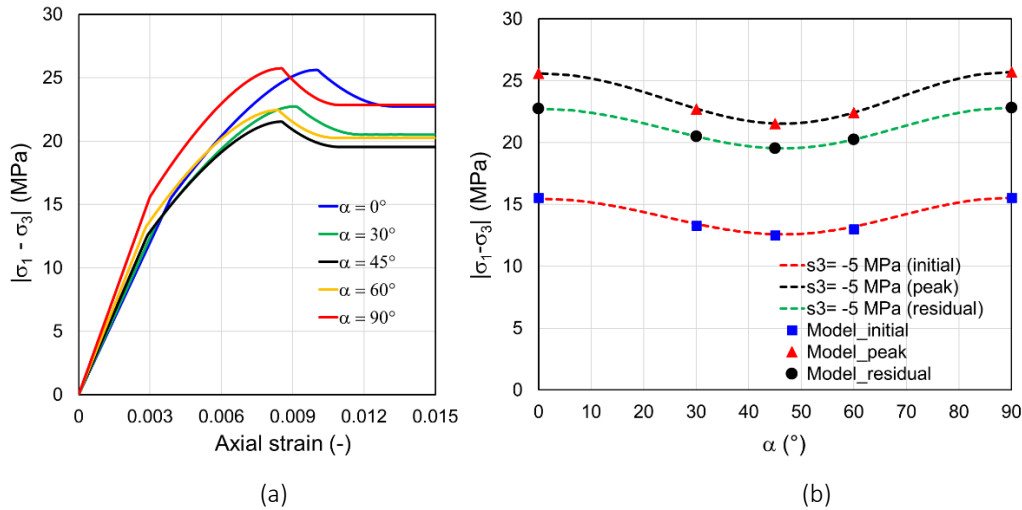


Figure 3.21.- (a) Courbes de contrainte déviatorique – déformation axiale pour différentes orientations de chargement, et (b) comparaison des résultats du modèle anisotrope vs seuils théoriques anisotropes pour -5 MPa de confinement.

L'application à la modélisation mécanique de la galerie GCS a été réalisée en considérant les paramètres utilisés dans la vérification des tests de compression à différentes orientations. La géométrie et le maillage correspondent à ceux présentés sur la Figure 3.18a, et l'interpolation

des points de Gauss est linéaire. Les comportements autour de la galerie, à la fin de l'excavation, montrent que l'extension du comportement pré-pic est significative dans une orientation inclinée par rapport à l'axe horizontal. Cette forme de la zone endommagée par l'excavation a également été trouvée par Djoudi (2019) lorsqu'elle a analysé la galerie avec un matériau anisotrope similaire à celui utilisé dans ce modèle. L'extension des zones plastiques en pré-pic aux reins et en voûte sont $0.18D$ et $0.16D$ respectivement (Figure 3.22a). Les valeurs de la surface d'endommagement (Figure 3.22b) montrent que l'endommagement est localisé à certains endroits autour de la galerie. Une valeur maximale d'endommagement d'environ 0.55 est obtenue. La norme de déplacement (Figure 3.22c) indique que les déplacements verticaux sont plus importants que les déplacements horizontaux. Cela n'est pas cohérent avec les mesures *in situ* des convergences (hor > ver) (Armand *et al.* 2014). Dans ce modèle, l'élasticité contrôle le comportement de la galerie, puisque l'étendue de la phase post-pic est faible.

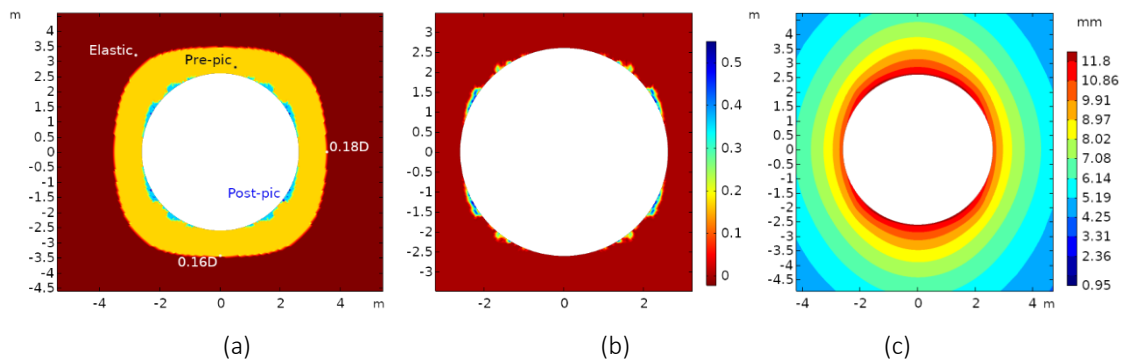


Figure 3.22.- (a) Comportements autour de la galerie, (b) valeurs de surface d'endommagement et (c) isovaleurs de la norme de déplacements.

3.4 Conclusions

Dans ce Chapitre il a été réalisé un travail préalable de prise en main de Comsol Multiphysics®, qui a consisté à effectuer des calculs de structures dans une approche multiphysique. Ainsi, les applications aux calculs des structures du LS M/H-M, en hydromécanique, nous ont permis d'évaluer le couplage poromécanique dans lequel nous avons tenu compte de l'anisotropie inhérente (Coarita-Tintaya *et al.* 2020) et un cadre poromécanique dans lequel des mécanismes plus complexes (plasticité, durcissement/radoucissement, endommagement, etc.) peuvent être progressivement pris en compte par la suite.

L'implémentation des modèles rhéologiques dans Comsol Multiphysics® en utilisant le module « external material » a été réalisée. L'étude de faisabilité a montré une bonne restitution des résultats entre un modèle préexistant dans Comsol et son implémentation de manière externe.

Sur la base des mécanismes clés observés sur les argilites de COx et des modèles constitutifs développés récemment pour cette roche, un modèle élastoplastique anisotrope et endommageable a été progressivement proposé et implémenté dans Comsol. La vérification et la validation à travers la simulation d'essais triaxiaux de révolution ont été réalisées avec succès. Cependant, l'application au calcul des structures révèle des problèmes d'instabilités numériques lorsque le matériau atteint le comportement post-pic.

Enfin, comme il a été indiqué dans la section d'implémentation de modèles rhéologiques dans Comsol Multiphysics®, il existe une seconde façon d'implémenter son modèle rhéologique dans Comsol basée sur l'approche « built-in ». Celle-ci sera examinée au prochain chapitre en termes d'implémentation, de tests de vérification et d'application aux calculs des structures.

MODÈLE ÉLASTOPLASTIQUE ANISOTROPE ET ENDOMMAGEABLE

L'implémentation d'un modèle rhéologique externe à Comsol Multiphysics peut se réaliser avec l'approche « external material » ou « built-in ». Au Chapitre 3, un modèle qui reproduit les mécanismes clés du comportement de l'argilite du COx a été développé, puis implémenté dans Comsol en utilisant l'approche « external material ». Toutefois, des problèmes de convergence dans la phase post-pic, notamment dans le calcul des structures, nous ont empêché de poursuivre avec cette approche d'implémentation, pourtant largement utilisée dans les codes commerciaux. C'est pourquoi le présent chapitre examine l'approche « built-in » comme alternative à l'implémentation d'un modèle externe dans Comsol.

Un bref résumé du comportement à court terme des argilites du COx est présenté dans ce chapitre. Le choix du modèle (élastoplastique anisotrope et endommageable) et de son implémentation détaillée dans Comsol Multiphysics® à travers l'approche « built-in » est donnée. Ce modèle, par rapport à celui présenté dans le chapitre précédent, comprend une amélioration du comportement post-pic des argilites du COx. Le modèle est vérifié et validé sur des chemins triaxiaux de révolution. Une analyse de sensibilité à certains paramètres intervenant dans le modèle a également été menée. L'amélioration du modèle a porté sur un critère linéaire de la résistance résiduelle, ce qui nous permet d'obtenir de meilleurs résultats par rapport aux observations *in situ*. En raison des instabilités numériques liées au comportement en post-pic, des études de sensibilité sur le maillage et la distorsion plastique résiduelle (liée à la fragilité du matériau) sur la configuration de la galerie GCS du LS M/H-M (orientée parallèle à la contrainte horizontale majeure) ont été menées dans le but d'avoir un jeu de paramètres numériques stables. Enfin, l'application aux modélisations hydromécaniques des galeries GCS et GED du LS M/HM est abordée à la fin de ce chapitre.

4.1 Rappel succinct des principales caractéristiques du comportement à court terme des argilites du COx

Comme indiqué dans la section 2.5, les principales caractéristiques du comportement à court terme des argilites du COx sont (Su 2003, Chiarelli *et al.* 2003, Dossier Andra 2005, Su 2006, Gatmiri 2011, Hoxha *et al.* 2004, Armand *et al.* 2013, 2014, Armand *et al.* 2017a, Dossier Andra 2017, Zhang *et al.* 2019) : une courte phase élastique linéaire sous faibles contraintes déviatoriques précédée de la phase de serrage et de fermeture des microfissures initiales ; une phase pré-pic durcissante non linéaire par l'apparition des déformations plastiques sous faibles contraintes déviatoriques ; une phase post-pic radoucissante, fragile sous faibles pressions de confinement et qui devient ductile en augmentant la pression de confinement ; un comportement résiduel purement frottant gouverné par le comportement des macro-fissures induites ; une résistance de la roche dépendant du chemin de sollicitation (compression versus extension) ; une anisotropie élastique du matériau ; une résistance à la compression uniaxiale anisotrope avec une valeur minimale atteinte autour de 30° à 45° par rapport au plan de stratification, etc.

De plus, il a été montré qu'un critère de résistance basé sur le critère de Hoek-Brown est bien adapté pour décrire la résistance au pic de l'argilite du COx (Su 2006, Souley *et al.* 2011, Armand *et al.* 2017a, Dossiers Andra 2005, 2017).

4.2 Équations constitutives du modèle élastoplastique anisotrope et endommageable

La surface de charge (basée sur le critère de Hoek-Brown - Equation 3.6), le potentiel plastique (Equation 3.9) et l'écrouissage positif de la phase pré-pic du modèle (Equation 3.8), ils ont été discutés dans la section 3.3.1. L'anisotropie de résistances à la compression simple (à la limite élastique σ_{c_ini} et au pic σ_{c_pic}) en fonction de l'orientation du chargement par rapport au litage est également prise en compte dans le modèle. Cette prise en compte se base sur le concept de tenseur de fabrique initié par Pietruszczak et Mroz (2000, 2001), elle a été largement discutée dans la section 3.3.4 du Chapitre 3.

Compte tenu des problèmes de convergences numériques rencontrés avec la formulation de l'endommagement inspirée des travaux de Pouya *et al.* (2016), nous sommes revenus à une formulation simplifiée de l'endommagement en utilisant une variable exprimée simplement en fonction des déformations plastiques en post pic, de pic et résiduelle. C'est ce modèle qui sera détaillé par la suite.

Le comportement élastoplastique radoucissant des argilites est modélisé par l'écoulement plastique à travers une évolution des paramètres A et B en fonction d'un taux de fracturation (Y_f).

$$x = x_{pic} + \{x_{res} - x_{res}\} \{2 - Y_f\} Y_f \quad ; \quad x = \{A, B\} \quad (4.1)$$

où $A_{res} = \sigma_{c,res} m_{res}$ et $B_{res} = s_{res} \sigma_{c,res}^2$ sont les paramètres liés au critère résiduel et $Y_f = \frac{Y - Y_{pic}}{Y_{res} - Y_{pic}}$ est le taux de fracturation (variant de 0 au pic à 1 au début de la phase résiduelle).

L'hypothèse principale est que l'endommagement est supposé se produire entre le pic et le début de la phase résiduelle (au cours de laquelle le comportement sera essentiellement frottant avec ou sans cohésion). Cet endommagement est considéré comme isotrope et caractérisé par la variable (D) définie par une fonction exponentielle avec le taux de fracturation :

$$f_D = D - D_{max} \{1 - \exp(-\chi Y_f)\} \quad (4.2)$$

où χ est le taux de croissance de l'endommagement, D_{max} est l'endommagement maximal atteint au début de la phase résiduelle et qui dépend de la contrainte de confinement afin de traduire la transition fragile/ductile observée sur les essais de laboratoire. Cette fonction exponentielle s'appuie sur le modèle élasto-endommageable de Mazars (1984) à l'origine développé pour les bétons. Dans le modèle élastoplastique endommageable isotrope de Jia *et al.* (2009) pour l'argilite du COx, l'endommagement est également basé sur le critère d'endommagement proposé par Mazars (1984).

Ainsi, l'influence de la contrainte de confinement sur le comportement post-pic observée sur des éprouvettes est introduite dans le calcul de l'endommagement maximum, à travers le paramètre η_r , déjà introduit dans l'Eq. (3.15) et rappelé ici, qui permet ainsi de rendre compte de la transition fragile – ductile :

$$\eta_r = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_{res}}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{pic}} \quad (4.3)$$

Finalement, l'endommagement est important à faibles contraintes de confinement, alors que pour les contraintes de confinement supérieures à la contrainte de transition (σ_3^{bd}), l'endommagement est inactif. En effet, pour des contraintes de confinement supérieures à σ_3^{bd} , le comportement des argilites est ductile : ce qui en présence d'endommagement, signifie que ce dernier serait diffus. Analogiquement à la phase pré-pic, un tel endommagement n'induit pas de réduction des modules effectifs : ce qui revient à ne pas activer l'endommagement pour ces niveaux de contraintes de confinement. En d'autres termes, pour des confinements supérieurs à σ_3^{bd} , le comportement reste ductile élastoplastique sans endommagement.

Ainsi pour des confinements inférieurs à σ_3^{bd} , l'endommagement maximal est défini par :

$$D_{max} = 1 - \eta_r \quad (4.4)$$

où pour $\sigma_3 = \sigma_3^{bd}$ ($D_{max} = 0$), alors que pour $\sigma_3 = 0$ ($D_{max} = 1 - \sqrt{s_{res}/s_{pic}}$). On notera que η_r (ratio entre les résistances résiduelle et au pic) est défini avec les contraintes principales extrêmes σ_1 et σ_3 , c'est-à-dire que le critère classique de Hoek-Brown (avec l'exposant $a = 1/2$) et indépendant de la géométrie des contraintes (θ : angle de Lode). Ce choix est justifié pour des raisons de simplicité et de l'absence de données expérimentales permettant de quantifier une éventuelle dépendance de η_r avec le chemin de chargement (compression versus extension).

Schématiquement, le modèle élastoplastique et endommageable proposé est illustré sur la Figure 4.1. Le comportement pré-pic du matériau est durcissant sans modification de l'élasticité. Le comportement post-pic est radoucissant et considère un endommagement isotrope couplé à la plasticité. Entre le pic et le début de la phase résiduelle l'endommagement modifie le tenseur des modules élastiques. Enfin, la phase résiduelle est décrite par une plasticité parfaite dont la valeur correspond à la résistance résiduelle atteinte lors des essais de laboratoire.

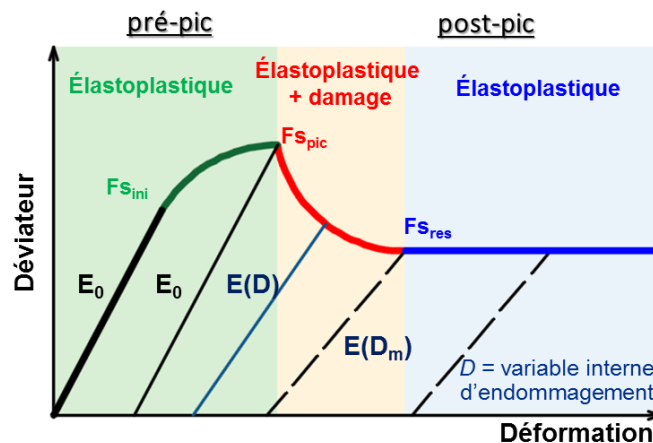


Figure 4.1.- Modèle élastoplastique et endommageable du comportement des argilites avec les phases pré- et post-pic, et résiduelle.

4.3 Implémentation « built-in » intégrée dans Comsol Multiphysics® du modèle proposé

4.3.1 Implémentation « built-in » de la plasticité

Cette option d'implémentation diffère de celle de l'« external material » déjà utilisée et discutée dans le Chapitre 3, sur les points suivants (Laviña et Idiart, 2018) :

- elle ne nécessite pas de langage de programmation (C++ par exemple) ;
- toutes les variables sont accessibles en pré- et post traitements.

L'avantage de l'implémentation « built-in » par rapport à l'implémentation « external material » c'est que les surfaces de charges, potentiels plastiques et lois d'écoulement sont utilisés pour

faire les projections nécessaires dans une approche plastique unifiée interne à Comsol. Elle bénéficie donc du retour d'expérience des solveurs non linéaires adaptés aux calculs plastiques propre au code Comsol. De plus, un autre avantage est la possibilité de coupler complètement le modèle implémenté avec d'autres modèles constitutifs mécaniques et/ou physiques préexistants dans Comsol. Toutefois la programmation est moins flexible que dans le cas de l'implémentation « external material », et il est impossible de debugger ses équations constitutives.

Dans ce qui suit, l'implémentation du modèle élastoplastique anisotrope et endommageable, par l'approche « built-in », est détaillée.

Dans cette implémentation, on travaille avec les valeurs actuelles et celles qui ont été calculées à la précédente étape, car l'accès au cours du calcul à certaines variables dans Comsol est impossible. La surface de charge et le potentiel plastique (Équations 3.6 et 3.9) sont définis dans le module « Plasticity » de Comsol (Figure 4.2). Les fonctions et variables d'état du modèle élastoplastique sont écrites dans les variables ajoutées à Comsol (Figure 4.3 et 4.4) dans le nœud « Definitions ». Les invariants de contraintes p et q sont directement calculés dans Comsol indépendamment de la loi de comportement, alors que pour l'angle de Lode θ défini dans l'équation 3.7, il diffère de celui calculé intérieurement dans Comsol : nous avons procédé à un changement de variable par rapport à l'angle de Lode défini dans Comsol ($\theta = \theta_{Comsol} - \pi/6$), où $\theta = \frac{1}{3} \sin^{-1} \left(-\frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}} \right)$ et $\theta_{Comsol} = \frac{1}{3} \cos^{-1} \left(\frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}} \right)$. Toutes les conditions relatives à l'intersection entre les surfaces et les évolutions des paramètres indépendants A et B, par rapport à la distorsion plastique, sont montrées sur la Figure 4.4.

4.3.2 Implémentation du comportement endommageable

L'implémentation de l'endommagement, qui dans le cas présent est exprimée en fonction de la distorsion plastique (Équation 4.2), est illustrée sur la Figure 4.5. Selon le concept de déformation équivalente, l'endommagement modifie les propriétés élastiques effectives du matériau anisotrope (Figure 4.6). En première approximation, nous avons admis que seuls les modules de Young et de cisaillement sont impactés par la variable d'endommagement.

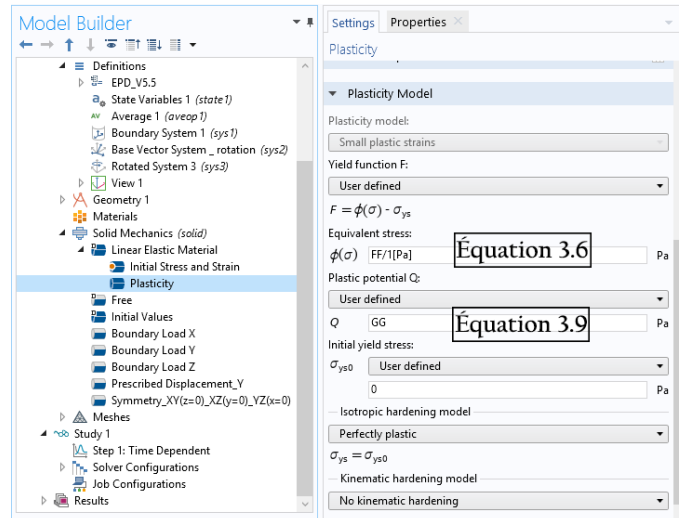


Figure 4.2.- Module plastique de Comsol.

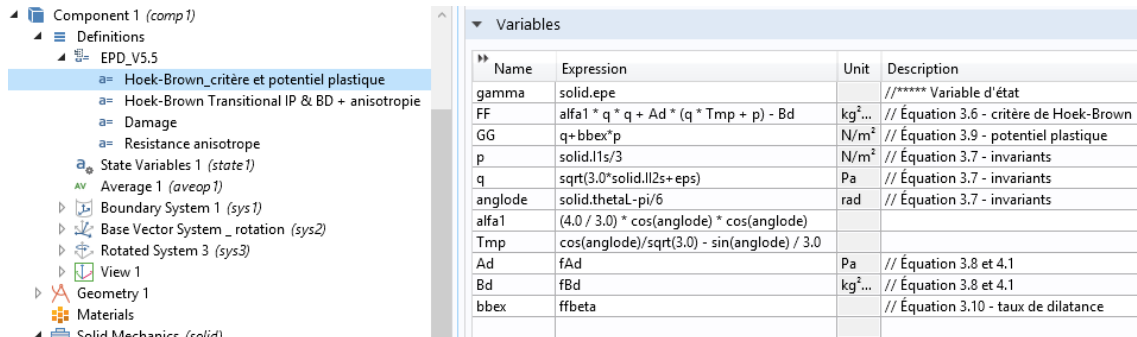


Figure 4.3.- Surface de charge élastoplastique généralisant le critère de Hoek-Brown dans l'espace des invariants de contraintes.

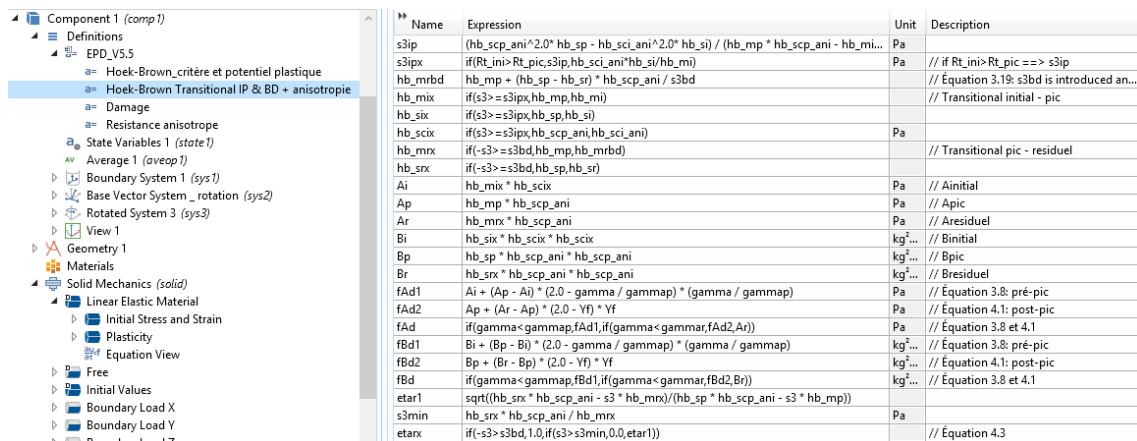


Figure 4.4.- Expressions de surfaces de charge initiale, au pic et résiduelle, variables d'état et lois d'érouissage

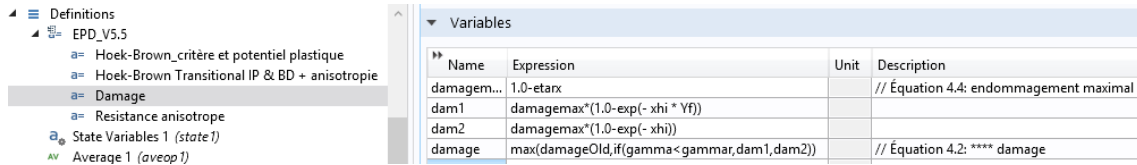


Figure 4.5.- Calcul de la variable de l'endommagement.

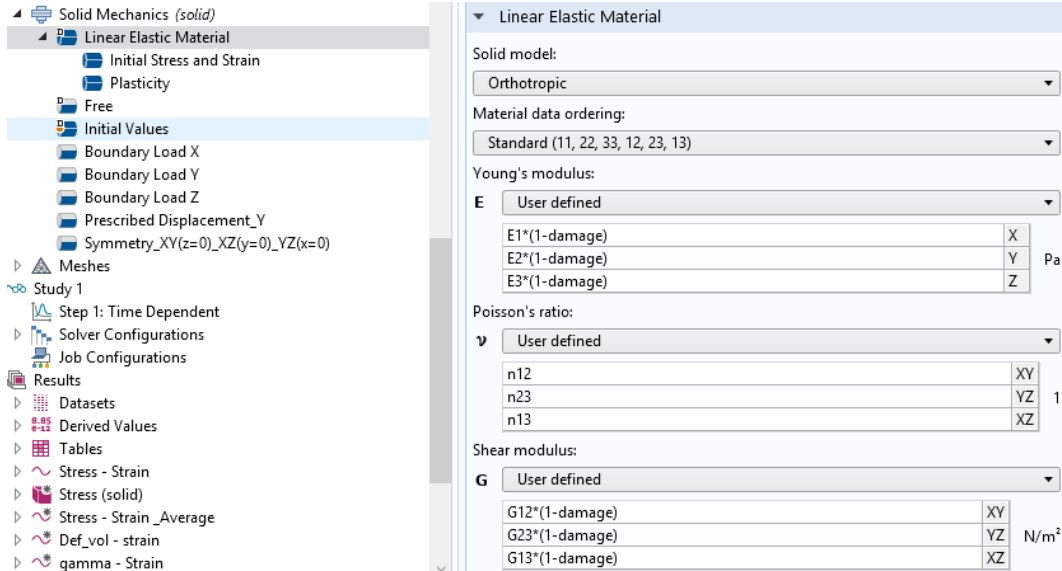


Figure 4.6.- Calcul des modules effectifs (E_i, G_{ij} ; i,j=1,2,3) en fonction de l'endommagement.

4.3.3 Implémentation de la résistance anisotrope

L'orientation du chargement par rapport à la stratification (α) a été déterminée en utilisant le vecteur de la direction de la contrainte principale mineure σ_{p3} (la convention des contraintes de Comsol est : compressions négatives et $\sigma_{p3} \leq \sigma_{p2} \leq \sigma_{p1}$) : $[\text{vec1} \ \text{vec2} \ \text{vec3}]^T$ de l'étape précédente (parce que le vecteur actuel n'est pas connu) et le vecteur normal à la stratification : $[\text{vnx} \ \text{vny} \ \text{vnz}]^T$ (Figure 4.7). La valeur de cet angle permet de déterminer la résistance anisotrope du matériau (Équation 3.22). Sauf mention contraire, la convention de contraintes est celle utilisée en mécanique des roches : compressions négatives et $\sigma_1 \leq \sigma_2 \leq \sigma_3$.

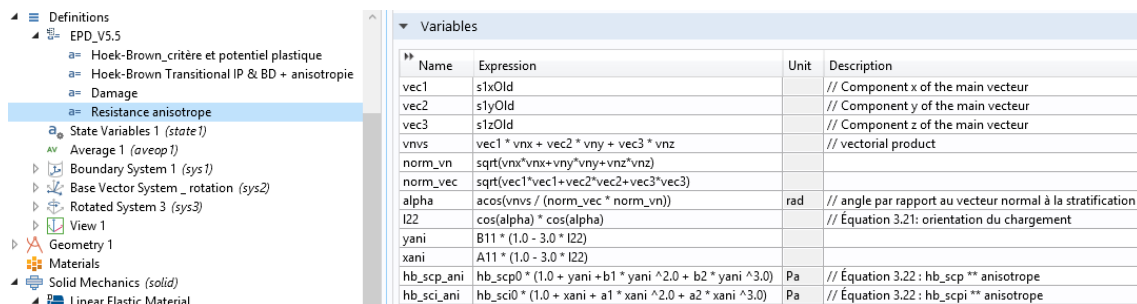


Figure 4.7.- Calcul de la résistance anisotrope à partir de l'angle entre la contrainte majeure et la normale au plan de stratification.

4.3.4 Gestion des variables d'état supplémentaires

La sauvegarde des valeurs de variables du calcul précédent dans la version 5.5 de Comsol est faite en utilisant le module « States variables » (Frei 2020) qui reste plus adapté que dans les versions antérieures de Comsol (Frei 2015). Dans notre cas, cinq variables ont été définies pour être suivies (Figure 4.8). Ce sont : σ_{1p} (qui correspond à σ_3), les composantes du vecteur associé à la contrainte principale mineure σ_{3p} dans la convention des contraintes de Comsol (qui correspond à σ_1) et la variable d'endommagement. Pour éviter les problèmes d'initialisation au moment de déterminer l'angle α , il a été considéré une valeur non nulle pour une des composantes du vecteur (σ_{3p} est prise coaxiale à l'axe Oy par défaut).

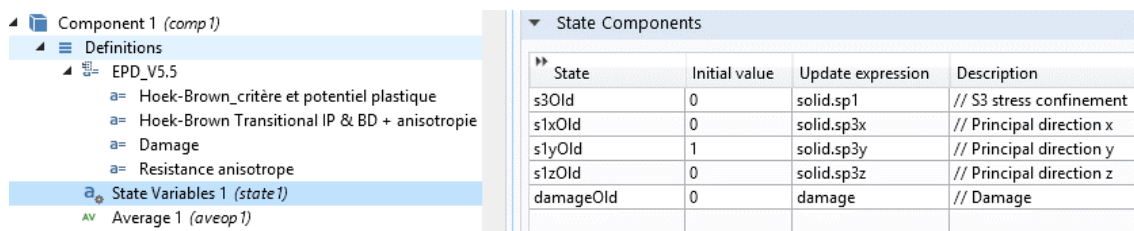


Figure 4.8.- Variables suivies.

4.4 Validation de l'implémentation numérique sur des chemins triaxiaux

Afin de vérifier la restitution du modèle proposé et son implémentation dans Comsol, des essais triaxiaux à différents confinements ont été simulés. La géométrie est constituée d'un cube d'1 m³ de volume avec des conditions symétriques sur les plans xy (z=0), xz (y=0) et yz (x=0). Le chargement déviatorique se fait selon la direction -y et le confinement selon les directions x et z. Différentes applications sont menées avec le jeu de paramètres listé dans le Tableau 4.1 et qui correspond aux valeurs inférieures obtenues (ou admises) à partir d'essais (Su 2003). La géométrie et le maillage sont montrés sur la Figure 4.9. Les paramètres élastiques sont : $E_1 = 5200$ MPa, $E_2 = 4000$ MPa, $\nu_{12} = 0.39$, $\nu_{13} = 0.2$ et $G_{12} = 1740$ MPa, tandis que l'orientation de la stratigraphie a une normale dirigée selon $[0 \ 1 \ 0]^T$, c'est-à-dire horizontale.

Tableau 4.1.- Paramètres endo-plastiques utilisés.

Variable	Valeur	Unité	Variable	Valeur	Unité	Variable	Valeur	Unité
m_{ini}	1.5	-	σ_{c_pic}	33.5	MPa	γ_{ult}	$3\gamma_p$	-
m_{pic}	2	-	σ_{c_ini}	9.6	MPa	β_0	-0.1	-
S_{ini}	1	-	σ_3^{bd}	25	MPa	β_m	0.3	-
S_{pic}	0.128	-	γ_{pic}	0.00575	-	b_β	600	-
S_{res}	$S_{pic}/16$	-	γ_{res}	0.0155	-	χ	Variable	-

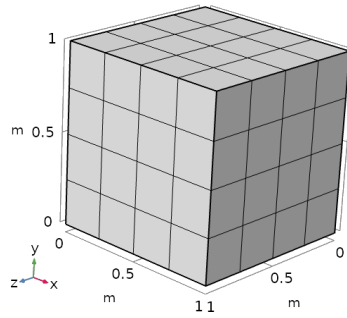


Figure 4.9.- Géométrie et maillage du modèle pour les simulations de compression triaxiale.

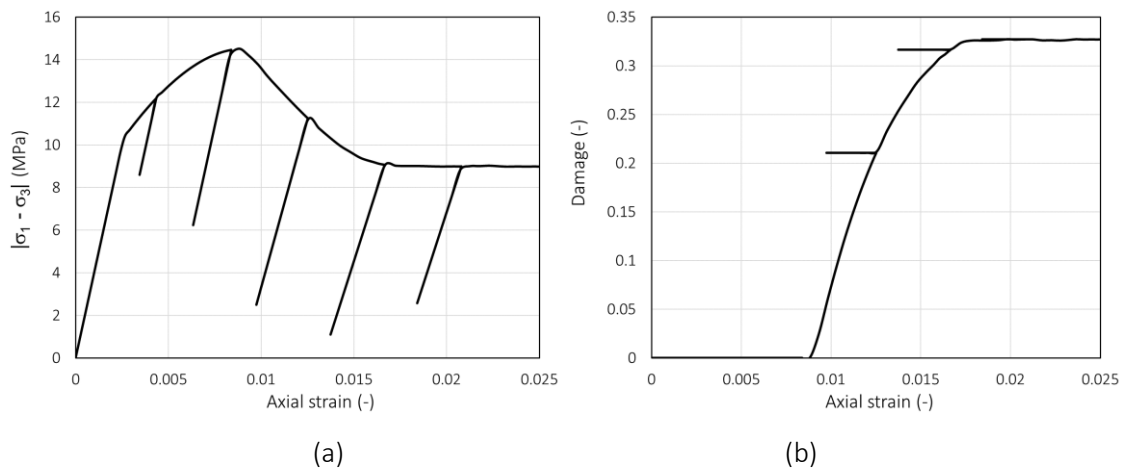
4.4.1 Chargement et déchargement

Pour la compression triaxiale avec des cycles de chargement-déchargement avec un taux de croissance de l'endommagement χ de 2 et un confinement de -1 MPa, les résultats sont synthétisés sur la Figure 4.10. Ils montrent la diminution du module élastique à partir du pic (Figure 4.10a) et que les variables d'état (D et γ) n'évoluent pas avec le déchargement (Figure 4.10b et Figure 4.10c). Aussi, les transitions contractance élastique/plastique et contractance / dilatance du matériau sont reproduites (Figure 4.10d).

4.4.2 Sensibilité par rapport au taux de croissance de l'endommagement (χ)

Une analyse de sensibilité sur le taux de croissance d'endommagement $\chi = 0, 0.1, 1, 2$ est menée pour une compression triaxiale à -1 MPa de confinement (Figure 4.11).

Il ressort que pour des valeurs importantes de χ , la contrainte déviatorique diminue lentement (Figure 4.11a et Figure 4.11b), c'est-à-dire que le taux de croissance de la distorsion plastique diminue la fragilité du matériau (Figure 4.11c et Figure 4.11d), l'endommagement augmente alors rapidement pour atteindre son maximum relatif (Figure 4.11e) et la dilatance de la déformation volumique diminue (Figure 4.11f). Les résultats de l'endommagement n'ont pas atteint l'endommagement maximale (D_{max}), en raison des faibles valeurs de χ utilisées.



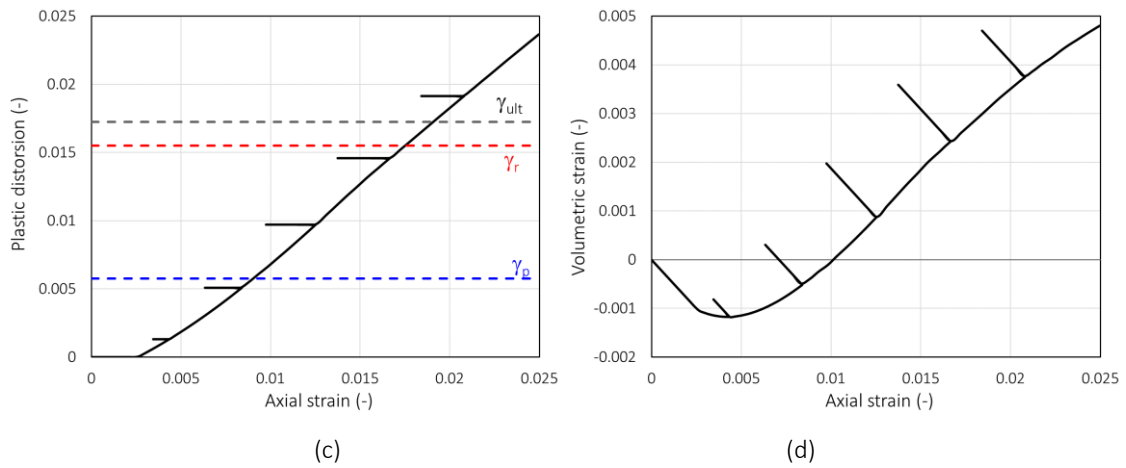
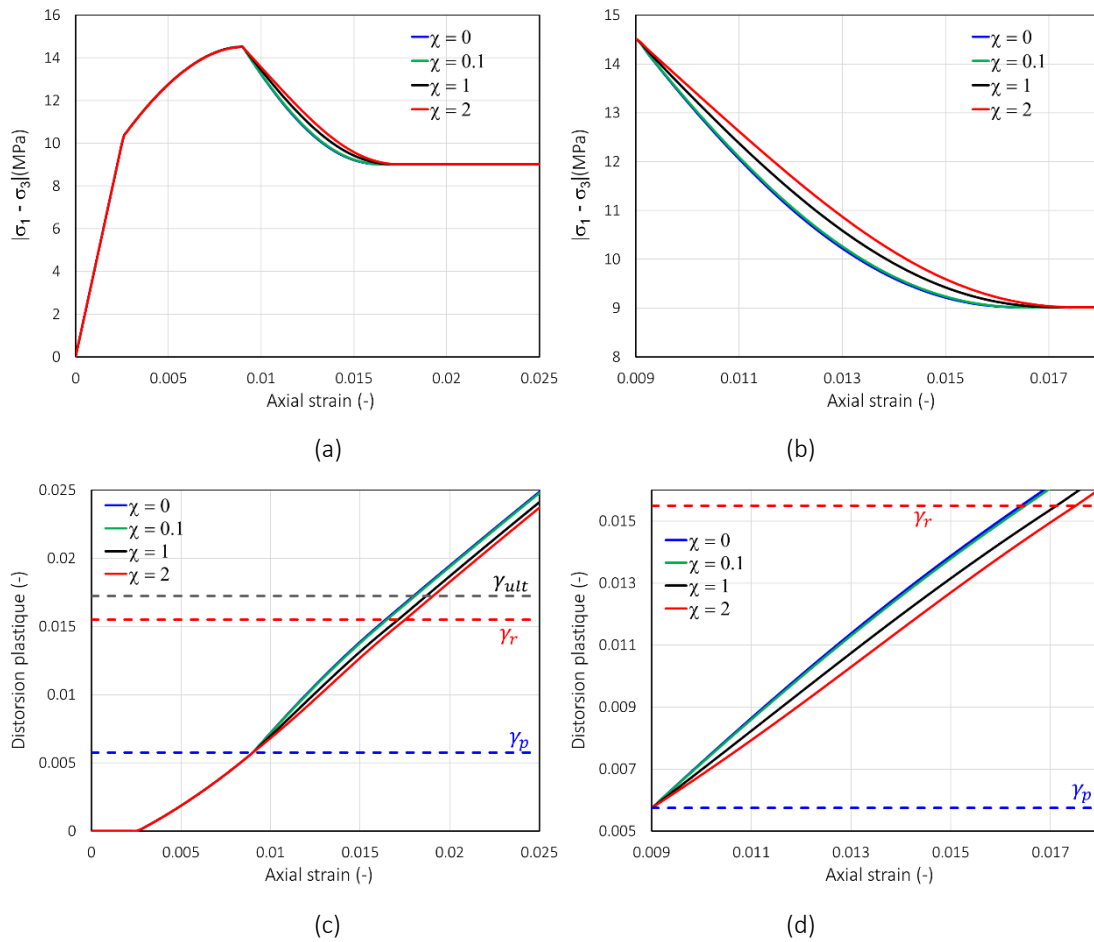


Figure 4.10.- Courbes : (a) contrainte déviatorique -, (b) endommagement -, (c) distorsion plastique – et (d) déformation volumique – déformation axiale.



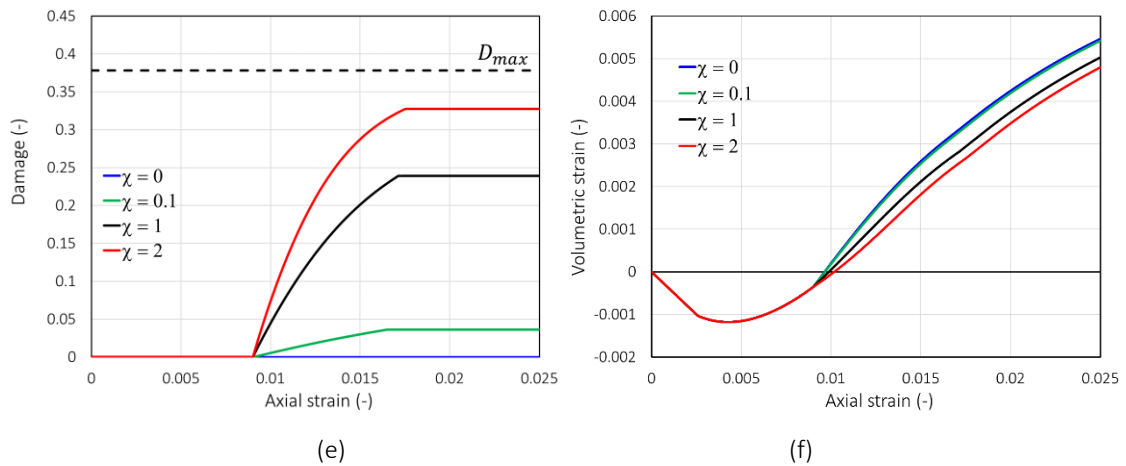
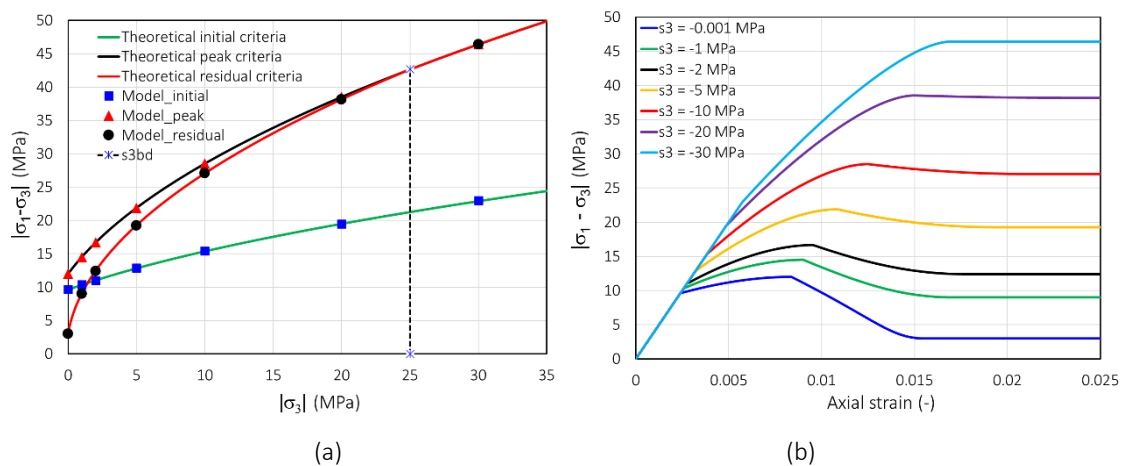


Figure 4.11.- Courbes : (a) contrainte déviatorique –, (b) zoom de contrainte déviatorique –, (c) distorsion plastique –, (d) zoom de distorsion plastique –, (e) endommagement – et (f) déformation volumique – déformation axiale.

4.4.3 Triaxiaux pour différentes contraintes de confinement

Dans cette application, l'objectif est de démontrer la capacité du modèle à reproduire la transition fragile-ductile du matériau pour une contrainte de confinement de transition (σ_3^{bd}) de -25 MPa. Pour des raisons de convergence à faibles contraintes de confinement ($\sigma_3 = -0.001$ MPa), une valeur de χ égale à 2 a été considérée.

Sur la Figure 4.12.a, on peut noter que les résultats et les solutions théoriques des critères de Hoek-Brown à l'initiation de la plasticité, au pic et au résiduel, sont bien corrélés. De plus, le modèle permet de reproduire la transition fragile - ductile du matériau (Figure 14.b). Comme on pouvait s'y attendre, le taux d'endommagement est plus important à faibles contraintes de confinement (Figure 4.12c) puisque D_{max} diminue avec l'augmentation de la contrainte de confinement pour s'annuler au-delà de σ_3^{bd} . Relativement à la déformation volumique, la transition contractance et dilatance du matériau est observée (Figure 4.12d).



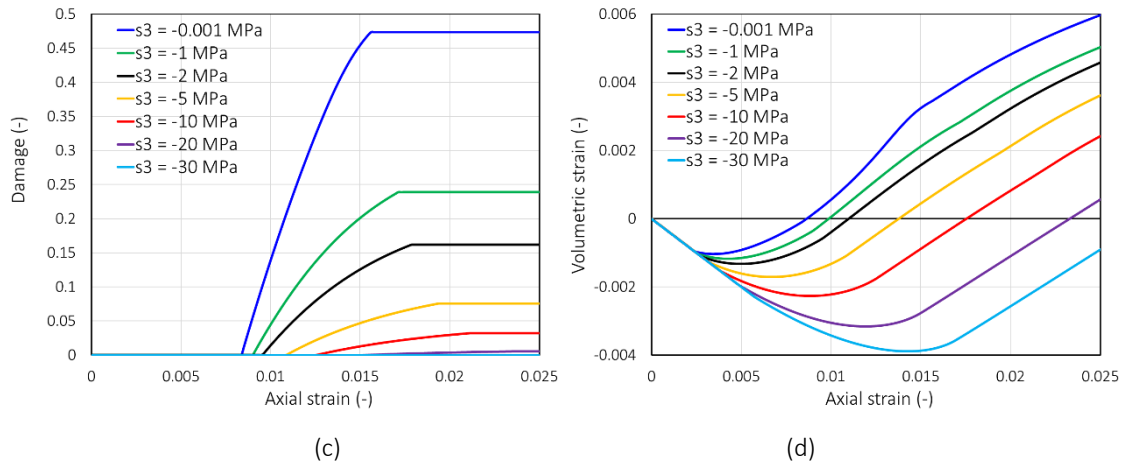


Figure 4.12.- (a) Comparaison des résultats du modèle et seuils théoriques de Hoek-Brown. Courbes pour différentes contraintes de confinement : (b) contrainte déviatorique –, (c) endommagement – et (d) déformation volumique – déformation axiale.

4.4.4 Résistances anisotropes

Les valeurs numériques des paramètres A_{11} , a_1 et a_2 sont celles qui ont été calées en utilisant les valeurs de résistance anisotrope à la compression simple du COx obtenues expérimentalement par Zhang *et al.* (2019) (Figure 3.20), alors que les valeurs des paramètres isotropes σ_{c0_pic} et σ_{c0_ini} proviennent du référentiel géologique de l'Andra. Pour un confinement de -5 MPa, une valeur du taux χ égale à 2 et une orientation de la stratigraphie de 0°, 30°, 45°, 60° et 90° par rapport à la direction de chargement (axe y), le modèle prédit les différentes résistances selon l'orientation (Figure 4.13) qui correspondent bien avec les résistances anisotropes initiale, au pic et au résiduelle théorique.

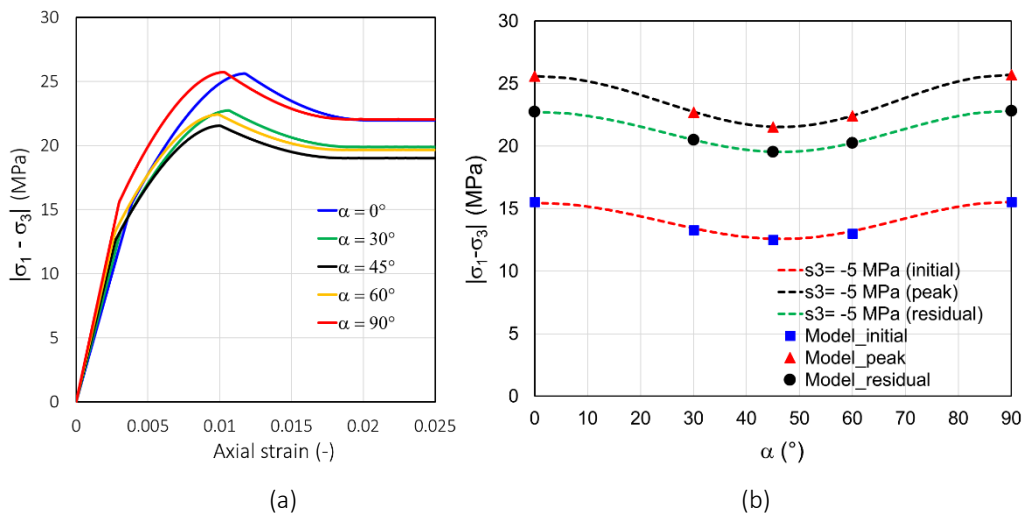


Figure 4.13.- (a) Courbes de contrainte déviatorique – déformation axiale pour différentes orientations de chargement par rapport au litage et (b) comparaison des résultats du modèle et les seuils théoriques anisotropes, pour -5 MPa de confinement.

4.5 Applications aux ouvrages souterrains

Comme dans les précédents chapitres, il s'agit ici d'examiner le caractère opérationnel du modèle développé et implémenté dans Comsol pour des calculs de structures du laboratoire LS M/H-M.

4.5.1 Calcul mécanique : distorsion plastique résiduelle vs maillage

Les simulations de la réponse post-pic (radoucissant) des géomatériaux avec des modèles continus conduisent à des instabilités numériques et à un effet sur la localisation des déformations lorsque l'on réduit la taille des éléments du maillage (Nayak et Zienkiewicz 1972, Pietruczack et Mroz 1981, de Borst et Mühlhaus 1992). Cette instabilité est due à un problème mathématique mal posé qui fait que les solutions numériques ne convergent pas vers une solution physiquement admissible, ce qui correspond à une perte de l'unicité de la solution, et se localisent sur des bandes concentrées dont la largeur dépend de la taille du maillage (Pietruczack et Mroz 1980, Read et Hegemier 1984, De Borst *et al.* 1993, Peerlings *et al.* 1996, Valanis et Peters 1996, Sabet et De Borst, 2019). Pour bien poser le problème, il est donc nécessaire de reformuler ou d'introduire une méthode de régularisation afin d'éviter cette dépendance au maillage.

La régularisation peut être effectuée en incorporant une échelle de longueur caractéristique dans la formulation. Cette longueur caractéristique dépend du matériau, et elle est habituellement liée à la taille du grain pour des matériaux granulaires ou cimentaires (Patzák et Jirásek 2004). Des méthodes telles que le continuum de Cosserat (Mühlhaus 1989, De Borst 1991, De Borst et Sluys 1991, Steinmann 1994, Stefanou *et al.* 2017), le champ de phase (Francfort et Marigo 1998, Zhou *et al.* 2018, 2019, Giambanco et La Malfa Ribolla 2019), le gradient de plasticité (Vardoulakis et Aifantis 1991, De Borst et Mühlhaus 1992, Pardoën et Collin 2017) et les modèles non locaux (Bažant et Pijaudier-Cabot 1988, Strömberg et Ristinmaa 1996, Jirásek 1998, Bažant et Jirásek 2002, Manica *et al.* 2018) ont été utilisées pour résoudre ce problème de la dépendance au maillage dans les modèles continus radoucissants. Dans ce travail, ces approches n'ont pas pu être introduites dans le modèle proposé, en raison du manque de temps et des objectifs initiaux de la thèse. La régularisation du modèle développé peut donc constituer pleinement une des perspectives de ce travail.

Cependant, afin de déterminer la limite du modèle pour les modélisations comportant la phase post-pic, notamment, dans la modélisation mécanique de la galerie GCS du LS M/H-M (// à la contrainte horizontale majeure), une étude de sensibilité sur la distorsion plastique résiduelle (γ_r) par rapport au maillage a été menée.

