

UNIVERSITE LILLE 1 - SCIENCES ET TECHNOLOGIES

Laboratoire de Mécanique de Lille (FRE3723)

ECOLE DOCTORALE SCIENCE POUR L'INGENIEUR LILLE NORD-DE-FRANCE

Année 2016- N° d'ordre : 42228

Thèse

Pour l'obtention du grade de

Docteur de l'Université Lille 1 - Sciences et Technologies

Discipline : Génie Civil

Titre de la thèse :

Etude micromécanique de l'endommagement anisotrope des géomatériaux hétérogènes

Présentée par:

Christian BIKONG

Soutenue le 12 Décembre 2016 devant le jury composé de :

Pr Richard GIOT	<i>ENSI, Université de Poitiers</i>	<i>Rapporteur</i>
Pr Hui ZHOU	<i>IRSM, Académie des sciences de Chine</i>	<i>Rapporteur</i>
Pr Jean-Baptiste COLLIAT	<i>LML, Université Lille 1</i>	<i>Examineur</i>
Dr Ariane ABOU-CHAKRA	<i>LMDC, Insa de Toulouse</i>	<i>Examineur</i>
Pr Dashnor HOXHA	<i>PRISME, Université Orléans</i>	<i>Co-encadrant</i>
Pr Jian-Fu SHAO	<i>LML, Université Lille 1</i>	<i>Directeur de thèse</i>

*A mes parents BIKONG MAFOK et ABISSAYONA Françoise Angèle, pour votre amour
et votre soutien sans faille ...*

Remerciements

Je tiens à exprimer en premier lieu, ma profonde reconnaissance à mon directeur de thèse le Professeur Jian-Fu SHAO pour m'avoir accueilli au sein du Laboratoire de Mécanique de Lille et pour m'avoir incité à entreprendre ce travail de thèse. C'est un grand privilège pour moi d'avoir pu bénéficier de ses qualités académiques exceptionnelles pour l'orientation scientifique de ce travail. Je le salue pour sa disponibilité, sa patience et ses encouragements durant ces années de recherche.

Je remercie très sincèrement le Professeur Jean-Baptiste COLLIAT pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant la présidence du jury de thèse. Je remercie également le Professeur Richard GIOT et le Professeur Hui ZHOU qui ont accepté de rapporter ce travail. Je remercie aussi le Docteur Ariane ABOU-CHAKRA pour l'attention qu'elle a portée à mon travail et pour avoir accepté de participer au jury en qualité d'examineur.

J'exprime aussi ma gratitude au Professeur Dashnor HOXHA mon deuxième encadreur. Je le remercie pour l'accueil qu'il m'a réservé au sein de son équipe au laboratoire PRISME. Je salue sa disponibilité et sa rigueur scientifique durant les échanges que nous avons eues.

Je remercie le Professeur Qizhi ZHU pour son aide et les discussions fructueuses que nous avons partagées à propos de ce travail. Je salue également le Docteur Wanqing SHEN pour ses conseils utiles.

Je remercie mes amis et collègues Hamid, Qier, Ling, Mahdi et Mei pour les échanges et les agréables moments passés au laboratoire.

A mon amie Laurissa, merci pour avoir accepté la relecture de mon manuscrit de thèse, merci pour ta présence et tes conseils pendant ces années. Merci à mes amis Mariam, David, Astrid, Sophie, vos encouragements m'ont soutenu tout le long cette période de recherche.

Mes pensées affectueuses à l'endroit de toute ma famille, votre amour, votre soutien, vos encouragements, votre confiance malgré la distance, ont toujours su me donner le courage et la volonté nécessaire pour rester concentré sur mon activité de recherche.

Enfin je remercie tous ceux qui de près ou de loin ont contribué à la réalisation de ce travail.

Table des matières

Résumé	1
Abstract	2
Introduction générale	3
Chapitre 1: Contexte et synthèse bibliographique sur le comportement mécanique et la fissuration de l'argilite	7
1.1 L'architecture du stockage	8
1.2 Reconnaissance géologique du site de la Meuse/Haute Marne.....	9
1.3 Minéralogie, microstructure et porosité de l'argilite du Callovo-Oxfordien.....	13
1.3.1 Identification des espèces minérales	13
1.3.2 Microstructure de l'argilite	13
1.3.2.1 A l'échelle micrométrique.....	13
1.3.2.2 A l'échelle des minéraux argileux.....	16
1.3.3 Porosité de l'argilite	19
1.4 Comportement mécanique de l'argilite sur site et en laboratoire.....	19
1.4.1 Observations à l'échelle du creusement des puits et galeries.....	19
1.4.2 Caractérisation expérimentale macroscopique du comportement et des propriétés mécanique de l'argilite.....	25
1.4.2.1 Comportement mécanique à court terme	25
1.4.2.2 Comportement mécanique différé.....	30
1.4.3 Micromécanismes de déformation et microfissuration	33
1.4.3.1 Micromécanismes du comportement à court terme.....	33
1.4.3.2 Micromécanismes du comportement différé	39
1.5 Discussions des modèles de comportement pour le fluage de l'argilite	41
1.5.1 Approches macroscopiques	41
1.5.2 Approches micro-macro	42
1.6 Conclusions.....	44
Chapitre 2: Modélisation micromécanique du comportement différé de fluage : fissures ouvertes/fissures fermées lisses	46
2.1 Introduction (Article publié Bikong et al., 2015).....	47
Chapitre 3: Modélisation micromécanique du comportement instantané : couplage frottement-endommagement par microfissuration.....	66
3.1 Propriétés élastiques de la phase argileuse poreuse	68

3.2	Equations constitutives du comportement frottement endommagement pour une matrice solide avec fissures fermées	69
3.2.1	Energie libre de Gibbs et forces thermodynamiques	70
3.2.2	Critère et loi d'évolution du frottement.....	73
3.2.3	Critère et loi d'évolution de l'endommagement par microfissuration	74
3.2.4	Intégration locale du couplage frottement-endommagement.....	76
3.3	Comportement macroscopique de l'argilite : Modèle 1.....	78
3.3.1	Analyse de sensibilité des paramètres	80
3.3.2	Analyse des capacités prédictives du modèle 1.....	82
3.4	Comportement macroscopique de l'argilite : Modèle 2.....	84
3.4.1	Formulation du modèle matrice argileuse poreuse renforcée et multi fissurée.....	85
3.4.2	Capacités prédictives du modèle 2 de la matrice argileuse poreuse renforcée.....	87
3.5	Comparaison entre les deux schématisations de l'argilite.....	90
3.6	Influence de la porosité de la matrice argileuse.....	94
3.7	Calibration et validation expérimentale sur essais de compression triaxiale	95
3.8	Modélisation micromécanique avec loi découlement non associée pour l'évolution du glissement par frottement sur les lèvres de microfissures dans la matrice argileuse.....	99
3.8.1	Equations constitutives du modèle non associé.....	99
3.8.2	Validations expérimentales du modèle non associé.....	100
3.9	Conclusions.....	106
Chapitre 4: Modélisation micromécanique : comportement différé couplage frottement-endommagement par microfissuration		
		108
4.1	Equations constitutives du comportement mécanique à court et à long terme de l'argilite.....	110
4.1.1	Décomposition de la déformation totale et loi de comportement macroscopique.....	110
4.1.2	Energie libre de Gibbs et lois d'état.....	111
4.1.3	Critères et lois d'évolutions pour le comportement unifié : instantanée et processus de propagation subcritique	112
4.1.4	Intégration locale de la modélisation unifié pour le couplage frottement-endommagement	114
4.2	Modélisation du fluage par propagation subcritique : 1^{er} Modèle.....	117
4.2.1	Analyse de l'influence des paramètres et capacités prédictives	118
4.2.2	Calibration et validation expérimentale du modèle de fluage.....	124
4.3	Modélisation du fluage par propagation subcritique : 2^{ème} Modèle	127
4.3.1	Capacités prédictives : analyse de sensibilité des paramètres.....	129