L'état de contrainte initial est : $\sigma_x = \sigma_h = 12.4$ MPa, $\sigma_z = \sigma_v = 12.7$ MPa et $\sigma_z = \sigma_H = 16.1$ MPa (// à la galerie). Les paramètres mécaniques du modèle de Hoek-Brown correspondant à l'argilite du COx sont listés dans le Tableau 4.1., avec la modification de $\gamma_p = 3.75E-3$, γ_r est variable et un taux de croissance de l'endommagement χ de 2. Les caractéristiques anisotropes élastiques utilisées sont : $E_x = 5200$ MPa, $E_y = 4000$ MPa, $\nu_{xy} = 0.39$, $\nu_{xz} = 0.2$ et $G_{xy} = 1740$ MPa. La géométrie du modèle est de 20x20m avec une zone de rayon externe 3R centrée autour de la galerie de rayon $R=2.6$ m. Dans cette analyse, nous considérons deux types de maillages autour de la galerie : quadrangulaire et triangulaire (Figure 4.14). Les dimensions de ces maillages sont listées dans le Tableau 4.2, où N_w représente le nombre d'éléments sur la paroi de la galerie, N_i : le nombre d'éléments selon les axes x et y, dans la couronne [R, 3R]. Les maillages triangulaires ont été obtenus en insérant un point au centre des éléments quadrangulaires. La discrétisation « quadratic » est employée dans l'intégration du champ de déplacements de la physique « mécanique ».

Tableau 4.2.- Dimensions des maillages et distorsion plastique résiduelle.

Drift wall		Internal area		Residual plastic distortion: γ_r	
N_w	Element size (m)	N_i	Element ratio	Trian. Mesh	Quad. Mesh
12	0.34	8	0.36	0.0135	0.0126
16	0.26	11	0.36	0.0138	0.0133
18	0.23	12	0.36	-	0.0116
20	0.20	13	0.36	0.0148	0.0116
22	0.19	14	0.36	-	0.0121
24	0.17	16	0.36	0.0152	0.0129
28	0.15	18	0.36	0.016	0.0138

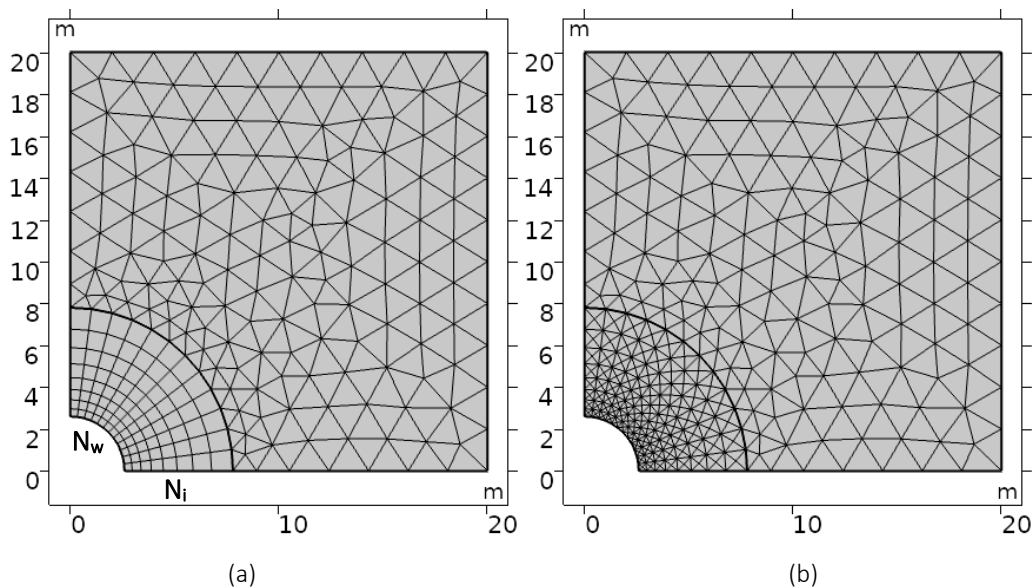


Figure 4.14.- Géométrie et maillage du domaine avec des éléments (a) quadrangulaires et (b) triangulaires.

Les extensions des zones plastiques, les isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement pour le maillage triangulaire (Figure 4.15) et quadrangulaire (Figure 4.16) sont obtenues pour les distorsions plastiques résiduelles indiquées dans le Tableau 4.2. Pour les résultats des maillages triangulaires, les distorsions obtenues restent inférieures à la distorsion plastique résiduelle ($\gamma < \gamma_r$), ce qui indique que le matériau n'a pas atteint la phase résiduelle. Cependant, pour le maillage quadrangulaire $N_w = 18, 20, 22$ et 24 , le critère résiduel est atteint donnant lieu à des extensions interrompues pour les zones en phase résiduelle. De plus, de manière générale les distorsions plastiques diminuent avec le raffinement du maillage, ce qui se reflète dans la diminution des endommagements correspondants.

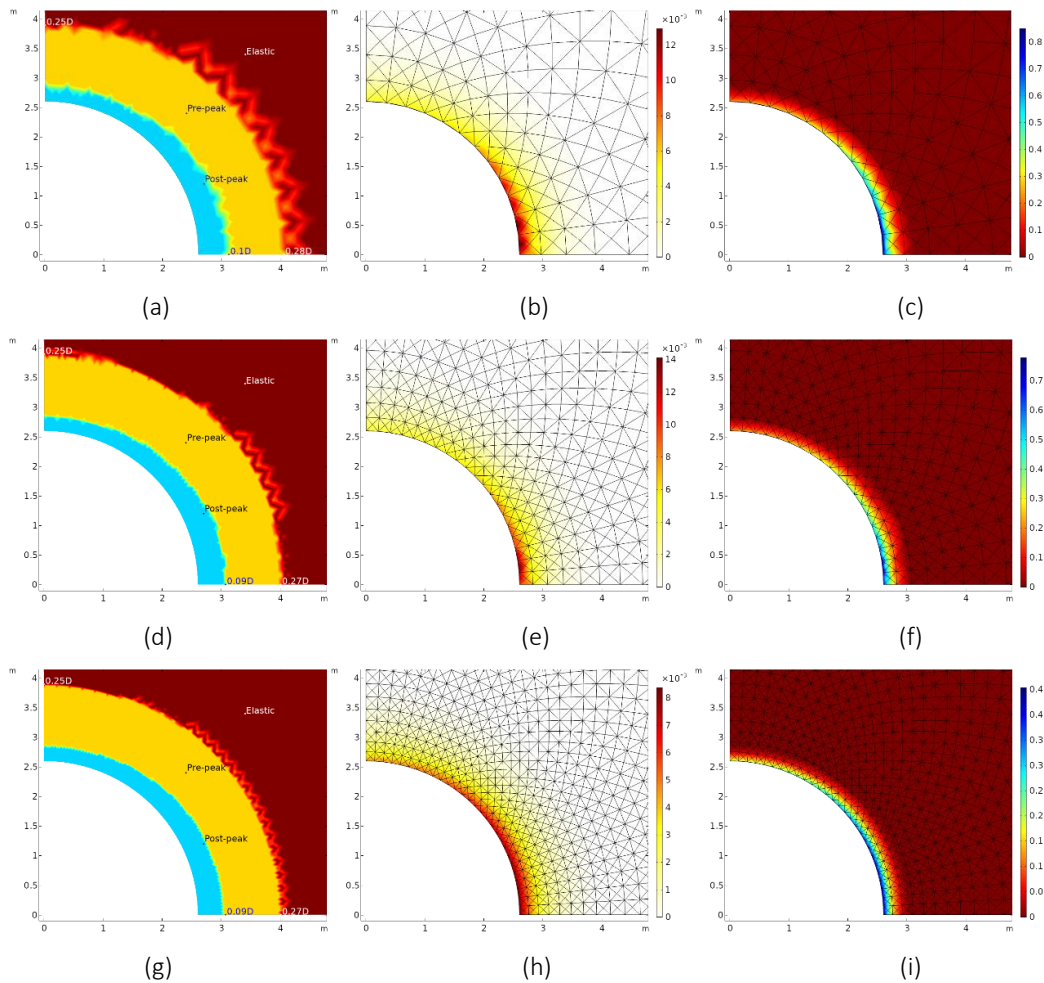
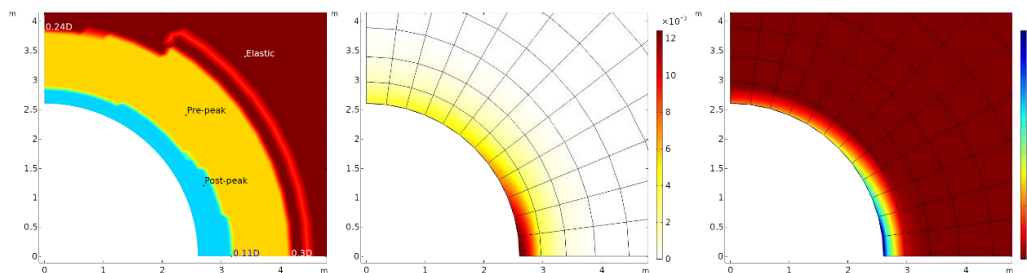
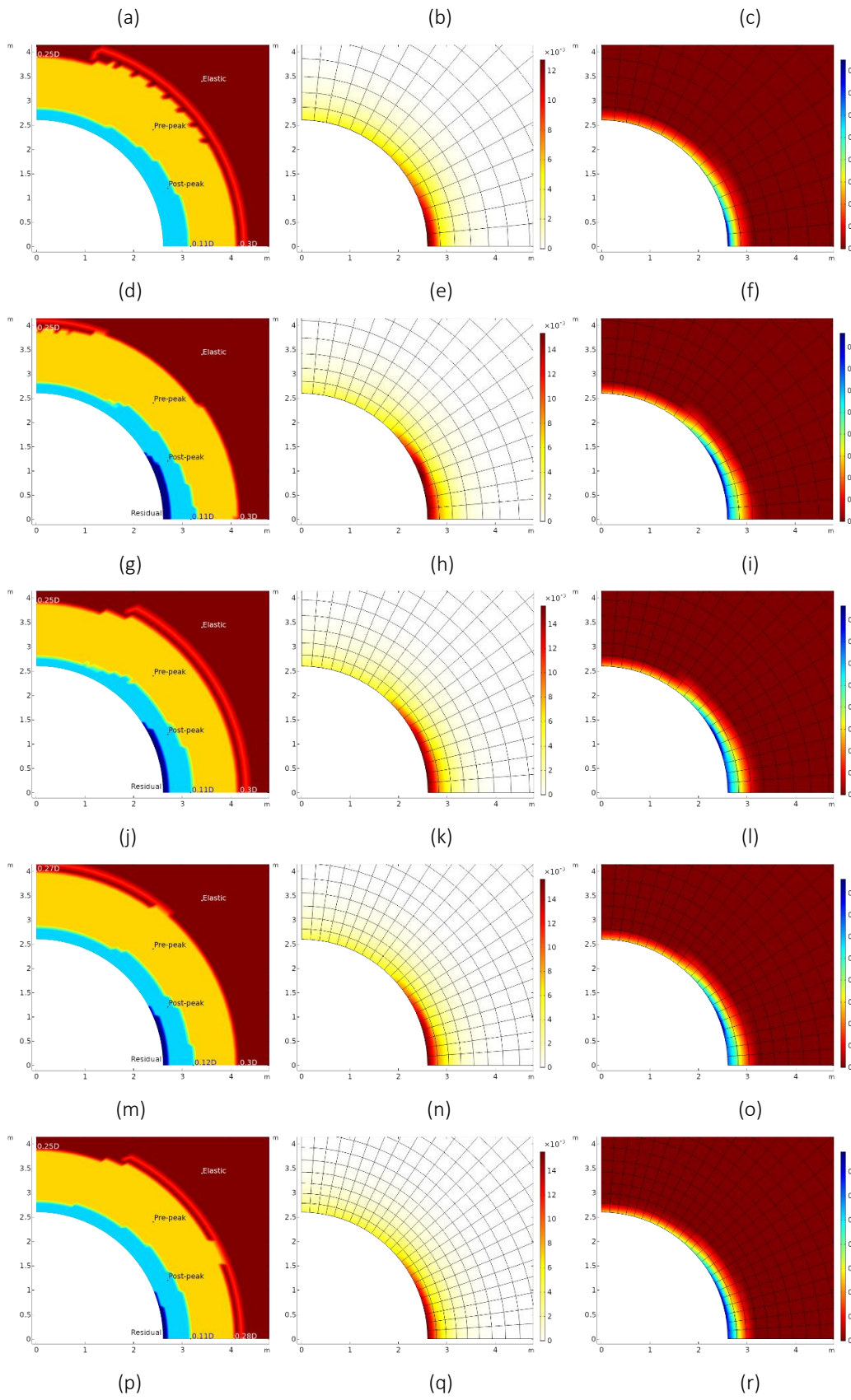


Figure 4.15.- Extension des zones plastiques, isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement pour le maillage triangulaire et N_w : 12 (a-c), 20 (d-f) et 28 (g-i).





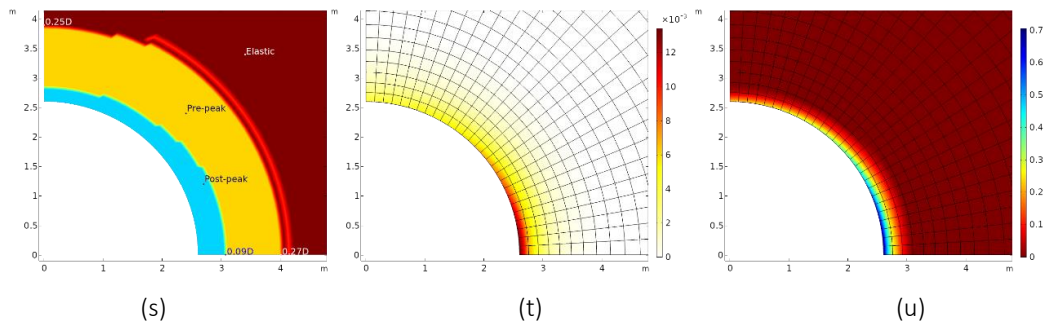


Figure 4.16.- Extension des zones plastiques, isovalues de la distorsion plastique et d’endommagement pour le maillage quadrangulaire et N_w : 12 (a-c), 16 (d-f), 18 (g-i), 20 (j-k), 22 (m-o), 24 (p-r) et 28 (s-u).

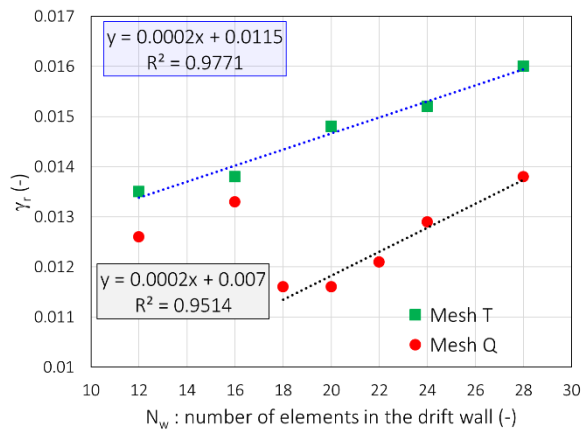


Figure 4.17.- Corrélation linéaire de la distorsion résiduelle et du nombre des éléments dans la paroi de la galerie pour le maillage triangulaire (Mesh T) et quadrangulaire (Mesh Q).

Les distorsions plastiques résiduelles et le nombre d’éléments à la paroi de la galerie (N_w) peuvent être corrélés linéairement avec un coefficient de corrélation de 98% et 95% pour le maillage triangulaire et quadrangulaire, respectivement (Figure 4.17). Les valeurs des distorsions plastiques pour le maillage quadrangulaire $N_w = 12$ et 16 n’ont pas été prises en compte, parce que ces valeurs sont importantes et dépendent surtout du choix du solveur. Dans cette étude, la même configuration de solveur a été maintenue pour toutes les analyses. Les lignes de corrélation nous indiquent, pour une maille donnée, la valeur de la distorsion résiduelle à utiliser pour que le modèle converge. La comparaison de ces corrélations montre que les maillages quadrangulaires peuvent converger avec moins de distorsion résiduelle par rapport aux maillages triangulaires.

Sur la base de ces résultats, un maillage quadrangulaire autour de la galerie est retenu, en particulier avec $N_w \leq 22$ qui permet d’atteindre le critère résiduel. De plus, une distorsion plastique résiduelle de $12.5E-3$, qui reste dans le domaine de la stabilité numérique, sera utilisée.

4.5.2 Calcul hydromécanique

Dans cette section, la modélisation hydromécanique de la galerie GCS et GED est réalisée. Nous allons d'abord rappeler quelques éléments du comportement hydromécanique observé sur des essais en laboratoire et des mesures *in situ*, ainsi que les équations qui régissent le problème hydromécanique.

4.5.2.1 Comportement hydromécanique

Les conséquences de l'évolution de l'endommagement ne provoquent pas seulement la modification des caractéristiques mécaniques du matériau, elles contribuent également à modifier l'écoulement du fluide à travers l'espace poreux et fissuré. Pendant l'évolution de l'endommagement, la perméabilité peut être modifiée soit par l'apparition et la croissance de fissures discrètes ou soit par le développement de l'endommagement sous la forme de microfissures et de microvides (Pellet et Selvadurai 2017).

Afin de comprendre la modification de la perméabilité sous l'action de la contrainte déviatorique, plusieurs études expérimentales ont été menées (Paterson 1978, Ferfera *et al.* 1997, Schulze *et al.* 2001, Paterson et Wong 2005, Choinska 2006, Popp et Salzer 2007, Wang *et al.* 2014). Ces études montrent que dans l'évolution de la perméabilité on peut considérer l'existence de principales régions. Des essais triaxiaux réalisés avec mesure de perméabilité sur l'argilite de la formation Callovo-Oxfordien par Zhang (2016) permettent de distinguer 4 zones (Figure 4.18) :

- Zone I : une première phase non-linéaire associée à la fermeture des microfissures initiales, suivie d'un comportement linéaire jusqu'au seuil de contrainte d'initiation de fissures.
- Zone II (entre la contrainte d'initiation et le seuil de dilatance) : une phase de durcissement plastique non linéaire et une contraction volumique. Les microfissures existantes et nouvellement créées, restent généralement fermées pendant le cisaillement. En conséquence, de très faibles variations de perméabilité se produisent.
- Zone III : quand la contrainte dépasse le seuil de dilatance, la déformation volumique devient dilatante due à l'ouverture des microfissures. Certaines microfissures se développent, se propagent et se coalescent rapidement dans un réseau continu qui traverse l'échantillon (seuil de percolation) et qui occasionne une augmentation de la perméabilité.
- Zone IV : au-delà du seuil de percolation (pic et phase post-rupture) jusqu'à la contrainte résiduelle, la connexion des fissures entraîne une augmentation de la perméabilité,

accompagnée d'une très faible dilatance. Une fois que la connectivité des fissures est suffisamment développée, les déformations supplémentaires sont principalement dominées par le glissement le long de la fracture, de sorte que l'augmentation de la perméabilité par la fracturation est limitée.

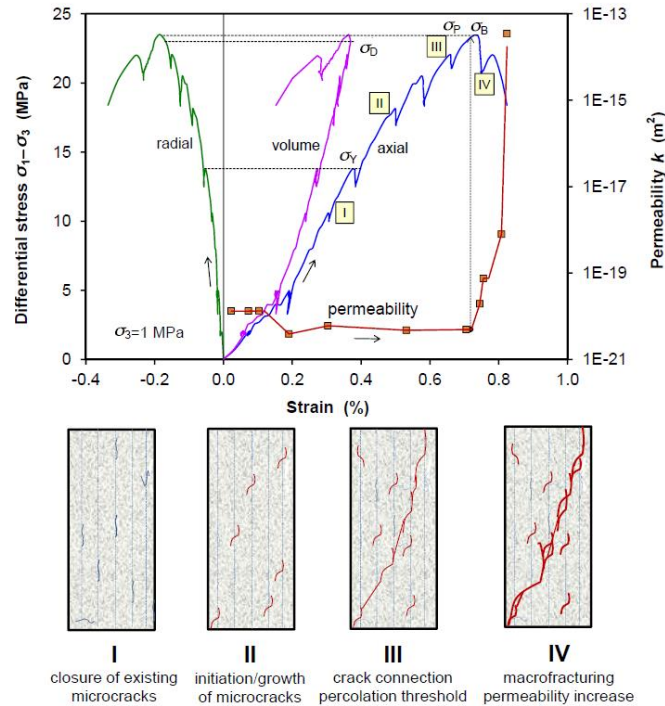


Figure 4.18.- Exemple de la réponse contrainte-déformation-perméabilité de l'argile et un modèle conceptuel d'évolution de fissure lors du chargement triaxial (Zhang 2016).

Selon l'étude réalisée par Choinska (2006) sur des bétons et en considérant une contrainte appliquée de 95% de la contrainte maximale (phase pré-pic), les évolutions de la perméabilité ($k/k_0 > 1$) sous chargement et après déchargement (Figure 4.19), apparaissent à partir de 85 % de la contrainte maximale (ce qui correspond à 70 % de la déformation au pic de contrainte). Popp et Salzer (2007) indiquent que le seuil d'initiation de fissures vaut 60% de la résistance au pic. Abdi *et al.* (2015) considèrent approximativement 70%-75% de la résistance au pic pour le seuil d'endommagement de l'argilite de Tournemire. Selon Rahal (2015), cette contrainte est entre 70% et 90% de la contrainte maximale.

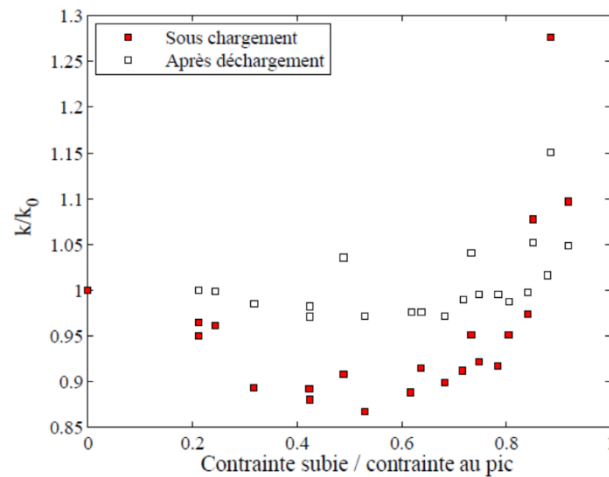


Figure 4.19.- Évolution du rapport des perméabilités des matériaux endommagé (k) et sain (k_0), en fonction du rapport de la contrainte subie sur la contrainte au pic (Choinska, 2006).

Des études expérimentales montrent la dépendance de la perméabilité et de l'endommagement sous l'effet du confinement. Avec l'augmentation de la contrainte de confinement, la perméabilité diminue (Figure 4.20c) due à la fermeture des microfissures ou microvides. Cette contrainte de confinement compacte progressivement la structure interne du matériau et le comportement fragile devient ductile (Figure 4.20a et b). De cette manière on retarde l'initiation, la croissance et la propagation des fissures. On augmente le seuil d'initiation de fissures, le seuil de dilatance, le seuil de percolation et la contrainte maximale (Zhang 2016). Ce comportement a été également observé par Ferfera *et al.* (1997) et Boutéca *et al.* (2000) pour le grès des Vosges, par Schutjens *et al.* (2004) pour des réservoirs de grès et par Chen *et al.* (2014a) pour le granite de Beishan.

L'augmentation de la perméabilité avec l'endommagement reste un point particulièrement critique en particulier lorsque le réseau des microfissures induites devient percolant (seuil de percolation). Le seuil de percolation est associé au début de la connectivité des microfissures et au-delà de laquelle la perméabilité change considérablement, parce que l'ouverture des fissures propagées est plus importante que celle des fissures ou pores initiaux. Les modèles proposés dans le cas continu permettent de reproduire de manière satisfaisante l'évolution de la perméabilité de l'endommagement diffus, notamment, en compression uniaxiale. Dans ce cas, la fissuration est progressive et la transition vers la formation d'une macrofissure n'est pas brutale (Pijaudier-Cabot *et al.* 2009, Rahal *et al.* 2016). A l'inverse, en traction uniaxiale, les microfissures se localisent subitement dans une macrofissure et la transition est très brusque. Dans ce cas, la perméabilité est évaluée phénoménologiquement à partir de l'ouverture de la fissure (Pijaudier-Cabot *et al.* 2009).

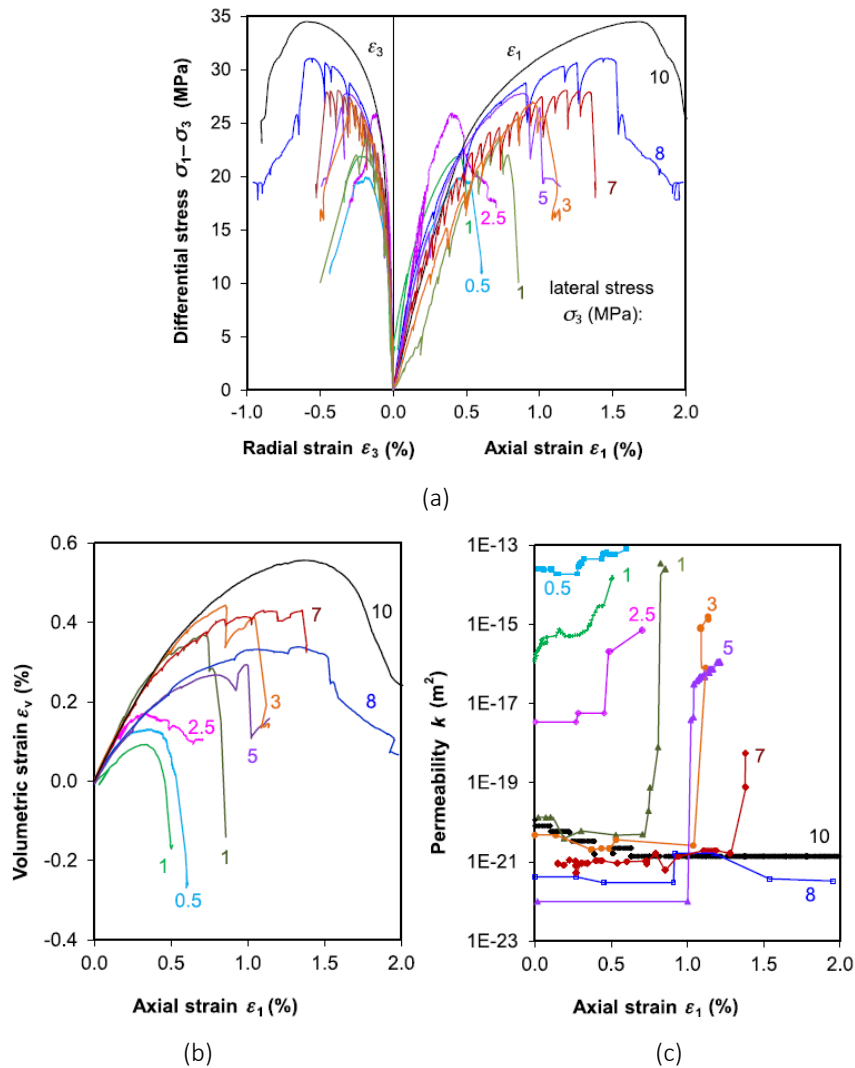


Figure 4.20.- Influence du confinement à : (a) la contrainte maximale, (b) la déformation volumétrique et (c) la perméabilité (Zhang 2016).

Des mesures de perméabilité ont été réalisées dans les laboratoires souterrains de Mont Terri (Bossart *et al.* 2002, 2004) et LS M-H/M (Armand *et al.* 2014) qui se trouvent respectivement dans les formations argileuses d'Opalinus et Callovo-Oxfordien. En particulier, au LS M-H/M, des mesures de perméabilité (Figure 4.21 et Figure 4.22) ont été réalisées dans des forages verticaux et horizontaux aux galeries GCS et GED. Ces mesures *in situ* indiquent (Armand *et al.* 2014) la présence de valeurs élevées de perméabilité au voisinage de la galerie en raison des fractures connectées, une variation de la perméabilité en fonction de la distance au mur de la galerie et l'anisotropie de la perméabilité de l'argilite de COx saine dans les directions parallèles et perpendiculaires à la stratification. Le ratio d'anisotropie de perméabilité de la roche saine observé est de 3.

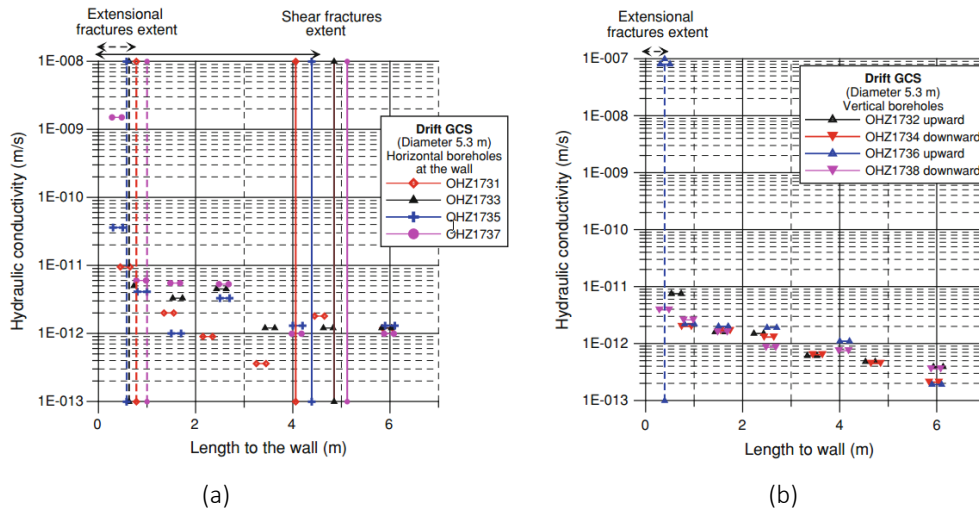


Figure 4.21.- Conductivité hydraulique mesurée dans la galerie GCS (parallèle à σ_H) : forages (a) verticaux et (b) horizontaux (Armand *et al.* 2014).

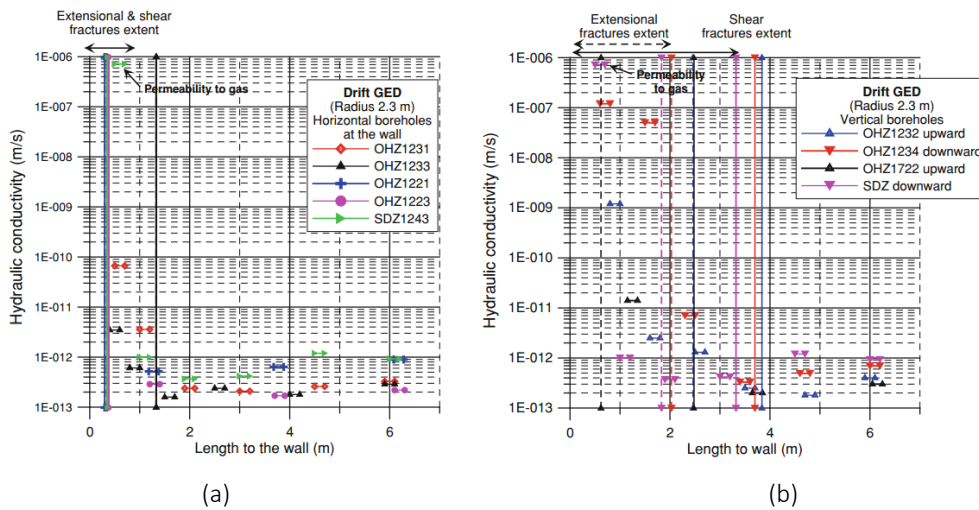


Figure 4.22.- Conductivité hydraulique mesurée dans la galerie GED (parallèle à σ_H) : forages (a) verticaux et (b) horizontaux (Armand *et al.* 2014).

Enfin, les zones de fractures connectées sont généralement associées à une augmentation de la perméabilité de plusieurs ordres de grandeur, et par conséquent, leur formation et leur évolution au cours du temps doivent être évaluées dans le cadre de l'évaluation de la sécurité d'un potentiel stockage de déchets radioactifs.

En ce qui concerne l'évolution de la perméabilité avec l'endommagement, deux principales approches sont utilisées dans la littérature.

Une première approche considère la continuité et la distribution homogène de l'endommagement du matériau. La perméabilité peut être exprimée en fonction des variables internes macroscopiques liées à la dégradation du matériau (variable d'endommagement) et, dans certains cas, elle peut aussi être fonction de la déformation (élastique ou plastique) ou de

la porosité. Ces approches sont prépondérantes pour décrire les variations de la perméabilité, car ces variables internes sont accessibles dans la plupart des codes aux éléments finis. Plusieurs modèles phénoménologiques de perméabilité pour les roches ou les bétons sont proposés dans la littérature par : Bourdarot (1991), Souley *et al.* (2001), Picandet *et al.* (2001), Gawin *et al.* (2002), Jason *et al.* (2007), Yang (2011) et Chen *et al.* (2014a) pour le cas isotrope. Les modèles de Bary *et al.* (2000), Chen *et al.* (2014b) portent sur le cas anisotrope. Dans la littérature, il existe plusieurs modèles fondés sur cette approche pour l'argilite du COx (Pardoen *et al.* 2016, Mánica *et al.* 2017, Souley *et al.* 2017a, Manica 2018).

Une seconde approche considère l'apparition des discontinuités à l'échelle microscopique. La perméabilité peut être exprimée en fonction des variables microscopiques associées à la fissuration (épaisseur, ouverture, longueur, fréquence ou espacement, orientation, forme). Après l'homogénéisation, le plus souvent ces modèles dépendent de la déformation et donc implicitement de l'ouverture. Cette approche s'appuie le plus souvent sur la loi cubique décrivant l'écoulement laminaire de fluide entre 2 plaques parallèles. Dans la littérature, pour le cas isotrope, on retrouve les modèles de perméabilité proposée par Olivella et Alonso (2008) et Pijaudier-Cabot *et al.* (2009). Alors que pour les cas anisotropes, les modèles proposés sont ceux de Fauchet (1991), Oda *et al.* (2002), Zhou (2006), Maleki et Pouya (2010) et Rahal *et al.* (2017).

Dans ce qui suit, nous rappelons quelques modèles d'évolution de perméabilité en fonction de l'endommagement (scalaire ou tenseur), ou de la déformation plastique ou la déformation d'extension.

- Bourdarot (1991) : l'évolution de la perméabilité utilise une loi exponentielle liée à la variable d'endommagement isotrope à partir d'un modèle élastique endommageable :

$$k = k_o \left(\frac{k_U}{k_o} \right)^D \quad (4.5)$$

où, k_o est la perméabilité intrinsèque du matériau intact et k_U est la perméabilité finale du matériau totalement endommagé. Cependant, l'auteur donne très peu d'information pour déterminer la perméabilité finale ;

- Souley *et al.* (2001) : l'évolution de la perméabilité est basée sur une loi logarithmique en fonction de la longueur moyenne des microfissures (a) et la considération d'un seuil de percolation (l_{rat}) de perméabilité :

$$k = k_o \quad \text{si, } \frac{a}{a_o} < l_{rat}$$

$$\log\left(\frac{k}{k_o}\right) = C\left(\frac{a^3}{a_o^3} - l_{rat}^3\right) \quad \text{si, } \frac{a}{a_o} \geq l_{rat} \quad (4.6)$$

Où, C est une constante du matériau, a_o est longueur moyenne initiale des microfissures et k_o est la perméabilité initiale intrinsèque du matériau. Ce modèle a été proposé pour les roches fragiles et appliqué au granite du Lac Bonnet ;

- Picandet *et al.* (2001) : l'évolution de la perméabilité est décrite par une loi exponentielle liée à la variable d'endommagement :

$$k = k_o \exp((A D)^B) \quad (4.7)$$

Où, A et B sont des coefficients de calage. Pour le comportement de 3 bétons testés, ces coefficients sont fixés à 11.3 et 1.64 respectivement ;

- Gawin *et al.* (2002) : l'évolution de la perméabilité utilise une loi logarithmique liée à la variable d'endommagement, pour des valeurs d'endommagement $D \in [0.2 - 0.8]$ (Rahal 2015), tel que :

$$k = k_o(10^A)^D \quad (4.8)$$

Où A est un coefficient de calage ;

- Jason *et al.* (2007) : la perméabilité utilise une loi logarithmique en fonction de la variable d'endommagement et la considération d'un seuil d'endommagement. Basée sur les travaux de Picandet *et al.* (2001), Souley *et al.* (2001) et Jason (2004), la perméabilité est exprimée de la manière suivante :

$$k = k_o \quad \text{si, } D < D_o$$

$$k = k_o 10^{C(D-D_o)} \quad \text{si, } D \geq D_o \quad (4.9)$$

Où C est une constante et D_o est le seuil d'endommagement isotrope à partir duquel il y a une évolution de la perméabilité.

- Yang (2011) : la perméabilité est liée à la déformation équivalente d'extension (ε^+) :

$$k = k_o \left(1 + m \left(1 - \frac{1}{\exp(n\varepsilon^+)} \right)^2 \right) \quad (4.10)$$

Où m et n sont des coefficients de calage et la perméabilité est déterminée à partir des résultats de *pulse-test* ;

- Chen *et al.* (2014a) : basé sur les travaux de Souley *et al.* (2001), la perméabilité dépend à la fois de la variable d'endommagement et de la pression de confinement (p'_c) :

$$k = k_o p'_c{}^{-B} \exp(A(D - D_o)) \quad (4.11)$$

Où D_o est le seuil de perméabilité de l'endommagement, A et B sont des coefficients de calage. Ce modèle a été proposé pour les roches fragiles et appliqué au granite de Beishan ;

- Bary *et al.* (2000) : le tenseur de perméabilité est relié aux variables d'endommagement associées aux déformations d'extension en utilisant un tenseur symétrique d'endommagement anisotrope d'ordre 2 :

$$\mathbf{k} = \begin{pmatrix} k_1(D_2^+, D_3^+) & & \\ & k_2(D_1^+, D_3^+) & \\ & & k_3(D_1^+, D_2^+) \end{pmatrix} \quad (4.12)$$

Où D_i^+ ($i = 1,2,3$) est la variable d'endommagement associé à la déformation d'extension dans la direction i ;

- Chen *et al.* (2014b) : le tenseur de perméabilité est relié au tenseur symétrique d'endommagement anisotrope d'ordre 2 et basé sur les travaux de Jason *et al.* (2007). La perméabilité dans la direction i est :

$$\begin{aligned} k_i &= k_o & \text{si, } \text{Max}(D_j, D_k) \leq D_o \\ k_i &= k_o 10^{C(\text{Max}(D_j, D_k) - D_o)} & \text{si, } \text{Max}(D_j, D_k) > D_o \end{aligned} \quad (4.13)$$

Où k_i est la perméabilité dans la direction principale d'endommagement i . D_j et D_k sont les valeurs d'endommagement selon les axes principaux perpendiculaires à l'axe principal i , C est une constante et D_o est le seuil d'endommagement.

Dans ce travail, la modification de la perméabilité intrinsèque sera basée sur l'approche phénoménologique d'autant plus que les modèles utilisés ou développés sont tous phénoménologiques. L'autre intérêt est d'ordre pratique puisque toutes les variables internes macroscopiques nécessaires à décrire une évolution de la perméabilité sont facilement accessibles dans Comsol Multiphysics®. Plus de détails sur le modèle de perméabilité retenu se trouvent dans la section 4.7.2.

4.5.2.2 Formulation du couplage hydromécanique

Les équations du problème hydromécanique se basent sur les lois constitutives de Hooke et Darcy, les équations d'équilibre et de conservation de la masse du fluide, et la théorie de la

poroélasticité de Biot (Coussy 2004). Les équations qui gouvernent le couplage hydromécanique sont :

$$\begin{aligned} \nabla \cdot (C_{ijkl} \varepsilon_{kl} - b p_f \delta_{ij}) + f_i &= 0 \\ b \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} + \frac{1}{M} \frac{\partial p_f}{\partial t} + \frac{1}{\rho_f} \nabla \cdot q_i &= 0 \end{aligned} \quad (4.14)$$

où C_{ijkl} est le tenseur d'élasticité drainé, ε_{ij} est l'incrément du tenseur de déformations totales, f_i est la force volumique, ε_v est la déformation volumique, p_f est la pression de pore, ρ_f est la densité du fluide, δ_{ij} est le tenseur d'identité, $\nabla = \left[\frac{\partial}{\partial x} \quad \frac{\partial}{\partial y} \quad \frac{\partial}{\partial z} \right]$ est l'opérateur gradient, q_i est le vecteur du flux volumique du fluide, b et M sont respectivement le coefficient de Biot et module de Biot. Ces paramètres de Biot sont considérés isotropes dans une première approximation, bien que certaines études expérimentales aient montré l'anisotropie des coefficients de Biot pour l'argilite du COx (Belmokhtar *et al.* 2017, Braun 2019). Pour un matériau poreux idéal, le module isotrope de Biot vaut :

$$\frac{1}{M} = \frac{n}{K_f} + \frac{(1-b)(b-n)}{K_d} \quad (4.15)$$

où n est la porosité, K_f est K_d sont respectivement le module de compression du fluide et le module de compressibilité drainé du milieu poreux. Selon la loi de Darcy, le flux massique de fluide est :

$$q_i = -\rho_f \frac{k_{ij}}{\mu} p_{f,j} \quad (4.16)$$

où k_{ij} est le tenseur de perméabilité intrinsèque et μ est la viscosité dynamique du fluide. Par perméabilité intrinsèque nous entendons la perméabilité du matériau sain ou du matériau endommagé ou de la zone hydrauliquement perturbée comme l'indique les observations *in situ* (Armand *et al.* 2014).

4.5.2.3 Modélisation hydromécanique de la galerie GCS

La galerie expérimentale GCS (de rayon 2.6 m) a été excavée suivant la contrainte horizontale majeure *in situ* et sans revêtement rigide au niveau principal (-490 m) du LS M/H-M, de sorte que la section transversale présente des contraintes totales initiales quasi-isotropes ($\sigma_v=12.7$ MPa et $\sigma_h=12.4$ MPa). La pression de pore à ce niveau principal est d'environ 4.7 MPa. La galerie a été surveillée par plusieurs forages instrumentés *in situ* dont certains ont été installés avant l'excavation et d'autres qui ont été ajoutés au fur et à mesure de l'avancement de l'excavation. L'instrumentation comprend des extensomètres, des inclinomètres ainsi que des systèmes de mesure de la pression de pore et de la perméabilité. Plus de détails sur la galerie GCS peuvent être consultés dans Armand *et al.* (2014).

Les études menées autour des galeries du LS M/HM ont révélé l'existence de deux zones (ZFC : zone de fracture connectée et ZFD : zone de fracture non-connectée ou discrète) lesquelles ont été détaillées dans le Chapitre 2. On rappelle que relativement à la GCS, l'extension moyenne de la ZFC est de $0.2xD$ en reins et de $0.1xD$ en voûte, alors que la ZFD est de $0.8xD$ en reins (Armand *et al.* 2004). Les convergences à court et long termes ont été largement discutées par Armand *et al.* (2013) et Guayacan-Carrillo *et al.* (2016). La convergence horizontale à la fin de l'excavation est d'environ 20 mm, tandis que dans la direction verticale elle est d'environ 10 mm. Ainsi, le rapport de convergence (horizontale à verticale) est d'environ 2. S'agissant de la pression de pore, les observations *in situ* ont indiqués une surpression de plusieurs mégapascals dans la direction horizontale (Armand *et al.* 2013, Seyedi *et al.* 2017a).

La modélisation numérique se fait en considérant des conditions de déformations planes. Les conditions initiales, la géométrie et le maillage du modèle sont illustrés sur la Figure 4.23. L'excavation est modélisée par la méthode de déconfinement mécanique et hydraulique (préconisé dans Seyedi *et al.* 2017a) pendant 28 jours (durée réelle du creusement de la GCS). Au-delà de cette durée la simulation a été poursuivie sur une durée de 2 ans. Les conditions aux limites sont : une contrainte radiale totale en paroi de 0.3 MPa (correspondant à une pression moyenne de soutènement souple mis en place à cette galerie) et une paroi drainante exposée à la pression atmosphérique ($p_p = 1 \text{ atm}$).

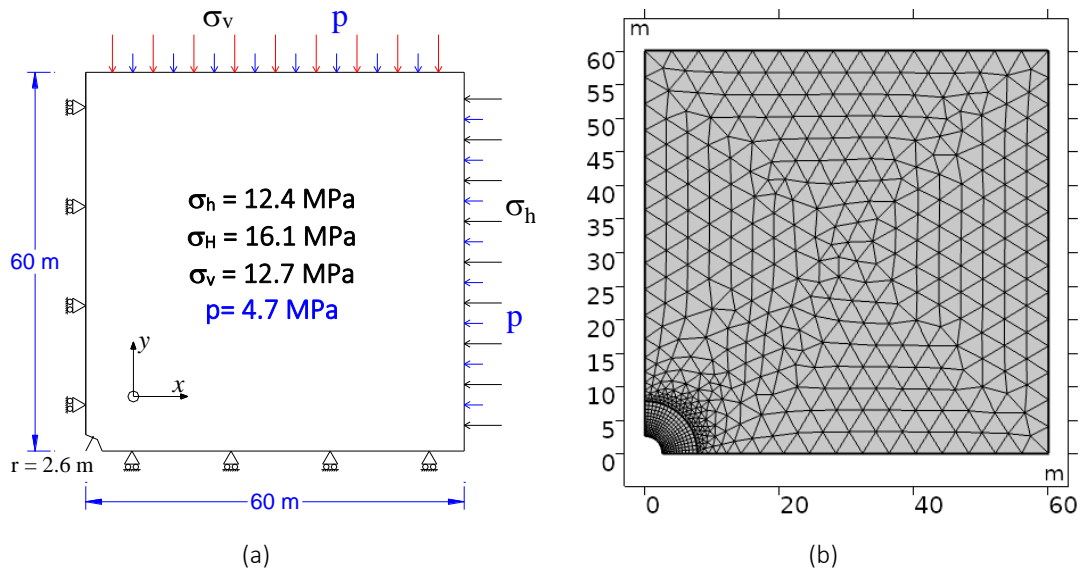


Figure 4.23.- (a) Modèle géomécanique de la GCS et (b) le maillage utilisé.

Les caractéristiques de résistances utilisées sont rappelées dans le Tableau 4.3 (en grisé). Les valeurs de distorsions plastiques au pic, au résiduel et ultime résultent des analyses de sensibilités menées.

En plus d'un modèle qui suppose une résistance à compression isotrope (C0), trois évolutions de résistance à la compression simple des argilites en fonction de α (orientation du chargement par rapport au vecteur normal à la stratification) ont été considérées (Figure 4.24 et

Tableau 4.4) : (i) ajustement en forme de U des données expérimentales de Zhang *et al.* (2019) qui présente un minimum de résistance à 45° avec de résistances identiques à 0 et 90° (C1), (ii) un minimum de résistance à 35° et la résistance à 0° est légèrement inférieure à celle 90° avec un ratio de 1.25 : c'est-à-dire l'évolution utilisée par Manica *et al.* (2018) et Djoudi (2019) (C2) et, (iii) une évolution avec résistance minimale à 0° (Manica *et al.* 2016, 2017, Trivellato *et al.* 2018) pour un ratio un peu exagéré de 1.5 (C3). Ces différentes hypothèses d'évolution de la résistance du COx ont conduit à l'identification des paramètres microstructuraux du concept de tenseur de fabrique utilisé (équation 4.13). Les 4 évolutions de la résistance à la compression uniaxiale sont illustrées sur la Figure 4.24.

Enfin, une perméabilité anisotrope transverse est prise en compte, avec $k_x = 4 \times 10^{-20} \text{ m}^2$ et $k_x/k_y=3$ telle qu'elle a été mesurée *in situ* (Armand *et al.* 2004). De plus, une porosité de 0.18 (Armand *et al.* 2017a) et un coefficient de Biot de 0.6 (Charlier *et al.* 2013, Seyedi *et al.* 2017a) ont été considérés pour le couplage hydromécanique. Les valeurs de ces paramètres ont été résumées dans le Tableau 4.3.

Tableau 4.3.- Valeurs des paramètres hydromécaniques utilisés.

Variable	Valeur	Unité	Variable	Valeur	Unité	Variable	Valeur	Unité
m_{ini}	1.5	-	γ_{pic}	0.00225	-	E_y	4000	MPa
m_{pic}	2	-	γ_{res}	0.0125	-	ν_{xy}	0.39	-
S_{ini}	1	-	γ_{ult}	$6\gamma_p$	-	ν_{xz}	0.2	-
S_{pic}	0.128	-	β_0	-0.1	-	G_{xy}	1740	MPa
S_{res}	$s_p/16$	-	β_m	0.3	-	K_x	4×10^{-20}	m^2
σ_{c_pic}	33.5	MPa	b_β	600	-	K_x / K_y	3	-
σ_{c_ini}	9.6	MPa	χ	2	-	b	0.6	-
σ_3^{bd}	25	MPa	E_x	5200	MPa	n	0.18	-

Tableau 4.4.- Paramètres anisotropes des modèles.

Paramètre	C1	C2	C3
A_{11}	0.1188	0.2	0.185
a_1	10.4416	2	2
a_2	6.1953	-1.5	1.2

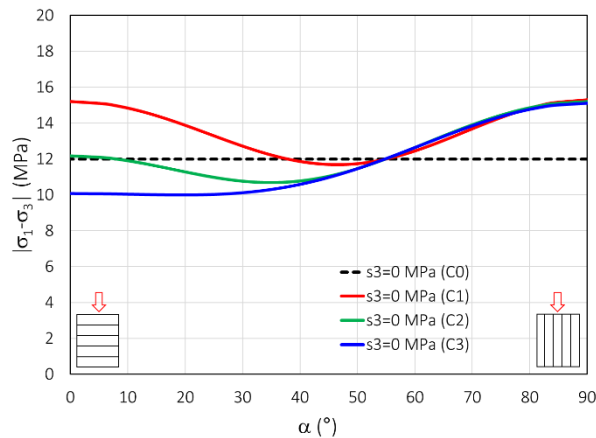


Figure 4.24.- Modèles d'évolution de résistance uniaxiale anisotrope du COx.

a. Résultats des zones plastiques et endommagées à la fin de l'excavation (28 j)

La Figure 4.25 montre l'extension des zones plastiques autour de la GCS, la distribution de la distorsion plastique ainsi que l'endommagement, à la fin du creusement. Pour C0 l'extension de la zone plastique montre une légère anisotropie (Figure 4.25a) alors que pour C1 cette extension est quasi-isotrope (Figure 4.25d). Le comportement post-pic est concentré à environ 45° par rapport à l'axe X et a la forme de la zone plastique obtenue par Djoudi (2019) avec le code aux éléments finis, Aster d'EDF. Les anisotropies d'extension des zones plastiques sont plus importantes pour C2 et C3 (Figure 4.25g et Figure 4.25j). L'extension en reins dans le cas C3 (0.4D) est similaire à celle obtenue par Manica *et al.* (2017) avec le code commercial aux éléments finis, Plaxis. En termes de déformation plastique et d'endommagement, les valeurs obtenues restent du même ordre de grandeur pour les trois cas C1, C2 et C3.

b. Résultats des zones plastiques et endommagées à 2 ans

Pour la simulation de la phase de drainage, la déformation plastique et l'endommagement augmentent pour les quatre types d'évolution de la résistance. Par ailleurs, l'extension totale de la zone plastique reste identique. Seule la zone plastique en post-pic évolue avec le temps (Figure 4.26a, d, g et j) ; notamment pour C3, où la zone en post-pic augmente jusqu'à presque doubler par rapport à sa taille initiale et ceci dans la direction horizontale.

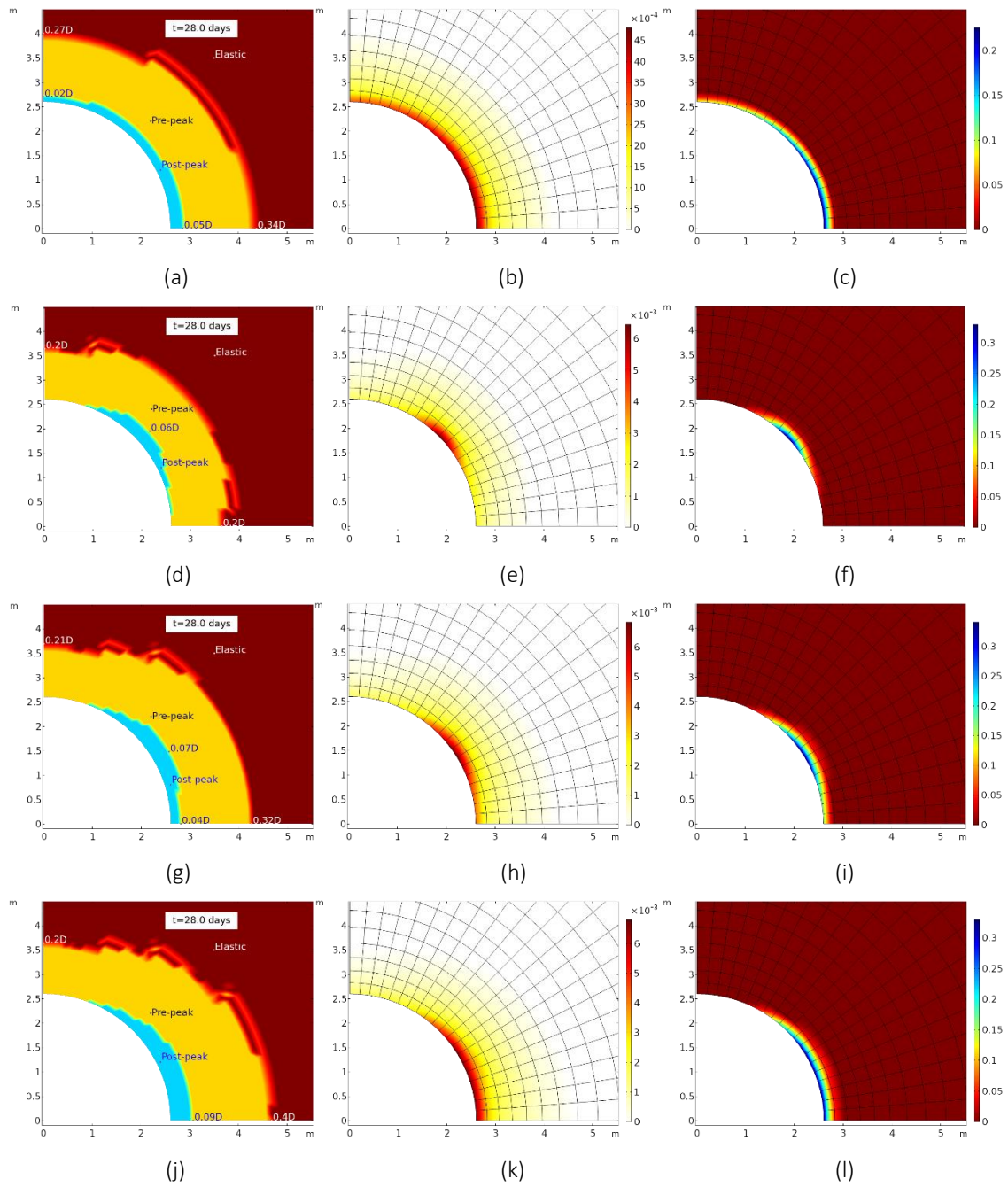


Figure 4.25.- Extension des zones plastiques, isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement en fin de creusement ($t=28$ jours) pour les évolutions de résistance respectives : C0 (a-c), C1 (d-f), C2 (g-i) et C3 (j-l).

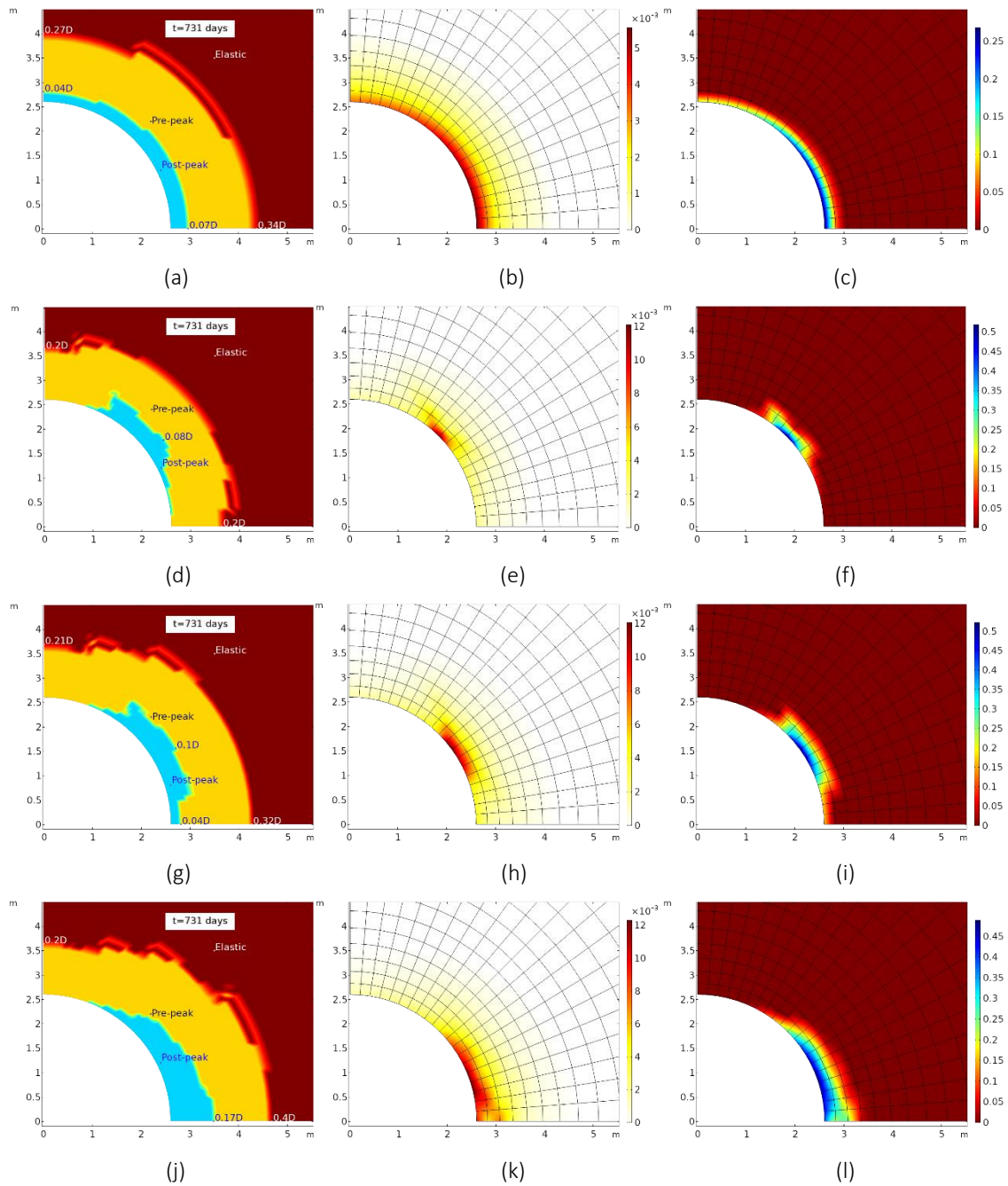


Figure 4.26.- Extension des zones plastiques, isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement ($t=2$ ans) pour les évolutions de résistance respectives : C0 (a-c), C1 (d-f), C2 (g-i) et C3 (j-l).

Comme discuté dans la section 2.6, la comparaison entre les résultats numériques et les extensions du modèle conceptuel est effectuée en considérant que le comportement pré- et post-pic correspondent respectivement à la zone de fractures discrètes et connectées (Souley *et al.* 2017a, 2020). Toutes les extensions des zones plastiques sont inférieures à celles mesurées *in situ* (Tableau 4.5). Seul le cas C3 produit la tendance mesurée. Les modèles de Pardoen et Collin (2017) et Manica *et al.* (2018), qui intègrent la régularisation de la phase post-pic, ont obtenu une bonne extension de ces zones.

Tableau 4.5.- Résumé des extensions *in situ* et calculées.

<i>in situ</i>		ZFD (zones de fractures discrètes)		ZFC (zones de fractures connectées)	
		Rein	Voûte	Rein	Voûte
		[0.7;1]xD	-	[0.01;0.4]xD	[0.1;0.15]xD
Modèle	Cas	Pré-pic		Post-pic	
		Rein	Voûte	Rein	Voûte
28 jours	C0	0.34xD	0.27xD	0.05xD	0.02xD
	C1	0.2xD	0.2xD	-	-
	C2	0.32xD	0.21xD	0.04xD	-
	C3	0.4xD	0.2xD	0.09xD	-
2 ans	C0	0.34xD	0.27xD	0.07xD	0.04xD
	C1	0.2xD	0.2xD	-	-
	C2	0.32xD	0.21xD	0.04xD	-
	C3	0.4xD	0.2xD	0.17xD	-

c. *Pression de pore et convergences*

La pression de pore autour de la galerie GCS a été mesurée dans le cadre du « mine-by test ». Les mesures de la pression de pore dans le forage OHZ1521 (PRE02 à PRE05, ci-après, désignées par P2 à P5) sont utilisées pour la comparaison avec les résultats numériques. Les positions des chambres de mesures projetées dans la section transversale de la galerie sont indiquées sur la Figure 4.27.

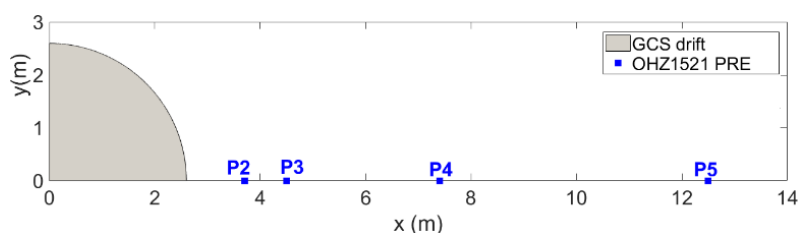


Figure 4.27.- Emplacement des chambres de mesures de la pression de pore.

Après des surpressions de pores en P2 et P3, des chutes des pressions de pores sont calculées pour les quatre cas (Figure 4.28). Ces résultats sont plus importants pour C3, où on obtient une surpression de pore maximale de 0.7 MPa au niveau de P2. Par ailleurs, en P4 et P5 les surpressions de pores pour C3 sont plus importantes par rapport aux autres cas d'évolution de résistance. Ensuite, à partir de 500 jours (Figure 4.2.b), l'écart des valeurs des pressions de pore prédites pour les différents cas aux points du forage est inférieur à 0.1 MPa. La comparaison des isovaleurs de déformations volumiques de C1, C2 et C3 en fin de creusement (Figure 4.29) montre que les points P2 et P3 sont situés dans la zone plastique pour C3. Dans cette zone, les dilatances volumiques expliquent la diminution de la pression de pore calculées et donc plus représentatives des mesures *in situ*.

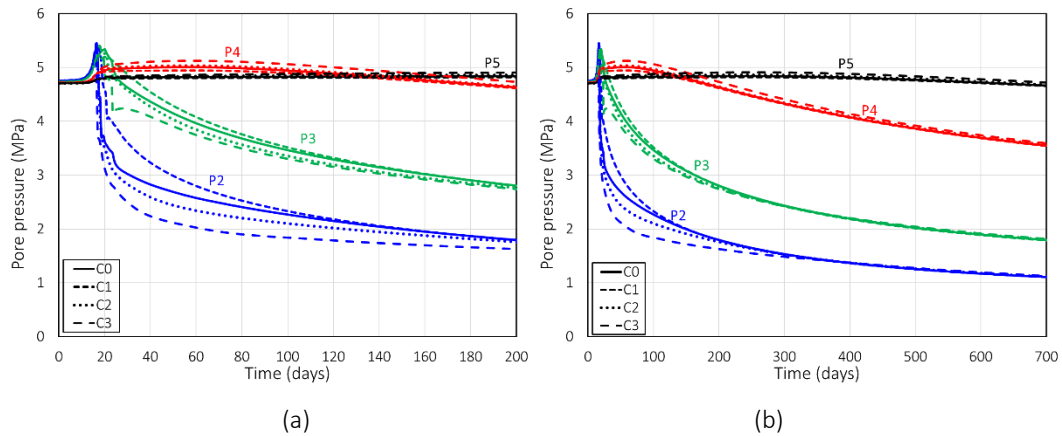


Figure 4.28.- Évolution de la pression de pores jusqu'à : (a) 200 jours et (b) 2 ans.

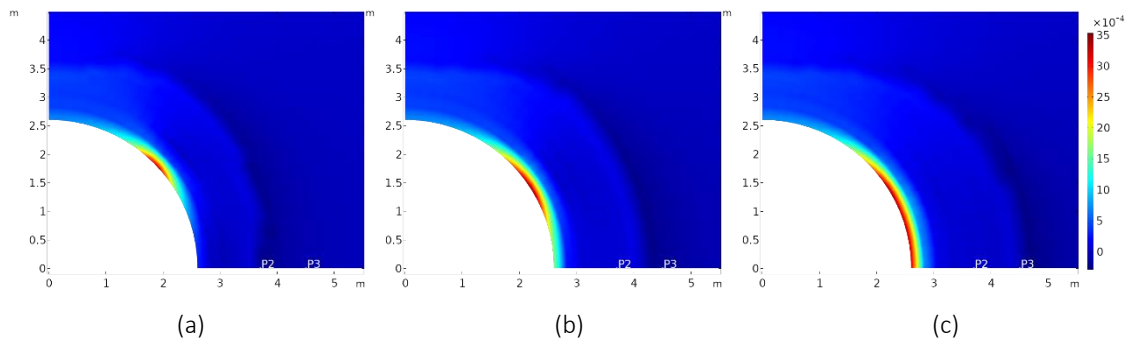


Figure 4.29.- Isovaleurs de déformation volumique à la fin de l'excavation (à la même échelle), pour les évolutions de résistance : (a) C1, (b) C2 et (c) C3.

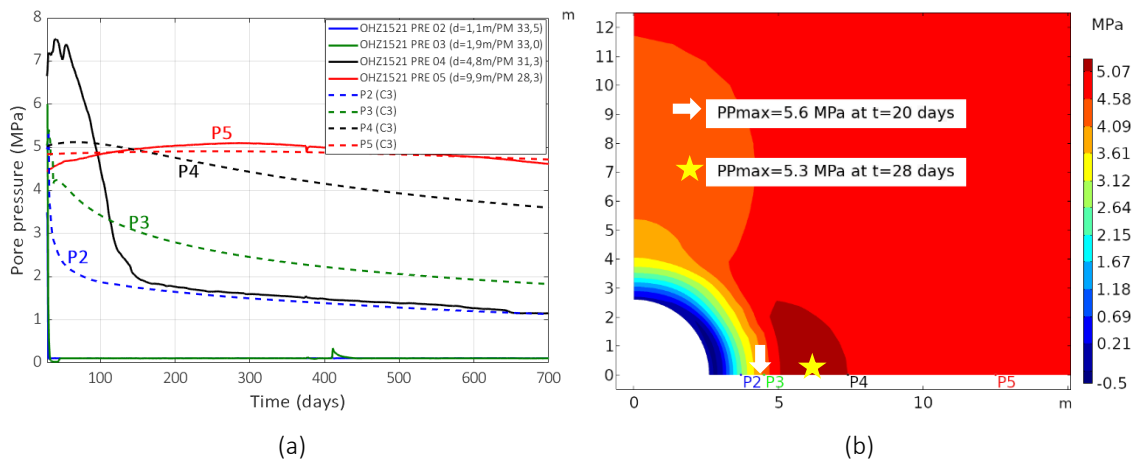


Figure 4.30.- (a) Comparaison de pression de pore du cas C3 et celles mesurées *in situ*. (b) isovaleurs de pression de pore à t= 28 jours.

Par la suite, nous avons comparé les pressions de pore obtenues dans le cas C3 à celles mesurées *in situ* (Figure 4.30a). Les pressions de pore calculées en P2 et P3 surestiment les pressions mesurées. Le modèle n'a pas pu reproduire la surpression de 2.8 MPa en P4 et, à partir de 100 jours, le modèle surestime la pression de pore mesurée. Une des explications de la surestimation des pressions de pore dans ces premières chambres est liée à l'extension horizontale de la zone plastique atteinte après l'excavation et à sa variation de perméabilité. Vu *et al.* (2020b) ont montré qu'en considérant explicitement la géométrie et les caractéristiques mécaniques et

hydrauliques des zones ZFC et ZFD, il est possible de reproduire de manière satisfaisante la dissipation de pores en P2 et P3, et la surpression en P4. Pour la chambre P5, les pressions de pore calculées et mesurées ont une tendance similaire. La surpression maximale atteinte dans le modèle était de 0.9 MPa à t=20 jours (Figure 4.30b) qui reste plus faible que les mesures, mais elle est dans la gamme des valeurs obtenue numériquement en poroélasticité et utilisant un déconfinement de 28 jours (Manica-Malcom 2018, Coarita-Tintaya *et al.* 2020) qui prédisent de suppression allant de 0.7 à 1.6 MPa. Une valeur de surpression plus importante a été obtenue en poroélasticité avec un creusement instantané.

Les résultats des convergences sont résumés dans le Tableau 4.6 et sur la Figure 4.32. À la fin de l'excavation les convergences horizontales sont du même ordre de grandeur que celle mesurées *in situ*, tandis que les convergences verticales sont plus fortes (deux fois de ce qui a été mesurée). Cependant, après 2 ans, cette tendance est inversée. Ainsi, les convergences verticales sont du même ordre de grandeur que celle mesurée et les convergences horizontales sont d'environ la moitié. Par ailleurs, le déplacement horizontal est supérieur au déplacement vertical seulement pour le cas C3 ce qui va dans le sens des observations *in situ*. L'augmentation de la convergence horizontale dans le cas C3 est liée au développement plus important de la zone plastique en post-pic pendant la phase du drainage.

Tableau 4.6.- Convergences et ratios.

À	Cas	Hor (mm)	Ver (mm)	Ratio
28 jours	<i>in situ</i>	~20	~10	2
	C0	22.6	24.1	0.94
	C1	20.5	22.6	0.9
	C2	22.2	23.4	0.95
	C3	24	23.8	1.01
2 ans	<i>in situ</i>	~50	~25	2
	C0	23.4	26	0.9
	C1	20.7	24	0.86
	C2	22.9	25.2	0.91
	C3	28.6	26.3	1.09

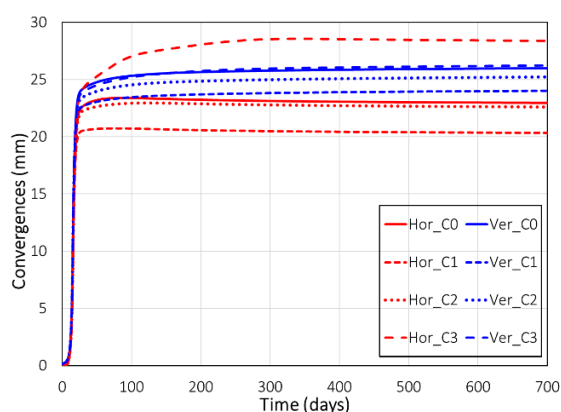


Figure 4.31.- Convergences à 2 ans.

Les résultats du cas C3 ont été comparés aux convergences *in situ* (Figure 4.32). Cette comparaison montre qu'à court terme les convergences horizontales calculées reproduisent bien les valeurs mesurées et, après quelques jours, sous-estiment les mesurées. Alors que les convergences verticales surestiment les convergences mesurées dans les 400 premiers jours et peuvent ensuite se rapprocher des mesures *in situ*. Cette évolution de convergence verticale,

qui surestime puis se rapproche de la mesure, peut également être observée dans les travaux de Manica-Malcom 2018. Les isovaleurs de la norme du déplacement sont montrés sur la Figure 4.33.

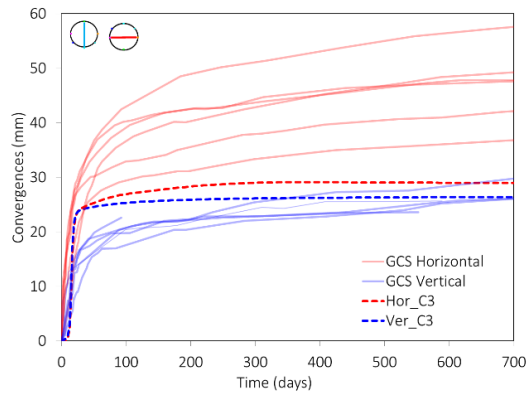


Figure 4.32.- Comparaison des convergences du cas C3 aux mesurées *in situ*.

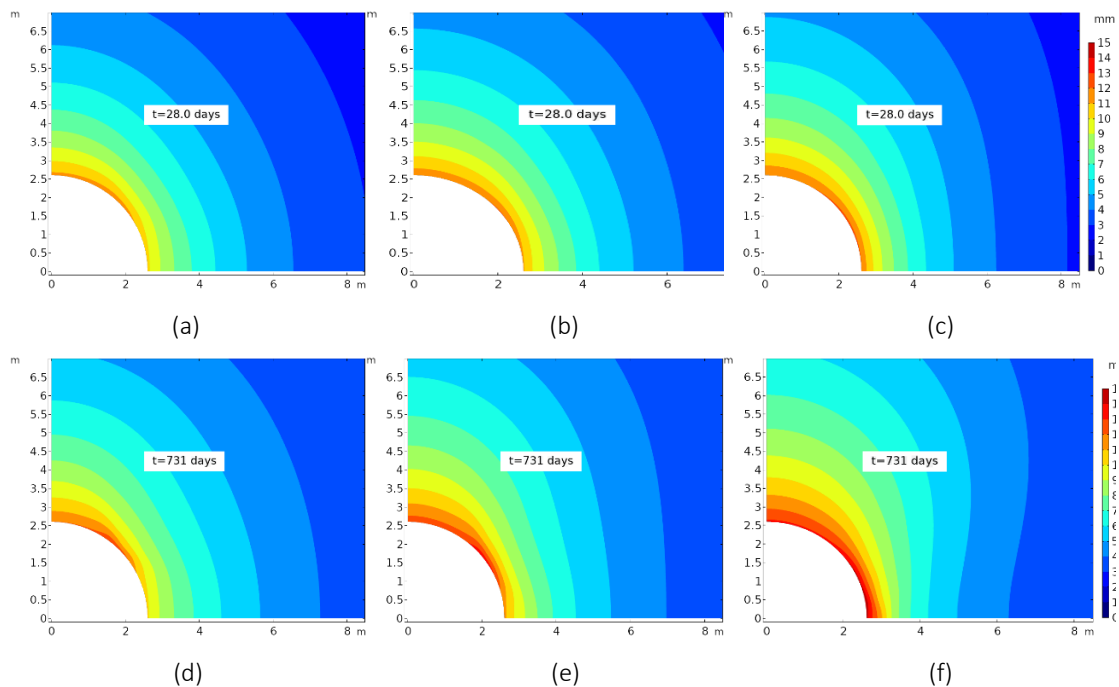


Figure 4.33.- Isovaleurs de la norme du déplacement à 28 jours, pour : (a) C1, (b) C2 et (c) C3. Et 2 ans, pour : (a) C1, (b) C2 et (c) C3.

4.5.2.4 Modélisation hydromécanique de la galerie GED

La galerie expérimentale GED (de rayon 2,3 m) est orientée perpendiculairement à la GCS, de sorte que la section transversale présente des contraintes totales anisotropes ($\sigma_v=12,7$ MPa et $\sigma_H=16,1$ MPa). Plus de détails sur la galerie GED, peuvent être consultés dans Armand *et al.* (2014). Les mesures *in situ* ont indiqué qu'autour de la galerie GED, l'extension moyenne de la ZFC est de $0.1xD$ en reins et de $0.3xD$ en voûte, tandis l'extension de la ZFD est de $0.6xD$ en voûte (Armand *et al.* 2004). Pour les convergences à court terme (Armand *et al.* 2013), les convergences horizontale et verticale à la fin de l'excavation sont d'environ 10 mm et 40 mm, respectivement.

Les conditions initiales, la géométrie et le maillage du modèle sont illustrés sur la Figure 4.34. La méthode d'excavation est la même que celle utilisée pour la galerie GCS. Les paramètres hydromécaniques sont les mêmes que ceux utilisés pour la galerie GCS (Tableau 4.3). Comme pour la GCS, les 4 hypothèses d'anisotropie de résistance à la compression uniaxiale sont appliquées à la galerie GED. La comparaison des résultats numériques avec les mesures porte sur l'extension des zones plastiques versus celle des ZFC et ZFD et sur les convergences.

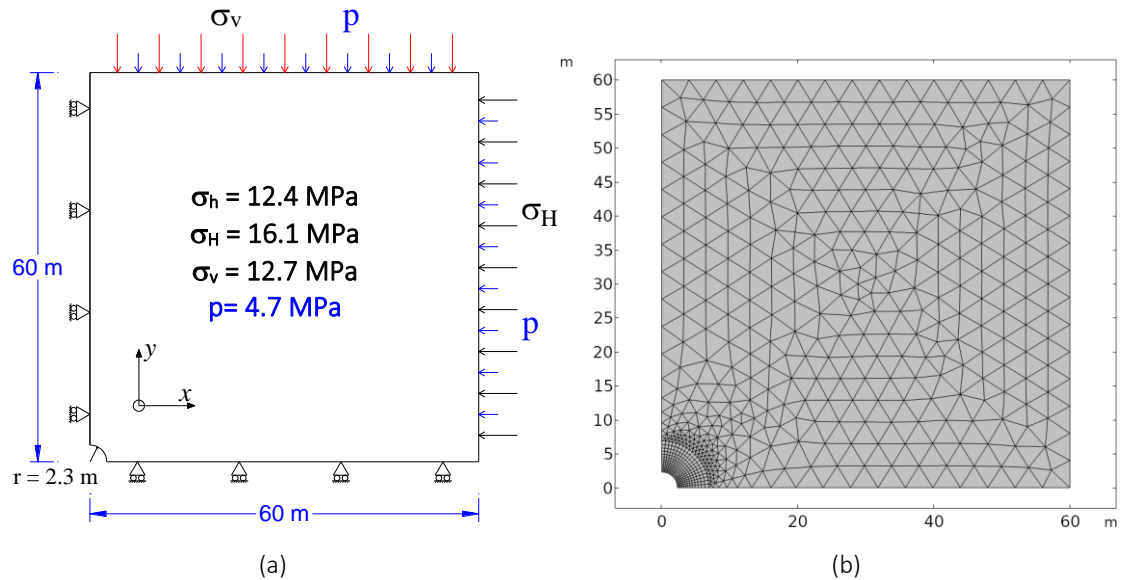


Figure 4.34.- (a) Modèle géomécanique de la GED et (b) le maillage utilisé.

Les Figure 4.35 et Figure 4.36 montrent l'extension des zones plastiques autour de la GED, la distribution de la distorsion plastique et ainsi que l'endommagement, à la fin du creusement et à 2 ans, respectivement. Les cas C0, C1 et C2 (Figure 4.35a, d et g) ont une anisotropie de l'extension de la zone plastique, alors que le cas C3 (Figure 4.35j) a une extension quasi-isotrope. Ces extensions ne changent pas beaucoup dans la phase de drainage, seulement le comportement post-pic qui s'étend comme cela avait également été observé dans le GCS. Par exemple, le cas C0 atteint la phase résiduelle (en bleu) et une extension de 0.24D.

Une comparaison entre les observations *in situ* des extensions de ZFC et ZFD et celles des zones plastiques calculées (Tableau 4.7) montre que ces dernières sont inférieures à celles mesurées. On notera également que pour cette galerie, le cas où la résistance à la compression simple reste isotrope (C0) donne une meilleure extension des zones fracturées en post-pic et des zones plastiques en pré-pic.

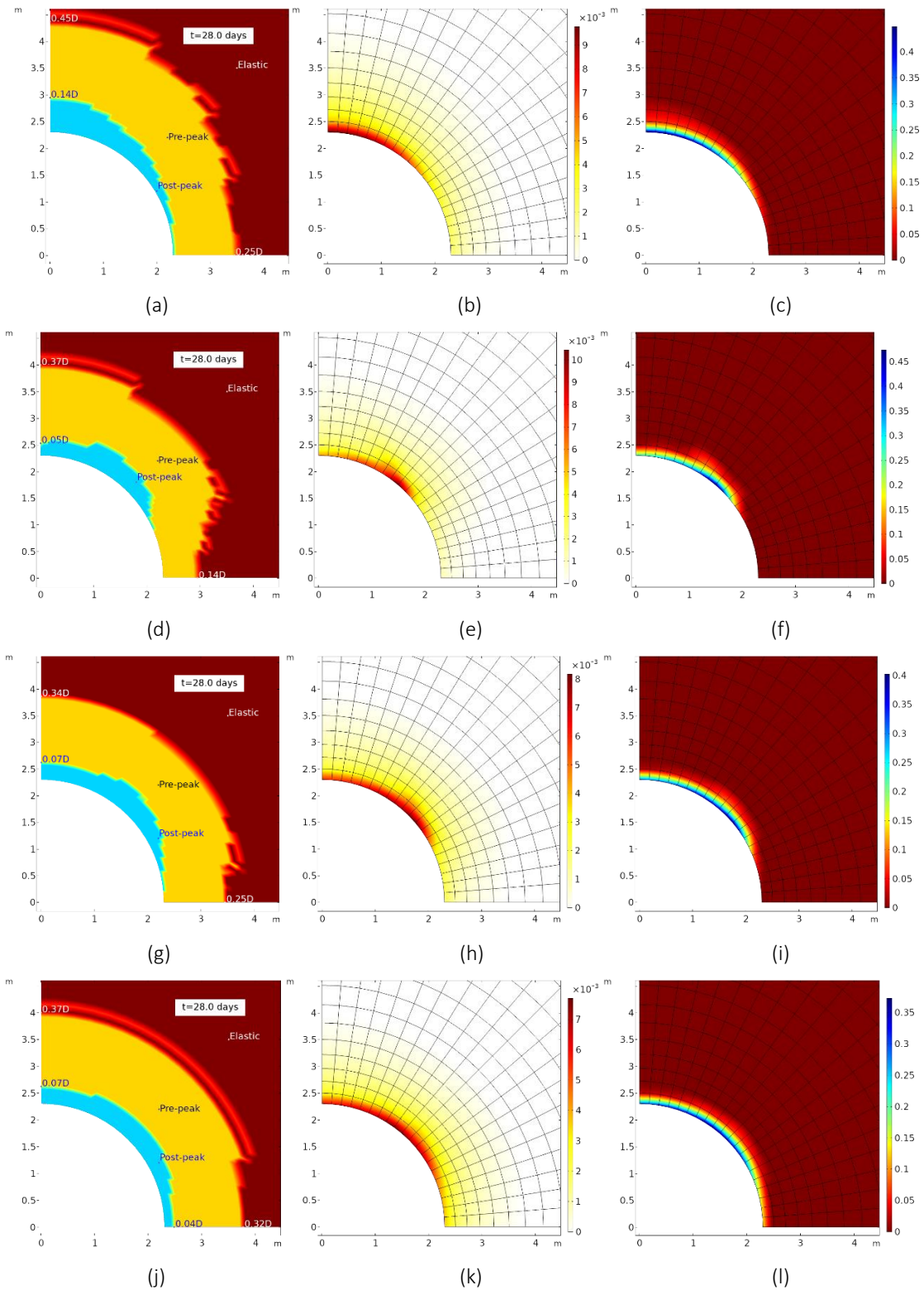


Figure 4.35.- Extension des zones plastiques, isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement en fin de creusement ($t=28$ jours) pour les évolutions de résistance respectives : C0 (a-c), C1 (d-f), C2 (g-i) et C3 (j-l).

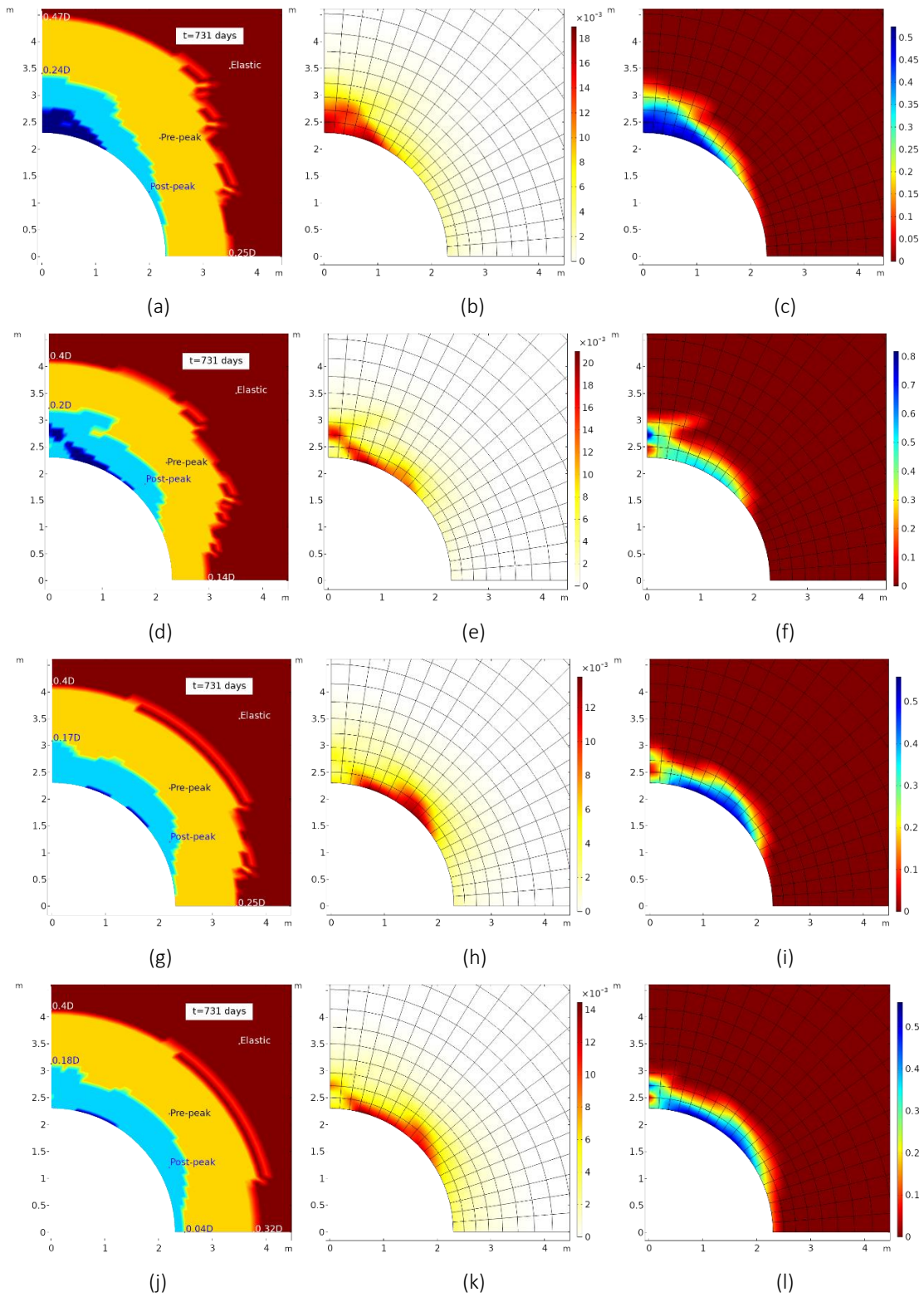


Figure 4.36.- Extension des zones plastiques, isovaleurs de la distorsion plastique et d'endommagement ($t=2$ ans) pour les évolutions de résistance respectives : C0 (a-c), C1 (d-f), C2 (g-i) et C3 (j-l).

Tableau 4.7.- Résumé des extensions *in situ* et calculées autour GED.

<i>in situ</i>		ZFD (zones de fractures discrètes)		ZFC (zones de fractures connectées)	
		Rein	Voûte	Rein	Voûte
		-	[0.5;0.8]xD	[0.1;0.2]xD	[0.2;0.4]xD
Modèle	Cas	Pré-pic		Post-pic	
		Rein	Voûte	Rein	Voûte
28 jours	C0	0.25xD	0.45xD	-	0.14xD
	C1	0.14xD	0.37xD	-	0.05xD
	C2	0.25xD	0.34xD	-	0.07xD
	C3	0.32xD	0.37xD	0.04xD	0.07xD
2 ans	C0	0.25xD	0.45xD	-	0.24xD
	C1	0.14xD	0.4xD	-	0.2xD
	C2	0.25xD	0.4xD	-	0.17xD
	C3	0.32xD	0.4xD	0.04xD	0.18xD

S’agissant des convergences, d’après les résultats des convergences listés dans le Tableau 4.8 et illustrés sur la Figure 4.37, les convergences horizontales calculées à la fin de l’excavation (~26 mm) sont plus de deux fois plus élevées que celles mesurées *in situ*, alors qu’en direction verticale (~22 mm) est la moitié. À 2 ans, les convergences horizontales sont du même ordre de grandeur que celle mesurée, alors que les convergences verticales sont bien en dessous. Avec l’augmentation de l’extension de la zone post-pic dans la phase de drainage, les convergences dans le cas C0 augmentent également avec la même tendance que les observations *in situ* (Ver > Hor). Les convergences du cas C0 sont comparées avec les mesures *in situ* (Figure 4.38). Seules les convergences horizontales calculées sont proches de ce qui a été observé, tandis que dans la direction verticale les convergences calculées sous-estiment les valeurs mesurées. La sous-estimation des convergences dans la direction verticale est liée à la petite étendue de la zone plastique obtenue dans cette direction par rapport aux observations *in situ*. Alors que dans la direction horizontale il y a l’influence de l’élasticité qui provoque une surestimation de la convergence à la fin de l’excavation.

Tableau 4.8.- Convergences et ratios.

À	Cas	Hor (mm)	Ver (mm)	Ratio
28 jours	<i>in situ</i>	~10	~40	4
	C0	27.2	24.4	0.9
	C1	25.7	21.4	0.83
	C2	26.5	22	0.83
	C3	27.7	22.4	0.81
2 ans	<i>in situ</i>	~30	~120	4
	C0	30.2	40.6	1.34
	C1	28.6	32.9	1.15
	C2	28.7	26.5	0.92
	C3	30.2	28.3	0.94

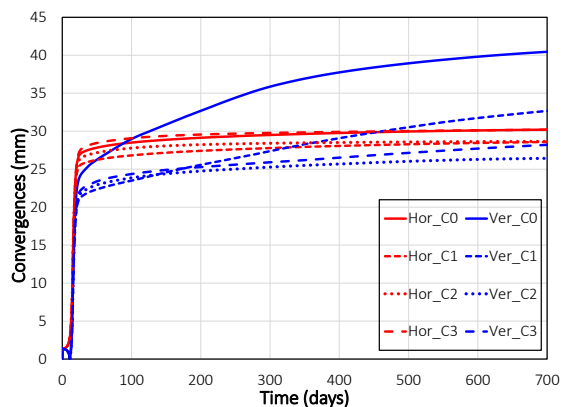


Figure 4.37.- Convergences prédites autour de la GED.

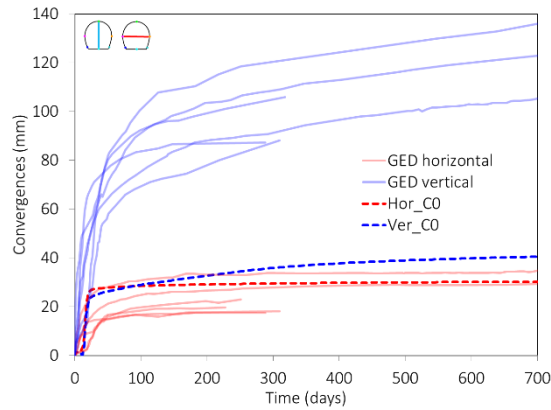


Figure 4.38.- Comparaison du cas C0 avec les convergences mesurées autour de la GED.

Comme il a été noté dans cette série de calculs, bien que le cas C3 semble mieux reproduire les observations de la galerie GCS, son application à la galerie GED ne donne pas de résultats satisfaisants par rapport aux observations *in situ*. Le même constat a été fait par Trivellato (2018) sur des calculs purement mécaniques. Dans le cas de la GED, un modèle de résistance isotrope semble être approprié pour reproduire ce qui a été observé *in situ*. Par ailleurs, comme l'indiquent Pardoen (2015) et Mánica-Malcom (2018), la prise en compte de la variation de perméabilité est essentielle pour bien reproduire la réponse de la pression interstitielle autour de la galerie GCS. Une variation de la perméabilité sera donc prise en compte par la suite.

4.6 Amélioration du comportement post-pic

Cette section porte sur l'amélioration de la phase post-pic, notamment le critère résiduel. Dans la synthèse des essais du laboratoire menée par Su (2003) le critère de résistance résiduelle est quasi-linéaire pour des contraintes de confinement faibles et modérées. Les essais réalisés par Zhang *et al.* (2016) montrent la même tendance : ce qui a conduit les auteurs à proposer un critère de Hoek-Brown généralisé (exposant α différent de $\frac{1}{2}$) conduisant à des valeurs d'angle de frottement beaucoup plus faibles pour des faibles contraintes de confinement.

Ainsi contrairement au modèle proposé précédemment (M1) nous allons, dans ce qui suit, utiliser un critère résiduel plus représentatif des données expérimentales des argilites du COx. Nous allons supposer que :

- pour des contraintes de confinement inférieures à la contrainte de transition σ_3^{bd} , le critère résiduel sera une droite caractérisée par la cohésion et l'angle de frottement résiduel c_0 et ϕ_0 ;

- pour des contraintes de confinement supérieures à σ_3^{bd} , la résistance résiduelle sera identique à celle au pic définie par le critère de Hoek-Brown avec les paramètres (m_{pic} , s_{pic} et σ_{c_pic}).

Par ailleurs et afin de mener l'érouissage entre la résistance de pic (non-linéaire de Hoek-Brown) et le critère résiduel (linéaire pour $\sigma_3 < \sigma_3^{bd}$), le critère de Hoek-Brown (H-B) est remplacé par l'enveloppe de Mohr-Coulomb (M-C) tangente pour chaque confinement comme indiqué sur la Figure 4.39. Le calcul des paramètres de Mohr-Coulomb à partir du critère de Hoek-Brown peut être trouvé dans les travaux de Hoek (1990), Lee et Bobet (2014). Graphiquement, pour une contrainte de confinement σ_3 , l'angle de frottement instantané $\phi(\sigma_3)$ est déterminé par la pente du critère de M-C qui est tangente à H-B, tandis que l'interception verticale de M-C donne la cohésion instantanée $c(\sigma_3)$. Du fait de la non-linéarité de H-B, l'angle de frottement diminue et la cohésion augmente lorsque la contrainte de confinement augmente. Dans ce modèle noté M2, cette procédure est appliquée aux surfaces de charges initiale et au pic, alors que la surface résiduelle est constante pour des confinements inférieurs à σ_3^{bd} .

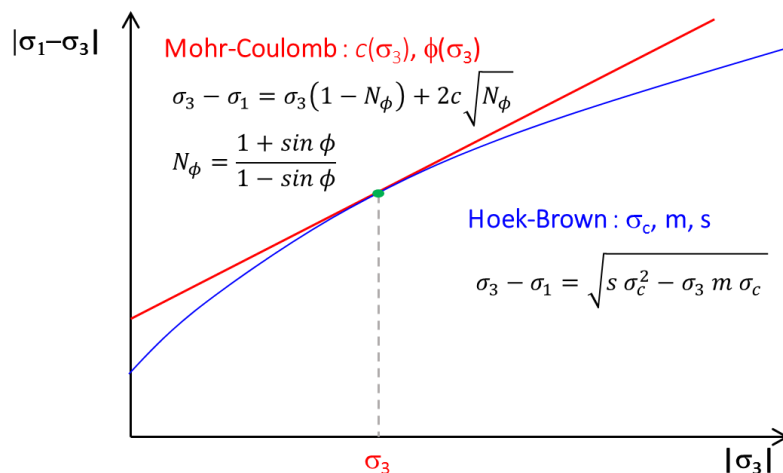


Figure 4.39.- Critère de Mohr-Coulomb tangent à celui de Hoek-Brown en σ_3 .

Les améliorations apportées au modèle élastoplastique anisotrope et endommageable (M1) sont:

- le critère de Hoek-Brown est enveloppé par le critère de Mohr-Coulomb qui est écrit en fonction des trois invariants des contraintes (p, q, θ) :

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = q \left(\frac{\cos \theta}{\sqrt{3}} - \frac{1}{3} \sin \theta \sin \phi \right) + p \sin \phi - c \cos \phi \quad (4.17)$$

- le paramètre η_r qui permet de rendre compte de la transition fragile – ductile, est déterminé par :

$$\eta_r = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_{res.M-c}}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{pic.H-B}} \quad (4.18)$$

- l'anisotropie de la résistance résiduelle est liée à la cohésion anisotrope qui est introduite à l'aide du tenseur de microstructure :

$$c_{ani} = c_0(1 + \lambda + a_1\lambda^2 + a_2\lambda^3) \quad (4.19)$$

où $\lambda = A_{11}(1 - 3I_2^2)$ et c_0 est la cohésion résiduelle isotrope. L'angle de frottement est calculé en interne en fonction de la contrainte de transition σ_3^{bd} , de la cohésion c_{ani} et du critère au pic, à partir de l'intersection entre la droite résiduelle et le critère au pic, ce qui fait que l'angle est également anisotrope.

En guise de vérification, des simulations des chemins triaxiaux ont été menées. Les paramètres utilisés (Tableau 4.9) correspondent aux valeurs inférieures des critères (en grisé) issues du référentiel géologique de l'Andra. Ces valeurs, qui ont également été utilisées dans les simulations précédentes, sont employées pour les études de prédimensionnement et de retro-analyses des structures du LS M/H-M.

Tableau 4.9.- Valeurs des paramètres utilisées pour la simulation triaxiale.

Variable	Valeur	Unité	Variable	Valeur	Unité	Variable	Valeur	Unité
m_{ini}	1.5	-	σ_3^{bd}	25	MPa	χ	2	-
m_{pic}	2	-	γ_{pic}	2.25E-03	-	E_x	5200	MPa
S_{ini}	1	-	γ_{res}	1.80E-02	-	E_y	4000	MPa
S_{pic}	0.128	-	γ_{ult}	$12\gamma_p$	-	ν_{xy}	0.39	-
σ_{pic}	33.5	MPa	β_0	-0.1	-	ν_{xz}	0.2	-
σ_{ini}	9.6	MPa	β_m	0.3	-	G_{xy}	1740	MPa
c_0	1	MPa	b_β	600	-			

Pour la simulation de la résistance anisotrope du modèle, les valeurs des paramètres A_{11} , a_1 et a_2 sont celles qui ont été calées en utilisant les valeurs de résistance anisotrope à la compression simple du COx obtenues expérimentalement par Zhang *et al.* (2019) (Figure 3.20). Les valeurs des paramètres isotropes σ_{c0_pic} et σ_{c0_ini} proviennent du référentiel géologique de l'Andra. Pour un confinement de -5 MPa et une orientation de la stratigraphie de 0°, 30°, 45°, 60° et 90° par rapport à la direction de chargement (axe y), le modèle prédit les différentes résistances selon l'orientation (Figure 4.41) qui correspondent bien aux résistances anisotropes initiale, au pic et à la résiduelle théorique.

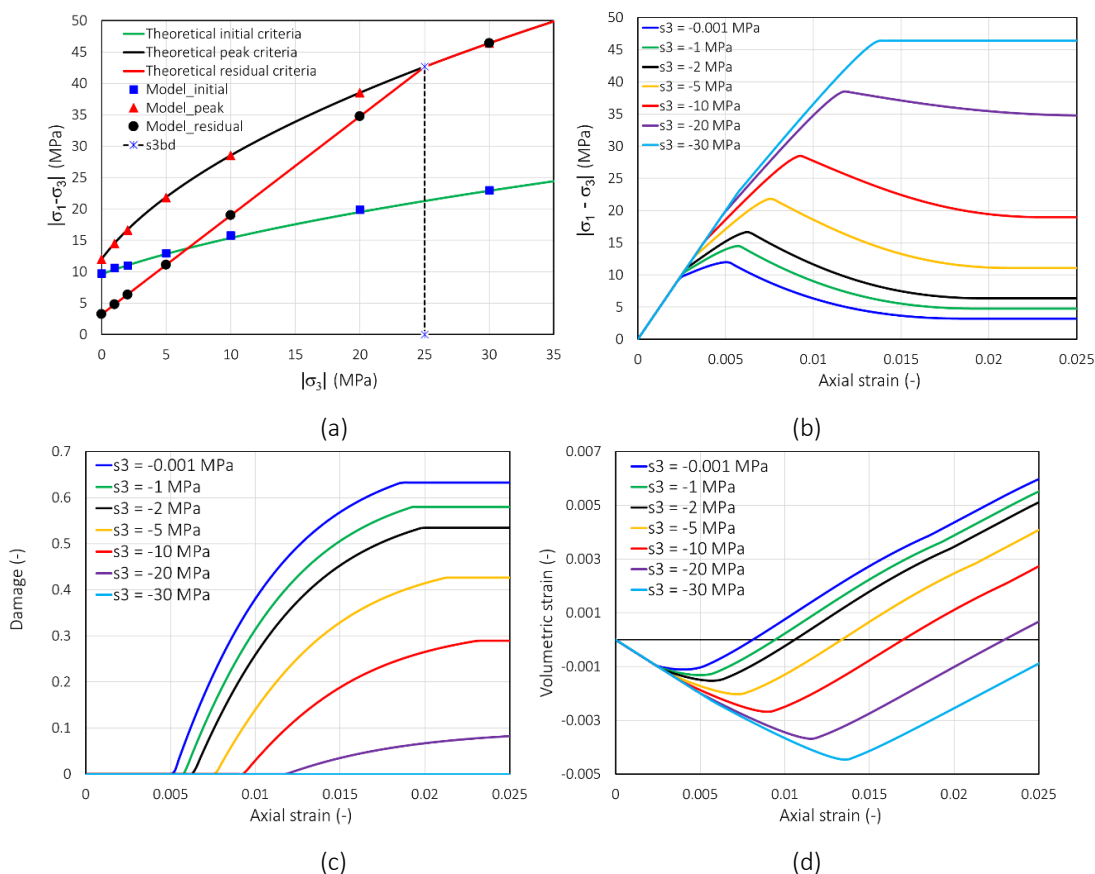


Figure 4.40.- (a) Comparaison des résultats du modèle et seuils théoriques. Courbes pour différentes contraintes de confinement : (b) contrainte déviatorique –, (c) endommagement – et (d) déformation volumique – déformation axiale.

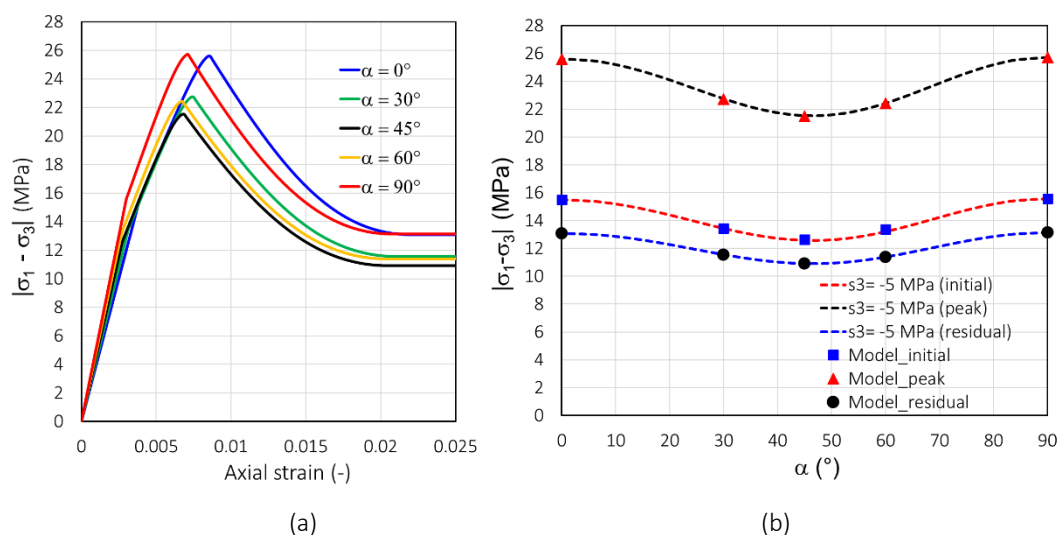


Figure 4.41.- (a) Courbes de contrainte déviatorique – déformation axiale pour différentes orientations de chargement et (b) comparaison des résultats et les seuils théoriques anisotropes, pour -5 MPa de confinement.

4.7 Comparaison des modèles Hoek-Brown (M1) vs Mohr-Coulomb équivalent (M2)

La comparaison du modèle de Hoek-Brown (M1) et sa version améliorée en post-pic (Mohr-Coulomb (M2)), est présentée dans cette section. L'objectif de cette comparaison est de montrer l'importance ou non de l'enveloppe résiduelle dans la réponse hydromécanique. La comparaison entre M1 et M2 consistera en : (i) la réponse des galeries GCS (avec C3) et GED (avec C0) en mécanique pure, et (ii) la réponse hydromécanique de la galerie GCS (avec C3) en considérant le tenseur de perméabilité constante puis variable. Enfin, le modèle M2 sera appliqué à la galerie GED (avec perméabilité variable) et son analyse sera réalisée avec les cas C0 et C3.

4.7.1 Comparaison dans le calcul mécanique

L'excavation de galeries GCS (avec C3) est modélisée en utilisant la méthode de déconfinement mécanique pendant 28 jours (Seyedi *et al.* 2017a) dans laquelle la contrainte radiale finale est de 0.3 MPa. Nous faisons l'hypothèse de déformations planes, les conditions initiales et les géométries de la GCS et GED sont illustrées sur la Figure 4.42.

Pour le matériau isotrope transverse des argilites du COx, les paramètres élastiques sont : $E_x = 5200$ MPa, $E_y = 4000$ MPa, $\nu_{xy} = 0.39$, $\nu_{xz} = 0.2$ et $G_{xy} = 1740$ MPa : ils proviennent de Guayacán-Carrillo *et al.* (2017a). Le vecteur normal à la stratigraphie est : $[0 \ 1 \ 0]^T$. Les paramètres de résistance des modèles rhéologiques M1 et M2 sont listés dans le Tableau 4.10.

Tableau 4.10.- Valeurs des paramètres utilisées pour M1 et M2.

Variable	Valeur	Unité	Variable	Valeur	Unité	Variable	Valeur	Unité
m_{ini}	1.5	-	σ_{pic}	33.5	MPa	γ_{ult}	$14\gamma_p$	-
m_{pic}	2	-	σ_{ini}	9.6	MPa	β_0	-0.1	-
S_{ini}	1	-	σ_3^{bd}	30	MPa	β_m	0.3	-
S_{pic}	0.128	-	γ_{pic}	2.25E-3	-	b_β	600	-
S_{res}	$S_p / 16$	-	γ_{res}	26.5E-3	-	χ	2	-
C_0	1	MPa						

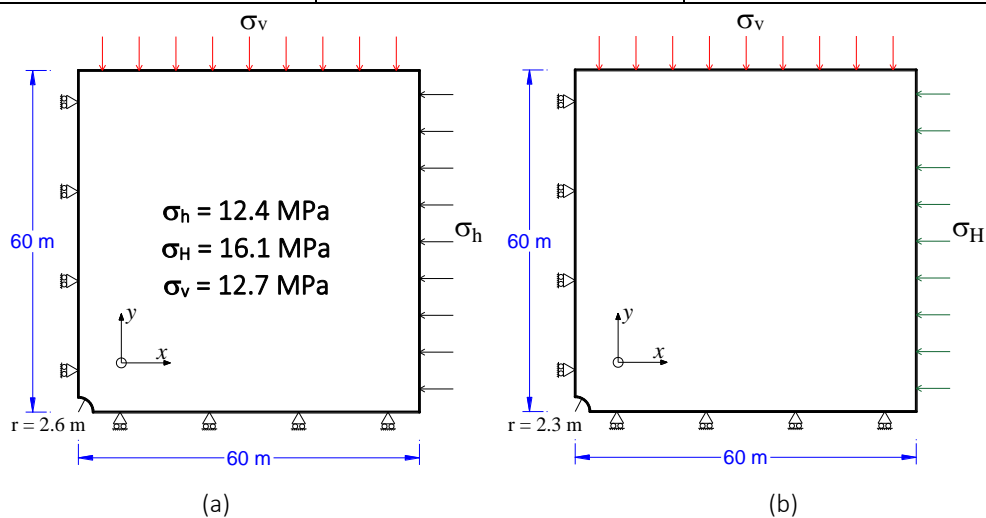


Figure 4.42.- Conditions aux limites et géométrie de la galerie : (a) GCS et (b) GED.

La résistance résiduelle étant plus faible dans le cas de l'implémentation M2, les modèles numériques de la GCS et GED mis en œuvre avec le modèle M1 sont caractérisés par des problèmes de convergences numériques des calculs. La même méthodologie développée dans la section 4.5.1 a donc été adaptée, en menant une analyse de « sensibilité » nombres d'éléments en paroi versus la distorsion plastique résiduelle. Ceci a été fait sur la galerie GCS dans les cas C0 et C3 avec l'implémentation M2. Les résultats sont synthétisés sur la Figure 4.43. De cette analyse, nous avons retenu la valeur de 26.5E-3 de distorsion plastique résiduelle pour les calculs comparatifs entre M1 et M2.

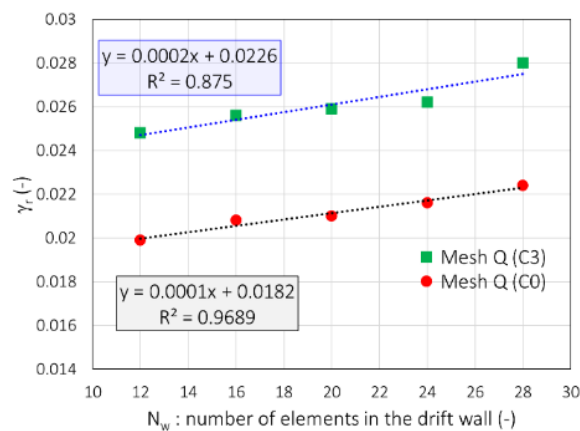


Figure 4.43.- Corrélation de la distorsion plastique résiduelle et du nombre des éléments à la paroi de la galerie pour un maillage quadrangulaire (Mesh Q) et les hypothèses C0 et C3 pour la résistance uniaxiale.

Une comparaison entre les deux modèles a d'abord été effectuée sur des chemins triaxiaux de révolution en utilisant les valeurs des paramètres indiquées dans le Tableau 4.10. Les courbes de contrainte-déformation et les critères théoriques sont comparés sur la Figure 4.44a et b, respectivement. Dans la phase de pré-pic, les deux modèles étant identiques il n'y a donc pas d'écart des résultats (Figure 4.44a). A l'inverse dans la phase de post-pic, il y a des différences des résistances résiduelles pour les contraintes de confinement intermédiaires (σ_3 compris entre 0 et σ_3^{bd}). En comparant les courbes d'évolution d'endommagement (Figure 4.44c), on constate que pour les confinements compris entre 0 et σ_3^{bd} , le modèle M2 donne des taux d'endommagement plus importants. Enfin, les déformations volumiques (Figure 4.44d) présentent une légère différence dans la phase de dilatance.

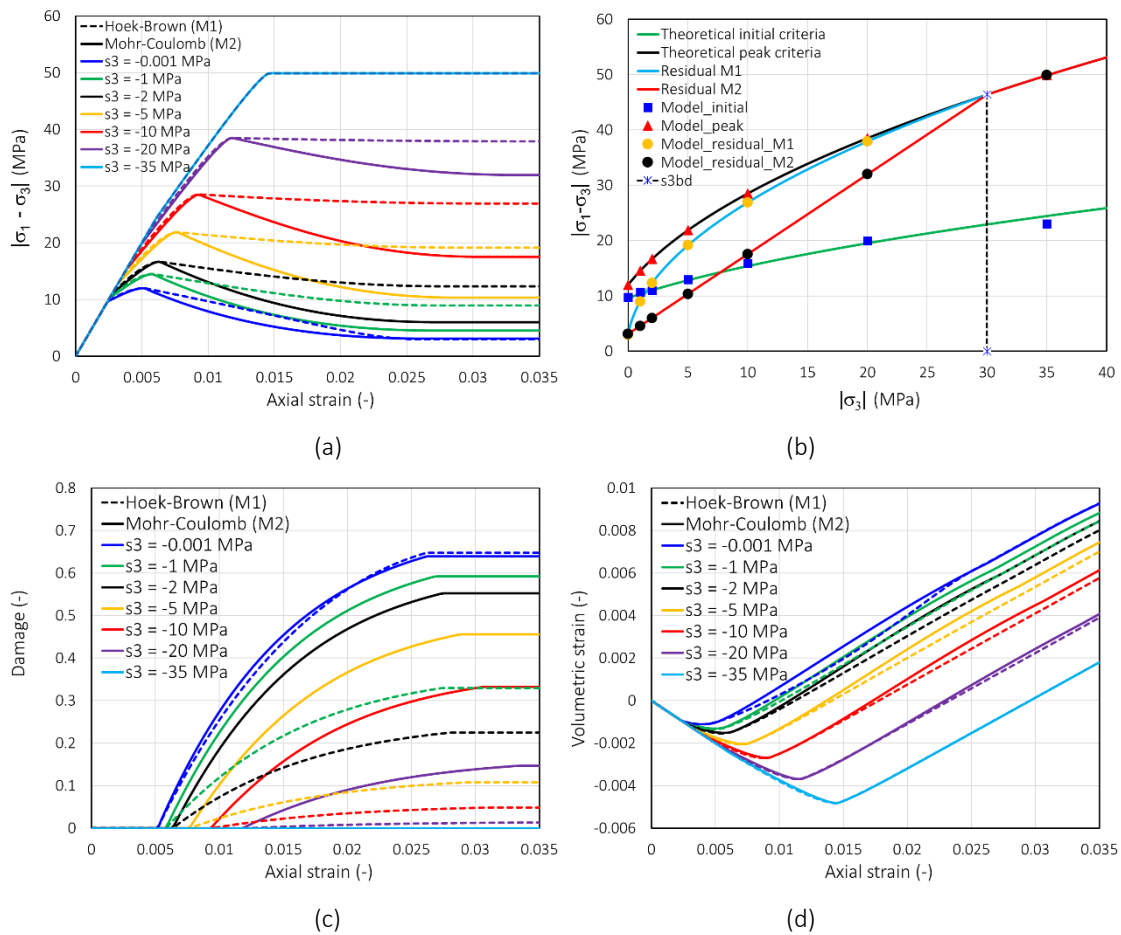


Figure 4.44.- Courbes (a) contrainte – déformation, (b) théoriques, (c) endommagement- et (d) déformation volumique – déformation pour les deux modèles rhéologiques M1 et M2.

Les résultats de la modélisation des galeries sont présentés sur la Figure 4.45 et Figure 4.46. Les résultats à la fin de l'excavation (à 28 jours) pour la galerie GCS (avec C3) sont détaillés et comparés sur la Figure 4.45. Sur cette figure, les résultats du modèle M1 sont a, c, e et g, tandis que ceux de M2 sont b, d, f et h. L'extension de la zone plastique en pré-pic est similaire, alors que pour le modèle M2 la zone en post-pic est légèrement supérieure à celle obtenue avec M1. Pour M1, la zone d'endommagement est située en reins, avec une extension d'environ 0.09D dans la direction la direction horizontale et atteint une valeur maximale d'environ 0.18. Pour M2, la valeur de cet endommagement est de 0.4 et son extension est d'environ 0.12D. Cela peut s'expliquer par le niveau d'endommagement que M2 permet par rapport à M1, pour des contraintes faibles (Figure 4.44c). Par exemple, pour -1 MPa, M1 produit une valeur maximale d'endommagement de 0.33, tandis que M2 prédit une valeur de 0.6. Pour les convergences, seul le modèle M2 donne un ratio de convergence (hor/ver) > 1.

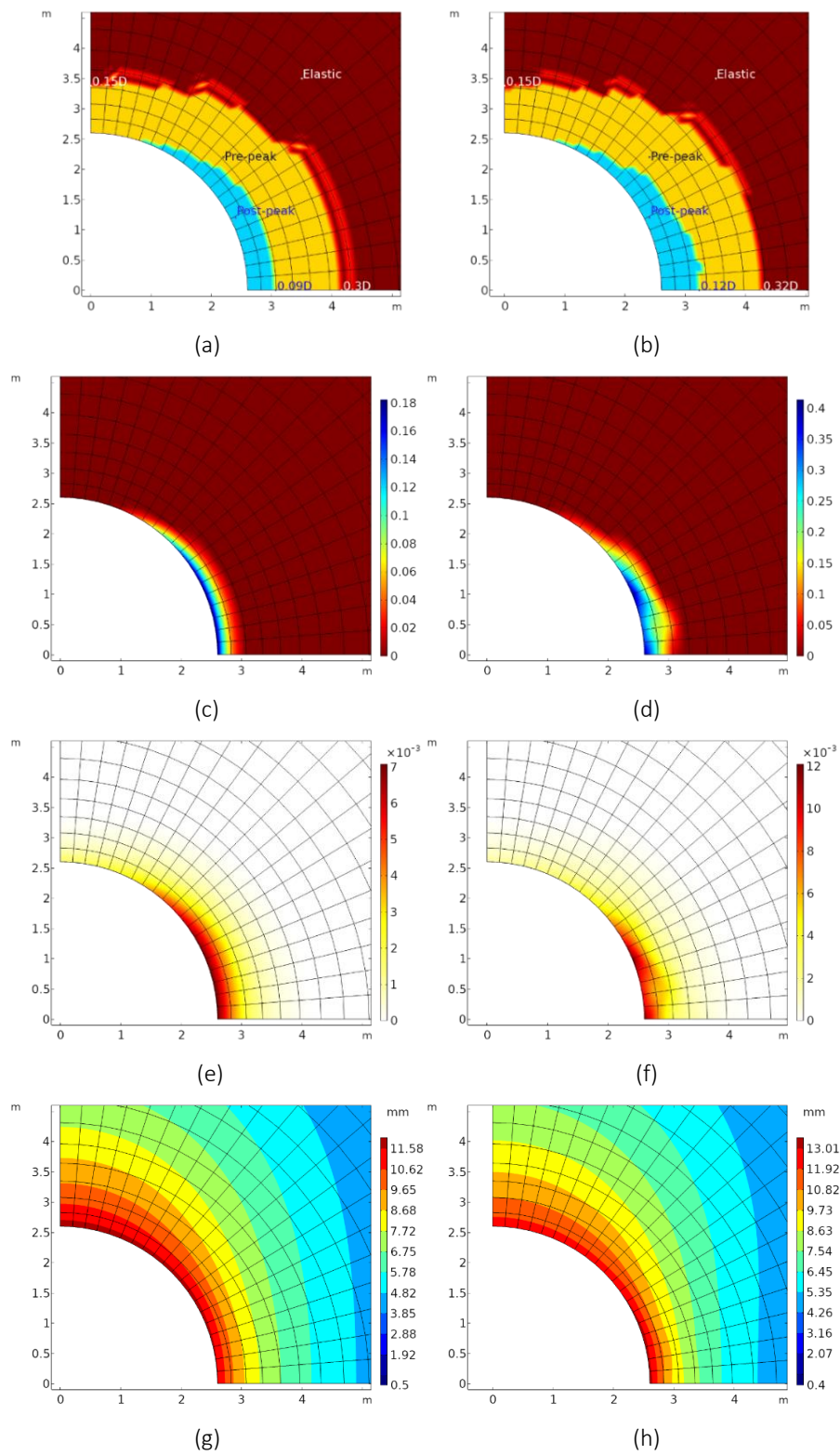


Figure 4.45.- Comparaison des modèles M1 et M2 en calcul mécanique de la GCS à la fin de l'excavation. (a-b) extensions des zones plastiques, (c-d) endommagement, (e-f) isovaleurs de distorsion plastique et (g-h) isovaleurs de la norme du déplacement.

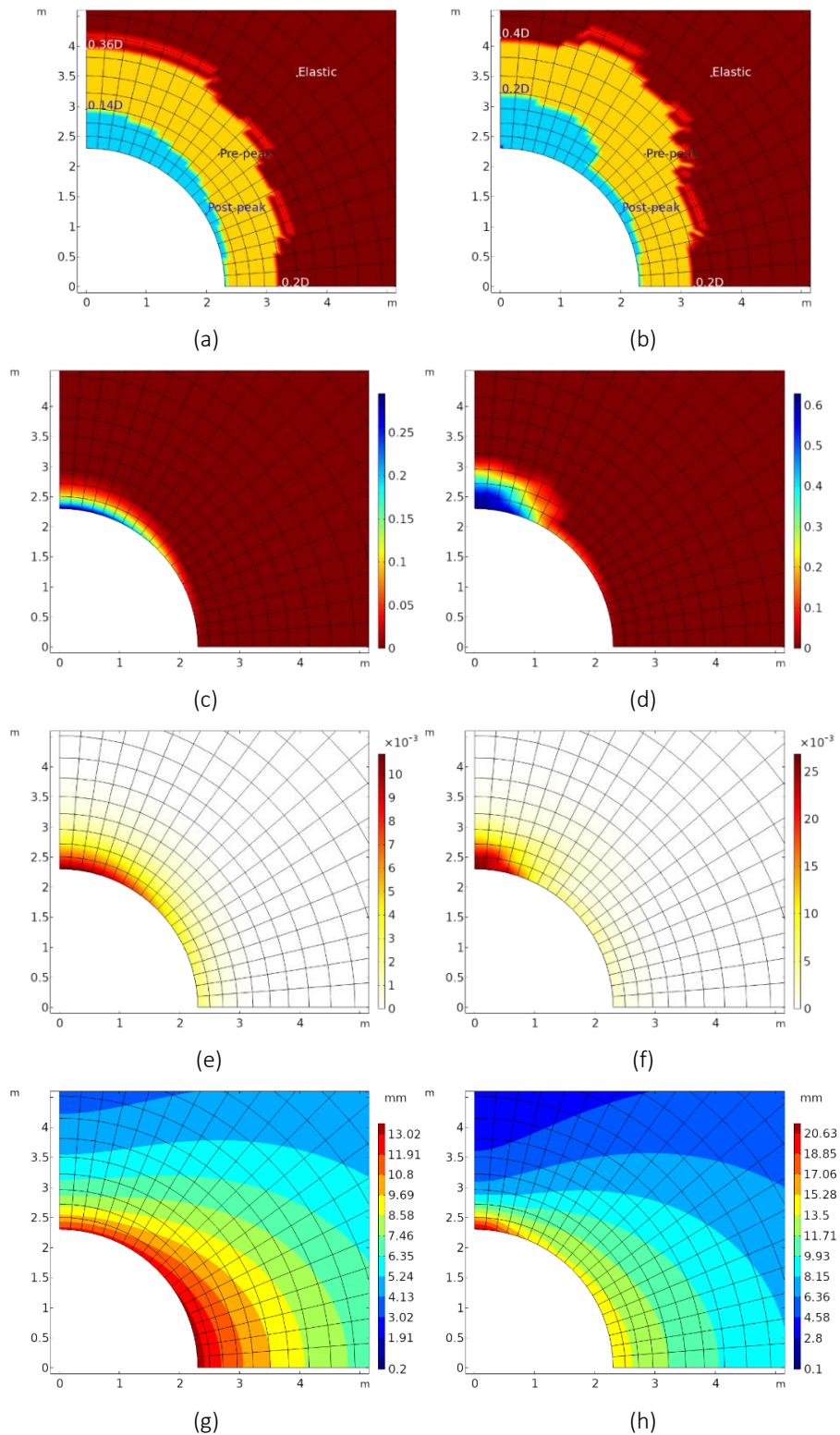


Figure 4.46.- Comparaison des modèles M1 et M2 en calcul mécanique de la GED à la fin de l’excavation. (a-b) extensions des zones plastiques, (c-d) endommagement, (e-f) isovaleurs de distorsion plastique et (g-h) isovaleurs de la norme du déplacement.

En réalisant le même exercice pour la galerie GED (avec C0), les résultats à la fin de l’excavation et la comparaison détaillée sont fournis sur la Figure 4.46. Sur cette figure, les résultats du modèle

M1 sont a, c, e et g, tandis que ceux de M2 sont b, d, f et h. Pour M2, l'extension verticale des zones plastiques pré- et post-pic est supérieure à celle de M1. Comme il a été vu sur la galerie GCS, les taux d'endommagement avec le modèle M2 sont plus importants (0.6 de valeur maximale) et l'extension de la zone d'endommagement est plus étendue (0.2D en voûte). Enfin, le ratio de convergence (ver/hor) avec M2 est d'environ 2.

4.7.2 Comparaison dans le calcul hydromécanique de la GCS

La galerie GCS (avec C3) est remodelisée dans le but de comparer la réponse hydromécanique des modèles M1 et M2. La géométrie, le maillage et les conditions aux limites sont ceux détaillés dans la section 4.5.2.3. Les valeurs des paramètres sont celles du Tableau 4.10. L'excavation est menée en considérant les courbes de déconfinement hydraulique et mécanique proposées par Seyedi *et al.* (2017a). En plus de la perméabilité constante (K_{cte}), la perméabilité variable (K_{var}) est considérée dans cette analyse.

4.7.2.1 Modèle de perméabilité variable

Les mesures de perméabilité rapportées par Armand *et al.* (2014) indiquent dans la zone de fracture non-connectée ou discrète (ZFD) montrent une variation de la perméabilité de la roche saine qui atteint son maximum dans la zone de fractures connectées (ZFC). Sur la base des travaux de Pardoen *et al.* (2016), Cu villiez *et al.* (2017), Manica *et al.* (2017), Souley *et al.* (2017a), Coarita-Tintaya *et al.* (2020) et Vu *et al.* (2020b) relatifs à la modélisation hydromécanique des ouvrages du LS M/H-M, un modèle de perméabilité phénoménologique est utilisé. Ce modèle considère que dans la ZFD la perméabilité diffère de celle de la roche intacte et est inférieure aux valeurs mesurées dans la ZFC. Plus précisément dans ce modèle, la perméabilité commence à augmenter à partir de la limite élastique et son maximum se situe lorsque le matériau atteint le pic de résistance. Puis, dans la phase post-pic, la perméabilité reste constante et égale à sa valeur maximale atteinte au pic. Dans ce modèle le tenseur de perméabilité est anisotrope.

La variable d'endommagement n'est pas prise en compte dans la modification de la perméabilité, parce que l'extension de la zone endommagée est très limitée, ce qui conduirait à un domaine de perméabilité variable très réduit et ne faciliterait pas la dissipation de la pression de pore dans les chambres proches de la paroi de la galerie, comme l'ont rapporté Souley *et al.* (2017a). Par conséquent, nous considérons une variation de la perméabilité avec la distorsion plastique, puisque l'extension des zones plastiques est un peu plus importante.

En première approximation, la valeur de la perméabilité maximale est prise égale à la valeur mesurée en paroi de la galerie GCS (Armand *et al.* 2014). Compte tenu de ces considérations, les variations de la perméabilité en direction horizontale et verticale ($i = x, y$) sont (adapté de Souley *et al.* 2017a) :

$$\begin{cases} \ln\left(\frac{k_i}{k_i^0}\right) = \ln\left(\frac{k_i^{max}}{k_i^0}\right) \frac{\gamma}{\gamma_{max}} & ; \quad \gamma \leq \gamma_{max} \\ k_i = k_i^{max} & ; \quad \gamma > \gamma_{max} \end{cases} \quad (4.20)$$

où γ_{max} est la distorsion maximale (atteinte en paroi), k_i^0 et k_i^{max} sont respectivement les perméabilités intrinsèques de la roche intacte et endommagée en paroi. La perméabilité intrinsèque de l'argilite intacte est $k_x = 4 \times 10^{-20} \text{ m}^2$ et $k_x/k_y = 3$ (Armand *et al.* 2014). L'hypothèse est que la perméabilité maximale est atteinte lorsque le matériau est dans la phase post-pic : $\gamma_{max} = \gamma_{pic}$. En outre, la perméabilité maximale est considérée comme isotrope et égale à $2 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ ($\approx 2 \times 10^{-16} \text{ m/s}$ de conductivité hydraulique). Une porosité de 0.18 (Armand *et al.* 2017a) et un coefficient de Biot de 0.6 (Charlier *et al.* 2013, Seyedi *et al.* 2017a) ont été considérés pour le calcul couplé hydromécanique.

4.7.2.2 Extensions des zones plastiques et convergences

Les Figure 4.47 et Figure 4.48 illustrent les résultats des calculs avec les modèles M1 et M2 en considérant une perméabilité anisotrope et constante. Les extensions de la zone plastique pré-pic sont similaires pour les deux modèles, alors que la zone plastique en post-pic pour M2 est supérieure à M1 au bout de 2 ans. Une extension en reins de 0.12D pour M1 versus 0.18D pour M2. En ce qui concerne les taux d'endommagement, à deux ans M2 produit une valeur moyenne d'endommagement d'environ 0.4. Une valeur deux fois celle obtenue avec M1, ce qui entraîne une valeur du déplacement horizontal d'environ 16 mm et qui est plus importante que le déplacement vertical d'environ 13 mm.

Pour la perméabilité variable (Figure 4.49 et Figure 4.50), les extensions de la zone plastique (pré- et post-pic) sont pratiquement similaires pour M1 et M2. Les valeurs d'endommagements atteints dans M2 sont d'environ 0.25. Ces valeurs sont légèrement supérieures à celles calculées avec M1 (environ 0.16). Comme ces valeurs d'endommagement sont proches et l'extension de la zone endommagée est similaire (0.07D pour M1 et 0.09D pour M2), il n'a pas été observé beaucoup de différence en termes de déplacement pour ces deux modèles et ainsi le ratio d'anisotropie de convergence (hor/ver) n'est pas supérieur à l'unité. Dans le calcul mécanique, il a été observé que pour un taux d'endommagement d'environ 0.4 (Figure 4.45), l'on obtient déjà

un ratio d'anisotropie de convergences > 1.0 . Par ailleurs, les convergences à la fin de l'excavation sont similaires à celles calculées à 2 ans.

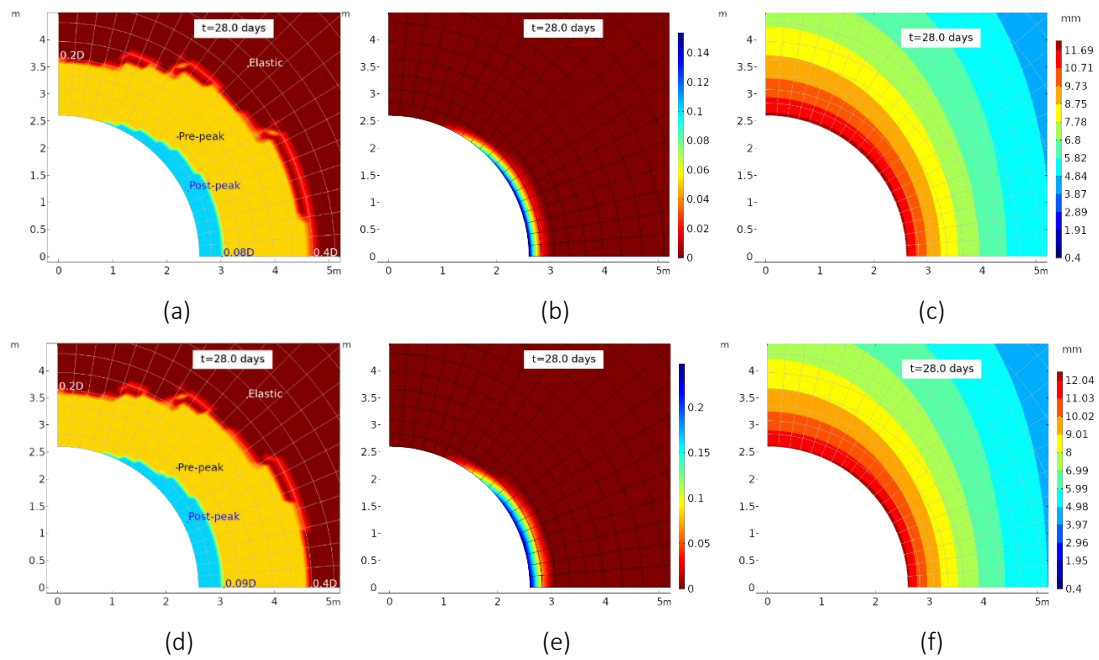


Figure 4.47.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les modèles M1 (a - c) et M2 (d - f) à 28 jours et considérant une perméabilité constante.

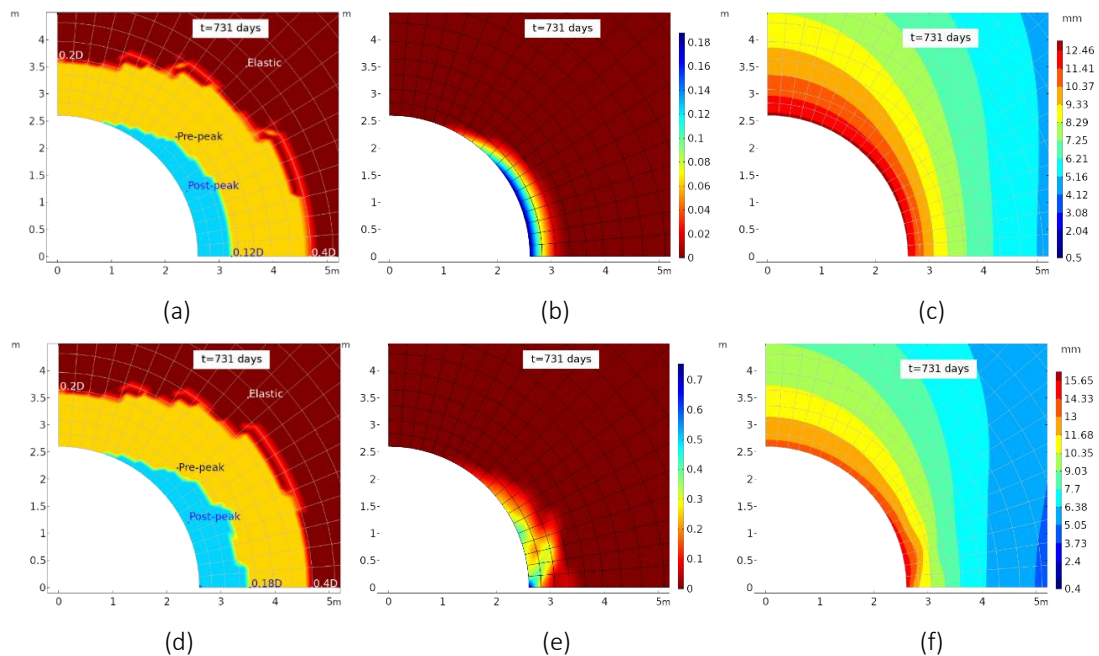


Figure 4.48.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les modèles M1 (a - c) et M2 (d - f) à 2 ans et considérant une perméabilité constante.

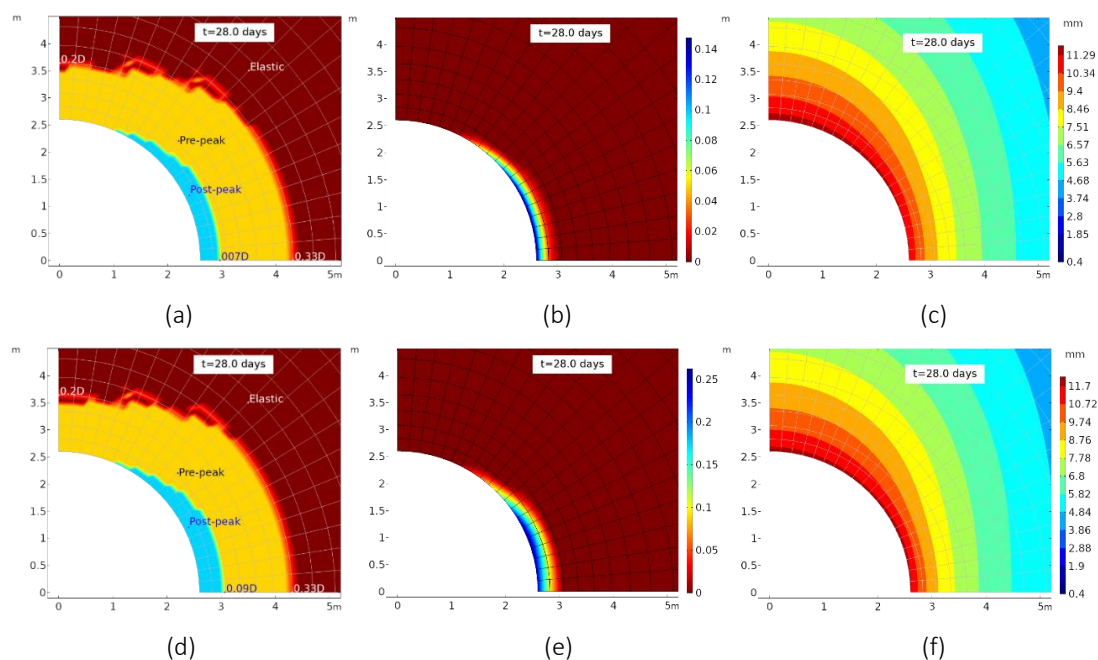


Figure 4.49.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les modèles M1 (a - c) et M2 (d - f) à 28 jours et considérant une perméabilité variable.

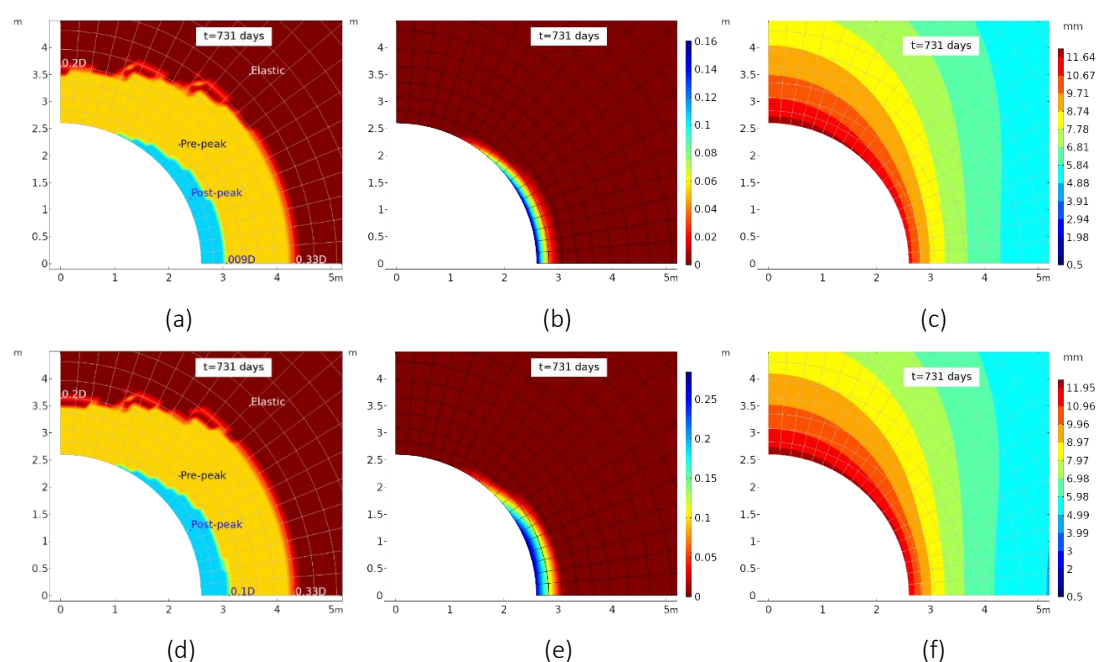


Figure 4.50.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les modèles M1 (a - c) et M2 (d - f) à 2 ans et considérant une perméabilité variable.

Les Tableau 4.11 et Tableau 4.12 résument, respectivement, les valeurs des extensions et des convergences calculées. Celles-ci sont comparées aux observations *in situ* (Armand *et al.* 2013, 2014). De cette comparaison, on peut retenir que le modèle M2 donne des résultats meilleurs en termes d’extensions et de convergences. Les convergences de M2_Kcte sont comparées aux

convergences mesurées autour de la galerie GCS (Figure 4.52) Cette comparaison montre que la convergence verticale calculée surestime ce qui a été observé (≈ 10 mm) et après 500 jours est proche de ce qui a été mesuré *in situ* (≈ 25 mm). Le résultat de la convergence horizontale est amélioré à la fin de l'excauation (≈ 20 mm), mais pas suffisamment puisque le fluage n'est pas pris en compte dans le modèle, pour atteindre le niveau observé (≈ 50 mm).

Tableau 4.11.- Extensions des zones pré- et post-pic de M1 et M2.

<i>in situ</i>		ZFD (zones de fractures discrètes)		ZFC (zones de fractures connectées)	
		Rein	Voûte	Rein	Voûte
		[0.7;1]xD	-	[0.01;0.4]xD	[0.1;0.15]xD
Modèle	Cas	Pré-pic		Post-pic	
		Rein	Voûte	Rein	Voûte
28 jours	M1_Kcte	0.4xD	0.2xD	0.08xD	-
	M2_Kcte	0.4xD	0.2xD	0.09xD	-
	M1_Kvar	0.33xD	0.2xD	0.07xD	-
	M2_Kvar	0.33xD	0.2xD	0.09xD	-
2 ans	M1_Kcte	0.4xD	0.2xD	0.12xD	-
	M2_Kcte	0.4xD	0.2xD	0.18xD	-
	M1_Kvar	0.33xD	0.2xD	0.09xD	-
	M2_Kvar	0.33xD	0.2xD	0.1xD	-

Tableau 4.12.- Comparaison des convergences de M1 et M2.

À	Cas	Hor (mm)	Ver (mm)	Ratio
28 jours	<i>in situ</i>	~ 20	~ 10	2
	M1_Kcte	23.8	23.8	1
	M2_Kcte	24.6	24.2	1.02
	M1_Kvar	22.4	23.5	0.95
	M2_Kvar	23.7	24.1	0.98
2 ans	<i>in situ</i>	~ 50	~ 25	2
	M1_Kcte	25.5	25.4	1
	M2_Kcte	32.7	27	1.21
	M1_Kvar	22.4	24.2	0.93
	M2_Kvar	23.8	24.9	0.95

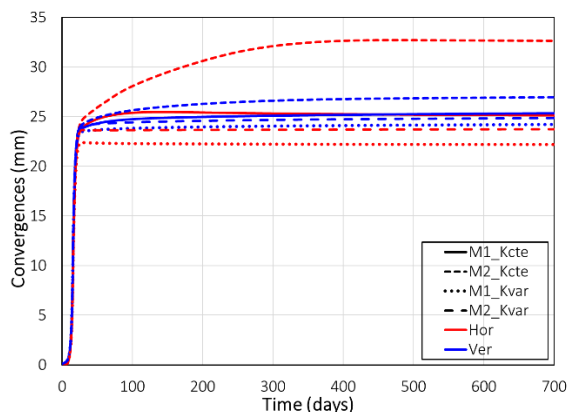
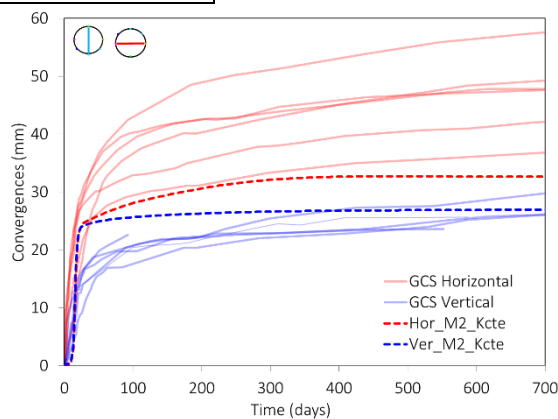

Figure 4.51.- Convergences de M1 et M2.


Figure 4.52.- Comparaison du cas C0 avec les convergences mesurées autour de la GED.

4.7.2.3 Pressions de pore et perméabilité

Comme dans la section (4.5.2.3) les pressions de pore autour de la galerie GCS ont été comparées pour les chambres du forage OHZ1521. Les positions des chambres dans la section transversale de la galerie ont été indiquées sur la Figure 4.27. Les pressions de pore maximales calculées dans chaque chambre sont identiques (Tableau 4.13), les différences se situent au niveau de la chute de la pression de pore. Dans ce cas, le modèle M2 dissipe davantage de pressions de pore dans les deux cas de perméabilité (Figure 4.53), ce qui est cohérent de par les valeurs de perméabilités plus importantes.

Tableau 4.13.- Pressions de pore maximales.

Cas	P2 (MPa)	P3 (MPa)	P4 (MPa)	P5 (MPa)
<i>in situ</i>	6.5	6.6	7.5	5.1
M1_Kcte	5.4	5.4	5.1	4.9
M2_Kcte	5.3	5.4	5.1	4.9
M1_Kvar	5.4	5.4	5.1	4.9
M2_Kvar	5.5	5.4	5.1	4.9

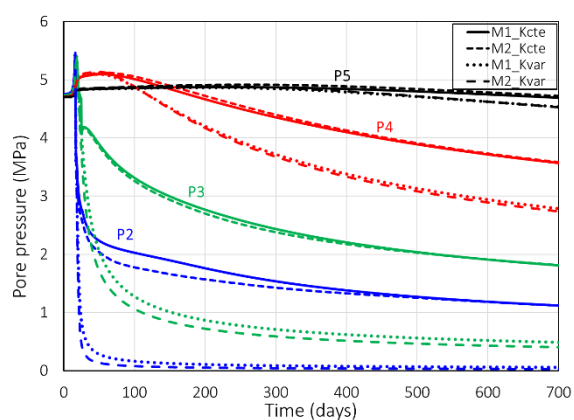


Figure 4.53.- Pressions de pore au cours du temps.

Les pressions de pore calculées avec le modèle M2 et un tenseur de perméabilité variable, sont comparées aux mesures *in situ* (Figure 4.54). Le calcul reproduit correctement la chute de pression de pore au P2, alors qu'au P3 la pression ne se dissipe pas complètement. Au P4, la pression de pore est tout d'abord inférieure à celle mesurée (une différence d'environ 2.4 MPa) tandis qu'après 100 jours, la pression interstitielle calculée surestime la pression de pore mesurée. Enfin, au P5, la pression est similaire. Par ailleurs, en considérant une zone de perméabilité modifiée d'extension égale à la ZFD, la chute des pressions de pore à P2 et P3 peut être reproduite (Coarita-Tintaya *et al.* 2020, Vu *et al.* 2020b). Une autre façon de dissiper la pression de pore est observée avec les modèles de Pardoen *et al.* (2016) et Manica-Malcom (2018), où l'eau circule à travers les bandes de cisaillement.

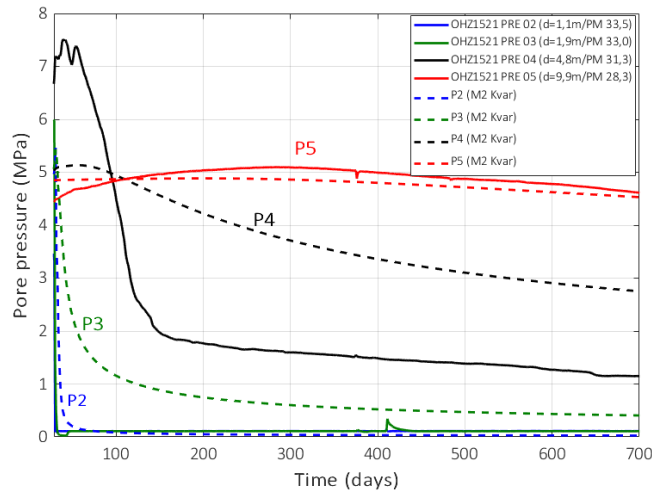


Figure 4.54.- Comparaison des pressions de pore mesurées et calculées (M2_Kvar).

Enfin, les perméabilités mesurées autour de la galerie GCS (Armand *et al.* 2014) sont comparées à celles obtenues par la modélisation M2_Kvar (Figure 4.55). Le calcul montre une bonne corrélation des perméabilités calculées (à la fois dans les directions horizontale et verticale) et les perméabilités mesurées près de la paroi de la galerie. A une distance de la paroi, le modèle sous-estime la perméabilité mesurée. En effet, l'étendue de la zone plastique est plus petite que celle mesurée, et la perméabilité ne peut donc pas être modifiée.

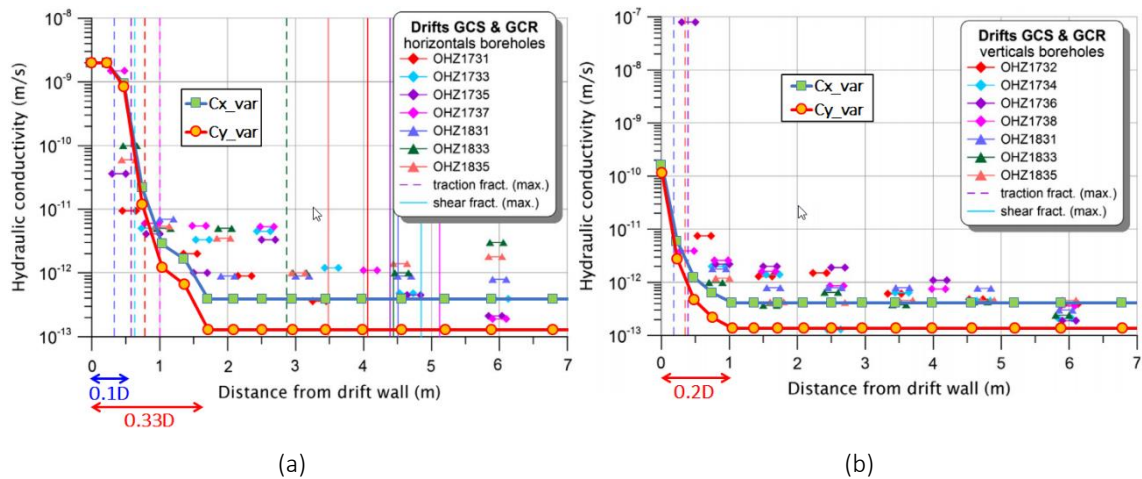


Figure 4.55.- Conductivités hydrauliques autour de la GCS (D'après Armand *et al.* 2014, Souley *et al.* 2017a) et les valeurs numériques obtenues dans la direction : (a) horizontale et (b) verticale.

En conclusion, le modèle M2 améliore les résultats en post-pic avec une augmentation de l'extension des zones endommagées donc fracturées en post-pic, en termes de déplacements et de pression de pore. En outre, les résultats des extensions, convergences et pressions de pore de

M2 sont cohérentes avec les observations *in situ*. Fort de ce résultat, le modèle M2 est également utilisé pour re-simuler la galerie GED.

4.7.3 Calcul hydromécanique de la GED

La galerie GED est modélisée avec le modèle M2 et en tenant compte de la variation de la perméabilité. Les hypothèses d'évolution de résistance uniaxiale C0 et C3 sont considérées dans cette analyse. Ces cas représentent respectivement les conditions les plus favorable et défavorable dans la réponse hydromécanique de la GED, comme il a été vu dans la section 4.5.2.4.

Les conditions aux limites, la géométrie et le maillage de la GED sont les mêmes que celles expliquées dans la section 4.5.2.4. L'excavation est effectuée en considérant la courbe de déconfinement mécanique et hydraulique à 28 jours (Seyedi *et al.* 2017a), et les valeurs des paramètres mécaniques sont rappelées dans le Tableau 4.10.

Les résultats des extensions montrent une anisotropie de l'extension pour le cas C0 (0.2D en reins et 0.45D en voûte), alors que dans le cas C3 l'extension est quasi-isotrope de 0.3D en reins et 0.35D en voûte (Figure 4.56). Ces zones plastiques n'évoluent pas pendant la phase de drainage (Figure 4.57). Les taux d'endommagement pour le cas C0 se situent en voûte avec une valeur maximale d'endommagement d'environ 0.5. Pour C3, l'endommagement maximal se situe à une orientation d'environ 48° par rapport à l'axe horizontal, et en voûte l'endommagement atteint la valeur de 0.15 (Figure 4.56e). Parmi ces deux cas, seul C0 donne des déplacements verticaux supérieurs aux déplacements horizontaux (Figure 4.56c).

Afin de comparer avec les mesures *in situ* (Armand *et al.* 2014), les Tableau 4.14, Tableau 4.15 et Figure 4.58 résumant les extensions et convergences calculées. De cette comparaison, C0 est plus proche de l'extension minimale mesurée dans la direction verticale (0.2D de ZFC et 0.5D de ZFD). Pour l'extension dans la direction horizontale, C0 ne prédit pas de zones avec un comportement en post-pic, tandis que C3 a une épaisseur qui est presque la moitié du minimum mesuré (0.1D). En termes de convergences, à la fin de l'excavation les convergences horizontales calculées sont similaires dans les deux cas (≈ 30 mm). Ces valeurs sont supérieures à celles mesurées *in situ*. Au bout de deux ans, les valeurs des convergences calculées sont proches de celles observées (30 mm). Alors que les convergences verticales calculées sous-estiment les valeurs mesurées dès la fin de l'excavation. C3 est celui qui sous-estime le plus les mesures. La comparaison des résultats de C0 avec les convergences mesurées autour de la galerie GED (Figure

4.59), montre que la convergence horizontale à 2 ans est proche de celle mesurée. Alors que dans la direction verticale la convergence calculée sous-estime les mesures.

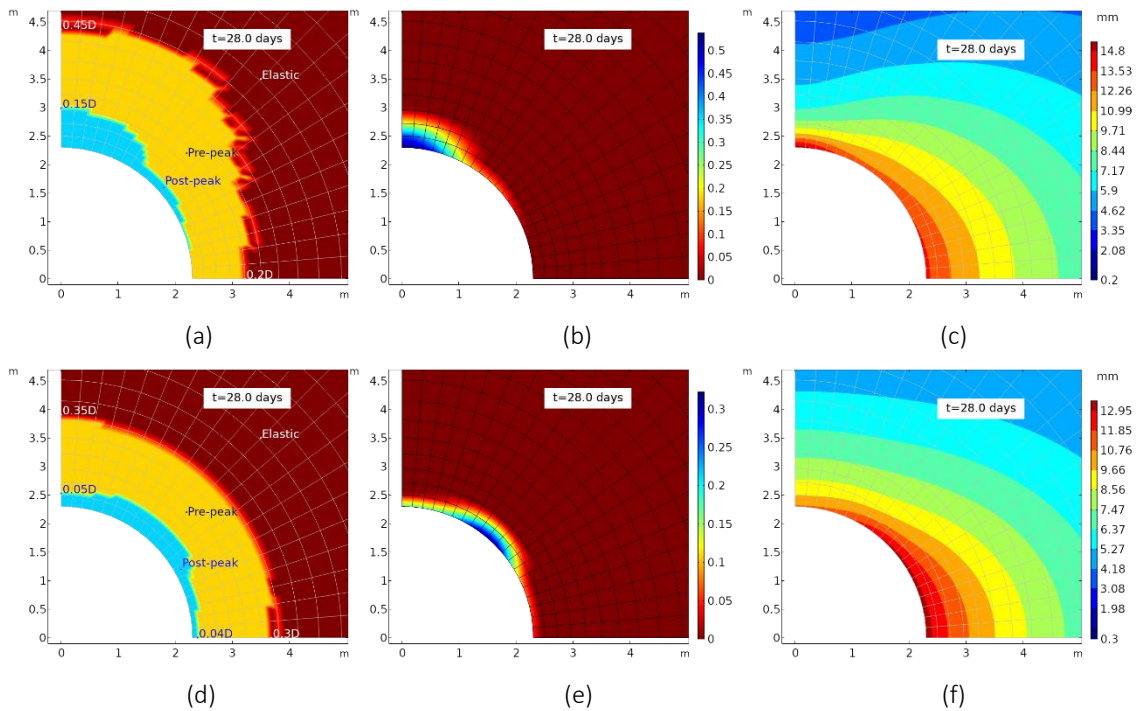


Figure 4.56.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les cases C0 (a - c) et C3 (d - f) à 28 jours.

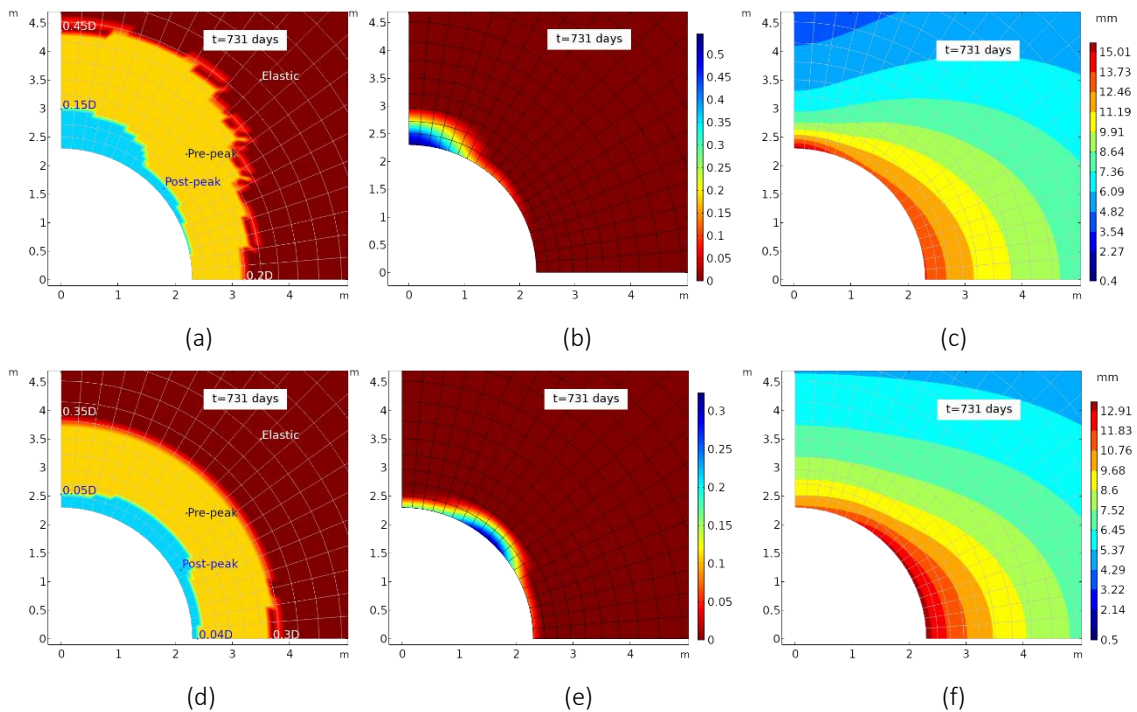


Figure 4.57.- Zones plastiques, endommagement et isovaleurs de la norme de déplacements, respectivement pour les cases C0 (a - c) et C3 (d - f) à 2 ans.

Tableau 4.14.- Extensions des zones plastiques.

<i>in situ</i>		ZFD (zones de fractures discrètes)		ZFC (zones de fractures connectées)	
		Rein	Voûte	Rein	Voûte
		-	[0.5;0.8]xD	[0.1;0.2]xD	[0.2;0.4]xD
Modèle	Cas	Pré-pic		Post-pic	
		Rein	Voûte	Rein	Voûte
28 jours	C0	0.2xD	0.45xD	-	0.15xD
	C3	0.3xD	0.35xD	0.04xD	0.05xD
2 ans	C0	0.2xD	0.45xD	-	0.15xD
	C3	0.3xD	0.35xD	0.04xD	0.05xD

Tableau 4.15.- Comparaison des convergences pour C0 et C3.

À	Cas	Hor (mm)	Ver (mm)	Ratio
28 jours	<i>in situ</i>	~10	~40	4
	C0	27.7	30.9	1.11
	C3	27	21.8	0.81
2 ans	<i>in situ</i>	~30	~120	4
	C0	27.8	31.3	1.13
	C3	27	22	0.82

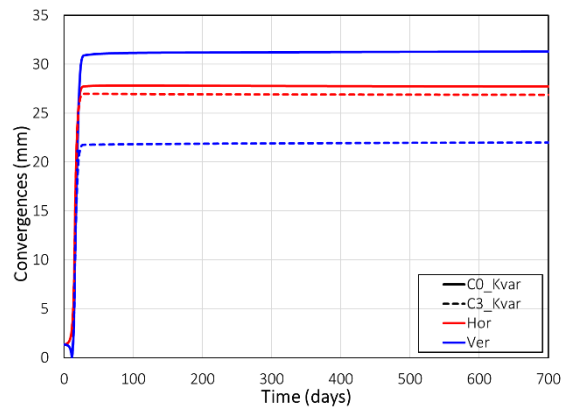


Figure 4.58.- Convergences pour C0 et C3.

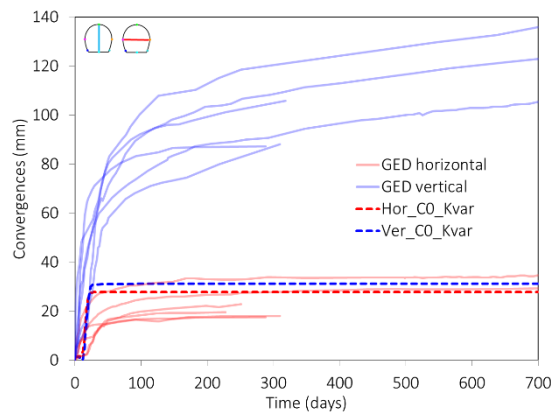


Figure 4.59.- Comparaison du cas C0_Kvar avec les convergences mesurées autour de la GED.

4.8 Conclusions

Les différents points abordés dans ce chapitre sont ci-après résumés. Nous évoquons également les quelques difficultés rencontrées et leur résolution.

Les équations constitutives d'un modèle élastoplastique anisotrope et endommageable de comportement des argilites du COx sont d'abord rappelées. L'élasticité est isotrope transverse, la plasticité de type Hoek-Brown exprimée avec les trois invariants de contraintes avec « strain

hardening/softening » est anisotrope et l'endommagement exprimé dans le cadre de la mécanique d'endommagement continu est isotrope avec une variable basée sur le taux de fracturation entre le pic et le début de la phase résiduelle. L'implémentation dans Comsol de ce modèle a été faite en utilisant le module « built-in » propre de Comsol, une autre alternative à l'implémentation C++ par l'intermédiaire de l'approche « external Material » mise en œuvre dans le précédent chapitre. Cette implémentation a été validée sur des chemins triaxiaux de révolution et appliquée aux calculs des structures du LS M/H-M avec succès.

Une modification du modèle dans la phase post-pic a permis d'améliorer les résultats des calculs de structures par rapport aux observations *in situ* en termes d'extension de zones plastiques et de convergences (Armand *et al.* 2014). Cette modification a porté sur l'utilisation d'un critère de résistance résiduel plus adapté aux résultats expérimentaux du COx : ce qui a conduit à linéariser par morceaux (ou enveloppe de Mohr-Coulomb tangente) les critères non linéaires de Hoek-Brown à l'initiation et au pic proposés dans les référentiels géologiques de l'Andra.

Plusieurs évolutions de la résistance en compression simple en fonction de l'orientation du chargement par rapport au litage ont été investiguées. Une évolution de la résistance en compression simple de type C3 (avec une valeur minimale à 0°) permet de mieux reproduire les observations *in situ* faites autour de la galerie GCS. Cependant, cette évolution de résistance ne correspond pas aux évidences expérimentales de la littérature sur les roches sédimentaires anisotropes (largement discutées dans le chapitre 2). A l'inverse dans le cas de la galerie GED, c'est la résistance uniaxiale isotrope (C0) qui permet de s'approcher des observations *in situ*. Ces résultats nous montrent que l'anisotropie de la résistance régit le comportement autour de la galerie GCS, alors que pour la galerie GED, c'est l'anisotropie de contraintes dans sa section qui régit le mécanisme de déformations.

Un modèle de variation de la perméabilité, basé sur une approche phénoménologique et les mesures de perméabilité autour des galeries GCS et GED (Armand *et al.* 2014), a été utilisé. Ce modèle a permis de bien reproduire la dissipation de la pression de pore les chambres près de la paroi de la galerie (P2, P3) et la plus lointaine. Cependant, les réponses des chambres plus éloignées n'ont pas pu être reproduites. Cela pourrait s'expliquer par le fait que l'étendue de la zone plastique est encore trop petite par rapport à celle observée *in situ*. Ce qui a été également discuté par Souley *et al.* (2017a). Par ailleurs, ce modèle de perméabilité variable a l'inconvénient d'utiliser le paramètre K_{max} qui est la perméabilité intrinsèque de la roche endommagée en paroi. La valeur de cette perméabilité maximale n'est pas la même pour d'autres structures qui peuvent

se trouver dans d'autres conditions (par exemple, profondeur, diamètre). Par conséquent, il serait préférable que ce terme n'intervienne pas dans la formulation de modèle d'évolution de perméabilité.

Au cours de l'application aux calculs de structures du modèle rhéologique proposé, nous nous sommes confrontés à des instabilités numériques et à la dépendance de la solution au maillage lorsque le comportement du matériau se trouve dans le domaine post-pic. Ce qui est récurrent dans les simulations de la réponse post-pic des géomatériaux avec des modèles continus. En attendant une méthode de régularisation adaptée dans les perspectives de cette thèse et pour y pallier, à chaque nouvelle configuration de calculs de structures nous préconisons de réaliser une étude de sensibilité sur la distorsion plastique résiduelle (γ_r) par rapport au maillage N_r dans la zone d'intérêt pour déterminer le couple (γ_r, N_r) optimal. Il a été noté une évolution linéaire de ce couple.

Enfin, cette série de calculs mécaniques et hydromécaniques sur les structures du LS M/H-M, montre le caractère opérationnel des modèles développés dans le code industriel Comsol Multiphysics®.

MODELISATION

THERMOHYDROMÉCANIQUE

D'UNE ALVÉOLE HA

Dans le contexte de la gestion des déchets radioactifs, les travaux de Birkholzer *et al.* (2012), Tsang *et al.* (2012b), Rutqvist (2015) donnent un aperçu des couplages thermo-hydro-mécaniques dans des formations argileuses. Ces formations présentent des conditions très favorables au confinement à long terme des déchets, parce qu'elles agissent comme une barrière géologique en raison de leur faible conductivité hydraulique et de leurs capacités significatives de rétention de radionucléides. Cependant, pendant la phase opérationnelle, le stockage des déchets radioactifs de haute activité dans les alvéoles produit une certaine quantité de chaleur qui induit une augmentation de la température dans la formation hôte. Cette augmentation de la température, une faible perméabilité et la saturation de la roche en place conduisent à une surpression interstitielle (pressurisation thermique) et une diminution de la contrainte effective qui peut induire un risque de rupture dans la formation argileuse. La pressurisation thermique est, entre autres phénomènes, un problème clé dans l'étude du stockage des déchets radioactifs dans des formations argileuses de faible perméabilité (Armand *et al.* 2017b, Seyedi *et al.* 2017b, Vu *et al.* 2020a). Par conséquent, la compréhension fine du comportement couplé thermo-hydro-mécanique de l'argilite est d'une importance capitale pour la conception et la sûreté à long terme des structures souterraines (Armand *et al.* 2017b).

Au cours des dernières années parallèlement aux caractérisations de laboratoire sur des échantillons, des expérimentations *in situ* sous des sollicitations thermiques ont été réalisées dans des laboratoires de recherche souterrains afin d'étudier les processus de couplage THM : l'argile Boom en Belgique (Bernier et Neerdael 1996, De Bruyn et Labat 2002, François *et al.* 2009, Chen *et al.* 2011), l'argile d'Opalinus en Suisse (Gens *et al.* 2007, Garitte *et al.* 2017), et l'argile Callovo-Oxfordien en France (Conil *et al.* 2012, Armand *et al.* 2017b, Conil *et al.* 2020).

Ce chapitre a pour but d'assurer du bon fonctionnement de l'implémentation de la dernière loi de comportement proposée lorsqu'elle est utilisée dans un modèle numérique multiphysique comprenant la mécanique de solides, l'hydraulique et la thermique de manière couplée. Ce problème thermohydromécanique (THM) est résolu à l'aide du code de calculs, Comsol Multiphysics®. En ce qui concerne le comportement mécanique de l'argilite du COx nous avons utilisé le modèle élastoplastique anisotrope et endommageable permettant de mieux approcher la résistance résiduelle (M2) et largement détaillé dans le précédent chapitre.

Dans le cas de la modélisation THM, ainsi que les benchmarks dans la modélisation HM (Seyedi *et al.* 2017), l'inter comparaison des récents modèles pour l'argilite du COx est effectuée dans le cadre du projet DECOVALEX 2016-2019 (Task E : Upscaling of modelling results from small scale to one-to-one scale) avec comme objectif la modélisation et l'interprétation des expérimentations TED et ALC menées au LS M/H-M.

A ce stade, le modèle développé dans le cadre de cette thèse n'a pas été utilisé dans ces différents benchmarks, en raison des instabilités numériques rencontrées en post-pic dans certaines configurations. Il n'est donc pas exclu que la version améliorée du modèle proposé tenant compte de la régularisation de la phase post-pic (perspective) puisse être utilisée dans les benchmarks en cours, après une vérification sur les précédents benchmarks.

Dans ce chapitre, l'application THM est basée sur la modélisation simplifiée d'une alvéole HA (disons un cas d'école) représentée par un microtunnel parallèle à la contrainte horizontale majeure (σ_H) avec la prise en compte du chemisage et un flux thermique décroissant dans le temps sur la base des flux attendus dans le projet Cigéo. L'évolution de la résistance du COx est donc considérée égale à l'hypothèse de résistance C3 ($R_{90}/R_0 = 1.5$, la résistance minimale à 0° par rapport au vecteur normal à la stratification), qui a permis de mieux reproduire les observations faites autour de la galerie GCS du LS M/HM, elle-même parallèle à la contrainte horizontale majeure (σ_H).

Les phases de modélisation, la géométrie, les conditions aux limites et les valeurs des paramètres sont définies dans la section 5.2.1. Deux calculs ont été réalisés avec le modèle M2 : un premier calcul considère des paramètres de résistance « infinies » afin de valider l'implémentation du modèle proposé dans l'hypothèse de thermoporoélasticité, et le second calcul est mené avec les paramètres inférieurs du référentiel géologique de l'Andra généralement utilisés dans les calculs de dimensionnement et de retro-analyses des structures du LS M/H-M. Chaque calcul consiste

en un creusement instantané du microtunnel destiné à accueillir les colis, une phase de drainage suivi du chargement thermique. Enfin, la réponse THM dans chaque phase est analysée.

5.1 Formulation mathématique du couplage thermohydromécanique

Diverses formulations ont été proposées pour modéliser le comportement couplé THM des géomatériaux (Noorishad *et al.* 1984, Olivella *et al.* 1994, 1996, Gawin *et al.* 1995, Thomas et He 1995, Lewis et Schrefler 1998, Rutqvist *et al.* 2001, Wang et Kolditz 2007, Gatmiri et Arson 2008, Cui *et al.* 2018). Ce comportement couplé est usuellement simulé en utilisant les théories des milieux poreux. La première théorie, proposée par Terzaghi (1943), porte sur la consolidation unidimensionnelle des sols. Elle est suivie plus tard par celle de Biot (1941, 1956) sur la consolidation isotherme des milieux poreux élastiques et qui est une approche phénoménologique de la poroélasticité en conditions saturées, puis la théorie des mélanges qui a été décrite par Morland (1972), Bowen (1982) et d'autres. L'extension de ces travaux aux couplages THM des géomatériaux en conditions non saturées avec ou sans physiques supplémentaires comme la chimie et la biologie a connu des développements expérimentaux, théoriques, constitutifs et numériques au cours de ces deux dernières décennies (Gens *et al.* 2010, Zheng *et al.* 2010, Yin *et al.* 2011, Cui et Tang 2013). Par la suite nous nous limiterons au couplage THM en conditions saturées.

Les équations du problème thermohydromécanique (THM), pour un milieu saturé, se basent sur les lois constitutives de Hooke (M), Darcy (H) et Fourier (T), les équations d'équilibre (M), de conservation de la masse du fluide (H), le bilan d'entropie (T) et du cadre théorique de la poroélasticité de Biot (Coussy 2004). Si l'on néglige les couplages M→T et H→T, alors les équations constitutives THM s'écrivent comme suit :

$$\begin{aligned} \nabla \cdot (C_{ijkl} \varepsilon_{kl} - b p_f \delta_{ij} - \alpha_s (T - T_{ref}) C_{ijkl} \delta_{ij}) + f_i &= 0 \\ b \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} + \frac{1}{M} \frac{\partial p_f}{\partial t} + \frac{1}{\rho_f} \nabla \cdot q_i - 3\alpha_m \frac{\partial T}{\partial t} &= 0 \\ \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (\lambda_{ij} \nabla T) &= Q \end{aligned} \quad (5.1)$$

où C_{ijkl} est le tenseur d'élasticité drainé, ε_{ij} est le tenseur de déformations totales, f_i est la force volumique, ε_v est la déformation volumétrique, p_f est la pression de pore, T est la température, T_{ref} est la température de référence, ρ_f et ρ sont la densité des phases fluide et solide respectivement, δ_{ij} est le tenseur d'identité, ∇ est l'opérateur gradient, b et M sont respectivement le coefficient de Biot et module de Biot supposés isotropes dans le code utilisé qui calcule le module M à partir du module de compressibilité isotrope équivalent K_d en

moyennant les compressibilités anisotropes. Pour un matériau poreux idéal, le module isotrope de Biot est : $\frac{1}{M} = \frac{n}{K_f} + \frac{(1-b)(b-n)}{K_d}$ où n est la porosité, K_f est K_d sont respectivement le module de compression du fluide et module de compression drainé équivalent du milieu poreux. $q_i = -\rho_f \frac{k_{ij}}{\mu_f} p_{f,j}$ est le flux massique selon la loi de Darcy (ce flux ne considère pas échanges convectifs), k_{ij} est le tenseur de perméabilité intrinsèque, μ_f est la viscosité dynamique du fluide. De plus, λ_{ij} est le tenseur de la conductivité thermique, C_p est la capacité thermique à pression constante, Q est le flux de chaleur et $\alpha_m = (b - n)\alpha_s + n\alpha_f$ est le coefficient de l'apport de masse fluide thermique non drainé appelé également le coefficient de dilatation différentiel entre les phases liquide et solide, où α_s et α_f sont respectivement le coefficient de dilatation thermique linéaire des phases solide et fluide. Le terme $3\alpha_m \frac{\partial T}{\partial t}$, apparaissant dans l'équation de continuité de masse fluide, traduit l'apport sous forme de terme source du couplage de la thermique vers l'hydraulique (connu sous la pressurisation thermique).

5.2 Modèle thermohydromécanique : application à l'alvéole HA

L'application du modèle M2 est réalisée sur la modélisation simplifiée d'une alvéole de haute activité (HA) isolée représentée par un microtunnel de 0.8 m de diamètre et parallèle à la contrainte horizontale majeure (σ_H). Le modèle numérique réduit de l'alvéole est large de 40 m (soit 50 fois le diamètre de l'alvéole) : les variations de contraintes initiales à l'intérieur de ce modèle étant négligeables par rapport à la profondeur, les contraintes totales et la pression de pore initiales dans ce modèle seront considérées comme constantes et égales à leurs valeurs à -490 m.

5.2.1 Phasage, conditions aux limites et valeurs des paramètres

La modélisation numérique est faite en 2D en considérant l'hypothèse des déformations planes compatible avec les dimensions des alvéoles (longueur \gg diamètre). Le modèle numérique est focalisé autour de l'alvéole avec un flux thermique sur 1000 ans. En raison de la symétrie de charge et de géométrie, seul un quart du modèle est modélisé. Les conditions initiales et la géométrie du modèle sont illustrées sur la Figure 5.1a. Le phasage des calculs est le suivant :

Phase 1 : excavation instantanée (0+). La paroi du microtunnel reste libre mais imperméable thermiquement. L'excavation est modélisée par les déconfinements mécanique et hydraulique pendant 10^{-6} s.

Phase 2 : drainage. La paroi du microtunnel reste libre et drainante sur une durée de 2 ans.

Phase 3 : mise en place de l'alvéole HA. L'alvéole ne sera pas modélisée explicitement, contrairement au chemisage dont la prise en compte permet de s'approcher des vraies conditions mécaniques à la paroi du microtunnel en comparaison à un déplacement normal bloqué. Au lieu de cela, un flux thermique décroissant (Figure 5.2) est appliqué à l'intrados du chemisage et un calcul transitoire de 2 à 1 000 ans est effectué. Le chemisage métallique (hydrauliquement imperméable) d'une épaisseur de 2.5 cm, prévu entre la paroi et les colis de déchets, est pris en compte dans la modélisation. La paroi du microtunnel est supposée imperméable hydrauliquement. Le concept de stockage des alvéoles HA en France (Armand *et al.* 2017b) est basé sur l'emplacement des colis de déchets dans de longs microtunnels parallèles. Dans le cadre cette modélisation simplifiée, nous considérons une alvéole isolée. Les conditions aux limites de cette phase sont illustrées sur la Figure 5.1b.

Comme hypothèse, la configuration du maillage de la couronne [R, 3R] autour de l'alvéole est celle qui a été utilisée dans la modélisation des galeries GCS et GED présentée dans le Chapitre 4. Ainsi, le maillage considère la configuration de $N_w = 20$, $N_i = 13$ et un rapport d'aspect des éléments de 0.36 (Figure 5.3b).

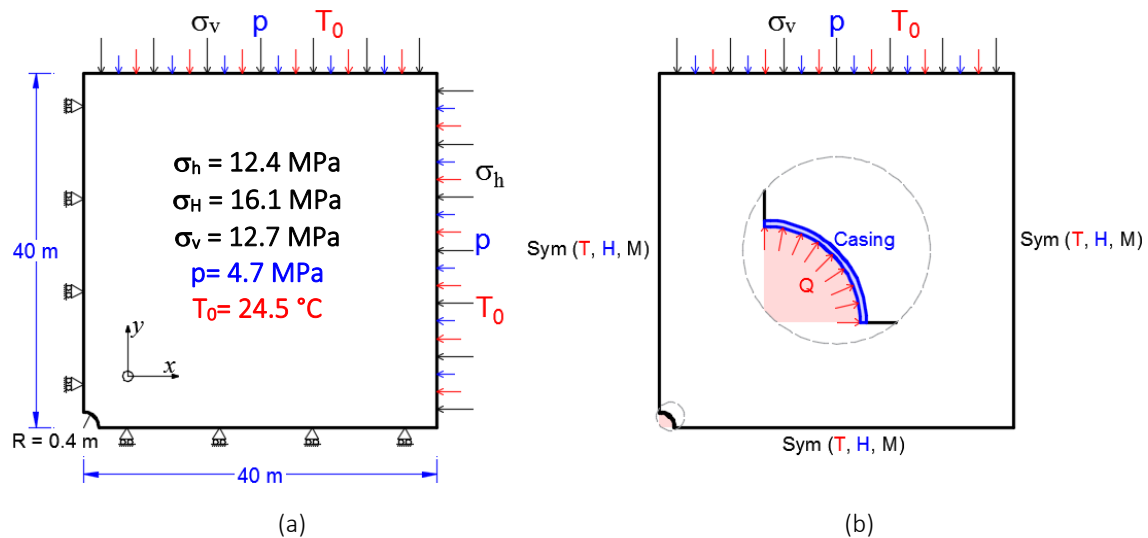


Figure 5.1.- Géométrie, conditions initiales et aux limites pour (a) phase 1 et (b) phase 3.

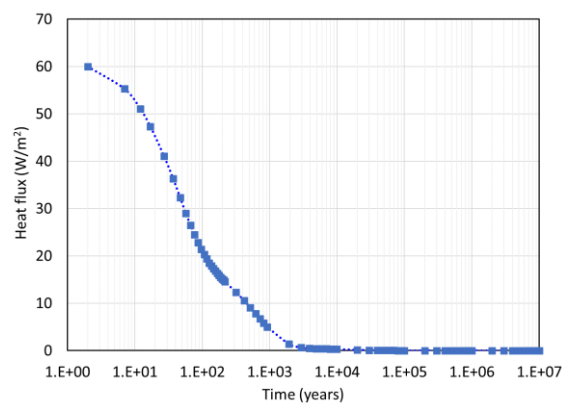


Figure 5.2.- Flux thermique décroissant appliqué à la paroi du chemisage pour la phase 3 (Source Andra).

Les Tableau 5.1 et Tableau 5.2 listent les valeurs des paramètres mécaniques, hydrauliques et thermiques utilisées. La plupart de ces valeurs (« inférieures » - en grisé- pour les caractéristiques de résistance en cohérence avec les modèles numériques des structures de LS M/H-M mis en œuvre dans les précédents chapitres) ont été extraites de la base de données de l'Andra (différents référentiels géologiques et publications sur le COx). La perméabilité et la conductivité thermique sont isotropes transverses. Des tests sur des échantillons ont montré que la conductivité thermique parallèle à la stratification est supérieure à celle de la direction perpendiculaire. Un ratio des conductivités d'environ 1.5 a été proposé dans Armand *et al.* (2017b). En outre, la Figure 5.4 montre les variations en fonction de la température de la viscosité dynamique de l'eau (μ_f) et du coefficient de dilatation thermique volumique de l'eau (α_f) utilisées par Souley (2017) dans une étude THM des alvéoles HA et dans Souley *et al.* (2021). Au regard des variations de température attendues dans le COx (20 à 90°C ou 293 à 363 K), et des incertitudes sur les valeurs des propriétés THM, les variations de la capacité thermique à pression constante (C_p), de la compressibilité du fluide (χ^f) et de la densité du fluide (ρ_f) sont négligées. Les valeurs de ces paramètres peuvent être vues comme des valeurs moyennes (Souley 2017, Souley *et al.* 2021) généralement utilisées dans les analyses de sensibilité du projet Cigéo. Enfin, le flux massique (ou plus précisément le coefficient de mobilité ou la perméabilité au sens de Coussy) varie avec la température à travers les variations de la viscosité dynamique $\mu_f(T)$. En ce qui concerne au chemisage métallique, le Tableau 5.3 liste les paramètres mécaniques et thermiques isotropes pris en compte dans l'analyse. Le comportement mécanique du chemisage est considéré comme élastique linéaire et isotrope. Les paramètres hydrauliques ne sont pas considérés car le chemisage est imperméable.

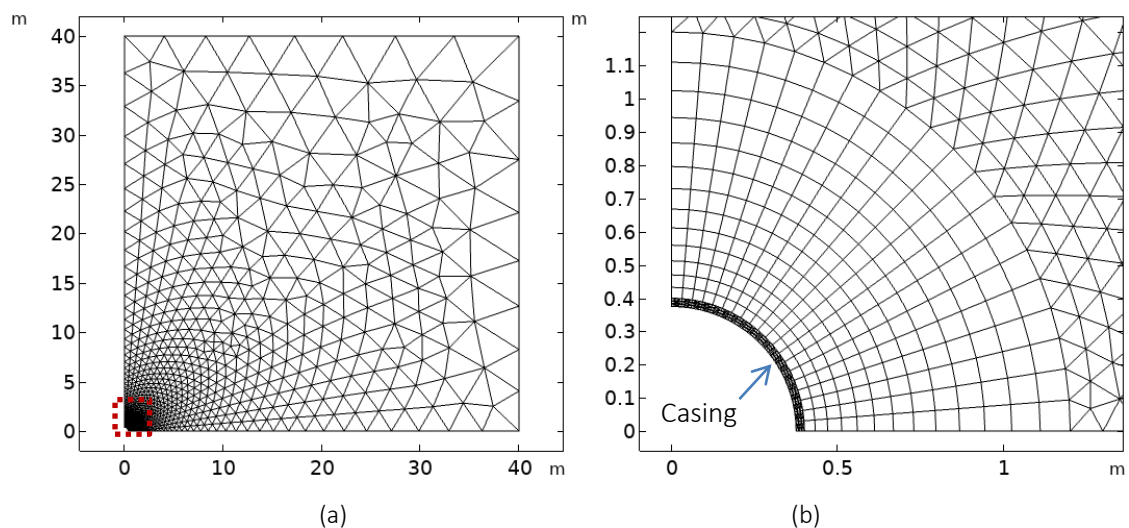


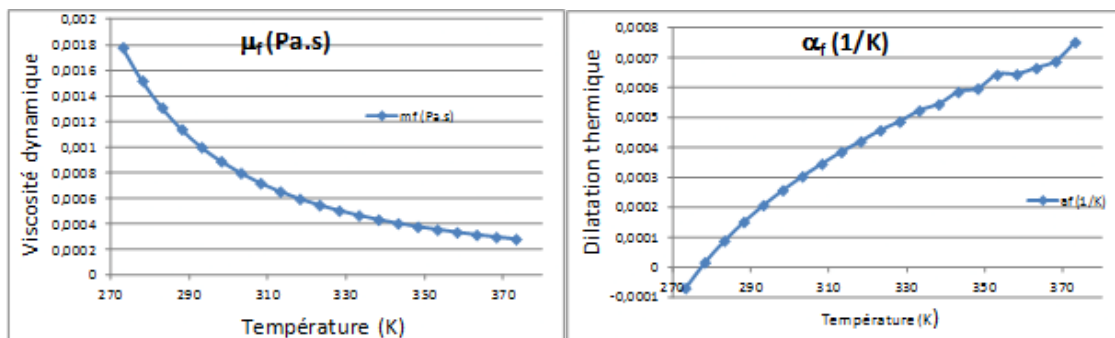
Figure 5.3.- Maillage utilisé pour (a) toute la géométrie et (b) zoom autour de l'alvéole HA.

Tableau 5.1.- Valeurs des paramètres utilisées dans le modèle mécanique M2.

Variable	Valeur	Unité	Variable	Valeur	Unité	Variable	Valeur	Unité
m_{ini}	1.5	-	σ_{c_ini}	9.6	MPa	β_m	0.3	-
m_{pic}	2	-	σ_3^{bd}	30	MPa	b_β	600	-
S_{ini}	1	-	γ_{pic}	2.25E-03	-	χ	2	-
S_{pic}	0.128	-	γ_{res}	2.65E-02	-	A_{11}	0.185	-
c_0	1	MPa	γ_{ult}	$14\gamma_p$	-	a_1	0.2	-
σ_{c_pic}	33.5	MPa	β_0	-0.1	-	a_2	1.2	-

Tableau 5.2.- Valeurs des paramètres élastiques, hydrauliques et thermiques.

Variable	Valeur	Unité	Description
E_x	5200	MPa	Module de Young en direction parallèle à la stratification
E_y	4000	MPa	Module de Young en direction normale a la stratification
ν_{xy}	0.39	-	Coefficient de Poisson xy
ν_{xz}	0.2	-	Coefficient de Poisson xz
G_{xy}	1740	MPa	Module de cisaillement
ρ_m	2400	Kg/m ³	Densité saturé
K_x	4×10^{-20}	m ²	Perméabilité en direction parallèle à la stratification et à 24.5 °C
K_x / K_y	3	-	Ratio de perméabilité
b	0.6	-	Coefficient de Biot
n	0.18	-	Porosité
χ_f	5×10^{-10}	1/Pa	Compressibilité du fluide
μ_f	$f(T)$	Pa.s	Viscosité dynamique de l'eau (Figure 5.4a)
α_f	$f(T)$	1/K	Coefficient de dilatation thermique linéaire du fluide (Figure 5.4b)
ρ_f	1000	Kg/m ³	Densité du fluide
C_p	978	J/(kg.K)	Capacité thermique à pression constante
α_s	1.28×10^{-5}	1/K	Coefficient de dilatation thermique linéaire du solide
λ_x	1.875	W/m.K	Conductivité thermique en direction parallèle à la stratification
λ_x / λ_y	1.5	-	Ratio de conductivité thermique



(a)

(b)

Figure 5.4.- Évolution en fonction de la température (a) de la viscosité dynamique de l'eau, et (b) du coefficient de la dilatation thermique de l'eau (Source = http://www.engineeringtoolbox.com/water-thermal-properties-d_162.html), d'après Souley (2017).

Tableau 5.3.- Valeurs des paramètres élastiques et thermiques pour le chemisage métallique (d'après Souley *et al.* 2021).

Variable	Valeur	Unité	Description
E	200	GPa	Module de Young
ν	0.3	-	Coefficient de Poisson
ρ	7850	Kg/m ³	Densité
α	12.3x10 ⁻⁶	1/K	Coefficient de dilatation thermique
C _p	478	J/(kg.K)	Capacité thermique à pression constante
λ	44.5	W/m.K	Conductivité thermique

Nous résumons les calculs réalisés avec le modèle M2 développé pour le COx dans le Tableau 5.4.

Tableau 5.4.- Synthèse de calculs réalisés avec le modèle M2.

Calculs	Désignation	Objectif
Calc_0	Modèle M2 en élasticité : caractéristiques inférieures du Tableau 5.1, avec des résistances « infinies » : σ_{c_ini} =9.6 GPa, σ_{c_pic} =33.5 GPa	Valider le modèle implémenté avec le calcul thermoporoélastique (Elastic)
Calc_1	Modèle M2 avec caractéristiques inférieures du Tableau 5.1	Analyse du comportement THM autour de l'alvéole HA

Les sections suivantes présentent les résultats obtenus dans la modélisation thermohydromécanique de l'alvéole HA isolée. Les résultats du modèle Calc_0 avec des résistances « infinies » sont d'abord comparés au calcul thermoporoélastique. Ensuite, le calcul Calc_1 est analysé dans les phases d'excavation instantanée, de drainage et de chargement thermique induit par la mise en place du flux de chaleur à l'intrados du chemisage.

5.2.2 Validation du modèle M2 en configuration couplée THM

A titre de validation du modèle implémenté dans Comsol en configuration couplée thermohydromécanique, Calc_0 a été réalisé avec le modèle M2, mais des caractéristiques de résistance ont été prises très importantes de sorte que le comportement reste élastique. Ce calcul est directement comparé avec le calcul thermoporoélastique (Elastic) avec le modèle élastique intégré de Comsol.

Pour réaliser la comparaison des résultats, l'évolution de la contrainte effective majeure (σ'_3) et de la déformation volumique (Figure 5.5) ont été suivies à différents points sur le profil horizontal : 0.1D_Hz, 0.2D_Hz, 0.5D_Hz, 1D_Hz, 2D_Hz et 5D_Hz qui se situent à 0.08 m, 0.16 m, 0.4 m, 0.8 m, 1.6 m et 4 m respectivement, de la paroi, et sur le profil vertical : 0.1D_Ve, 0.2D_Ve, 0.5D_Ve, 1D_Ve, 2D_Ve et 5D_Ve qui se situent à la même distance que leurs homologues dans le sens

horizontal. En outre, les pressions de pore dans les profils horizontal et vertical ont été comparés (Figure 5.6). Une superposition entre les deux modèles thermoporoélastiques est montrée : l'un utilisant l'élasticité linéaire disponible sous Comsol et l'autre le modèle M2. L'écart relatif entre les deux calculs est inférieur à 1%.

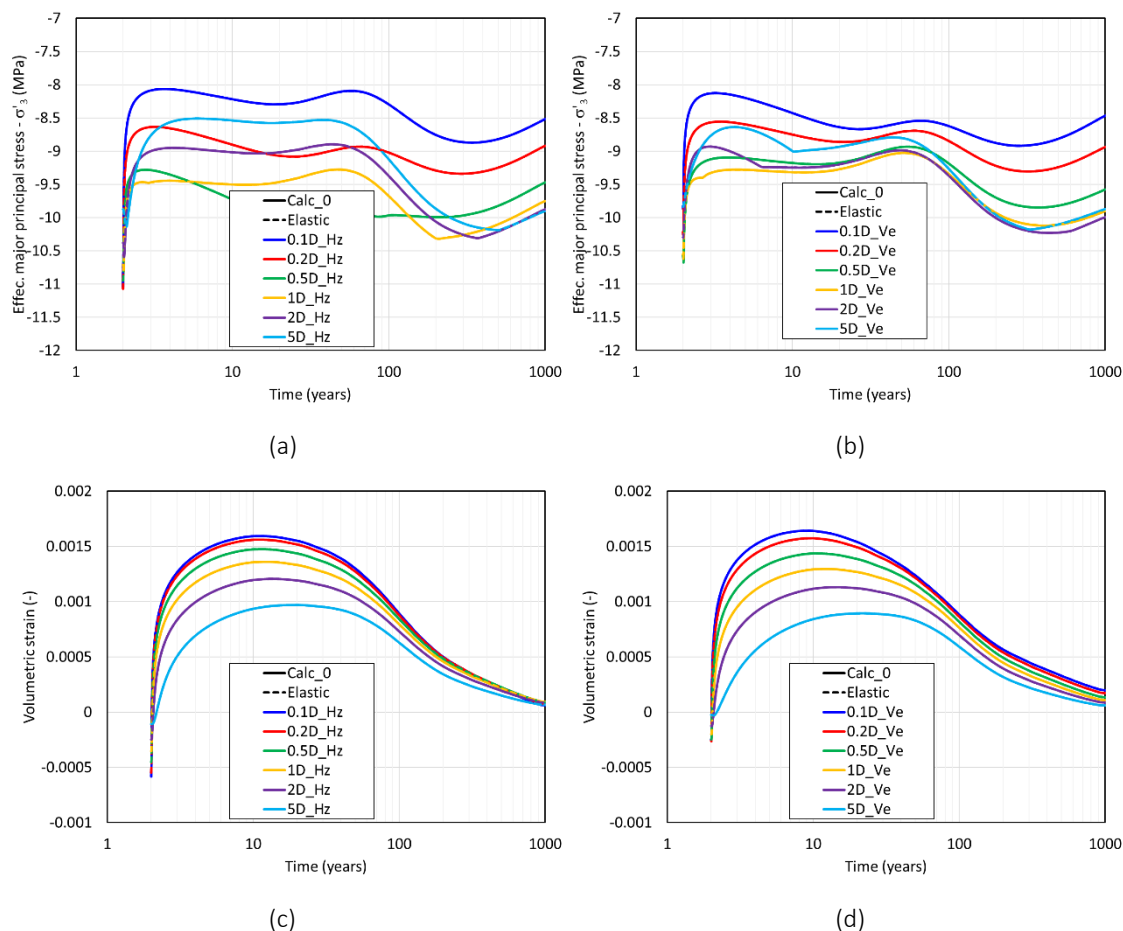


Figure 5.5.- Validation THM du modèle M2 en élasticité Calc_0 : évolution (a)-(b) de la contrainte effective majeure et (c)-(d) de la déformation volumique.

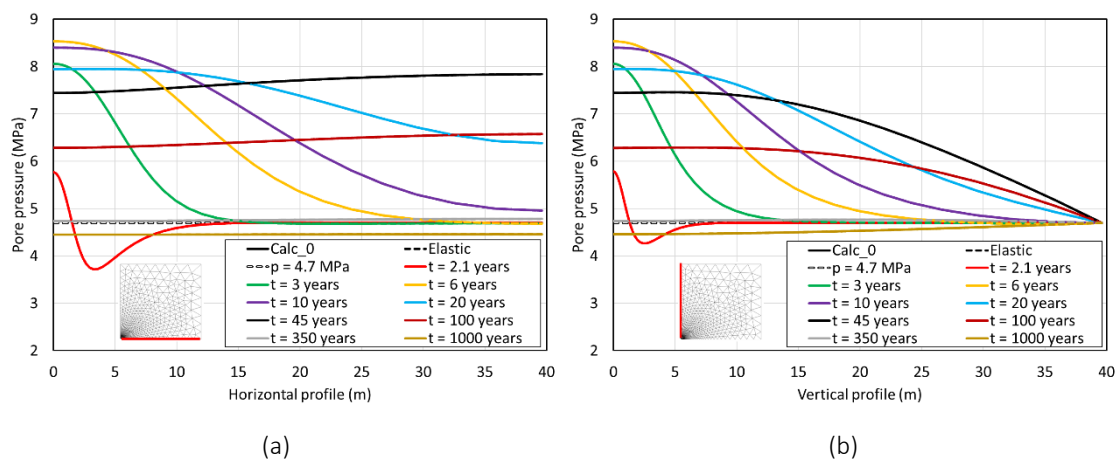
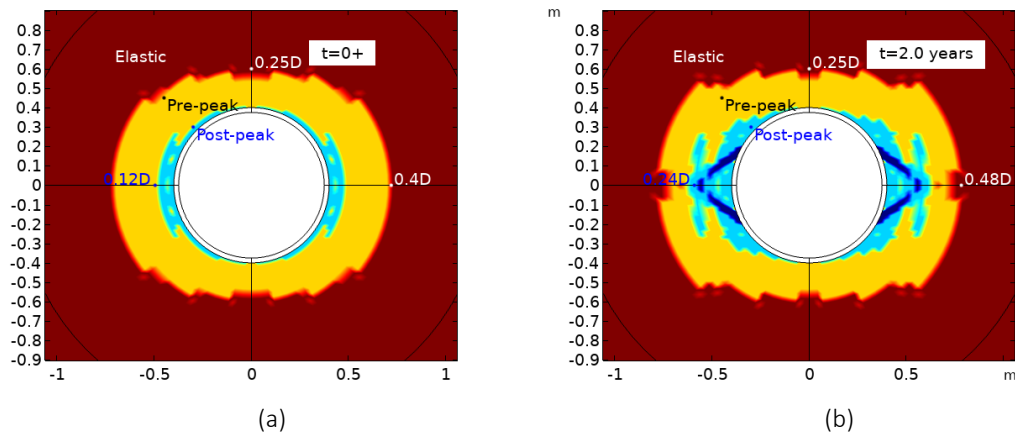


Figure 5.6.- Vérification THM du modèle M2 en élasticité : profils de pressions de pore en direction (a) horizontal et (b) vertical.

5.2.3 Phase d'excavation instantanée et drainage : modèle Calc_1

Dans ce qui suit, l'analyse de l'alvéole HA est effectuée avec le modèle développé qui prend en compte les valeurs inférieures des paramètres de l'argilite du COx. Les résultats du Calc_1 indiquent que l'excavation instantanée (0^+) du microtunnel conduit à une extension de la zone plastique de $0.4D$ en rein et de $0.25D$ en voûte (Figure 5.7a). La zone rompue en post-pic est importante en rein et atteint une extension de $0.12D$. Une distorsion plastique maximale d'environ 9×10^{-3} (environ 28% du taux de fracturation) a été atteinte autour de la paroi (Figure 5.7c), causant un endommagement de 0.2 à 0.3 près du rein (Figure 5.7e). Après deux ans de drainage, l'extension de la zone plastique a augmenté dans la direction horizontale pour atteindre $0.48D$ (Figure 5.7b). L'extension de la zone rompue en post-pic a également augmentée à $0.24D$. Une bande de cisaillement, qui apparaît à la paroi du microtunnel, pénètre dans la roche argileuse en se dirigeant vers l'axe horizontal. Une valeur de la distorsion plastique d'environ 0.04 a été obtenue dans cette bande, avec son maximum près de la paroi (Figure 5.7d). En outre, l'endommagement est entre 0.6 et 0.7 dans cette bande (Figure 5.7f) qui représente une augmentation d'environ 300% par rapport à l'endommagement induit à l'issue de la réponse instantanée (0^+).

Selon les observations *in situ*, les extensions des zones de fractures autour des microtunnels parallèles à la galerie GCS ont une forme similaire à celle de cette galerie. Cette tendance est indépendante des dimensions du forage (Armand *et al.* 2014) comme on peut le constater, par exemple, pour les forages de diamètre de 0.05 m et les micro-tunnels de diamètre de 0.7 m (Figure 5.8). L'extension latérale de la zone de fractures de cisaillement est presque égale à 1 fois le diamètre. Lorsqu'on compare les résultats numériques avec ce qui a été observé dans ces forages, l'extension horizontale prédite par le modèle n'atteint que la moitié de ce qui a été observé.



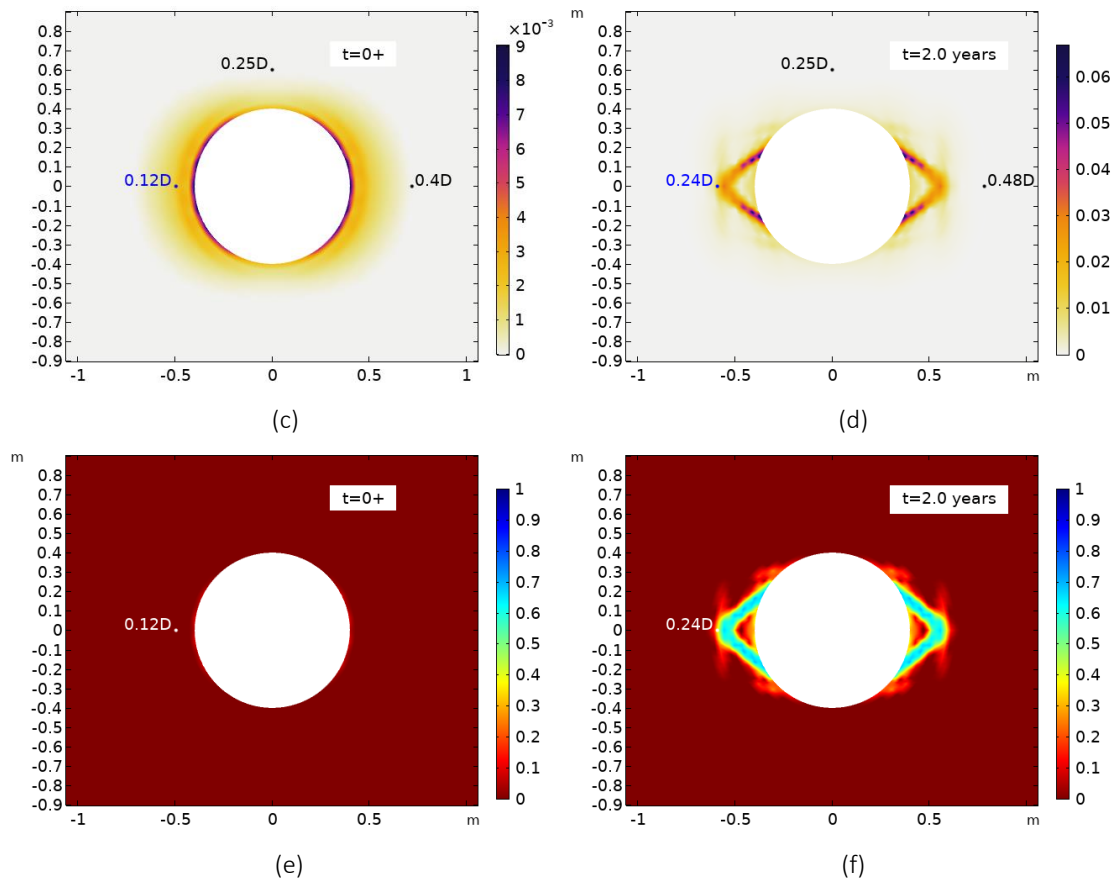


Figure 5.7.- (a)-(b) Zones plastiques, (c)-(d) isovaleurs de la distorsion plastique et (e)-(f) d'endommagement à 0+ et 2 ans.

Le calcul a montré une augmentation de convergence pendant le drainage. Après 40 jours de creusement, les convergences n'évoluent pas (Figure 5.9a). Les convergences horizontales sont de 8.5 mm, tandis que les verticales sont de 5.1 mm (Figure 5.9b), ce qui donne un ratio de convergence de 1.7. Les observations dans les micro-tunnels (Guayacán-Carrillo *et al.* 2017, 2018) ont indiqué qu'après six mois la convergence horizontale est environ 10 fois plus élevée que la convergence verticale. Le ratio entre la convergence horizontale et la convergence verticale évolue également dans le temps car l'évolution de la convergence verticale est très faible par rapport à celle de la direction horizontale. Ainsi, le ratio de convergence calculé est inférieur à celui mesuré *in situ*. En considérant une condition d'extrapolation linéaire et en supposant les mêmes conditions d'excavation pour la galerie GCS (5.2 m de diamètre excavé instantanément et non sur 28 jours par la méthode déconfinements mécanique et hydraulique), une convergence horizontale de 55 mm pourrait être obtenue, ce qui est dans la plage des valeurs de convergence mesurées pour cette galerie au bout de deux ans.

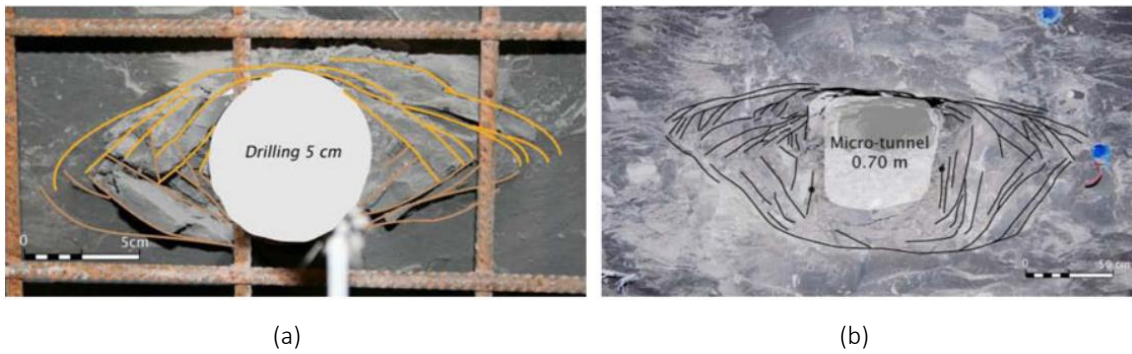


Figure 5.8.- Réseau de fractures induites autour (a) d'un forage de 5 cm de diamètre, et (b) d'un microtunnel de 0.7 m (Armand *et al.* 2014).

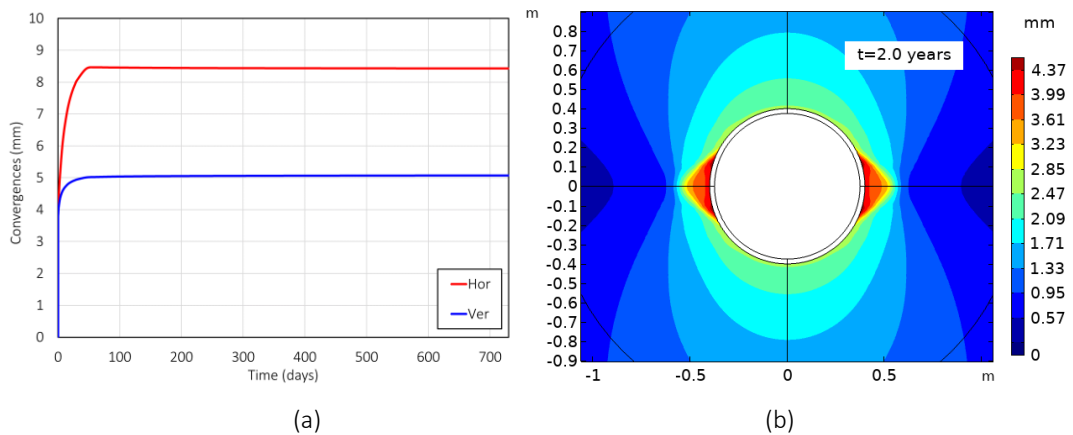


Figure 5.9.- (a) Convergences au cours du temps et (b) isovalues de la norme des déplacements à 2 ans. Les profils des pressions de pore (Figure 5.10) dans la direction horizontale indiquent que le modèle prédit des pressions de pore négatives près de la paroi du microtunnel pour la réponse instantanée, suivi d'une surpression de pore de 0.7 MPa à environ 0.4 m de la paroi. Au cours du temps, les pressions de pore négatives disparaissent et les surpressions diminuent sous l'effet de la dissipation du champ de pression. Par ailleurs, les profils des pressions de pore dans l'orientation verticale montrent la dépression de ces pressions et une légère pression de pore négative pour la réponse instantanée.

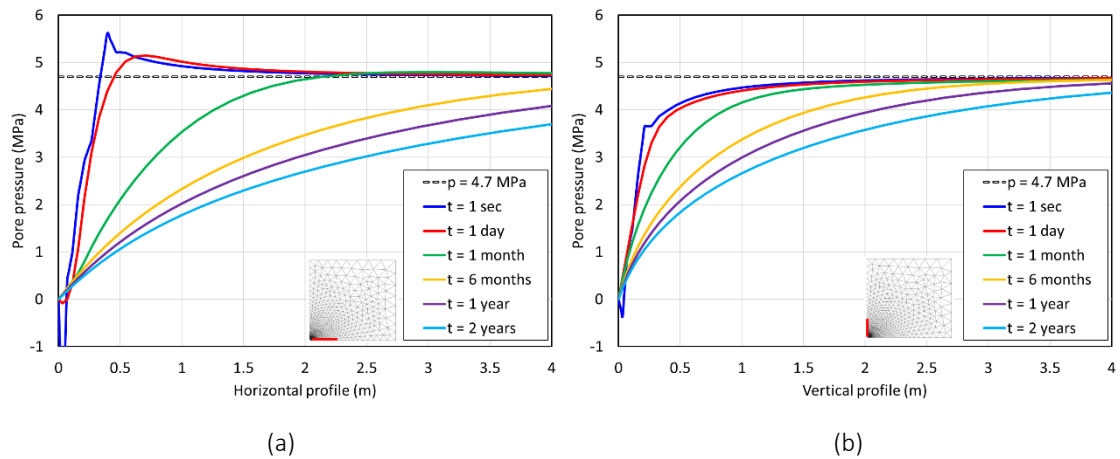


Figure 5.10.- Profils de pression de pore dans la direction (a) horizontale et (b) verticale.

5.2.4 Phase de mise en place de l'alvéole HA

Le flux thermique dégagé par le colis occasionne une augmentation de la température autour du microtunnel (Figure 5.11). À environ 10 ans, cette température atteint sa valeur maximale d'environ 80 °C, avant de diminuer lentement au cours du temps. Au niveau de la limite latérale externe (à 40 m du centre de l'alvéole) considérée comme axe de symétrie, la température commence à augmenter à partir des 6 ans, et à 45 ans la température atteint une valeur maximale de 33 °C. En raison de l'anisotropie de la conductivité thermique, l'augmentation de la température dans la direction horizontale est supérieure à celle de la direction verticale. La Figure 5.12 montre les isovaleurs de la température à 2.1 et 3 ans. Par ailleurs, dans une modélisation THM plus complexe tenant compte de la géométrie complète d'un quartier d'alvéole HA, des valeurs moyennes des paramètres mécaniques du COx et des valeurs de perméabilité anisotrope : $K_x \approx 4 \times 10^{-21} \text{ m}^2$ et $K_x/K_y = 2.5$ (Souley 2020, Souley *et al.* 2021), la température au demi-entraxe (et au niveau de l'alvéole) a atteint une valeur de 41 °C à 425 ans. Si l'on compare cette température maximale, il y a une différence de 8°C et un décalage de 380 ans. Outre la géométrie du modèle numérique mis en œuvre dans les études de Souley 2020, Souley *et al.* 2021 qui diffère du présent modèle réduit, les propriétés mécaniques de la phase solide et hydraulique du COx sont également différentes. Souley *et al.* (2021) utilisent des caractéristiques moyennes contre des valeurs inférieures dans la présente section, en cohérence avec les précédents chapitres. On rappelle que le but de l'exercice ici n'est pas tant de reproduire les résultats de ces précédentes études THM des alvéoles HA, mais de vérifier et de montrer le caractère opérationnel du modèle développé dans le cadre d'une approche couplée multiphysique comprenant une structure.

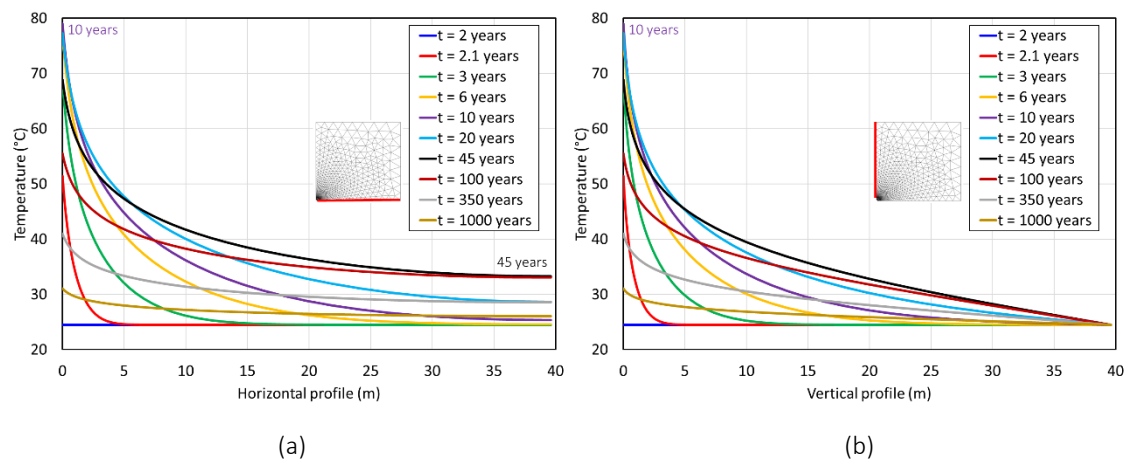


Figure 5.11.- Profils de température dans la direction (a) horizontale et (b) verticale.

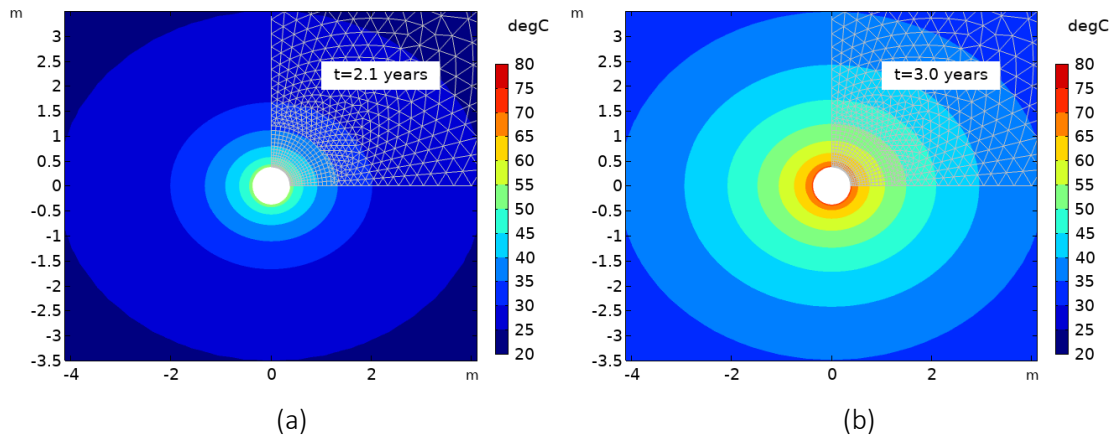


Figure 5.12.- Isovaleurs de température à (a) 2.1 ans et (b) 3 ans.

S'agissant des pressions de pore (Figure 5.13), aux reins et en voûte du microtunnel à 6 ans, le calcul prédit une pression de pore maximale d'environ 8.5 MPa. Au cours du temps, les profils de pression de pore montrent une diminution autour du forage qui peut atteindre environ 4.7 MPa à 350 ans, alors qu'à l'intérieur de la formation il y a une augmentation des pressions de pore. Au niveau de la limite latérale externe, et au niveau de l'alvéole, la pression de pore maximale atteint une valeur de 7.8 MPa à 45 ans. La Figure 5.14 montre les isovaleurs de la pression de pore à 2.1 et 3 ans. Par ailleurs, dans la modélisation THM de Souley (2020) et Souley *et al.* (2021), la pression de pore a atteint une valeur d'environ 15 MPa au bout de 5 ans après la mise en place du chemisage et du chargement thermique. Alors qu'à la limite latérale, et au niveau de l'alvéole, la pression de pore maximale atteint une valeur de 11.4 MPa à 240 ans. Si l'on compare les pressions de pore, le modèle numérique simplifié (mais dont le comportement mécanique du COx est plus réaliste) prédit une valeur inférieure d'environ 6 MPa autour de la paroi et de 3.6 MPa de moins à la limite externe. Une analyse du modèle tenant compte les valeurs moyennes des paramètres du COx est présentée en annexe B. Cette analyse indique qu'avec le modèle simplifié, on peut obtenir davantage de pressions de pore autour du microtunnel et d'être dans l'ordre de grandeur des valeurs rapportées par Souley *et al.* (2021).

En regardant le comportement mécanique, les augmentations de température et pression de pore autour du microtunnel ne modifient pas les étendues des zones plastiques (Figure 5.15a-b). La distorsion plastique (Figure 5.15c-d) et l'endommagement (Figure 5.15e-f) maximal sont encore localisés dans la bande de cisaillement. De plus, lorsqu'on analyse l'évolution des profils de déformations plastiques dans les directions horizontale et verticale (Figure 5.16), une légère augmentation de la distorsion plastique est obtenue dans les premiers moments d'échauffement : de 2 à 2.1 ans. Les modélisations THM qui considèrent le chemisage autour de l'alvéole HA (Jia

et al. 2017, Vaunat et al. 2019), ont indiqué l'absence d'évolution de l'extension des zones plastiques pendant la phase d'échauffement.

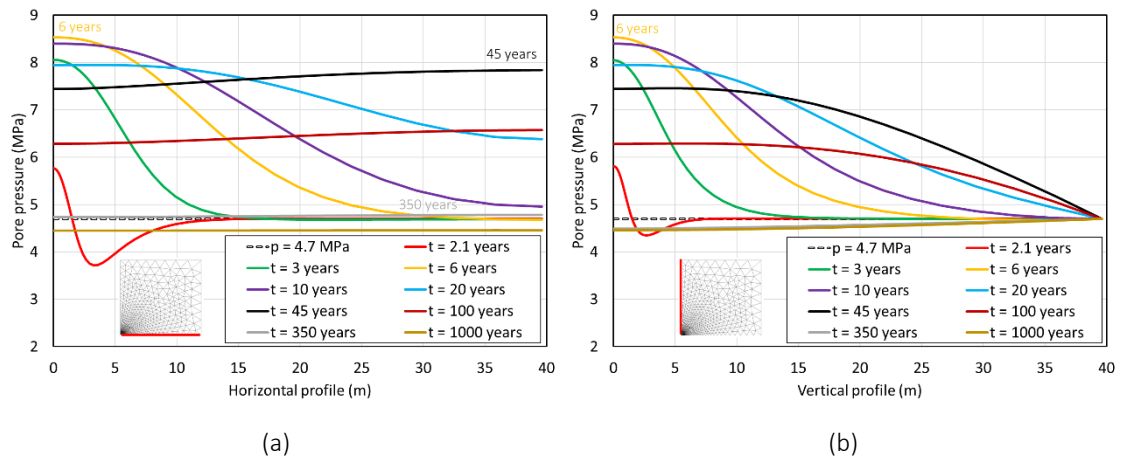


Figure 5.13.- Profils de pression de pore dans la direction (a) horizontale et (b) verticale.

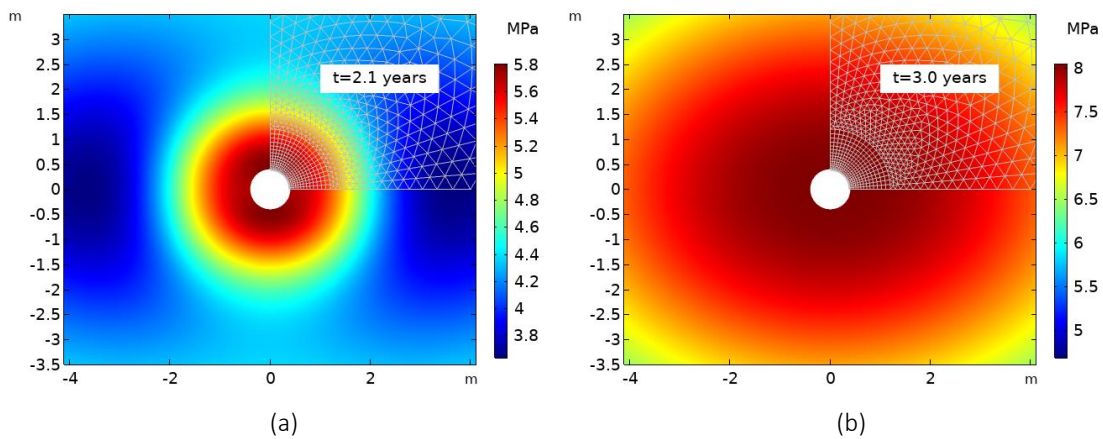


Figure 5.14.- Isovaleurs de pression de pore à (a) 2.1 ans et (b) 3 ans.

S'agissant des déformations volumiques autour du forage, une augmentation de celles-ci est notée dès les premières années d'échauffement et atteignant des valeurs maximales à 6 ans, suivie d'une légère diminution au cours du temps (Figure 5.17b et d). Les déformations volumiques augmentent de 40% aux reins et de 90% en voûte par rapport à celles observées durant les deux années de drainage.

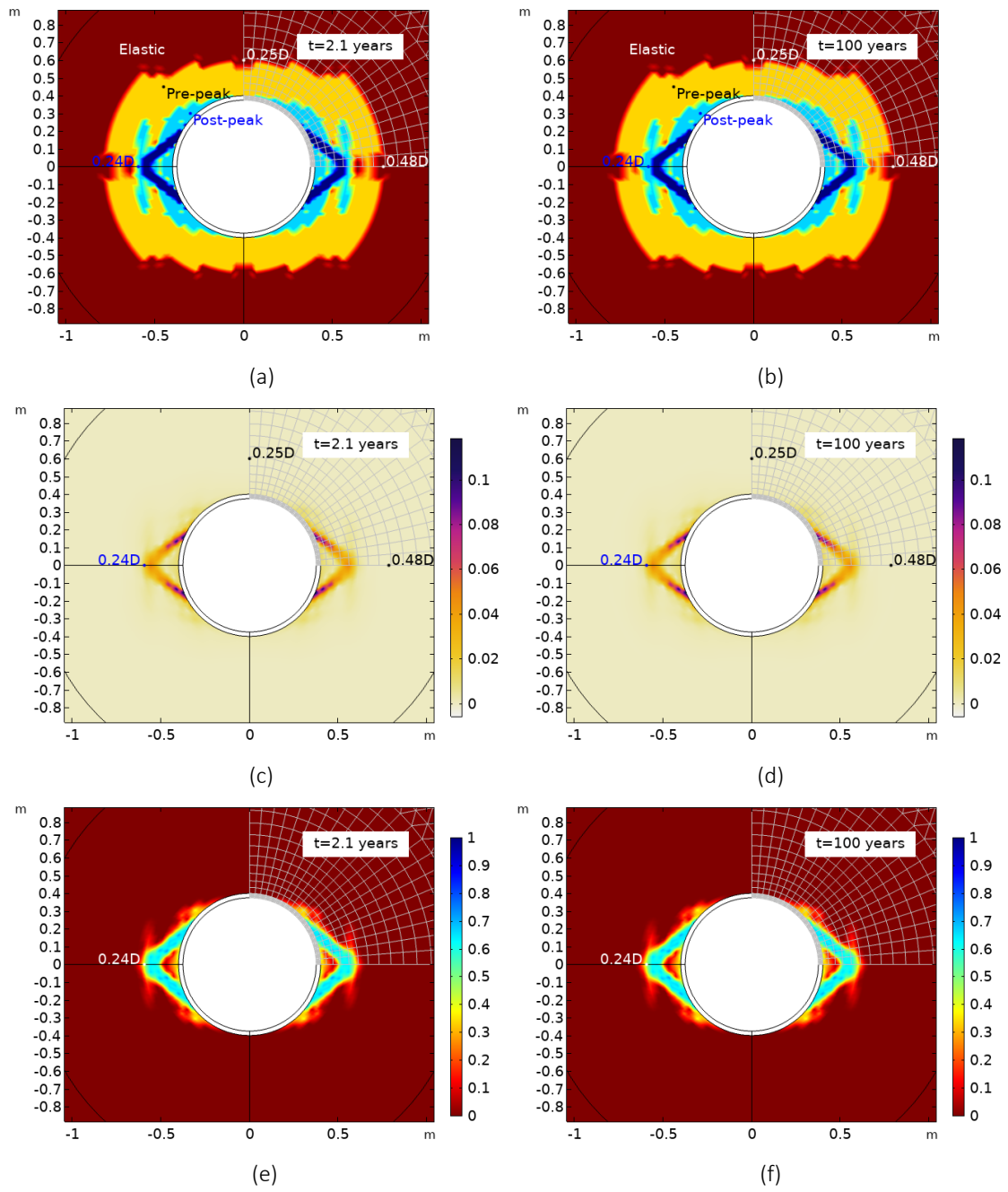


Figure 5.15.- Zones de plasticité (a)-(b), isovaleurs de distorsion plastique (c)-(d) et d'endommagement (e)-(f) à 2.1 ans et 100 ans respectivement.

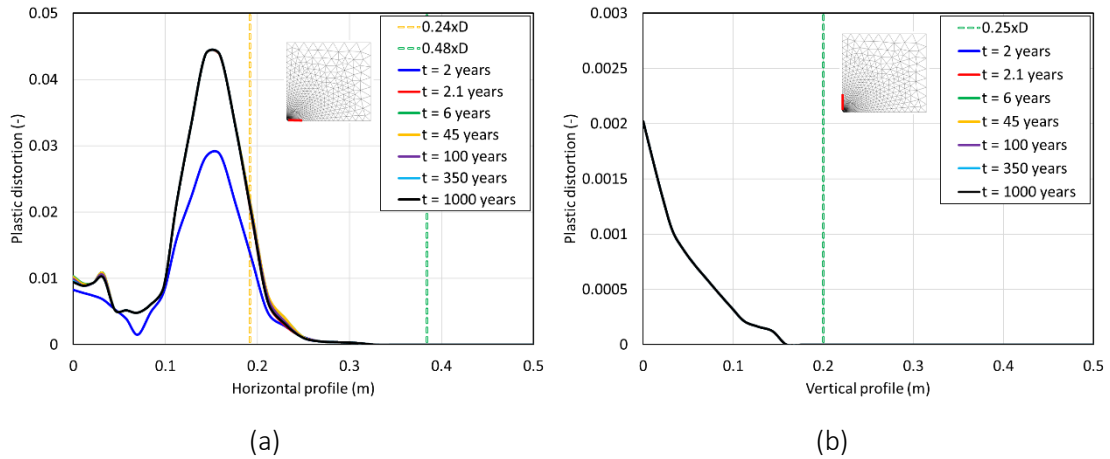


Figure 5.16.- Profils de distorsion plastique dans la direction (a) horizontale et (b) verticale.

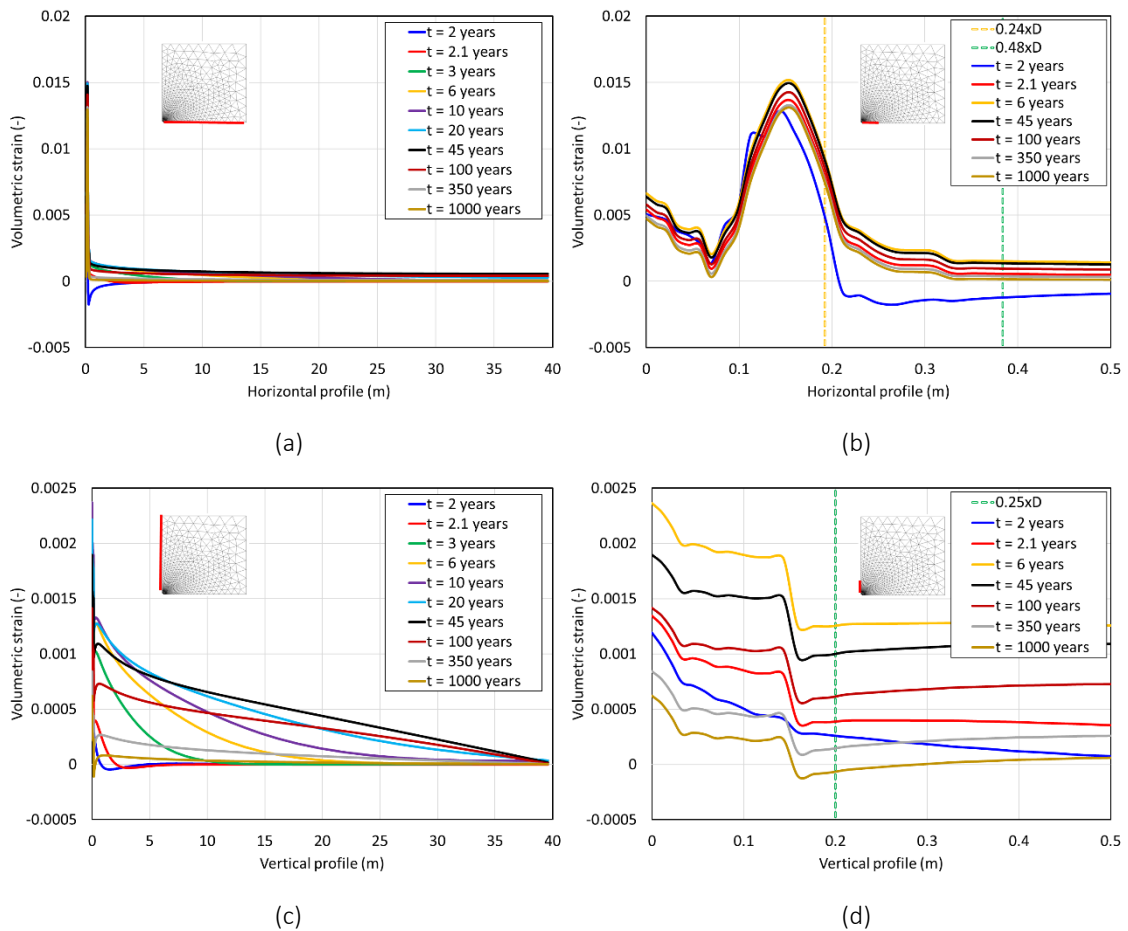


Figure 5.17.- Profils de déformations volumiques dans la direction (a)-(b) horizontale et (c)-(d) verticale.

L'augmentation de la pression interstitielle, due à la pressurisation thermique, induit une réduction de la contrainte effective qui peut conduire à une rupture par cisaillement ou à une fracture hydraulique (Ghabezloo *et al.* 2009). Dans cette modélisation, l'apparition des contraintes de traction est vérifiée en considérant les contraintes principales effectives majeures (σ'_3) qui sont supérieures à 0 MPa. À partir des profils horizontal et vertical, ces contraintes se

trouvent en champ proche (Figure 5.18) et principalement dans la direction horizontale, ayant une valeur maximale d'environ 2 MPa à 45 ans. Au cours du temps une diminution de σ'_3 est notée. Ces zones de contraintes en traction qui restent inférieures au critère de résistance, sont localisées au niveau de quelques mailles (qui peuvent être considérées comme négligeables) au cours du temps (Figure 5.19).

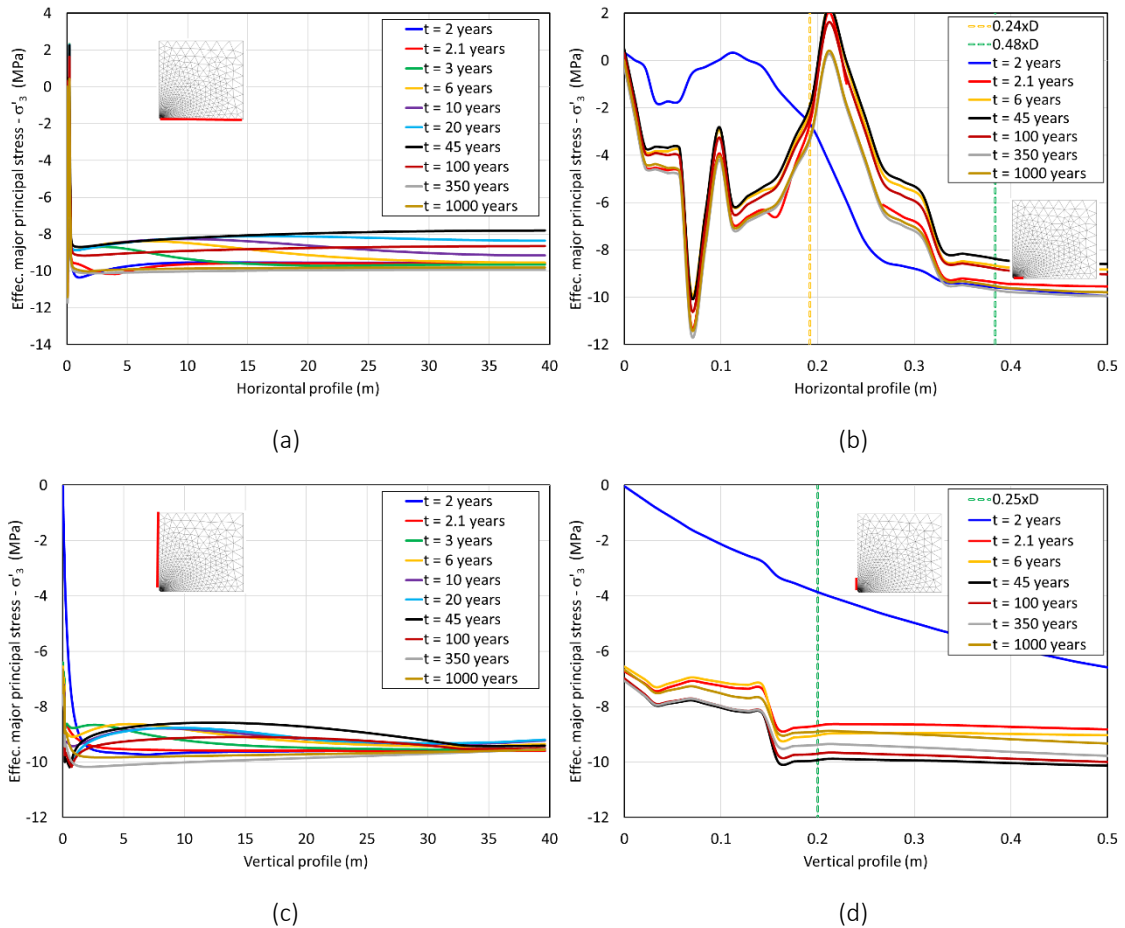


Figure 5.18.- Profils des contraintes principales effectives majeures dans la direction (a)-(b) horizontale et (c)-(d) verticale.

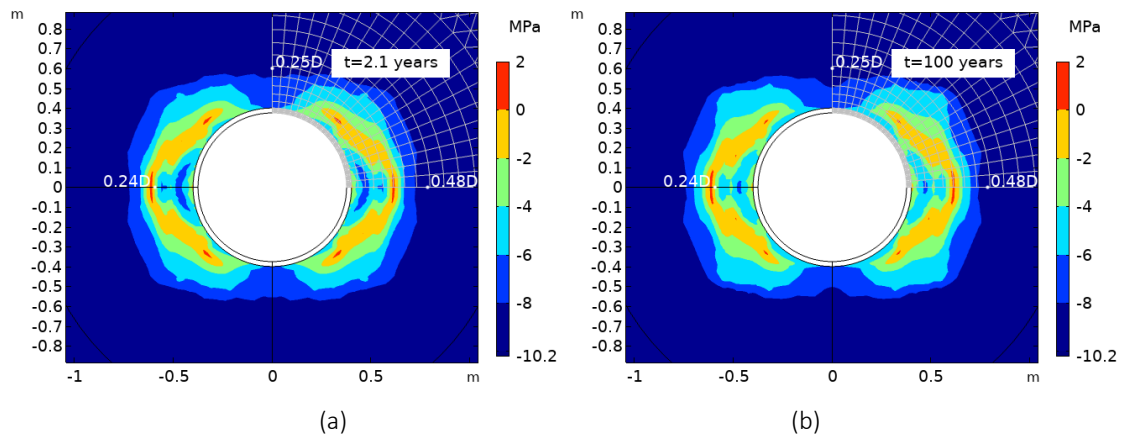


Figure 5.19.- Isovaleurs des contraintes principales effectives majeures, à (a) 2.1 ans et (b) 100 ans.

Enfin, en ce qui concerne le comportement du chemisage, une ovalisation de sa section est calculée en raison des contraintes importantes dans la direction horizontale (Figure 5.20). Cette forme d'ovalisation a également été observée, pendant les premiers instants, lorsqu'un chemisage a été placé *in situ* (Armand et al. 2017). L'analyse des déplacements horizontaux et verticaux d'un quart du chemisage (Figure 5.21) montre qu'à 45 ans, le chemisage atteint son déplacement horizontal et vertical maximal respectivement en reins et à la voûte. En prenant comme référence les déplacements radiaux à 2 ans, une variation de 0.16 mm dans la direction horizontale et de 0.7 mm dans la direction verticale est obtenue à 45 ans (lorsque l'argilite atteint une température plus élevée au niveau de la limite latérale externe - Figure 5.11), ce qui pourrait s'expliquer par l'anisotropie des températures calculées dans l'argilite. Les températures dans la direction horizontale, qui sont plus élevées que celles dans la direction verticale, provoqueraient un déplacement plus important dans cette direction, ce qui entraîne une augmentation de l'ovalisation du chemisage. Avec l'abaissement de la température à l'intérieur de la formation argileuse, l'ovalisation de la section transversale diminue.

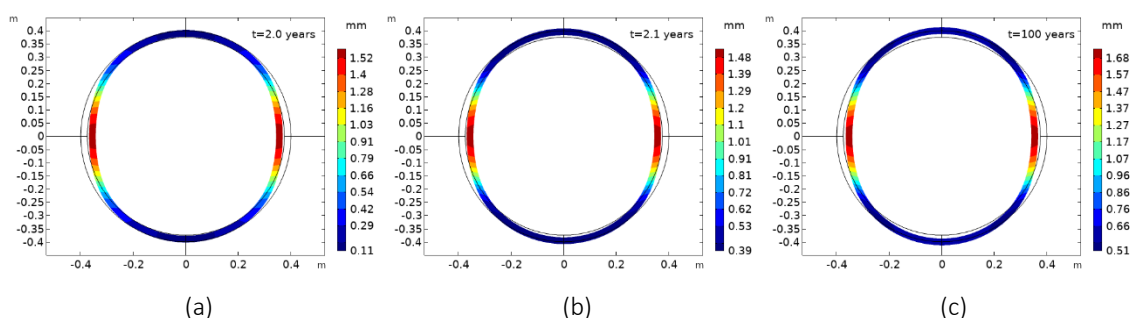


Figure 5.20.- Isovaleurs des déplacements du chemisage à (a) 2 ans, (b) 2.1 ans et (c) 100 ans.

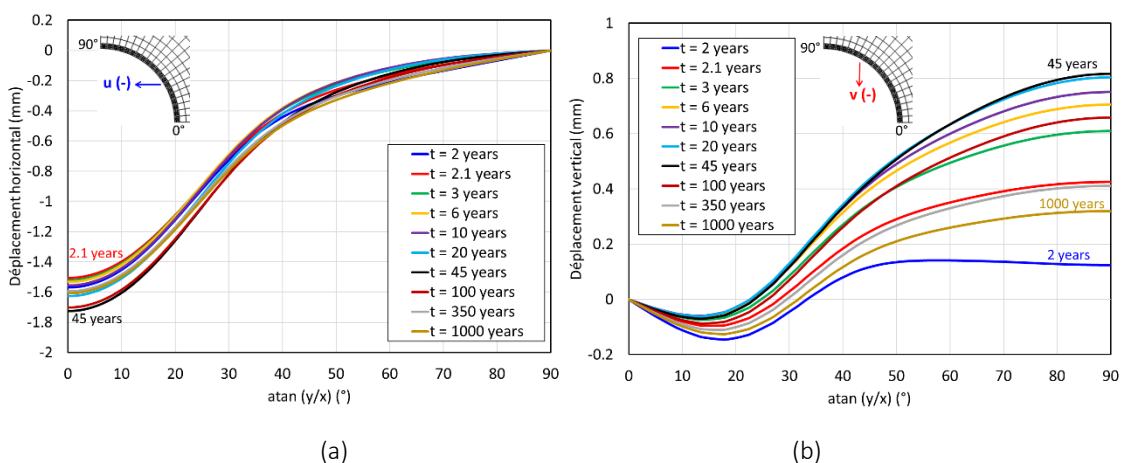


Figure 5.21.- Déplacements (a) horizontaux et (b) verticaux d'un quart du chemisage au cours du temps.

5.3 Conclusions

Dans ce chapitre il a été montré l'application du modèle élastoplastique anisotrope et endommageable approchant mieux la résistance résiduelle du COx (noté M2 dans le précédent chapitre) à la modélisation numérique multiphysique couplée thermohydromécanique. Cette application THM a été menée sur une géométrie simplifiée d'une alvéole (isolée) HA de 0.8 m de diamètre et orientée dans la direction de la contrainte principale horizontale majeure (σ_H) : l'objectif principal étant d'évaluer le caractère opérationnel du modèle mécanique proposé pour la modélisation couplée multiphysique d'une structure de type « alvéole HA » : c'est-à-dire à l'échelle de l'ouvrage.

Après une validation du modèle développé pour des calculs thermoporoélastique (Calc_0) par comparaison au modèle élastique intégré de Comsol, l'application THM en considérant des paramètres inférieurs de l'argilite du COx, principalement utilisées tout au long de la thèse, a été réalisée (Calc_1). Les résultats obtenus indiquent que les zones plastiques et endommagées restent limitées au champ proche. Une extension anisotrope de 0.48D en reins et 0.25D en voûte est prédite à la fin du drainage d'une durée de 2 ans. L'extension horizontale de la zone plastique est inférieure de moitié à ce qui a été observé dans les micro-tunnels ou les forages de petits diamètres (Armand *et al.* 2014) orientés dans la direction de σ_H . Le ratio de convergence (hor/ver) est de 1.7, et il reste inférieur à celui observé *in situ*.

Dans la phase de chauffage par dégagement de température de l'alvéole HA, le calcul présente une évolution anisotrope de la température : l'augmentation de la température dans la direction horizontale est supérieure à celle de la direction verticale. Les pressions de pore autour du forage sont plus importantes à 6 ans avec environ 8.5 MPa. Au cours du temps ces pressions sur la paroi diminuent, alors qu'à l'intérieur de la roche une augmentation est calculée. À la limite latérale du modèle, une pression de pore maximale de 7.8 MPa à 45 ans a été prédite. Par ailleurs, dans la réponse mécanique, il n'y a pas de modification de l'étendue des zones plastiques au cours de cette phase.

Comme pour tous les modèles continus comportant une phase radoucissante non régularisée, la bande de cisaillement et/ou de déformations irréversibles est sujette à une localisation de la déformation dépendante du maillage. Une alternative simpliste aurait été de reprendre la méthodologie basée sur la notion de « distorsion plastique résiduelle » versus « taille d'éléments » proposée et appliquée au Chapitre 4. Mais de par l'objectif du chapitre rappelé plus

haut, nous n'avons pas jugé nécessaire de mener une analyse avancée sur le sujet, d'autant plus qu'une des perspectives de cette thèse va être la régularisation du modèle proposé dans un cadre théorique bien posé.

CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET PERSPECTIVES

Les observations relatives (déformation, pression interstitielle, ...) aux ouvrages *in situ* dans l'argilite du COx montrent un comportement hydromécanique complexe avec une fracturation induite anisotrope importante quelle que soit la direction des ouvrages par rapport à la contrainte horizontale majeure. De nombreux modèles de comportement hydromécanique ont été développés au cours de ces deux décennies sur la base des données expérimentales et des observations *in situ*. Ces modèles même s'ils se sont améliorés au cours du temps ont toujours du mal à prédire l'ensemble des processus observés au cours du creusement.

Un des objectifs principaux de la thèse était de proposer un nouveau modèle phénoménologique en tenant compte des mécanismes clés de déformation et de rupture des argilites du COx, notamment, la prise en compte des anisotropies structurale et induite (endommagement, même si dans un premier temps il a été considéré comme isotrope). Ce modèle devra être implémenté dans un code de calculs aux éléments finis industriel, à savoir Comsol Multiphysics®, afin de pouvoir réaliser des calculs à l'échelle d'ouvrage.

Un état de l'art sur le comportement hydromécanique des roches anisotropes telles que les argilites du COx, en mettant l'accent sur les anisotropies inhérente et induite, a été réalisé au Chapitre 2. Cet état de l'art comprenait également l'analyse des différentes approches de modélisation du comportement anisotrope. En particulier, ce bilan des approches développées nous a permis de retenir le concept de tenseurs de fabrique (Pietrucsak et Mroz 2000, 2001) pour la modélisation de la résistance anisotrope des argilites du COx observée sur des échantillons en laboratoire. De plus, l'approche phénoménologique est considérée pour décrire l'endommagement isotrope dans le cadre de la mécanique d'endommagement continu.

Les différentes campagnes de caractérisation du comportement mécanique et hydromécanique de la roche argileuse du COx ont montré sa complexité. En particulier, des essais de laboratoire

ont mis en évidence certaines caractéristiques spécifiques du comportement macroscopique à court terme de ce matériau ; notamment au travers des courbes contrainte-déformations. La caractérisation des mécanismes clés du comportement de l'argilite du COx et les modèles rhéologiques développés au cours de ces deux décennies, nous ont permis de proposer un modèle phénoménologique élastoplastique anisotrope et endommageable qui reproduit ce qui est observé sur les essais de laboratoire. Le modèle est basé sur le critère classique de Hoek-Brown, largement utilisé en mécanique de roches. Cependant, comme les argilites du COx à l'état naturel ne présentent pas de fractures tectoniques, la signification des paramètres de Hoek-Brown ne peut être utilisée pour caractériser la résistance de cette roche. Ainsi, le critère de Hoek-Brown est écrit en fonction des trois invariants des contraintes (p, q, θ) : ce qui permet de tenir compte de la géométrie des contraintes et donc de différence en résistance entre chemins de compression et d'extension. De plus, le modèle tient compte des 4 phases du comportement mécanique des argilites du COx : (a) élasticité linéaire (isotrope transverse), (b) non linéaire pré-pic (élastoplastique anisotrope basée sur le tenseur de fabrique), (c) post-pic non linéaire (endommagement isotrope combiné à l'élastoplasticité anisotrope basée sur le tenseur de fabrique) et (d) le plateau résiduel approché par de la plasticité anisotrope. L'implémentation de ce modèle dans un code de calcul aux éléments finis, Comsol Multiphysics®, a été faite selon deux méthodes disponibles dans le logiciel : « external material » et « built-in ».

La première méthode a été utilisée dans le Chapitre 3. Elle consiste à programmer le modèle rhéologique via un langage de programmation (C++ dans notre cas), puis à le compiler en DLL (Dynamic-Link Library) qui est, par la suite, appelée dans Comsol à travers le module « external material ». Ce type d'implémentation de modèle rhéologique externe est largement utilisé par de nombreux codes commerciaux (famille des codes Itasca, Abaqus, Plaxis, ...) : ce qui a motivé notre choix vers cette méthode d'implémentation. Des validations des développements constitutifs et numériques sur des chemins triaxiaux de révolution et des applications à l'échelle des structures ont été effectuées. Cependant, des problèmes numériques liés à la convergence numérique dans la phase de comportement radoucissant en post-pic nous ont obligés à abandonner cette option, malgré de nombreuses tentatives de résolution qui n'ont pas permis de résoudre ces problèmes.

La deuxième méthode a été examinée en détail dans le Chapitre 4. Celle-ci est programmée directement sous Comsol, ce qui fait que l'implémentation est moins flexible que la première méthode. Pour cette raison, une formulation simplifiée de l'endommagement a été utilisée. La variable d'endommagement est exprimée en fonction des déformations plastiques au pic, en post

pic et résiduelle, en faisant intervenir la notion de taux de fracturation. Cette implémentation a été également validée sur des chemins triaxiaux de révolution et appliquée aux calculs des structures du LS M/H-M avec succès. De plus, compte tenu de la synthèse des essais du laboratoire menée par Su (2003) où le critère de résistance résiduelle est quasi-linéaire pour des contraintes de confinement faibles et modérées, une amélioration de ce dernier et donc de la phase post-pic a été apportée. Sur cette base, un critère de résistance résiduel plus adapté aux résultats expérimentaux du COx (Su 2003, Zhang *et al.* 2016) de type linéaire (Mohr-Coulomb) pour des confinements inférieurs pour des confinements faibles à modérés, a été adopté. L'application de cette variante du modèle nous a permis d'améliorer nos prédictions des calculs d'ouvrages par rapport aux observations *in situ* en termes d'extension des zones plastiques et de convergences (Armand *et al.* 2014).

Dans le Chapitre 5 nous avons présenté une application du modèle à la modélisation multiphysique (Mécanique, Hydraulique et Thermique). L'application THM a été menée dans la modélisation simplifiée d'une alvéole HA isolée (i.e. microtunnel de 0.8 m de diamètre environ) parallèle à la contrainte horizontale majeure. Les résultats des simulations montrent qu'il n'y a pas d'évolution de la zone plastique par effet du flux thermique de sa mise en place (à 2 ans) à 1000 ans.

Les résultats obtenus pour les creusements d'ouvrages avec le modèle élastoplastique anisotrope et endommageable (Chapitre 4) et ceux obtenus sur le comportement THM d'alvéole HA (Chapitre 5) montrent que les modèles ont été implémentés avec succès dans Comsol Multiphysics® et le caractère opérationnel de leur mise en œuvre pour des applications au calculs de structures de Cigéo : ce qui était un des enjeux de la thèse.

Le modèle élastoplastique anisotrope et endommageable proposé, en comparaison avec les autres modèles développés pour l'argilite du COx, est une synthèse de tous les mécanismes clés de réponse à court terme qui apparaissent dans ces différents modèles. Cependant, en l'état actuel, il ne reproduit pas correctement les observations faites autour des ouvrages souterrains du LS M/H-M. C'est pourquoi des améliorations doivent être apportées, notamment en ce qui concerne le comportement post-pic et sa dépendance aux maillages. Après validation et reproduction adéquate des observations *in situ*, le modèle pourrait être appliqué aux conceptions des structures souterraines.

Par ailleurs, bien qu'à l'état actuel le modèle tient compte de nombreux mécanismes clés du comportement de l'argilite du COx, certaines caractéristiques et non les moindres comme le comportement différé ne sont pas intégrés dans le modèle. Par ailleurs, du fait que la formulation du modèle fait intervenir par exemple l'anisotropie de la résistance, la transition du comportement fragile à ductile avec l'augmentation de la pression de confinement, entre autres, également observé sur de nombreux géomatériaux, rend le modèle proposé plus général et applicable à d'autres géomatériaux.

En termes de perspectives, comme pour tous les modèles continus avec une phase radoucissante non régularisée, le gros problème numérique du modèle est le comportement post-pic et la dépendance aux maillages. Dans la présente thèse, une analyse de la taille du maillage en fonction de la déformation plastique résiduelle a été réalisée afin de réduire cette dépendance à la taille des éléments de manière empirique. Cependant, cette méthodologie, en plus de l'absence de fondement théorique, n'est pas adaptée lorsqu'il s'agit de reproduire le comportement fragile du matériau. Afin de surmonter cette difficulté, la régularisation du modèle proposé dans un cadre théorique bien posé est envisagée. Les modèles régularisés de Pardoen *et al.* (2015) et Manica *et al.* (2018) ont montré des résultats satisfaisants lors de la modélisation des galeries GCS et GED du LS M/H-M. Une piste pour la régularisation de ce modèle dans Comsol Multiphysics® consisterait à utiliser la formulation du gradient implicite. Dans la littérature, les modèles de Maggiolini *et al.* (2013), Gasch et Ansell (2016) et Laviña et Idiart (2018) implémentés dans ce code de calcul ont utilisé cette formulation.

Une autre perspective est la prise en compte du comportement différé de l'argilite du COx dans le modèle proposé. En première approximation, un modèle de loi puissance tel qu'utilisé par Coarita-Tintaya *et al.* (2020) dans Comsol pourrait être ajouté au modèle élastoplastique anisotrope et endommageable. Par la suite, on pourrait envisager le modèle de Lemaitre (disponible dans Comsol) qui est plus approprié pour ce matériau après l'avoir testé sur les essais de laboratoire (fluage et relaxation) et structures en mécanique. Les essais de fluage en laboratoire réalisées par Zhang *et al.* (2019) ont indiqué que les résultats ne montraient pas d'effet anisotrope significatif sur les courbes de fluage, donc un modèle isotrope de fluage pourrait être suffisant.

Enfin, d'un point de vue de la modélisation de structures, les applications 3D aux galeries expérimentales du LS M/H-M utilisant ce modèle élastoplastique anisotrope et endommageable,

pourraient être réalisées et contribuer ainsi à la compréhension des réponses hydromécaniques autour de ces galeries.

Références

- Abdi, H., Labrie, D., Nguyen, T.S., Barnichon, J.D., Su, G., Evgin, E., Simon, R., and Fall M. (2015) Laboratory investigation on the mechanical behaviour of Tournemire argillite, *Canadian Geotechnical Journal*, 52, 268-282.
- Abou-Chakra-Guery, A., Cormery, F., Shao, J.-F., and Kondo, D. (2009) Application of a micromechanical model to cavity excavation analysis in argillite, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 46(5), 905–917.
- Agharazi, A., Martin, C.-D., and Tannant, D.-D. (2012) A three-dimensional equivalent continuum constitutive model for jointed rock masses containing up to three random joint sets, *Geomechanics and Geoengineering*, 7, 227-238.
- Al-Harathi, A.-A. (1998) Effect of planar structures on the anisotropy of Ranyah sandstone, Saudi Arabia, *Engineering Geology*, 50, 49-57.
- Alizadeh, A., and Gatmiri, B. (2017) An elasto-plastic damage model for argillaceous geomaterials, *Applied Clay Science*, 135, 82-94.
- Allirote, D. and Boehler, J.-P. (1970) Evaluation of mechanical properties of a stratified rock under confining pressure, Proc. of the Fourth Congress on I.S.R.M., Montreux, 1, 15-22.
- Amadei, B. (1983) *Rock Anisotropy and the Theory of Stress Measurements*, Springer, Berlin.
- Amann, F., Wild, K.M., Loew, S., Yong, S., Thoeny, R., and Frank, E. (2017) Geomechanical behaviour of Opalinus Clay at multiple scales: results from Mont Terri rock laboratory (Switzerland), *Swiss Journal of Geosciences*, 110, 151–171.
- Ambrose, J. (2014) Failure of anisotropic shales under triaxial stress conditions. Ph.D. thesis, Imperial College London: Department of Earth Science and Engineering
- Andra. Dossier 2005 Argile (2005) Evaluation de la faisabilité du stockage géologique en formation argileuse profonde. Rapport de synthèse. France: ANDRA (in french); Juin 2005 <http://www.andra.fr>

- Andra. Dossier 2017 Argile (2017) Référentiel Géologique - Les référentiels de connaissances du site de Meuse/Haute-Marne - Tome 4 – Le comportement THM des formations géologiques sur le site de Meuse/Haute-Marne. CG.RP.AMFS.17.0031
- Armand, G., Bumbieler, F., Conil, N., Cararreto, S., de La Vaissière, R., Noiret, A., Seyedi, D., Talandier, J., Vu, M.-N., and Zghondi, J. (2017a) The Meuse/Haute-Marne underground research laboratory: Mechanical behavior of the Callovo-Oxfordian claystone. in *Rock Mechanics and Engineering Volume 2: Laboratory and Field Testing*, Edited by Xia-Ting Feng.
- Armand, G., Bumbieler, F., Conil, N., de la Vaissière, R., Bosgiraud, J.-M., and Vu, M.-N. (2017b) Main outcomes from in situ thermo-hydro-mechanical experiments programme to demonstrate feasibility of radioactive high-level waste disposal in the Callovo-Oxfordian claystone, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 9, 415-427.
- Armand, G., Conil, N., Talandier, J., and Seyedi, D.-M. (2017c) Fundamental aspects of the hydromechanical behaviour of Callovo-Oxfordian claystone: From experimental studies to model calibration and validation, *Computers and Geotechnics*, 85, 277-286.
- Armand, G., Leveau, F., Nussbaum, C., de La Vaissiere, R., Noiret, A., Jaeggi, D., Landrein, P., and Righini, C. (2014) Geometry and Properties of the Excavation-Induced Fractures at the Meuse/Haute-Marne URL Drifts, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 47, 21-41.
- Armand, G., Noiret, A., Zghondi, J. and Seyedi, D.-M. (2013) Short- and long-term behaviours of drifts in the Callovo-Oxfordian claystone at the Meuse/Haute-Marne Underground Research Laboratory. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 5, 221-30.
- Arson, C. (2020) Micro-macro mechanics of damage and healing in rocks, *Open Geomechanics*, DOI:10.5802/ogeo.4.
- Asadi, M. (2006) Optimized Mamdani fuzzy models for predicting the strength of intact rocks and anisotropic rock masses, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 8, 218-224
- Attewell, P.-B., and Sandford, M.-R. (1974) Intrinsic shear strength of a brittle, anisotropic rock—I: Experimental and mechanical interpretation, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 11, 423-430.
- Bäckblom, G. (1991) The Äspö Hard Rock Laboratory—a step toward the Swedish final repository for high-level radioactive waste, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 6, 463-467.

- Badreddine, H., Saanouni, K., and Nguyen, T.-D. (2015) Damage anisotropy and its effect on the plastic anisotropy evolution, *International Journal of Solids and Structures*, 63, 11-31.
- Barton, N. (1976) The shear strength of rock and rock joints, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*. 13. 255-279.
- Bary, B., Bournazel J.-P. et Bourdarot E. (2000) Poro-Damage Approach Applied to Hydro-Fracture Analysis of Concrete, *Journal of Engineering Mechanics*, 126, 937-943.
- Bažant, Z. (1991) Why continuum damage is nonlocal: micromechanics arguments, *Journal of Engineering mechanics*, ASCE, 117, 1070-1087.
- Bažant, Z., and Pijaudier-Cabot, G. (1988) Nonlocal Continuum Damage, Localization Instability and Convergence, *Journal of Applied Mechanics*, 55, 287-293.
- Bažant, Z.P., and Jirásek, M. (2002) Nonlocal integral formulation for plasticity and damage: survey of progress, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, 128, 1119-1149.
- Behlau, J., and Mingerzahn, G. (2001) Geological and tectonic investigations in the former Morsleben salt mine (Germany) as a basis for the safety assessment of a radioactive waste repository, *Engineering Geology*, 61, 83-97.
- Belmokhtar, M., Delage, P., Ghabezloo, S., Tang, A.-M., Menaceur, H., and Conil, N. (2017) Poroelasticity of the Callovo-Oxfordian Claystone, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 50, 871-889.
- Berlepsch, T., and Haverkamp, B. (2016) Salt as a Host Rock for the Geological Repository for Nuclear Waste, *Elements*, 12, 257-262.
- Bernier, F., and Neerdael, B. (1996) Overview of in-situ thermomechanical experiments in clay: Concept, results and interpretation, *Engineering Geology*, 41, 51-64.
- Bésuelle, P., and Hall, S.-A. (2011) Characterization of the strain localization in a porous rock in plane strain condition using a new true triaxial apparatus. In: Bonelli S, Dasalu C, Nicot F (eds) *Advances in bifurcation and degradation in geomaterials*, Springer series in geomechanics and geoenvironmental engineering. Springer, Berlin.
- Bésuelle, P., and Lanata, P. (2014) Characterization of the early strain localization in a sandstone and a clay rock. 10th International Workshop on Bifurcation and Degradation in Geomaterials - IWBDG 2014, May 2014, Hong Kong, China.
- Besson, J., Cailletaud, G., Chaboche, J.-L., Forest, S., and Blétry, M. (2010) *Non-Linear Mechanics of materials*, Springer.

- Bian, H., Zhang, X., and Shao, J.F. (2017) A coupled elastoplastic and visco-plastic damage model for hard clay and its application for the underground gallery excavation, *Underground Space*, 2, 60-72.
- Biot, M.-A. (1941) General theory of three-dimensional consolidation, *Journal of Applied Physics*, 12, 155–164.
- Biot, M.-A. (1956) Theory of propagation of elastic waves in a fluid saturated porous solid. *Acoustical Society of America*, 28, 168–191.
- Birkholzer, J., Houseworth, J., & Tsang, C.-F. (2012) Geologic Disposal of High-Level Radioactive Waste: Status, Key Issues, and Trends. *Annual Review of Environment and Resources*, 37(1), 79–106.
- Birkholzer, J.-T., Tsang, C.-F., Bond, A.-E., Hudson, J.-A., Jing, L., et Stephansson, O. (2019) 25 years of DECOVALEX - Scientific advances and lessons learned from an international research collaboration in coupled subsurface processes, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 122, 103995.
- Blümling, P., Bernier, F., Lebon, P., and Martin, C.-D. (2007) The excavation damaged zone in clay formations time-dependent behaviour and influence on performance assessment, *Physics and Chemistry of the Earth*, 32, 588-599.
- Bock, H. (2009) RA experiment. Updated review of the rock mechanics properties of the Opalinus Clay of the Mont Terri URL based on laboratory and field testing. Technical Report 2008-04. Mont Terri Project.
- Boehler, J.P. (1975) Contributions théoriques et expérimentales à l'étude des milieux plastiques anisotropes, Thèse de Doctorat ès Sciences, Grenoble.
- Boehler, J.P., and Sawczuk, A. (1977) On Yielding of Oriented Solids, *Acta Mechanica*, 27, 185-206.
- Bolton, A.-J., Maltman, A.-J., and Fisher, Q. (2000) Anisotropic permeability and bimodal pore-size distributions of fine-grained marine sediments, *Marine and Petroleum Geology*, 17, 657-672.
- Bossart, P., and Thury, M. (2008). Mont Terri Rock Laboratory. Project, Programme 1996–2007 and results. Reports of the Swiss Geological Survey, No. 3, p. 445. Federal Office of Topography (swisstopo), Wabern, Switzerland.
- Bossart, P., Bernier, F., Birkholzer, J., Bruggeman, C., Connolly, P.m Dewonck, S., Fukaya, M., Herfort, M., Jensen, M., Matray, J.-M., Mayor, J.-C., Mori, A., Oyama, T., Schuster, K., Shigeta, N., Vietor, T., and Wieczorek, K. (2017) Mont Terri rock laboratory, 20 years of

- research: introduction, site characteristics and overview of experiments. *Swiss J Geosci*, 110, 3–22.
- Bossart, P., Meier, P.-M., Moeri, A., Trick, T., and Mayor, J.-C. (2002) Geological and hydraulic characterisation of the excavation disturbed zone in the Opalinus Clay of the Mont Terri Rock Laboratory, 66, 19-38.
 - Bossart, P., Trick, T., Meier, P.-M., and Mayor, J.-C. (2004) Structural and hydrogeological characterisation of the excavation-disturbed zone in the Opalinus Clay (Mont Terri Project, Switzerland), *Applied Clay Science*, 26, 429-448.
 - Bourdarot, E. (1991) Application of a porodamage model to analysis of concretes dams. Technical report, EDF/CNEH.
 - Boutéca, M. J., Sarda, J.-P., and Vincké, O. (2000) Constitutive Law for Permeability Evolution of Sandstones During Depletion, In: Proc. SPE Int. Symp. Formation Damage, Lafayette, LA, USA.
 - Bowen, R.-M. (1982) Compressible porous media models by use of theories of mixtures, *International Journal of Engineering Science*, 20, 697–735.
 - Braun, P. (2019) Thermo-hydro-mechanical behavior of the Callovo-Oxfordian claystone : Effects of stress paths and temperature changes, Thèse, Université Paris-Est, France.
 - Cauvin, A., and Testa, R. (1999) Damage Mechanics: Basic Variables in Continuum Theories, *International Journal of Solids and Structures*, 36, 747-761.
 - Chaboche, J. L. (1979) Le concept de contrainte effective, applique a l'élasticite et a la viscoplasticite en presence d'un endommagement anisotrope, *Euromech.*, Grenoble, 115.
 - Chaboche, J.L. (1982) Le Concept de Contrainte Effective Appliqué à l'Élasticité et à la Viscoplasticité en Présence d'un Endommagement Anisotrope. In: Boehler JP. (eds) Mechanical Behavior of Anisotropic Solids / Comportement Mécanique des Solides Anisotropes. Springer, Dordrecht.
 - Chambon, R., Caillerie, D., and Matsushima T. (2001) Plastic continuum with microstructure, local second gradient theories for geomaterials: localization studies, *International Journal of Solids and Structures*, 38, 8503-8527.
 - Chapman, N., and Hooper, A. (2012) The disposal of radioactive wastes underground. *Proceedings of the Geologists' Association*, 123, 46-63.
 - Charlier, R., Collin, F., Pardoën, B., Talandier, J., Radu, J.P., and Gerard, P. (2013) An unsaturated hydro-mechanical modeling of two in-situ experiments in Callovo-Oxfordian argillite, *Eng Geol*, 165, 46–63.

- Chen, G. J., Sillen, X., Verstricht, J., and Li, X. L. (2011) ATLAS III in situ heating test in boom clay: Field data, observation and interpretation, *Computers and Geotechnics*, 38(5), 683–696.
- Chen, L., Liu, J. F., Wang, C. P., Liu, J., Su, R., and Wang, H. (2014a) Characterization of damage evolution in granite under compressive stress condition and its effect on permeability, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 71, 340-349.
- Chen, L., Shao, J.F., Zhu, Q.Z., and Duveau, G. (2012) Induced anisotropic damage and plasticity in initially anisotropic sedimentary rocks, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 51, 13-23.
- Chen, W., La Borderie, C., Maurel, O., Pijaudier-Cabot, G., and Rey-Bethbeder, F. (2014b) Simulation of damage-permeability coupling for mortar under dynamic loads, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 38, 457-474.
- Chiarelli, A.S., Shao, J.F., and Hoteit, N. (2003) Modeling of elastoplastic damage behavior of a claystone, *International Journal of Plasticity*, 19, 23-45.
- Cho, J. W., Kim, H., Jeon, S., and Min, K-B. (2012) Deformation and strength anisotropy of Asan gneiss, Boryeong shale, and Yeoncheon schist, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 50, 158–169.
- Choinska, M. (2006) Effets de la température, du chargement mécanique et de leurs interactions sur la perméabilité du béton de structure. PhD thèse, École centrale de Nantes.
- Clavard, J.-B., Mainault, A., Zamora, M., Rasolofosaon, P., Schlitter, C. (2008) Permeability anisotropy and its relations with porous medium structure. *J. Geophys. Res.* 113, B01202.
- Coarita-Tintaya, E.-D., Golfier, F., Souley, M., and Vu, M.-N. (2020) Anisotropic hydro-viscoplastic modelling of a drift at the Meuse/Haute-Marne URL, *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, DOI: 10.1080/19648189.2020.1797887
- Coarita-Tintaya, E.-D., Souley, M., Golfier, F., and Vu, M.-N. (2018) Numerical anisotropic modelling of a deep drift at the Meuse/Haute-Marne URL, 4th International Symposium on Computational Geomechanics (COMGEO IV), 2-4 Mai 2018, Assisi (Italie) (présentation orale)
- Coarita-Tintaya, E.-D., Souley, M., Vu, M.-N., and Golfier, F. (2019) Long-term anisotropic hydro-viscoplastic modeling of a drift at the Meuse/Haute-Marne URL, *Computational & Geoenvironmental Geomechanics for Underground and Subsurface Structures*, 12 – 14 February 2019 – Nancy (présentation orale)

- Colak, K., and Unlu, T. (2004) Effect of transverse anisotropy on the Hoek–Brown strength parameter ‘mi’ for intact rocks, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 41, 1045-1052.
- Conesa, S., Mánica, M., Gens, A., and Huang, Y. (2018). Numerical simulation of the undrained stability of slopes in anisotropic fine-grained soils. *Geomechanics and Geoengineering*, 1–12.
- Conil, N., Armand, G., De La Vaissiere, R., Morel, J., Garitte, B., Jobmann, M., Jellouli, M., Filippi, M., (2012) In situ heating test in Callovo-Oxfordian clay-stone: measurement and interpretation. In : Clays in natural and engineered barriers for radioactive waste confinement.
- Conil, N., Djeran-Maigre, I., Cabrillac, R., and Su, K. (2004) Poroplastic damage model for claystones, *Applied Clay Science*, 26, 473-487.
- Conil, N., Talandier, J., Djizanne, H., de La Vaissière, R., Righini-Waz, C., Auvray, C., Morlot, C., and Armand, G., (2018) How rock samples can be representative of in situ condition: A case study of Callovo-Oxfordian claystones, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 10, 613-623.
- Conil, N., Vittel, M., Plua, C., Vu, M., Seyedi, D., Armand, G., (2020). In situ investigation of the THM behavior of the Callovo Oxfordian claystone. *Rock Mech. Rock Eng.* 53, 2747–2769.
- Cordebois, J.P, and Sidoroff, F. (1982) Damage induced elastic anisotropy. In: Boehler JP (ed) Mechanical behavior of anisotropic solids. Martinus Nijhoff Publishers, The Hague, 761–774.
- Coussy, O. (2004) Poromechanics, John Wiley & Sons.
- Cruchaudet, M., Noiret, A., Talandier, J., and Armand, G. (2010) Expérimentation SDZ Bilan de la mise en place de l’instrumentation et des premières mesures à fin mars 2010 - Centre de Meuse/Haute-Marne. Technical Report D.RP.AMFS.09.0087, Andra.
- Cui, W., Potts, D.-M., Zdravkovic, L., Gawecka, K.-A., and Taborda, D. M.-G. (2018) An alternative coupled thermo-hydro-mechanical finite element formulation for fully saturated soils, *Computers and Geotechnics*, 94, 22–30.
- Cui, Y.-J., Tang, A.-M. (2013) On the chemo-thermo-hydro-mechanical behaviour of geological and engineered barriers, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 5, 169-178.

- Cuvilliez, S., Djouadi, I., Raude, S., and Fernandes, R. (2017) An elastoviscoplastic constitutive model for geomaterials: Application to hydromechanical modelling of claystone response to drift excavation, *Computers and Geotechnics*, 85, 321-340.
- Danielsson, M. (2017) How to Implement Elastoplasticity in a Model Using External Materials, Comsol Blog : <https://www.comsol.com/blogs/how-to-implement-elastoplasticity-in-a-model-using-external-materials/>
- Dao, L.Q. (2015) Etude du comportement anisotrope de l'argile de Boom. PhD Thesis, Université Paris-Est, Paris, France.
- David, C., Robion, P., Menendez, B., (2007) Anisotropy of elastic, magnetic and microstructural properties of the Callovo-Oxfordian argillite, *Phys. Chem. Earth*, 32, 145–153.
- Desbois, G. (2017) Deformation in cemented mudrock (Callovo-Oxfordian Clay) by microcracking, granular flow and phyllosilicate plasticity: insights from triaxial deformation, broad ion beam polishing and scanning electron microscopy, *Solid Earth*, 8, 291-305.
- De Borst, R. (1991) Simulation of strain localization: a reappraisal of the Cosserat continuum, *Engineering Computations*, 8, 317-332.
- De Borst, R., and Mühlhaus, H.-B. (1992) Gradient-dependent plasticity: Formulation and algorithmic aspects, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 35, 521-539.
- De Borst, R., and Sluys, L.J. (1991) Localisation in a Cosserat continuum under static and dynamic loading conditions, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 90, 805-827.
- De Borst, R., Crisfield, M.-A., Remmers, J. J.-C., and Verhoosel, V. (2012) Non-linear finite element analysis of solids and structures, Wiley, United Kingdom.
- De Borst, R., Sluys, L. J., Mühlhaus, H.-B., and Pamin, J. (1993) Fundamental issues in finite element analyses of localization of deformation, *Engineering Computations*, 10, 99-121.
- De Bruyn, D., and Labat, S. (2002). The second phase of ATLAS: the continuation of a running THM test in the HADES underground research facility at Mol. *Engineering Geology*, 64(2-3), 309–316.
- De Souza-Neto, E.-A., Périć, D., and Owen, D. R. J. (2008) Computational methods for plasticity: theory and applications, Wiley, United Kingdom.
- Desmorat, R., and Cantournet, S. (2007) Modeling Microdefects Closure Effect with Isotropic/Anisotropic Damage, *International Journal of Damage Mechanics*, 17, 65-96.

- Desmorat, R., Desmorat, B., Olive, M., and Kolev, B. (2018) Micromechanics based framework with second-order damage tensors, *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 69, 88-98.
- Djouadi, I. (2019) Prise en compte de l'anisotropie dans le comportement instantané des géomatériaux pour les calculs d'ouvrages souterrains. Thèses, Université de Lorraine.
- Djouadi, I., Giot, R., Raude, S., Cuvilliez, S., Laigle, F., and Fernandes, R. (2020) Integration of Transverse Isotropy in the Instantaneous Behaviour of Geomaterials with Application to Numerical Modelling of Underground Structures, *Geotech Geol Eng*, <https://doi.org/10.1007/s10706-020-01336-z>
- Dohrmann, R., Kaufhold, S., and Lundqvist, B. (2013) The Role of Clays for Safe Storage of Nuclear Waste, in *Developments in Clay Science*, 5, 677-710.
- Donath, F.-A. (1961) Experimental study of shear failure in anisotropic rocks, *Geological Society of America Bulletin*, 72, 985-989.
- Donath, F.-A. (1964) Strength variation and deformation behavior in anisotropic rock. In: Judd WR, editor. *State of stress in the earth's crust*. 281–298.
- Donath, F.-A. (1972). Effects of Cohesion and Granularity on Deformational Behavior of Anisotropic Rock.
- Dormieux, L., Molinari, A., and Kondo, D. (2002) Micromechanical approach to the behavior of poroelastic materials, *J. Mech. Phys. Solids*, 50(10), 2203-2231.
- Dunne, F., and Petrinic, N. (2005) *Introduction to Computational Plasticity*, Oxford university press, United States.
- Duveau, G., Shao, J.F. and Henry, J.P. (1998) Assessment of some failure criteria for strongly anisotropic geomaterials, *Mechanics of cohesive-frictional materials*, 3, 1-26.
- Ehsan, H., Pietruszczak, S., Su, G., and Nguyen, S. (2015) Numerical investigation of the mechanical behaviour of Tournemire argillite. 10.13140/RG.2.1.4956.6160.
- Escoffier, S. (2002) Caractérisation expérimentale du comportement hydromécanique des argillites de Meuse/Haute Marne. Ph.D. thesis, INPL Nancy, France.
- Ewing, R., Whittleston, R., and Yardley, B. (2016) Geological Disposal of Nuclear Waste: a Primer, *Elements*, 12, 233-237. 10.2113/gselements.12.4.233.
- Fairhurst, C. (2004) Nuclear waste disposal and rock mechanics: contributions of the Underground Research Laboratory (URL), Pinawa, Manitoba, Canada, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 41, 1221-1227.

- Favero, V., Ferrari, A., and Laloui, L. (2017) Anisotropic Behaviour of Opalinus Clay Through Consolidated and Drained Triaxial Testing in Saturated Conditions, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 51, 1305-1319.
- Ferfera, F.M.R., Sarda, J-P., Boutéca, M., and Vincké, O. (1997) Experimental study of monophasic permeability changes under various stress paths, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 34, 37.e1-37.e12.
- Fernandes, R., Chavant, C., Chambon, R. (2008) A simplified second gradient model for dilatant materials: Theory and numerical implementation, *International Journal of Solids and Structures*, 45, 5289-5307.
- Féron D., Crusset, D., and Gras J.-M. (2008) Corrosion issues in nuclear waste disposal, *Journal of Nuclear Materials*, 379, 16-23.
- Fjaer, E., Holt, R.M., Raaen, A.M., and Risnes, R. (2008) Petroleum related rock mechanics, 2nd ed, Elsevier, Amsterdam.
- Francfort, G.A., and Marigo, J.-J. (1998) Revisiting brittle fracture as an energy minimization problem, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46, 1319-1342.
- François, B., Labiouse, V., Dizier, A., Marinelli, F., Charlier, R., and Collin, F. (2014) Hollow Cylinder Tests on Boom Clay: Modelling of Strain Localization in the Anisotropic Excavation Damaged Zone. *Rock Mech Rock Eng*, 47, 71–86.
- François, B., Laloui, L., and Laurent, C. (2009) Thermo-hydro-mechanical simulation of ATLAS in situ large scale test in Boom Clay. *Computers and Geotechnics*, 36(4), 626–640.
- Frei, W. (2015) Using the Previous Solution Operator in Transient Modeling, Comsol Blog : <https://www.comsol.com/blogs/using-the-previous-solution-operator-in-transient-modeling/>
- Frei, W. (2020) How to Use State Variables in COMSOL Multiphysics®, Comsol Blog : <https://www.comsol.com/blogs/how-to-use-state-variables-in-comsol-multiphysics/>
- Frois, B. (2008) Nuclear energy in a global context, *Nuclear Physics*, 805, 320c-327c.
- Gao, Z., and Zhao, J. (2013) Strain localization and fabric evolution in sand, *International Journal of Solids and Structures*, 50, 3634-3648.
- Garitte, B., Gens, A., Vaunat, J., and Armand, G. (2014) Thermal Conductivity of Argillaceous Rocks: Determination Methodology Using In Situ Heating Tests. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 47, 111–129.
- Garitte, B., Nguyen, T.S., Barnichon, J.D., Graupner, B.J., Lee, C., Maekawa, K., Manepally, C., Ofoegbu, G., Dasgupta, B., Fedors, R., Pan, P.Z., Feng, X.T., Rutqvist, J., Chen, F., Birkholzer, J., Wang, Q., Kolditz, O., and Shao, H., (2017) Modelling the mont terri he-d

- experiment for the thermal–hydraulic–mechanical response of a bedded argillaceous formation to heating. *Environ. Earth Sci.* 76, 345.
- Gatelier, N., Pellet, F., and Loret, B. (2002) Mechanical damage of an anisotropic porous rock in cyclic triaxial tests, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 39, 335-354.
 - Gatmiri B (2011) Synthèse générale du programme 2007–2011 du groupement de laboratoire géomécanique, Tech Report (in french) ANDRA; 2011
 - Gatmiri, B., and Arson, C. (2008) θ -STOCK, a powerful tool of thermohydromechanical behaviour and damage modelling of unsaturated porous media, *Computers and Geotechnics*, 35, 890-915.
 - Gawin, D., Baggio, P., and Schrefler, B.-A. (1995) Coupled heat, water and gas flow in deformable porous media. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 20, 969–987.
 - Gawin, D., Pesavento, F., and Schrefler, B. A. (2002) Simulation of damage-permeability coupling in hygro-thermo-mechanical analysis of concrete at high temperature. *Communication In: Numerical Methods in Engineering*, 18, 113–119.
 - Gens, A. (2010) Soil-environment interactions in geotechnical engineering, *Géotechnique*, 60, 3-74.
 - Gens, A., Carol, I., and Alonso, E. E. (1990). A constitutive model for rock joints formulation and numerical implementation. *Computers and Geotechnics*, 9, 3–20.
 - Gens, A., Guimarães, L.-N., Olivella, S., and Sánchez, M. (2010) Modelling thermo-hydro-mechano-chemical interactions for nuclear waste disposal, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2, 97-102.
 - Gens, A., Vaunat, J., Garitte, B., and Wileveau, Y. (2007) In situ behaviour of a stiff layered clay subject to thermal loading: observations and interpretation. *Géotechnique*, 57(2), 207–228.
 - Ghabezloo, S., Sulem, J., 2010. Temperature induced pore fluid pressurization in geomaterials. *Ital. Geotech. J.* 29–43.
 - Ghabezloo, S., Sulem, J., and Saint-Marc, J. (2009) The effect of undrained heating on a fluid-saturated hardened cement paste. *Cem Concr Res*, 39, 54-64.
 - Gholami, R., Rasouli, V. (2014) Mechanical and Elastic Properties of Transversely Isotropic Slate. *Rock Mech Rock Eng*, 47, 1763–1773.

- Giambanco, G., and La Malfa Ribolla, E. (2019) A phase-field model for strain localization analysis in softening elastoplastic materials, *International Journal of Solids and Structures*, 172–173, 84-96.
- Giraud, A., Huynh, Q.V., Hoxha, D., and Kondo, D. (2007) Effective poroelastic properties of transversely isotropic rock-like composites with arbitrarily oriented ellipsoidal inclusions, *Mechanics of Materials*, 39, 1006-1024.
- Goidescu, C., Weleman, H., Pantalé, O., Karama, M., and Kondo, D. (2015) Anisotropic unilateral damage with initial orthotropy: A micromechanics-based approach, *International Journal of Damage Mechanics*, 24, 313-337.
- Gonzalez, E. (2015) Accessing External Material Models for Structural Mechanics, Comsol Blog : <https://www.comsol.com/blogs/accessing-external-material-models-for-structural-mechanics/>
- Gonzales, S. (1982) Host Rocks for Radioactive-Waste Disposal: Rock salt and several other kinds of rock are being investigated as potential media in which to bury high-level wastes, *American Scientist*, 70, 191-200.
- Goshtasbi, K, Ahmadi, M, Seyedi, J. (2006) Anisotropic strength behavior of slates in the Sirjan-Sanandaj zone. *Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy*, 106, 71-76.
- Gottschalk, R. R., Kronenberg, A. K., Russell, J. E., and Handin, J. (1990), Mechanical anisotropy of gneiss: Failure criterion and textural sources of directional behavior, *J. Geophys. Res.*, 95 (B13), 21613– 21634, doi:10.1029/JB095iB13p21613.
- Grgic, D., Auvray, C., and Giraud, A. (2019) Comportement anisotrope court terme et diffère des argilites : approche expérimentale, GL Mouv, 10-11 Octobre, Paris.
- Guayacán-Carrillo, L. M., Sulem, J., Seyedi, D. M., Ghabezloo, S., and Armand, G. (2018) Size effect on the time-dependent closure of drifts in Callovo-Oxfordian claystone. *International Journal of Geomechanics*, 18(10), 4018128.
- Guayacán-Carrillo, L., Sulem, J., Seyedi, D.M., Ghabezloo, S., Noiret, A., and Armand, G. (2016) Analysis of Long-Term Anisotropic Convergence in Drifts Excavated in Callovo-Oxfordian Claystone. *Rock Mech Rock Eng*, 49, 97–114.
- Guayacán-Carrillo, L.-M., Sulem, J., Seyedi, D. M., Ghabezloo, S., Noiret, A., and Armand, G. (2017) Convergence analysis of an unsupported micro-tunnel at the Meuse/Haute-Marne Underground Research Laboratory. Geological Society, London, Special Publications, 443.

- Haghghat, E., and Pietruszczak, S. (2015) On the mechanical and hydraulic response of sedimentary rocks in the presence of discontinuities, *Geomechanics for Energy and the Environment*, 4, 61–72.
- Halm, D., and Dragon, A. (1996) A model of anisotropic damage by mesocrack growth: unilateral effect, *Int. J. Damage Mech.*, 5, 384–402.
- Hansen, F.-D., and Leigh, C.-D. (2011) Salt Disposal of Heat-Generating Nuclear Waste (SAND2011-0161), Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM.
- Hashiguchi, K., and Yamakawa, Y. (2012) Introduction to Finite Strain Theory for Continuum Elasto - Plasticity, Wiley, United Kingdom.
- Hedin, A., and Andersson, J. (2014) SKB's safety case for a final repository license application, Tech. Rep.
- Hedin, A., Andersson, J., Kautsky, U., Morén, L., Munier, R., Nyström, C., Näslund, J.-O., Pers, K., Puigdomenech, I., Sellin, P., Selroos, J.-O., Skagius, K., Spahiu, K., Vahlund, F., and Werme, L. (2008) Safety assessment for licensing a spent nuclear fuel repository in Sweden, SKBF/KBS (1983) Final storage of spent nuclear fuel - KBS-3. Sweden: Swedish Nuclear Fuel Supply Co/Div KBS.
- Heng, S., Guo, Y., Yang, C., Daemen, J. J.-K., and Li, Z. (2015) Experimental and theoretical study of the anisotropic properties of shale, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 74, 58-68.
- Hill, R. (1950) The Mathematical theory of plasticity, Oxford Clarendon Press.
- Hoek, E. (1983). Strength of jointed rock masses. *Géotechnique*, 33, 187–223. doi:10.1680/geot.1983.33.3.187
- Hoek, E. (1990) Estimating Mohr-Coulomb friction and cohesion values from the Hoek-Brown failure criterion, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 27, 227-229.
- Hoek, E., and Brown, E.T. (1980a) Underground excavations in rock. Institution of Mining Metallurgy, London.
- Hoek, E., and Brown, E.T. (1980b) Empirical strength criterion for rock masses, *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE* 106(GT9), 1013-1035.
- Horino, F. G., Ellickson, M. L., United States. Bureau of Mines. (1970). A method for estimating strength of rock containing planes of weakness. [Washington, D.C.]: U.S. Dept. of Interior, Bureau of Mines.
- Hoxha D, Giraud A, Homand F, Auvray C (2007) Saturated and unsaturated behavior modelling of Meuse/Haute-Marne argillite. *Int J Plast*, 23, 733–66.

- Hoxha, D., Giraud, A., Blaisonneau, A., Homand, F., and Chavant, C. (2004) Poroplastic modelling of the excavation and ventilation of a deep cavity. *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech*, 28, 339-364.
- Hu, K., Shao, J.-F., Zhu, Q.-Z., Zhao, L.-Y., Wang, W., and Wang, R.-B. (2020) A micro-mechanics-based elastoplastic friction-damage model for brittle rocks and its application in deformation analysis of the left bank slope of Jinping I hydropower station, *Acta Geotech.*, 15, 3443–3460.
- IAEA - International Atomic Energy Agency (2009a) Classification of radioactive waste general safety guide, Vienna.
- IAEA - International Atomic Energy Agency (2009b) Geological disposal of radioactive waste: technological implications for retrievability, Vienna.
- IEA - International Energy Agency (2015) World energy outlook 2015. IEA Publications Paris
- Ishibashi, M., Yoshida, H., Sasao, E., and Yuguchi, T. (2016) Long term behavior of hydrogeological structures associated with faulting: An example from the deep crystalline rock in the Mizunami URL, Central Japan, *Engineering Geology*, 208, 114-127.
- Ismael, M., and Konietzky, H. (2017) Integration of Elastic Stiffness Anisotropy into Ubiquitous Joint Model, *Procedia Engineering*, 191, 1032-1039.
- Ismael, M., and Konietzky, H. (2019) Constitutive model for inherent anisotropic rocks: Ubiquitous joint model based on the Hoek-Brown failure criterion, *Computers and Geotechnics*, 105, 99-109.
- Ismael, M., Konietzky, H., and Herbst, M. (2019) A new continuum-based constitutive model for the simulation of the inherent anisotropy of Opalinus clay, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 93, 103106.
- Ismael, M.-A., Imam, H.-F. and El-Shayeb, Y. (2014) A simplified approach to directly consider intact rock anisotropy in Hoek–Brown failure criterion, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 6, 486-492.
- Jaeger, J.-C. (1960) Shear Failure of Anisotropic Rocks, *Geological Magazine*, 97, 65-72.
- Jason, L., Pijaudier-Cabot, G., Ghavamian, S., and Huerta, A. (2007) Hydraulic behaviour of a representative structural volume for containment buildings, *Nuclear Engineering and Design*, 237, 1259-1274.
- Jia, Y., Bian, H. B., Su, K., Kondo, D., and Shao, J.F. (2009) Elastoplastic damage modeling of desaturation and resaturation in argillites, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 34, 187–220.

- Jia, Y., Bian, H.-B., Duveau, G., and Shao, J.-F. (2017) Parametric study of thermo-hydro-mechanical response of claystone with consideration of steel corrosion, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 9, 449-462.
- Jiang, H. (2017) A failure criterion for rocks and concrete based on the Hoek-Brown criterion, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 95, 62-72.
- Jin, W., and Arson, C. (2018) Anisotropic nonlocal damage model for materials with intrinsic transverse isotropy, *International Journal of Solids and Structures*, 139-140, 29-42.
- Jirásek, M. (1998) Nonlocal models for damage and fracture: Comparison of approaches, *International Journal of Solids and Structures*, 35, 4133-4145.
- Johansson, E. (2017) URL and rock mechanics in Finland, in *Rock Mechanics and Engineering. Volume 2: Laboratory and Field Testing*, Edited by: Feng Xia-Ting.
- Joshaghani, M., Ghasemi-Fare, O., and Ghavami, M. (2018) Experimental Investigation on the Effects of Temperature on Physical Properties of Sandy Soils. 675-685.
- Kachanov, L.M. (1982) A microcrack model of rock inelasticity - I: Frictional sliding on microcracks, *Mech. Materials*, 1,19-27.
- Kanatani, K.-I. (1984) Distribution of directional data and fabric tensors, *International Journal of Engineering Science*, 22, 149-164.
- Karakul, H., Ulusay, R., and Isik, N.S. (2010) Empirical models and numerical analysis for assessing strength anisotropy based on block punch index and uniaxial compression tests, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 47, 657–665.
- Kleine, A. (2007) Modélisation numérique du comportement des ouvrages souterrains par une approche viscoplastique, thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine.
- Krabbenhøft, K. (2002) *Basic Computational Plasticity*, Technical University of Denmark, Copenhagen.
- Kumar, A (2006) *Engineering Behaviour of anisotropic rocks*, PhD thesis, Department of Civil Engineering, IIT Roorkee, Roorkee, India.
- Kwon, S., Cho, W.-J., and Han, P.-S. (2006) Concept development of an underground research tunnel for validating the Korean reference HLW disposal system, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 21, 203-217.
- Kwon, S., Lee, C.-S., Cho, S.-J., Jeon, S.-W., and Cho, W.-J. (2009) An investigation of the excavation damaged zone at the KAERI underground research tunnel, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 24, 1-13.

- Lade, P.-V. (2007) Modeling failure in cross-anisotropic frictional materials, *International Journal of Solids and Structures*, 44, 5146-5162.
- Laigle, F. (2004) Modèle conceptuel pour le développement de lois de comportement adaptées à la conception des ouvrages souterrains, thèse de doctorat, École Centrale Lyon.
- Lanru, J., and Xiating, F. (2003) Numerical Modeling for Coupled Thermo-HydroMechanical and Chemical Processes (THMC) of Geological Media – International and Chinese Experiences, *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 22, 1704-1715.
- Laviña, M., and Idiart, A. (2018) Mechanical damage models for concrete, Comsol conference, Lausanne.
- Le Pense, S. (2013) Modélisation hydro-mécanique du couplage endommagement-plasticité dans les géomatériaux non saturés, Paris : Université Paris-Est.
- Lee, Y., and Bobet, A. (2014) Instantaneous Friction Angle and Cohesion of 2-D and 3-D Hoek–Brown Rock Failure Criteria in Terms of Stress Invariants. *Rock Mech Rock Eng*, 47, 371-385.
- Lee, C., Lee, J., Park, S., Kwon, S., Cho, W.-J., and Kim, G. Y. (2020) Numerical analysis of coupled thermo-hydro-mechanical behavior in single and multi-layer repository concepts for high-level radioactive waste disposal, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 103, 103452.
- Lee, Y.-K. (2015) Simulation of polyaxial tests using a failure condition for transversely isotropic rocks, *Geosystem Engineering*, 18, 29–37.
- Lee, Y.-K., and Pietruszczak, S. (2008) Application of critical plane approach to the prediction of strength anisotropy in transversely isotropic rock masses, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 45, 513-523.
- Lee, Y.-K., and Pietruszczak, S. (2015) Tensile failure criterion for transversely isotropic rocks, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 79, 205–215.
- Lee, Y.-K., Pietruszczak, S., and Choi, B.-H. (2012) Failure criteria for rocks based on smooth approximations to Mohr-Coulomb and Hoek-Brown failure functions, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 56, 146-160.
- Lemaitre, J. (1992) A course on damage mechanics, 2nd ed., Berlin, Springer.
- Lemaitre, J., and Chaboche, J.-L. (1978) Aspect phénoménologique de la rupture par endommagement, *Journal de Mécanique appliquée*, 2, 317-365.

- Lemaitre, J., and Chaboche, J.-L., (1988) *Mécanique des matériaux solides*, 2ème édition, Dunod, 544p.
- Lemaitre, J., and Desmorat, R. (2005) *Engineering Damage Mechanics: Ductile, Creep, Fatigue and Brittle Failures*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- Lérau, J., Saint-Leu, C. and Sirieys, P. (1981) Anisotropie de la dilatance des roches schisteuses. *Rock Mechanics* 13, 185–196.
- Levasseur, S., Weleman, H., and Kondo, D. (2015) A microcracks-induced damage model for initially anisotropic rocks accounting for microcracks closure, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 77, 122-132.
- Lewis, R.-W., and Schrefler B.-A. (1998) *The finite element method in the static and dynamic deformation and consolidation of porous media*. 2nd ed. Wiley.
- Li, X. (2013) TIMODAZ: A successful international cooperation project to investigate the thermal impact on the EDZ around a radioactive waste disposal in clay host rocks, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 5, 231-242.
- Li, X., Zhang, C., and Röhlig, K.-J. (2013) Simulations of THM processes in buffer-rock barriers of high-level waste disposal in an argillaceous formation, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 5, 277–286.
- Li, Z., Nguyen T.S., Su G., Labrie D., and Barnichon J.-D. (2017) Development of a viscoelastoplastic model for a bedded argillaceous rock from laboratory triaxial tests, *Canadian Geotechnical Journal*, 54, 359-372, <https://doi.org/10.1139/cgj-2016-0100>
- Lishman, J.R. (1970) Core permeability anisotropy. *J. Can. Pet.* 9 (2), 79-84
- Lisjak, A., Garitte, B., Grasselli, G., Müller, H.-R., and Vietor, T. (2015) The excavation of a circular tunnel in a bedded argillaceous rock (Opalinus Clay): Short-term rock mass response and FDEM numerical analysis, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 45, 227-248.
- Lubarda, V.A., Krajcinovic, D., and Mastilovic, S. (1994) Damage model for brittle elastic solids with unequal tensile and compressive strengths, *Engineering Fracture Mechanics*, 9, 681-697.
- Maleki, K., and Pouya, A. (2010) Numerical simulation of damage-permeability relationship in brittle geomaterials, *Computers and Geotechnics*, 37, 619–628.
- Malischek, R., and Trüby, J. (2016) The future of nuclear power in France: an analysis of the costs of phasing-out, *Energy*, 116, 908-921.
- Mánica, M., Gens, A., Vaunat, J., and Ruiz, D.-F. (2016) A cross-anisotropic formulation for elasto-plastic models, *Géotechnique Letters*, 6, 156–162.

- Mánica, M., Gens, A., Vaunat, J., and Ruiz, D.-F. (2017) A time-dependent anisotropic model for argillaceous rocks. Application to an underground excavation in Callovo-Oxfordian claystone, *Computers and Geotechnics*, 85, 341-350.
- Mánica, M., Gens, A., Vaunat, J., and Ruiz, D.-F. (2018) Nonlocal plasticity modelling of strain localisation in stiff clays, *Computers and Geotechnics*, 103, 138-150.
- Mánica-Malcom, M.-A. (2018) Analysis of underground excavations in argillaceous hard soils - weak rocks, PhD Thesis, Universitat Politècnica de Catalunya.
- Masri, M., Sibai, M., Shao, J.F., Mainguy, M. (2014) Experimental investigation of the effect of temperature on the mechanical behavior of Tournemire shale, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 70, 185-191.
- Matsuoka, H., and Nakai, T. (1974) Stress-deformation and strength characteristics of soil under three different principal stresses, *Proc. Of JSCE.*, 232, 59-70
- Mazars, J. (1984) Application de la mécanique de l'endommagement non linéaire et à la rupture du béton de structure. Thèse, Université de Paris 6.
- Mazars, J., and Pijaudier-Cabot, G. (1989) Continuum damage theory - application to concrete, *J. Eng. Mech.*, 115, 345-365.
- McCabe W.- M. and Koerner R.-M. (1975) High pressure shear strength investigation of an anisotropic mica schist rock, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 12, 219-228.
- McClintock, F.A., and Walsh, J.B. (1962) Friction on Griffith Cracks in Rocks under Pressure, *Proc. Natl. Congr. Appl. Mech.*, 1015-1021.
- McLamore, R., and Gray, K. E. (1967). The Mechanical Behavior of Anisotropic Sedimentary Rocks. *Journal of Engineering for Industry*, 89, 62-73.
- Meng, G., Detournay, C., and Cundall, P. (2020) Formulation and Application of a Constitutive Model for Multijointed Material to Rock Mass Engineering. *International Journal of Geomechanics*, 20, 04020044. doi:10.1061/(asce)gm.1943-5622.0001646
- Mertens, J., Bastiaens, W., and Dehandschutter, B. (2004) Characterisation of induced discontinuities in the Boom Clay around the underground excavations (URF, Mol, Belgium), *Applied Clay Science*, 26, 413-428.
- Millard, A., and Barnichon, J.D. (2014) Investigation of the THM behaviour of the buffer and rock-buffer interaction during the canister retrieval test performed in the ASPÖ Hard Rock Laboratory, *Nuclear Engineering and Design*, 269, 306-311.
- Minardi, A., Crisci E., Ferrari A., and Laloui L. (2017) The Role of Anisotropy on the Volumetric Behaviour of Opalinus Clay upon Suction Change. In: Ferrari A., Laloui L. (eds)

Advances in Laboratory Testing and Modelling of Soils and Shales (ATMSS). ATMSS 2017. Springer Series in Geomechanics and Geoengineering. Springer, Cham

- Morland, L.W. (1972) A simple constitutive theory for simple saturated porous solids. *Journal of Geophysical Research*, 77, 890–900.
- Mróz, Z., and Maciejewski, J. (2011) Critical Plane Approach to Analysis of Failure Criteria for Anisotropic Geomaterials. In: Wan R., Alsaleh M., Labuz J. (eds) Bifurcations, Instabilities and Degradations in Geomaterials. Springer Series in Geomechanics and Geoengineering, vol 0. Springer, Berlin, Heidelberg
- Mühlhaus, H.-B. (1989) Application of Cosserat theory in numerical solutions of limit load problems, *Ing. Arch.*, 59, 124-137.
- Müller, L. (1972) Rock mechanics, CISM International Centre for Mechanical Sciences, Springer-Verlag.
- Murakami, S. (2012) Continuum Damage Mechanics - A Continuum Mechanics Approach to the Analysis of Damage and Fracture. s.l.:Springer.
- Nasser, M.-H., Rao, K.-S., and Ramamurthy, T. (1996) Engineering geological and geotechnical responses of schistose rocks from dam project areas in India, *Engineering Geology*, 44, 183-201.
- Nasser, M.-H., Rao, K.-S., and Ramamurthy, T. (1997) Failure mechanism in schistose rocks, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 34:3-4, 219.
- Nasser, M.-H., Rao, K.-S., and Ramamurthy, T. (2003) Anisotropic strength and deformational behavior of Himalayan schists, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 40, 3-23.
- Naumann, M., Hunsche, U., and Schulze, O. (2007) Experimental investigations on anisotropy in dilatancy, failure and creep of Opalinus Clay, *Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C*, 32, 889-895.
- Nayak, G., and Zienkiewicz, O.C. (1972). Elasto-plastic stress analysis. A generalization of various constitutive relations including strain softening, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 5, 113-135.
- Nemat-Nasser, S., and Horii, H. (1982) Compression-induced non-planar crack extension with application to splitting, exfoliation and rock burst, *J. Geophys.*, 87,6805-21.
- Nguyen, T.S., and Le, A.D. (2015) Development of a constitutive model for a bedded argillaceous rock from triaxial and true triaxial tests, *Canadian Geotechnical Journal*, 52, 1072-1086, <https://doi.org/10.1139/cgj-2013-0323>

- Niandou, H., Shao, J.F., Henry, J.P., and Fourmaintraux, D. (1997) Laboratory investigation of the mechanical behaviour of Tournemire shale, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 34, 3-16.
- Niibori, Y. (2015) Radioactive Waste Disposal. In: Nagasaki S., Nakayama S. (eds) Radioactive Waste Engineering and Management. An Advanced Course in Nuclear Engineering. Springer, Tokyo.
- Noorishad, J, Tsang, C.-F., and Witherspoon, P.-A. (1984) Coupled thermal-hydraulic-mechanical phenomena in saturated fractured porous rocks: numerical approach. *J Geophys Res*, 89, 10365–73
- Oda, M., Takemura, T., and Aoki, T. (2002) Damage growth and permeability change in triaxial compression tests of Inada granite. *Mechanics of Materials*, 34, 313–331.
- Olivella, S., and Alonso, E. (2008) Gas flow through clay barriers. *Géotechnique*, 58(3), 157–176.
- Olivella, S., Carrera, J., Gens, A., and Alonso, E. E. (1994). Nonisothermal multiphase flow of brine and gas through saline media. *Transp. Porous Media* 15, No. 3, 271–293.
- Olivella, S., Gens, A., Carrera, J., and Alonso, E.E. (1996) Numerical formulation for a simulator (CODE_BRIGHT) for the coupled analysis of saline media. *Eng Comput*, 13, 87–112.
- Ömer, A. (2017) Time-Dependency in Rock Mechanics and Rock Engineering, 1st Edition, CRC Press, London.
- Ortiz, M. (1985) A constitutive theory for the inelastic behavior of concrete, *Mechanics of Materials*, 4, 67-93.
- Pardoen, B., and Collin, F. (2017) Modelling the influence of strain localisation and viscosity on the behaviour of underground drifts drilled in claystone, *Computers and Geotechnics*, 85, 351-367.
- Pardoen, B., Seyedi, D.-M., and Collin, F. (2015) Shear banding modelling in cross-anisotropic rocks, *International Journal of Solids and Structures*, 72, 63-87.
- Pardoen, B., Talandier, J., and Collin, F. (2016). Permeability evolution and water transfer in the excavation damaged zone of a ventilated gallery. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 85, 192-208.
- Pariseau, W.-G. (1972) Plasticity theory for anisotropic rocks and soils, Proc. 10th Symp. on Rock Mech, 1, AIME, 267.
- Parisio, F., and Laloui, L. (2018) On the Formulation of Anisotropic-Polyaxial Failure Criteria: A Comparative Study, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 51, 479-489.

- Patterson, R.-L., and Nelson, R.-A. (2001) An Update on the Geological Disposal of Radioactive Waste at the Waste Isolation Pilot Plant in Southeastern New Mexico, U.S.A., in: *Geological Challenges in Radioactive Waste Isolation, Third Worldwide Review*, Edited by: Witherspoon P.-A., and Bodvarsson G.-S.
- Patzák, B., and Jirásek, M. (2004). Adaptive Resolution of Localized Damage in Quasi-brittle Materials. *Journal of Engineering Mechanics*, 130, 720–732.
- Peerlings, R.H.J., De Borst, R., Brekelmans, W.A.M. and De Vree, J.H.P. (1996) Gradient enhanced damage for quasi - brittle materials, *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, 39, 3391-3403.
- Pei, J. (2008) Strength of Transversely Isotropic Rocks, Thesis, Massachusetts Institute of Technology.
- Pellet, F. L., and Selvadurai, A.P.S. (2017) Rock damage mechanics, in: *Rock Mechanics and Engineering*. Edited By Xia-Ting Feng, CRC Press.
- Pensée, V., Kondo, D., and Dormieux, L. (2002) Micromechanical analysis of anisotropic damage in brittle materials, *J. Eng. Mech. ASCE*;128(8):889-97.
- Picandet, V., Khelidj, A., and Bastian, G. (2001) Effect of axial compressive damage on gas permeability of ordinary and high-performance concrete, *Cement and Concrete Research*, 31, 1525-1532.
- Pietruszczak, S., and Haghghat, E. (2015) Modeling of deformation and localized failure in anisotropic rocks, *International Journal of Solids and Structures*, 67–68, 93–101.
- Pietruszczak, S., and Mroz, Z. (1980). Numerical analysis of elastic-plastic compression of pillars accounting for material hardening and softening, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics*, 17, 199-207.
- Pietruszczak, S., and Mroz, Z. (1981). Finite element analysis of deformation of strain-softening materials, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 17, 327-334.
- Pietruszczak, S., and Mroz, Z. (2000) Formulation of anisotropic failure criteria incorporating a microstructure tensor, *Computers and Geotechnics*, 26, 105-112.
- Pietruszczak, S., and Mroz, Z. (2001) On failure criteria for anisotropic cohesive - frictional materials, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 25, 509-524.
- Pietruszczak, S., Jiang, J., Mirza, F.A. (1988) An elastoplastic constitutive model for concrete, *International Journal of Solids and Structures*, 24, 705–722.
- Pietruszczak, S., Lydzba, D., and Shao, J.-F. (2002) Modelling of inherent anisotropy in sedimentary rocks, *Int. J. Solids Struct.*, 39, 637-648.

- Pijaudier-Cabot, G., Dufour, F., and Choinska, M. (2009) Permeability due to the increase of damage in concrete: From diffuse to localized damage distributions, *Journal of Engineering Mechanics*, American Society of Civil Engineers, 135, 1022-1028.
- Piriyaikul, K. (2006). Anisotropic stress-strain behaviour of Belgian boom clay in the small strain region, Ghent University, Belgium.
- Popp, T., and Salzer, K. (2007) Anisotropy of seismic and mechanical properties of Opalinus clay during triaxial deformation in a multi-anvil apparatus, *Physics and Chemistry of the Earth*, 32, 879-888.
- Posiva (2012) Safety Case for the Disposal of Spent Nuclear Fuel at Olkiluoto – Synthesis 2012. POSIVA 2012-12. Posiva Oy, Olkiluoto.
- Potts, D.-M., and Zdravković, L. (1999) Finite element analysis in geotechnical engineering: I. M. Smith, I.-M., and Griffiths, D.-V. (2004) Programming the Finite Element Method, England, John Wiley, Fourth Edition.
- Pouragha, M., Wan, R., and Eghbalian, M. (2019) Critical plane analysis for interpreting experimental results on anisotropic rocks, *Acta Geotech*, 14, 1215–1225.
- Pouya, A., Trivellato, E., Seyed, D., and 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, Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie de l'Ingénieur, Nancy.
- Prassetyo, S.-H, Gutierrez, M., and Barton., N (2017) Nonlinear shear behavior of rock joints using a linearized implementation of the Barton-Bandis model. *J Rock Mech Geotech Eng*, 9, 671-682.
- Qi, M., Giraud, A., Colliat, J.B., and Shao, J.F. (2016a) A numerical damage model for initially anisotropic materials, *International Journal of Solids and Structures*, 100-101, 245-256.
- Qi, M., Shao, J.F., Giraud, A., Zhu, Q.Z., and Colliat, J.B. (2016b) Damage and plastic friction in initially anisotropic quasi brittle materials, *International Journal of Plasticity*, 82, 260-282.
- Rahal, S. (2015) Influence de l'anisotropie induite par la fissuration sur le comportement poromécanique de géomatériaux, PhD thesis, INSA, Toulouse.
- Rahal, S., Sellier, A., and Casaux-Ginestet, G. (2017) Finite element modelling of permeability in brittle materials cracked in tension, *International Journal of Solids and Structures*, 113–114, 85-99.

- Rahal, S., Sellier, A., and Verdier, J. (2016) Modelling of change in permeability induced by dilatancy for brittle geomaterials, *Construction and Building Materials*, 125, 613-624.
- Ramamurthy, T. (1993) Strength, modulus responses of anisotropic rocks. In: Hudson JA (ed) *Compressive rock engineering*. Pergamon, Oxford, 1, 313–329.
- Read, H.E., and Hegemier, G.A. (1984) Strain softening of rock, soil and concrete — a review article, *Mechanics of Materials*, 3, 271-294.
- Read, R.-S. (2017) Excavation response studies at AECL’s underground research laboratory—1982 to 2010, in: *Rock Mechanics and Engineering. Volume 2: Laboratory and Field Testing*, Edited by: Feng Xia-Ting.
- Rice, J.R. (2006) Heating and weakening of faults during earthquake slip, *J. Geophys. Res.: Solid Earth*, 111.
- Rodney, C.-E., Robert, A.-W., Bruce, and W.D.Y. (2016) Geological Disposal of Nuclear Waste: a primer, *Elements*, 12, 233–237.
- Rust, W. (2015) *Non-linear finite element analysis in structural mechanics*, Springer, Switzerland.
- Rutqvist, J. (2015) Chapter 9 - Coupled Thermo-Hydro-Mechanical Behavior of Natural and Engineered Clay Barriers, 329-355. In *Developments in Clay Science*. Editor(s): Christophe Tournassat, Carl I. Steefel, Ian C. Bourg, Faqza Bergaya.
- Rutqvist, J., Börgesson, L., Chijimatsu, M., Kobayashi, A., Jing, L., Nguyen, T.S., Noorishad, J., and Tsang, C.-F. (2001) Thermohydromechanics of partially saturated geological media: governing equations and formulation of four finite element models, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 38, 105-127.
- Saanouni, K. (2012), *Damage Mechanics in Metals Forming: Advanced Modeling and Numerical Simulation*, ISTE/Wiley, London.
- Sabet, SA, de Borst, R. (2019) Structural softening, mesh dependence, and regularisation in non - associated plastic flow, *Int J Numer Anal Methods Geomech*, 43, 2170- 2183.
- Saeidi, O, Rasouli, V., Vaneghi, R.-G., Gholami, R., and Torabi, S.-R. (2014) A modified failure criterion for transversely isotropic rocks, *Geoscience Frontiers*, 5, 215-225.
- Sainsbury, B. L., and Sainsbury, D. P. (2017) Practical Use of the Ubiquitous-Joint Constitutive Model for the Simulation of Anisotropic Rock Masses, *Rock Mech Rock Eng*, 50, 1507–1528.
- Sainsbury, B., Pierce, M., and Mas Ivars, D. (2008) Simulation of rock mass strength anisotropy and scale effects using a Ubiquitous Joint Rock Mass (UJRM) model. Proc 1st Int. FLAC/DEM Symp Num Modelling, 25–27 August, Minneapolis, USA

- Saroglou, H., and Tsiambaos, G. (2008) A modified Hoek–Brown failure criterion for anisotropic intact rock, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 45, 223–234.
- Saroglou, H., Marinos, P., and Tsiambaos, G. (2004a) Applicability of the Hoek–Brown failure criterion and the effect of anisotropy on intact rock samples from Athens Schist. *Journal- South African Institute of Mining and Metallurgy*, 104, 209–15.
- Saroglou, H., Marinos, P., and Tsiambaos, G. (2004b) The anisotropic nature of selected metamorphic rocks from Greece. *Journal- South African Institute of Mining and Metallurgy*, 104, 217-222.
- Schulze, O., Popp, T. and Kern, H. (2001) Developement of damage and permeability in deforming rock salt, *Engineering Geology*, 61, 163–180.
- Semenov, A.-S. (2017) Symmetrization of the effective stress tensor for anisotropic damaged continua, *St. Petersburg University Journal: Physics and Mathematics*, 3, 271-383.
- Semnani, S.-J., White, J.-A., and Borja, R.-I. (2016) Thermoplasticity and strain localization in transversely isotropic materials based on anisotropic critical state plasticity. United States. doi:10.1002/nag.2536.
- Seyedi, D.M., Armand, G., and Noiret, A. (2017a) “Transverse Action” – A model benchmark exercise for numerical analysis of the Callovo-Oxfordian claystone hydromechanical response to excavation operations, *Computers and Geotechnics*, 85, 287–305.
- Seyedi, D.M., Armand, G., Conil, N., Vitel, M., and Vu, M.-N. (2017b) On the Thermo-Hydro-Mechanical Pressurization in Callovo-Oxfordian Claystone under Thermal Loading, Sixth Biot Conference on Poromechanics, July 9–13, Paris, France.
- Shao, J.F., Chau, K.T., and Feng, X.T. (2006) Modeling of anisotropic damage and creep deformation in brittle rocks, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 43, 582–592.
- Shao, J.F., Burlion, N. (2008) Thermo–hydromechanical and chemical coupling in geomaterials and applications, Proceedings of the 3rd International Symposium GeoProc'2008. Wiley, Polytech-Lille, France. ISBN: 9781848210431.
- Shao, J.F., Duveau, G., Hoteit, N., Sibai, M., and Bart, M. (1997) Time dependent continuous damage model for deformation and failure of brittle rock, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 34, 285.e1-285.e13.
- Shen, W.Q., and Shao, J.F. (2015) A micromechanical model of inherently anisotropic rocks, *Computers and Geotechnics*, 65, 73–79.

- Shi, X., Yang, X., Meng, Y., and Gao, L. (2016a) An Anisotropic Strength Model for Layered Rocks Considering Planes of Weakness. *Rock Mech Rock Eng*, 49, 3783–3792.
- Shi, X., Yang, X., Meng, Y., and Gao, L. (2016b) Modified Hoek–Brown failure criterion for anisotropic rocks, *Environ Earth Sci*, 75, 995.
- Simo, J.C., and Ju, J.W. (1987) Strain- and stress-based continuum damage models-II. Computational aspects, *International Journal of Solids and Structures*, 23, 841-869.
- Singh, A., Kumar, A., and Rao, S. (2018) Strength Behaviour of Anisotropic Rock Under True Triaxial Stress State, 10th Asian Rock Mechanics Symposium, Singapore.
- Singh, M., Samadhiya, N.K., Kumar, A., Kumar, V., and Singh, B. (2015) A nonlinear criterion for triaxial strength of inherently anisotropic rocks. *Rock Mech Rock Eng*, 48, 1387–1405.
- Singh, V.-K., Singh, D., and Singh, T.N. (2001) Prediction of strength properties of some schistose rocks from petrographic properties using artificial neural networks, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 38, 269-284.
- Skrzypek, J.-J. and Ganczarski, A.-W. (2015) *Mechanics of Anisotropic Materials*. s.l.:Springer International Publishing.
- SKBF/KBS (1983) Final Storage of Spent Nuclear Fuel – KBS-3. Parts I-IV. Swedish Nuclear Fuel Supply Co (KBS Division of SKBF), Stockholm, 574.
- Sloan, S.W. (1987) Substepping schemes for the numerical integration of elastoplastic stress-strain relations, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 24, 893-911.
- Sloan, S.W., Abbo, A.J. and Sheng, D. (2001) Refined explicit integration of elastoplastic models with automatic error control, *Engineering Computations*, 18, 121-194.
- Souley, M. (2017) Etude de sensibilité Thermo-Hydro-Mécanique (THM) : effet sur l'espacement inter-alvéoles HA, D.RP.1INE.17.009/1.
- Souley, M. (2020) Modélisation THM du quartier HA-THMA-Prepic, Ineris-181760-2263284-Andra-1INE.20.0002.
- Souley, M., Armand, G., and Kazmierczak, J.-B. (2017a) Hydro-elasto-viscoplastic modeling of a drift at the Meuse/Haute-Marne Underground Research Laboratory (URL), *Computers and Geotechnics*, 85, 306-320.
- Souley, M., Armand, G., Su, K., and Ghoreychi, M. (2011). Modeling the viscoplastic and damage behavior in deep argillaceous rocks. *Physics and Chemistry of the Earth*, 36, 1949-1959.

- Souley, M., Ghoreychi, M., Kazmierczak, J.-B., Armand, G., and Seyedi, D. (2015) An anisotropic elastoplastic model for geomaterials an numerical implementation, ISRM Congress 2015 Proceedings - Int'l Symposium on Rock Mechanics - ISBN: 978-1-926872-25-4.
- Souley, M., Homand, F., Pepa, S., and Hoxha, D. (2001) Damage-induced permeability changes in granite: a case example at the URL in Canada, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 38, 297-310
- Souley, M., Renaud, V., Al Heib, M., Bouffier, C., Lahaie, F., and Nyström, A. (2018) Numerical investigation of the development of the excavation damaged zone around a deep polymetallic ore mine, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 106, 165-175.
- Souley, M., Seyedi, D., and Armand, G. (2017b) Numerical Modeling of the fracturing induced anisotropy using ubiquitous joint model: application to the Meuse/Haute-Marne underground research laboratory, Proceedings of plasticity 17: ed A.A. Khan, Plasticity in Conventional and Emerging Materials:
- Souley, M., Vu, M.-N., and Armand, G. (2020) 3D anisotropic modelling of deep drifts at the Meuse/Haute-Marne URL. 5th International Itasca Symposium, Vienna, Austria.
- Souley, M., Vu, M.-N., Coarita-Tintaya, E.-D., Armand, G., and Golfier, F. (2021) Effect of creep on the thermo-poromechanical pressurisation in COx claystone (en preparation).
- Stefanou, I., Sulem, J., and Rattez, H. (2017) Cosserat approach to localization in geomaterials. In: Handbook of nonlocal continuum mechanics for materials and structures. Springer
- Steinmann, P. (1994) A micropolar theory of finite deformation and finite rotation multiplicative elastoplasticity, *International Journal of Solids and Structures*, 31, 1063-1084.
- Strömberg, L., and Ristinmaa, M. (1996) FE-formulation of a nonlocal plasticity theory, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 136, 127-144.
- Su, K. (2003) Constitutive models for the Meuse/Haute-Marne Argillites – MODEXREP, European Commission – Nuclear science and technology, Contract n° FIKW-CT2000-00029, Deliverable 2–3, 2003
- Su, K. (2006) Hydromechanical modeling of the argillites response to shaft sinking: MODEX-REP. compiled by Su K., European Commission – Nuclear science and technology, Contract n_ FIKW-CT2000-00029, Deliverable 5-6-7, 2006

- Su, X., Nguyen, S., Haghghat, E., Pietruszczak, S., Labrie, D., Barnichon, J.-D., and Abdi, H. (2016) Characterizing the mechanical behaviour of the Tournemire argillite, Geological Society, London, Special Publications, 443, 97-113, <https://doi.org/10.1144/SP443.20>
- Sulem, J., Panet, M., Guenot, A. (1987) Closure analysis in deep tunnels. *Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr*, 24, 145–154.
- Terzaghi, K. (1943) Theoretical Soil Mechanics. New York, John Wiley & Sons, Inc.
- Thomas, H.R., Cleall, P.J., Dixon, D., and Mitchell, H.P. (2009) The coupled thermal-hydraulic-mechanical behaviour of a large-scale in situ heating experiment, *Géotechnique*, 59, 401-413.
- Thomas, H.-R., and He, Y. (1995) An analysis of coupled heat, moisture and air transfer in a deformable unsaturated soil. *Geotechnique*, 45, 677–689.
- Tien, Y.-M., and Kuo, M.-C. (2001) A failure criterion for transversely isotropic rocks, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 38, 399-412.
- Tran-Manh, H., Sulem, J., Subrin, D., and Billiaux, D. (2015) Anisotropic Time-Dependent Modeling of Tunnel Excavation in Squeezing Ground. *Rock Mech Rock Eng*, 48, 2301–2317.
- Trivellato, E., Pouya, A., Vu, M.-N., and Seyedi, D. (2018) Modélisation de l'endommagement induit par le creusement des galeries dans les argilites, Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie de l'Ingénieur, Champs-sur-Marne.
- Tsang, C.-F., Åkesson, M., Barnichon, J.-D., Jing, L., Li, X.-L., and Schulze, O. (2012a) A combined review of key issues related to coupled THMC processes in the near-field of radioactive waste repositories in salt, clays and bentonite-crystalline rock systems. In: Proceedings of the European Commission TIMODAZ-THERESA International Conference: Impact of Thermo-hydro-mechanical-chemical (THMC) Processes on the Safety of Underground Radioactive Waste Repositories. European Commission.
- Tsang, C.-F., Barnichon, J.-D., Birkholzer, J.-L., Liu, H., and Sillen, X. (2012b) Coupled thermo-hydro-mechanical processes in the near field of a high-level radioactive waste repository in clay formations. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 49, 31-44.
- Tsang, C.-F., Bernier, F., and Davies, C. (2005) Geohydromechanical processes in the Excavation Damaged Zone in crystalline rock, rock salt, and indurated and plastic clays - in the context of radioactive waste disposal. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 42, 109-125.

- Tsang, C.-F., Stephansson, O., Kautsky, F., and Jing, L. (2004) Coupled THM processes in geological systems and the decovalex project. In: Stephansson, O. (Ed.), *Coupled Thermo–Hydro–Mechanical–Chemical Processes in Geo-Systems — Fundamentals, Modelling, Experiments and Applications*. Elsevier, 2, 3–16.
- Valanis, K.C., Peters, J.F., (1996). Ill-posedness of the initial and boundary value problems in non-associative plasticity, *Acta Mech.*, 114, 1-25.
- Valente, S., Fidelibus, C., Loew, S., Cravero, M., Iabichino, G., and Barpi F. (2012) Analysis of Fracture Mechanics Tests on Opalinus Clay, *Rock Mech Rock Eng*, 45, 767–779.
- Van Eekelen, HAM. (1980) Isotropic yield surfaces in three dimensions for use in soil mechanics. *Int J Numer Anal Methods Geomech*, 4, 98–101.
- Vardoulakis, I., and Aifantis, E.C. (1991) A gradient flow theory of plasticity for granular materials. *Acta Mechanica*, 87, 197–217. <https://doi.org/10.1007/BF01299795>
- Vaunat et al. (2019) Modélisation THM des argillites, Réunion plénière GL, Châtenay-Malabry, France, 10-11 octobre 2019.
- Voyiadjis, G.Z., and Kattan, P.I. (2006) Damage mechanics with fabric tensors, *Mech. Adv. Mater. Struct.*, 13, 285–301.
- Vu, M., Armand, G., and Plua, C. (2020a) Thermal Pressurization Coefficient of Anisotropic Elastic Porous Media, *Rock Mech Rock Eng*, 53, 2027–2031.
- Vu, M.-N., Guayacan-Carrillo, L.-M., and Armand, G. (2020b) Excavation induced over pore pressure around drifts in the Callovo-Oxfordian claystone, *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, DOI: 10.1080/19648189.2020.1784800
- Walsh, J.B., and Brace, W.F. (1964) A fracture criterion for brittle anisotropic rock, *Journal of Geophysical Research*, 69, 3449-3456.
- Wang T-T, Huang T-H (2009) A constitutive model for the deformation of a rock mass containing sets of ubiquitous joints. *Int J Rock Mech Min Sci*, 46, 521–530.
- Wang T-T, Huang T-H (2014) Anisotropic deformation of a circular tunnel excavated in a rock mass containing sets of ubiquitous joints: Theory analysis and numerical modeling. *Rock Mech Rock Eng*, 47, 643–657.
- Wang, D.-J., Tang, H., Shen, P., and Cai, Y. (2019) A Parabolic Failure Criterion for Transversely Isotropic Rock: Modification and Verification, *Mathematical Problems in Engineering*, 5, 1-12.
- Wang, H., Xu, W., Shao, J.-F., and Skoczylas, F. (2014) The gas permeability properties of low-permeability rock in the process of triaxial compression test, *Materials Letters*, 116, 368-388.

- Wang, W., and Kolditz, O. (2007) Object - oriented finite element analysis of thermo - hydro-mechanical (THM) problems in porous media. *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, 69, 162-201.
- Wang, W., Kosakowski, G., and Kolditz, O. (2009) A parallel finite element scheme for thermo-hydro-mechanical (THM) coupled problems in porous media, *Computers and Geosciences*, 35, 1631–1641.
- Wild, K.M., Barla, M., Turinetti, G., and Amann, F. (2017) A multi-stage triaxial testing procedure for low permeable geomaterials applied to Opalinus Clay, *J. Rock Mech. Geotech. Eng*, 9, 519–530.
- Wileveau, Y., Cornet, F.H., Desroches, J., and Blumling, P. (2007). Complete in situ stress determination in an argillite sedimentary formation. *Physics and Chemistry of the Earth*, 32, 866-878.
- Wu, D., Deng, T., Zhao, R., and Wang, Y. (2018) THM modeling of ground subsidence induced by excavation of subway tunnel, *Computers and Geotechnics*, 94, 1–11.
- Xie, N., Zhu, Q.Z., Xu, L.H., and Shao, J.F. (2011) A micromechanics-based elastoplastic damage model for quasi-brittle rocks, *Computers and Geotechnics*, 38, 970-977.
- Xu, W., Zhang, J.-C., Wang, R., and Gu, J. (2013) An Elasto-plastic Model and Its Return Mapping Scheme for Anisotropic Rocks, Springer Series in Geomechanics and Geoengineering, 371-380.
- Yang, D., Chanchole, S., Valli, P., and Chen, L. (2013) Study of the Anisotropic Properties of Argillite Under Moisture and Mechanical Loads, *Rock Mech Rock Eng*, 46, 247–257.
- Yang, H. (2011) Comportement mécanique des bétons sous pression de confinement faible et élevée. PhD thèse, Université de Sciences et Technologies de Lille.
- Yao, C., Shao, J.-F., Jiang, Q.-H., and Zhou, C.-B. (2017) Numerical study of excavation induced fractures using an extended rigid block spring method. *Computers and Geotechnics*, 85, 368-383.
- Yaşar, E. (2001) Failure and Failure Theories for Anisotropic Rocks, 17th international Mining Congress and Exhibition of Turkey.
- Yazdani, S., and Schreyer, H.L. (1988) An anisotropic damage model with dilatation for concrete, *Mechanics of Materials*, 7, 231-244.
- Yin, S., Dusseault, M.-B., and Rothenburg, L. (2011) Coupled THMC modeling of CO₂ injection by finite element methods, *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 80, 53-60.

- Yu, H.D., Chen, W.Z., Li, X.L., and Sillen, X. (2014) A Transversely Isotropic Damage Model for Boom Clay. *Rock Mech Rock Eng*, 47, 207–219.
- Yu, Z., Shao, J.-F., Vu, M.-N., and Seyed, D. (2020) A double phase-field method for tensile and shear cracking in rock-like materials with plastic deformation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* (to be published).
- Zhang, C., Rothfuchs, T. (2004) Experimental study of the hydro-mechanical behaviour of the Callovo-Oxfordian argillite, *Applied Clay Science*, 26, 325–336.
- Zhang, C.-L. (2016) The stress–strain–permeability behaviour of clay rock during damage and recompaction, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 8, 16-26.
- Zhang, C.-L., Armand, G., Conil, N., and Laurich, B. (2019) Investigation on anisotropy of mechanical properties of Callovo-Oxfordian claystone, *Engineering Geology*, 251, 128-145.
- Zhang, F., Xie, S.Y., Hu, D.W., Shao, J.F., and Gatmiri, B. (2012) Effect of water content and structural anisotropy on mechanical property of claystone, *Applied Clay Science*, 69, 79-86.
- Zhang, J., Standifird, W. B., Roegiers, J.-C., and Zhang, Y. (2007) Stress-Dependent Fluid Flow and Permeability in Fractured Media: from Lab Experiments to Engineering Applications, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 40, 3-21.
- Zhang, J.C., Xu, W.Y., Wang, H.L., Wang, R.B., and Meng, Q.X. (2016) Testing and modeling of the mechanical behavior of dolomite in the Wudongde hydropower plant. *Geomechanics and Geoengineering*, 11(4), 270-280, DOI: 10.1080/17486025.2016.1151557.
- Zhang, J.-C., Zhou, S.-H., Lin, Z.-N., and Han, C.-X. (2020) Using the Pietruszczak-Mroz anisotropic failure criterion to model the strength of stratified rocks, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 130, 104312.
- Zhao, Y., Feng, Z., Feng, Z., Yang, D., and Liang, W. (2015) THM (Thermo-hydro-mechanical) coupled mathematical model of fractured media and numerical simulation of a 3D enhanced geothermal system at 573 K and buried depth 6000–7000 M, *Energy*, 82, 193-205.
- Zhao, Y., Semnani, S.-J., Yin, Q., and Borja, R.-I. (2018) On the strength of transversely isotropic rocks: On the strength of transversely isotropic rocks. United States. doi:10.1002/nag.2809.

- Zheng, L., Samper, J., Montenegro, L., and Fernández, A.-M. (2010) A coupled THMC model of a heating and hydration laboratory experiment in unsaturated compacted FEBEX bentonite, *Journal of Hydrology*, 386, 80-94.
- Zhou, J. (2006) Contribution à la modélisation de l'endommagement anisotrope et de la variation de la perméabilité des roches fragiles, PhD thèse, Université de Sciences et Technologie de Lille.
- Zhou, S., and Zhuang, X. (2020) Phase field modeling of hydraulic fracture propagation in transversely isotropic poroelastic media, *Acta Geotechnica*.
- Zhou, S., Rabczuk, T., and Zhuang, X. (2018) Phase field modeling of quasi-static and dynamic crack propagation: COMSOL implementation and case studies, *Advances in Engineering Software*, 122, 31-49.
- Zhou, S., Zhuang, X., and Rabczuk, T. (2019) Phase field modeling of brittle compressive-shear fractures in rock-like materials: A new driving force and a hybrid formulation, *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 355, 729-752.
- Zhou, S., Zhuang, X., and Rabczuk, T. (2020) Phase field method for quasi-static hydrofracture in porous media under stress boundary condition considering the effect of initial stress field, *Theoretical and applied fracture mechanics*, 107, 102523.
- Zhu, Q., and Shao, J.F. (2015) A refined micromechanical damage-friction model with strength prediction for rock-like materials under compression, *International Journal of Solids and Structures*, 60-61, 75-83.
- Zhu, Q., and Shao, J.F. (2017) Micromechanics of rock damage: Advances in the quasi-brittle field, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 9, 29-40
- Zhu, Q., Kondo, D., Shao, J.F., and Pensée, V. (2008a) Micromechanical modelling of anisotropic damage in brittle rocks and application, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 45, 467-477.
- Zhu, Q.Z., Kondo, D., and Shao, J.F. (2008b) Micromechanical analysis of coupling between anisotropic damage and friction in quasi brittle materials: Role of the homogenization scheme, *International Journal of Solids and Structures*, 45, 1385–1405.
- Zhu, Q.Z., Kondo, D., and Shao, J.F. (2009) Homogenization-based analysis of anisotropic damage in brittle materials with unilateral effect and interactions between microcracks, *Int. J. Num. Anal. Meth. Geomech.*, 33, 749–772.
- Zhu, Q.Z., Shao, J.F., and Kondo, D. (2011) A micromechanics-based thermodynamic formulation of isotropic damage with unilateral and friction effects, *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 30, 316-325.

- Zhu, Q.Z., Zhao, L.Y., and Shao, J.F. (2016) Analytical and numerical analysis of frictional damage in quasi brittle materials, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 92, 137-163.
- Zienkiewicz, O.C., and Taylor, R.L. (2000) The finite element method. Volume 2: Solid Mechanics, Butterworth Heinemann, fifth edition, Oxford.

Annexes

A. Prise en main de Comsol Multiphysics®

Nous avons pris en main le code de calculs COMSOL dans le cadre d'une approche multiphysique thermohydromécanique, à titre de validation des couplages hydromécanique et thermohydromécanique et de leurs applications aux calculs de structures.

A.1. Modélisation isotrope THM : « Pressurisation thermique d'une éprouvette cylindrique saturée en conditions non drainées »

C'est une application THM d'une éprouvette cubique (d'1 m³) saturée non drainée soumise à une compression hydrostatique constante et à une augmentation de la température aux parois de l'éprouvette. Le but est de calculer l'incrément de la pression d'eau par rapport à celui de la température. Il s'agit d'un exemple de validation traité dans le manuel d'utilisation du code Aster développé par EDF. Le Tableau A.1 présente les valeurs des paramètres THM des argilites utilisées.

Tableau A.1.- Liste des paramètres d'entrée

Paramètres	Unité	Valeurs	Désignation
ρ_f	[kg/m ³]	1000	Masse volumique
C_m	[J/K]	4180	Chaleur massique à pression constante
μ_f	[Pa*s]	0,001	Viscosité dynamique de l'eau liquide
α_f	[1/K]	1.00E-04	Coefficient de dilatation thermique du liquide
χ_f	[1/Pa]	5,00E-10	Compressibilité
E_s	[Pa]	3,14E+09	Module d'Young drainé
ν_s	[.]	0,375	Coefficient de Poisson
α_s	[1/K]	1,00E-05	Coefficient de dilatation thermique du solide
ρ_m	[kg/m ³]	2410	Masse volumique homogénéisée
α_b	[.]	0,6	Coefficient de Biot
K	[m ²]	1,00E-21	Perméabilité intrinsèque
λ	[.]	1,61	Conductivité thermique
ϕ	[.]	0,18	Porosité

Pour simplifier l'analyse de l'éprouvette cylindrique de rayon 1 cm et de hauteur 1 cm, nous avons considéré un modèle (en 2D) avec un plan de symétrie et une base bloquée, c'est-à-dire un carré de 1 cm x 1 cm. La géométrie et les conditions initiales (mécaniques, hydrauliques et thermiques) sont montrées sur la Figure A.1.

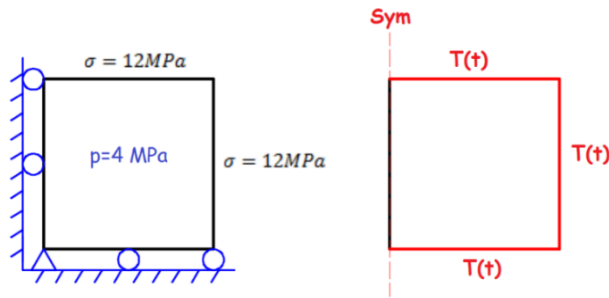


Figure A.1.- Modèle axisymétrique de dimension 0.01m x 0.01m et température initial $T_o=20^{\circ}\text{C}$. L'incrément de la température autour de l'éprouvette est une fonction linéaire du temps t :

$$T(t) = T_o + \frac{\Delta T}{t_{\text{lim}}} t$$

Où t_{lim} correspond au temps de simulation et ΔT la variation de température imposée pendant ce temps. Pour le calcul, se considère $t_{\text{lim}} = 3600 \text{ s}$ et $\Delta T = 40^{\circ}\text{C}$.

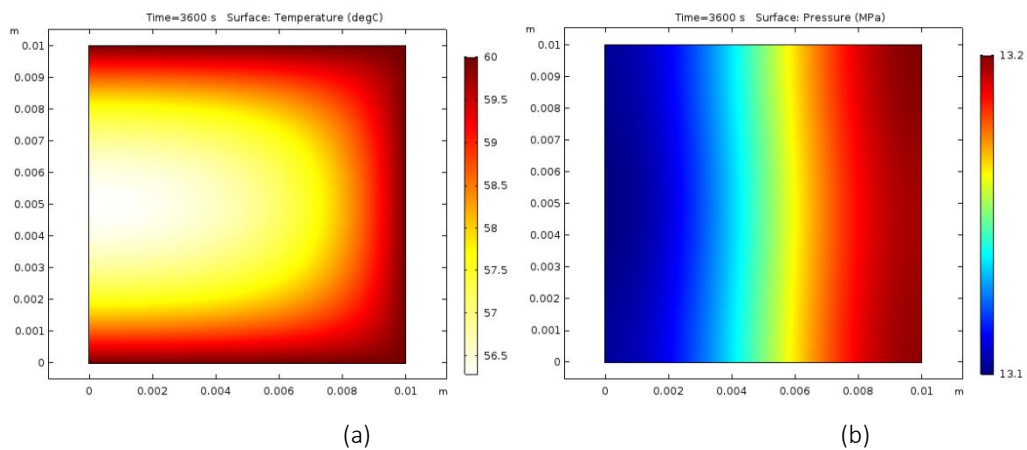


Figure A.2.- (a) Température et (b) pression de l'eau à $t=3600 \text{ s}$.

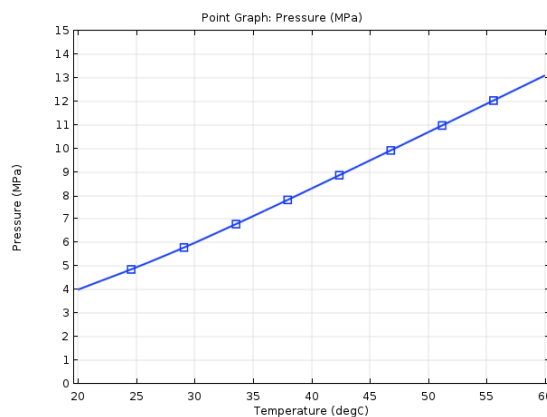


Figure A.3.- Évolution linéaire de la pression de l'eau par rapport à l'incrément de la température du nœud 2.

Les résultats sont comparés avec la solution analytique et la simulation numérique issue de la notice du code ASTER (Tableau A.2). La comparaison des résultats numériques avec la solution analytique indique un écart inférieur à 0.7 % sur les surpressions interstitielles induites.

Tableau A.2. - Comparaison des résultats.

Nœud	x (m)	y(m)	Δp (MPa)		
			Analytique	ASTER	COMSOL
1	0	0	13,01	12,98	13,10
2	0	0,01	13,01	12,99	13,10

Références :

Code Aster, WTNA112 – Pressurisation thermique d'une éprouvette cylindrique saturée non drainée, doc : v7.33.112.

A.2. Modélisation isotrope THM : « Consolidation autour d'une source de chaleur ponctuelle »

Lorsqu'un milieu poreux saturé non drainé est soumis à un chauffage, une série d'interactions THM sont générées. La température provoque l'expansion de l'eau interstitielle et du squelette solide, provoquant l'augmentation de la pression interstitielle (pressurisation thermique) et celle-ci peut entraîner la réduction de la contrainte effective.

La solution analytique de ce problème de consolidation d'un milieu poreux saturé homogène infini autour d'une source de chaleur ponctuelle constante Q [W] a été proposée par (Booker et Savvidou 1985). Ici pour la comparaison, nous avons modélisé le problème THM étudié par Wang *et al.* (2015) pour une source de chaleur ponctuelle ($Q=300$ W) imposée en un point.

La géométrie du modèle est $10 \times 10 \times 10$ m, la source se localise en O (0,0,0) au centre du cube et les conditions initiales de pression et températures sont : 0 Pa et 0°C , respectivement. Pour des raisons de symétrie, seul $1/8$ d'un cube est modélisé : ce qui revient à charger le point O d'une source de chaleur ($Q=300/8$ W). L'évolution en fonction du temps de la température et la pression aux nœuds 0.25 m, 0.50 m et 1 m (Figure A.4a et Figure A.4b), ainsi que les déplacements au nœud de coordonnées (0.4, 0.5, 0.4) sont représentés (Figure A.4c). Ces évolutions numériques sont comparées aux solutions analytiques (Wang *et al.* 2015).

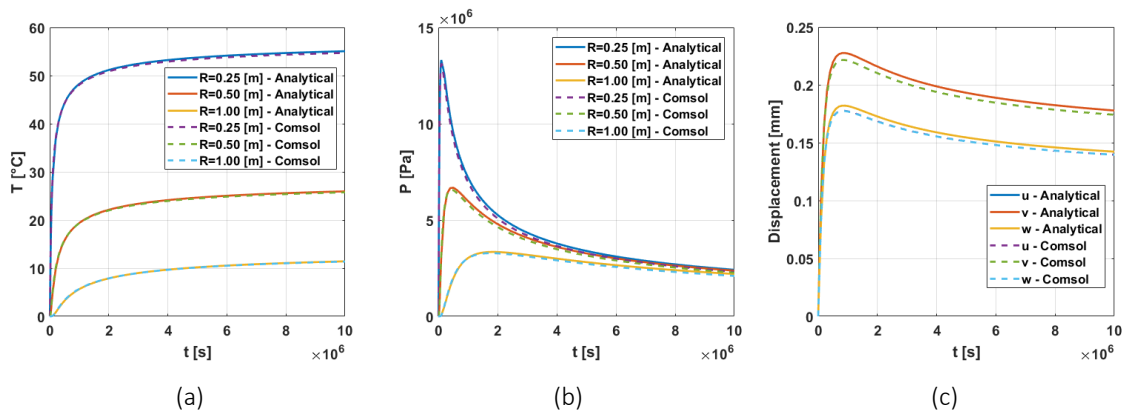


Figure A.4.- Comparaison des solutions analytiques et numériques (Comsol) (a) de la température et (b) de la pression de pore aux nœuds (0.25,0,0), (0.5,0,0) et (1.0,0,0) ; (c) des déplacements au nœud (0.4,0.5,0.4).

Suite au dégagement de chaleur après la mise en place d'une source de chaleur, la pression de pore (Figure A.4b) et les déplacements (Figure A.4c) augmentent sous l'effet de la pressurisation thermique et l'expansion du solide (déformations thermiques) respectivement. Ces excès de pression de pore instantanée (réponse non drainée) se dissipent progressivement avec le processus de consolidation et les déplacements se réduisent. Enfin, les résultats montrent une bonne corrélation entre les solutions analytiques et les solutions numériques.

Références :

Booker, J. R., and Savvidou, C. (1985) Consolidation around a point heat source, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*,9, 173-184.

Wang, X., Nguyen, S., Shao, H., and Wang, W. (2015) Consolidation around a point heat source. In book: *Thermo-Hydro-Mechanical Chemical Processes in Fractured Porous Media: Benchmarking Initiatives*, Publisher: Springer, Editors: Kolditz O., Görke U.-J., Shao H., Wang W. et Bauer S., 173-177.

A.3. Modélisation anisotrope HM : « Modélisation d'une galerie profonde du laboratoire souterrain Meuse/Haute-Marne (Bure) » (Coarita-Tintaya *et al.* 2018)

Cette application concerne la modélisation en 2D (déformations planes) de la galerie GCS du LSM/H-M (// à $\sigma_H=16.1$ MPa : contrainte horizontale majeure) en considérant l'isotropie transverse mécanique et hydraulique des argilites sédimentaires, un critère isotrope de Drucker-Prager et un potentiel plastique de type Mohr-Coulomb pour la poroplasticité et le fluage avec un modèle de comportement de type loi puissance (acceptable si l'on ne tient pas compte de la phase transitoire à court et moyen termes observée sur échantillons et mesures in situ).

La réponse non drainée ($t = 0^+$) due à l'excavation instantanée entraîne dans la section de la GCS (Figure A.5) des surpressions d'une valeur maximale de 1,3 MPa dans la direction horizontale mineure ($\sigma_h=12,7$ MPa) et des sous-pressions dans la direction verticale ($\sigma_v=12,4$ MPa). Ces variations de pression résultent des déformations volumiques de compression (en reins) et d'extension (voûte/radier) induites par l'anisotropie des modules $E_x/E_y=1,3$ alors que les contraintes initiales sont quasi-isotropes. La Figure A.5 montre les évolutions dans le temps de pression interstitielle le long de 2 profils. Ces évolutions sont en accord avec une analyse poroélastique présentée par Guayacán-Carrillo *et al.* (2017). Avec le temps et dans la direction horizontale, le pic de pression de pore se déplace vers l'intérieur de la matrice (drainage en paroi) et décroît avec le temps à une très faible vitesse due à la faible perméabilité des argilites (les surpressions disparaissent complètement entre 1 et 6 mois). En tenant compte du fluage, l'évolution de la pression interstitielle autour de la galerie n'est pas influencée par le fluage, ce qui reste conforme au modèle de fluage utilisé (indépendant de la contrainte moyenne). Par ailleurs, en considérant la poroplasticité, la réponse instantanée entraîne des pressions négatives inférieures à 1 MPa, ce qui met en évidence le fait que la déformation volumique est dilatante tout autour de la paroi, contrairement au cas poroélastique. Au-delà d'un an l'influence de la poroplasticité est négligeable.

Les déplacements radiaux (Figure A.6) dans la direction horizontale sont inférieurs à ceux de la direction verticale en raison de l'anisotropie mécanique (le matériau est plus rigide dans la direction horizontale). À partir de 10 ans, le fluage entraîne une augmentation de l'amplitude des déplacements de plus en plus significative.

La contrainte déviatorique de von Mises (Figure A.7) dans la direction horizontale est plus importante (donc moins de relaxation de la contrainte) que celle dans la direction verticale (en raison de la différence de modules de déformabilité dans les deux directions). La Figure A.8

présente la distribution de la distorsion plastique dans le cas du calcul poroplastique, avec une extension de $0.15D$ de la zone plastique en direction verticale et $0.20D$ dans la direction horizontale : une légère anisotropie qui reste conforme avec la faible anisotropie des contraintes initiales dans la section de la GCS.

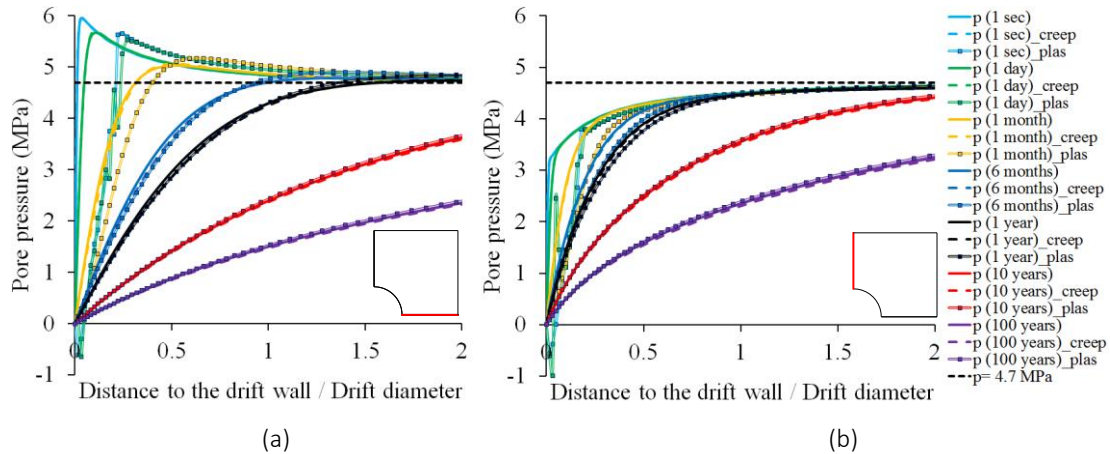


Figure A.5.- Pression de pore en fonction du temps (a) le long du profil horizontal (b) le long du profil vertical (avec ligne continue = poroélastique, tiret = poroviscoplastique, continue avec des points = poroplastique).

Les observations expérimentales ont révélé l'existence de deux zones adjacentes autour de la galerie GCS : une zone de fracturation « connectée » qui correspondrait à l'EDZ et une zone de fracturation « discrète » plus étendue située entre l'EDZ et le massif intact qui représenterait l'EdZ (Excavation disturbed Zone). D'après Armand *et al.* (2014), l'extension des zones fracturées (EDZ) est de $0.15D$ et $0.4D$ en voûte/radier et reins respectivement, contre $0.5D$ et $1D$ pour la zone perturbée (EdZ).

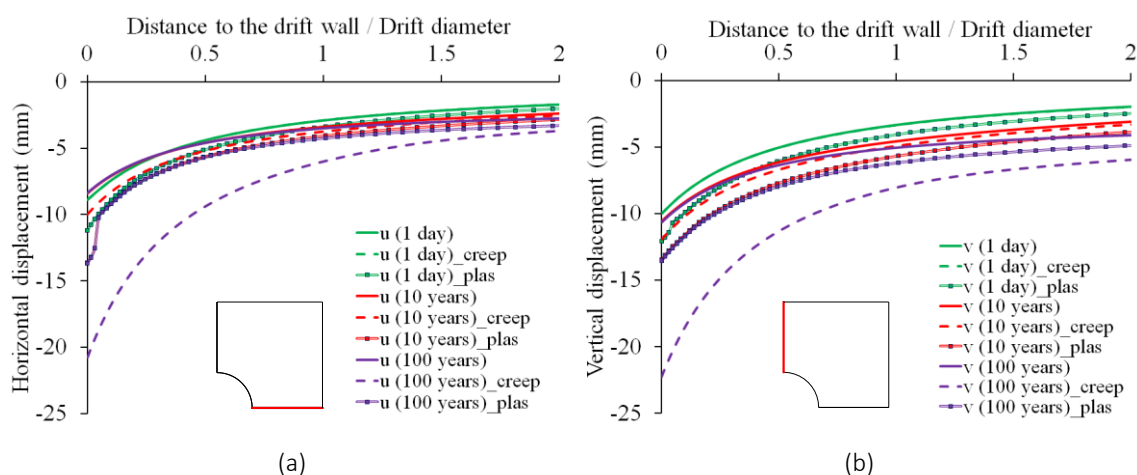


Figure A.6.- Déplacements en fonction du temps (a) le long du profil horizontal (b) le long du profil vertical (avec ligne continue = poroélastique, tiret = poroviscoplastique, continue avec des points = poroplastique).

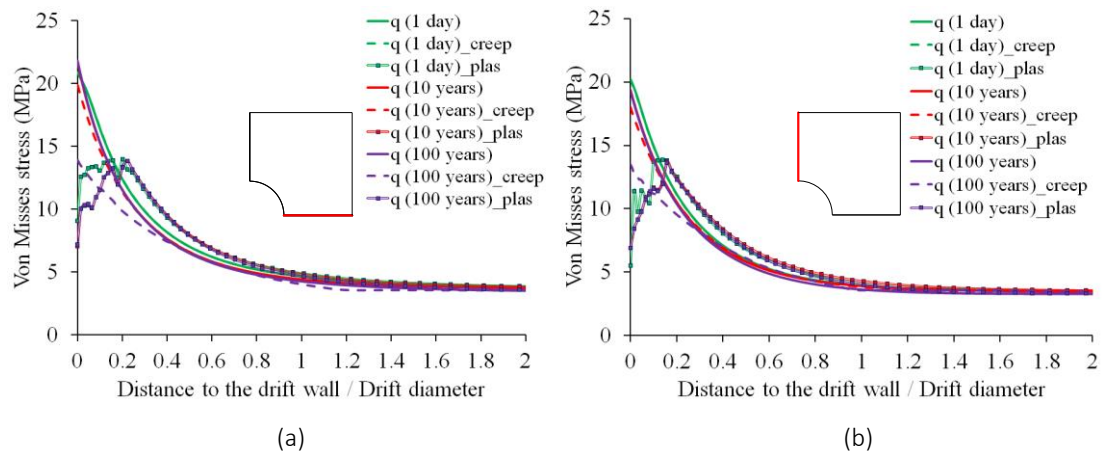


Figure A.7.- Contrainte de von Mises en fonction du temps (a) le long du profil horizontal (b) le long du profil vertical (avec ligne continue = poroélastique, tiret = poroviscoplastique, continue avec des points = poroplastique).

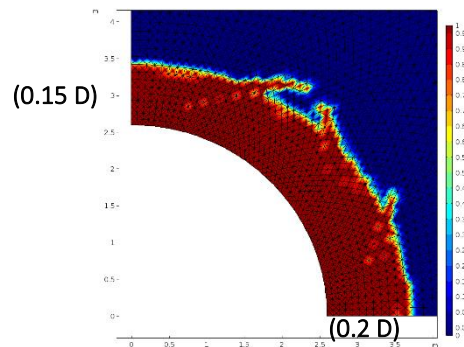


Figure A.8.- Extension de la zone plastique.

A.4. Modélisation anisotrope HM : « Anisotropic hydro-viscoplastic modelling of a drift at the Meuse/Haute-Marne URL » (Coarita-Tintaya *et al.* 2020)

On reprend dans cette partie le manuscrit publié au « *European Journal of Environmental and Civil Engineering* » et qui a été présenté au congrès COGGUS².

Coarita-Tintaya, E.-D., Golfier, F., Souley, M., and Vu, M.-N. (2020) Anisotropic hydro-viscoplastic modelling of a drift at the Meuse/Haute-Marne URL, *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, DOI: 10.1080/19648189.2020.1797887

B. Modélisation thermo-hydro-mécanique d'une alvéole HA en considérant des valeurs moyennes des paramètres mécaniques du COx

Dans cette section, l'analyse des réponses THM d'une alvéole HA en phase de chargement thermique, comme indiquée au Chapitre 5, est effectuée. Cette analyse tient compte des valeurs moyennes des paramètres du COx (Tableau B.1), d'une forte élasticité mécanique et d'une perméabilité anisotrope (Tableau B.2) qui diffère d'un ordre de grandeur de la valeur utilisée dans les Chapitres 4 et 5. Les autres valeurs de paramètres, telles que les valeurs thermiques, sont énumérées dans les Tableau 5.2 et Tableau 5.3 du Chapitre 5. La géométrie, les conditions initiales et aux limites THM sont les mêmes que celles illustrées sur la Figure 5.1 du Chapitre 5.

Tableau B.1.- Valeurs moyennes des paramètres de résistance du COx (d'après Souley *et al.* 2021).

Property	Value	Unit	Property	Value	Unit
σ_{c_ini}	15	MPa	σ_{c_pic}	33.5	MPa
m_{ini}	0.9	-	m_{pic}	2.5	-
S_{ini}	1	-	S_{pic}	0.43	-

Tableau B.2.- Valeurs des paramètres mécaniques et hydrauliques du COx (d'après Souley *et al.* 2021).

Property	Value	Unit
Perpendicular Young's modulus	7	GPa
$E_{//}/E_{\perp}$	1.5	-
Poisson's coefficient : $\nu_{//}, \nu_{//\perp}$	0.3, 0.2	-
Porosity	0.19	-
Biot's coefficient	0.6	-
Parallel hydraulic conductivity	4×10^{-14} ($\approx 4 \times 10^{-21} \text{ m}^2$)	m/s
$k_{//}/k_{\perp}$	2.5	-

Les Figures B.1 et B.2 montrent la comparaison, en termes de température et de pression de pore, du modèle THM avec des valeurs inférieures (Calc_1 - Chapitre 5) et des valeurs moyennes (Calc_2) du COx. Les résultats montrent qu'il n'y a pas de différences dans les profils de température, ce qui s'explique par le fait que les paramètres thermiques sont les mêmes. Alors que dans la réponse de pression de pore, Calc_2 obtient des pressions de pore plus élevées autour du microtunnel dans la direction horizontale et verticale par rapport à Calc 1. Ces valeurs de Calc 2 sont du même ordre de grandeur que celles rapportées par Souley *et al.* (2021), avec un écart de la pression maximale de 2 MPa à 6 ans. Enfin, en ce qui concerne la réponse mécanique, il n'y a pas d'évolution de l'extension des zones plastiques (Figure B.3) pendant la phase d'échauffement. Cette même conclusion a été obtenue dans le cadre de l'analyse Calc 1.

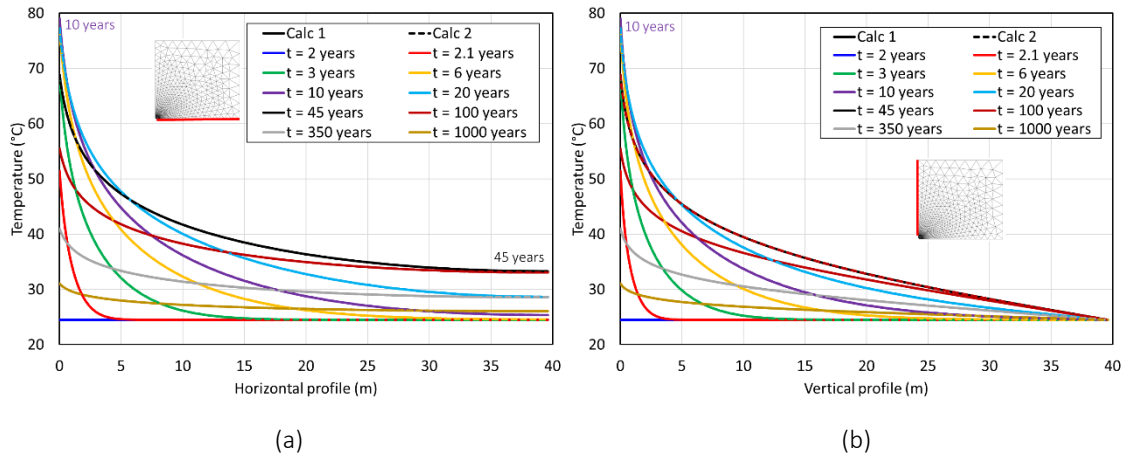


Figure B.1.- Température en fonction du temps le long du profil (a) horizontal et (b) vertical (avec ligne continue = Calc 1, tirt = Calc 2).

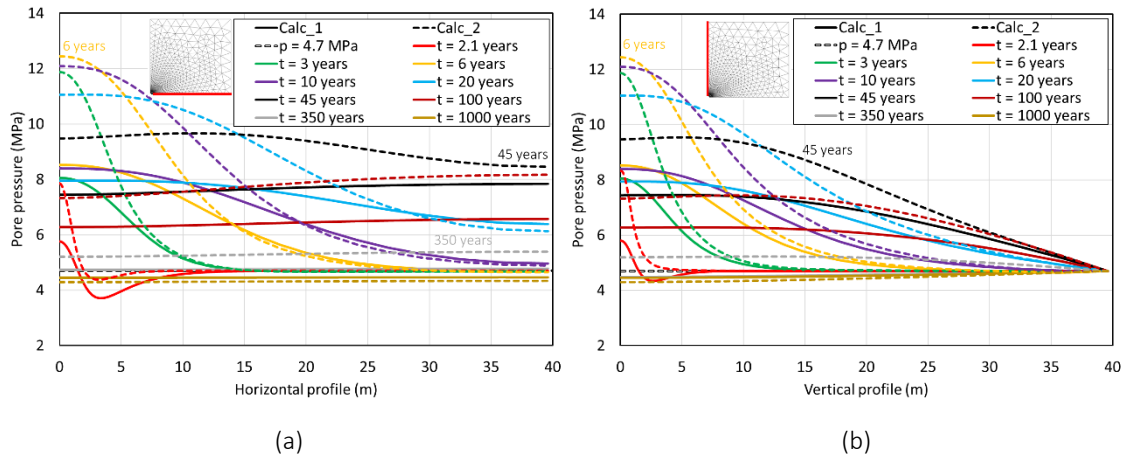


Figure B.2.- Pressions de pore en fonction du temps le long du profil (a) horizontal et (b) vertical (avec ligne continue = Calc 1, tirt = Calc 2).

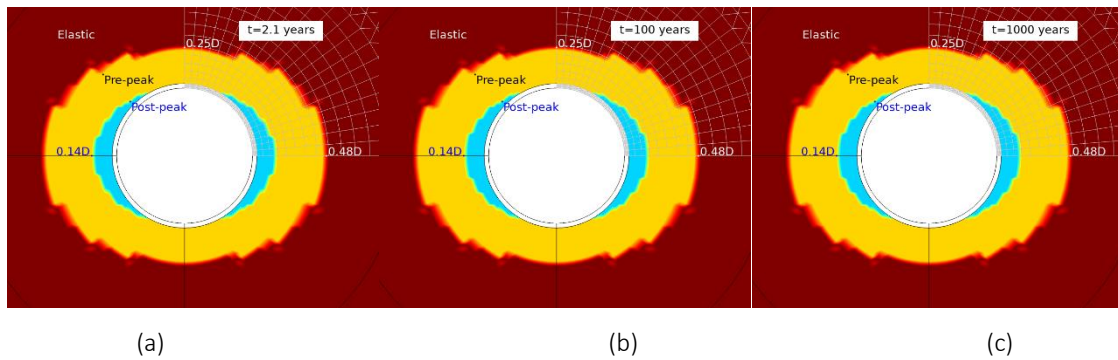


Figure B.3.- Zones de plasticité à (a) $t = 2.1$ ans, (b) $t = 100$ ans et (c) $t = 1000$ ans.

Résumé

Les formations argileuses profondes telles que celles du Callovo-Oxfordien (COx) sont une des options actuellement envisagées pour le stockage des déchets radioactifs en France par l'Agence nationale pour la gestion des déchets radioactifs. Les observations (déformation, pression interstitielle, ...) menées à l'échelle des ouvrages *in situ* du laboratoire de recherche souterrain de Meuse/Haute-Marne ont, cependant, révélé un comportement hydromécanique complexe avec une fracturation induite fortement anisotrope que les modèles constitutifs classiques ont du mal à appréhender. Le travail de cette thèse s'est focalisé sur la formation des zones de fractures connectées et discrètes induites par l'excavation et leurs conséquences sur les propriétés de transports. Sur la base des résultats expérimentaux et des modèles rhéologiques récents pour cette roche, il a été proposé un modèle macroscopique anisotrope, élastoplastique et endommageable qui décrit les mécanismes clés du comportement à court terme (pré et post-pic) de l'argilite du COx. Ce modèle a été implémenté dans Comsol Multiphysics®. L'application du modèle proposé a été menée sur la galerie GCS du LS M/HM par de simulations hydromécaniques en conditions saturées. Les résultats numériques ont été confrontés avec succès aux observations et mesures *in situ* en termes, notamment, de distribution de pression de pore et d'extension de ZFC/ZFD (approchée par les zones plastiques en post-pic et pré-pic, respectivement) et de convergences horizontale et verticale. Enfin, le caractère opérationnel du modèle pour des applications de modélisation thermo-hydro-mécanique d'alvéoles HA (projet Cigéo) a été étudié sur une géométrie réduite à un micro-tunnel d'alvéoles.

Mots clés : Anisotropie, endommagement, plasticité, hydro-mécanique, thermo-hydromécanique, argilite COx, lois de comportement, implémentation numérique, Comsol Multiphysics, mesures *in situ*, comparaison

Abstract

Deep clay formations such as Callovo-Oxfordian (COx) are one of the options currently being considered for the storage of radioactive waste disposal in France by the National Radioactive Waste Management Agency. Observations (deformation, pore pressure, ...) carried out on the scale of *in situ* structures at the Meuse/Haute-Marne underground research laboratory have, however, revealed complex hydromechanical behaviour with highly anisotropic induced fracturing that is difficult to capture and to reproduce using classical constitutive models. The work of this thesis focused on the formation of the connected fractured zone and discrete fractured zone induced by excavation and their consequences on transport properties. Based on experimental results and the recently developed rheological models of this rock, a macroscopic anisotropic, elastoplastic and damage constitutive model was proposed that describes the key mechanisms of the short-term (pre- and post-peak) behaviour of COx claystone. This model was implemented in Comsol Multiphysics®. The application of the proposed model was carried out on the GCS gallery of the LS M/HM by hydromechanical simulations under saturated conditions. The numerical results were successfully compared with *in situ* observations and measurements in terms of, in particular, pore pressure distribution, ZFC/ZFD extension (approached by the plastic zones in post-peak and pre-peak, respectively) and horizontal and vertical convergences. Finally, the operational character of the model for thermo-hydro-mechanical modelling applications of HA cells (Cigéo project) was investigated on a geometry reduced to a micro-tunnel of cells.

Keywords: Anisotropy, damage, plasticity, hydro-mechanics, thermo-hydro-mechanics, COx claystone, constitutive laws, numerical implementation, Comsol Multiphysics, *in situ* measurements, comparison