4.3.2	Calibration et validations expérimentales.....	129
4.4	Conclusions.....	132
	Conclusion générale et perspectives.....	133
	Annexe A: Rappel des méthodes d'homogénéisations linéaire et non linéaire... 137	
A-1	Séparation d'échelle et élasticité macroscopique	137
A-2	Formulation incrémentale de HILL pour l'homogénéisation non linéaire	140
	Annexe B: Algorithme d'intégration locale des modèles..... 142	
B-1	Bloc intégration modèle micromécanique du comportement frottement par glissement et endommagement par microfissuration.....	142
B-2	Intégration locale du modèle micromécanique du comportement à court terme de l'argilite : Modèle 1	145
B-3	Intégration locale du modèle micromécanique du comportement à court terme de l'argilite : Modèle 2.....	146
B-4	Intégration locale du modèle micromécanique du comportement de mécanique de l'argilite avec microfissures frottantes	147
	(avec comportement de fluage).....	147
	Annexe C: Poids d'intégration et cosinus directeurs des 33 points pour l'intégration numérique sur la sphère unité	149
	Références bibliographiques	150

Résumé

La conception et l'exploitation du stockage des déchets radioactifs en milieu géologique nécessitent absolument que le comportement à long terme de la roche hôte soit caractérisé. Cette caractérisation doit tenir compte de l'hétérogénéité multi-échelle de la roche, qui affecte de façon significative ses propriétés et son comportement sous diverses sollicitations. Parmi les mécanismes de déformation observés expérimentalement la microfissuration joue un rôle important. Nous proposons dans cette thèse une approche micromécanique 3D pour l'endommagement anisotrope de l'argilite du Callovo-oxfordien sous sollicitations mécaniques. L'accent est mis sur l'endommagement différé par propagation subcritique des microfissures. La microstructure complexe du matériau hétérogène est répartie sur plusieurs échelles d'espace. Le comportement macroscopique est construit pour notre approche par homogénéisation non linéaire avec plusieurs étapes de changement d'échelle. Premièrement l'étude de l'endommagement différé est réalisée pour les états des microfissures ouvertes et des microfissures fermées lisses dans la matrice argileuse. Puis nous réalisons une étude complète du comportement mécanique à court terme et à long terme pour le cas des microfissures susceptibles de se propager avec frottement par glissement sur les lèvres des microfissures fermées. Les critères et les lois d'évolutions, pour l'endommagement et pour les déformations anélastiques, sont déterminés dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles. Après analyse de leurs capacités prédictives, les modèles développés sont validés par comparaisons avec les données expérimentales.

Abstract

To guarantee the performance and safety of a deep underground reposal for nuclear wastes, the long-term behavior of the rock host must be characterized. Generally the heterogeneity of the rock highly affects his properties. Therefore the long-term analysis of the rock behavior under different coupled loading conditions must be made for a heterogeneous material. From the experimental observations, microcracks growth plays an important role on the rock deformation. The objective of this thesis is to study, in the field of micromechanics, the induced anisotropic damage behavior of the Callovo-oxfordian claystone. We put for this study an emphasis on the delayed induced damage by subcritical crack growth. To take in to account the complex microstructure of the heterogeneous rock, the macroscopic nonlinear mechanic behavior is derived by nonlinear homogenization with multiple steps of separated scales. Firstly a model is built for the delayed anisotropic damage for the case of open microcrack and frictionless microcrack. Then a full study is performed for the instantaneous damage and delayed damage in the case of close microcracks with sliding friction. We take advantage of the frame of thermodynamics of irreversible process, for the writing of criterion and evolution law of the damage variables and the inelastic strain. Following the capacity analysis of all our built-model, a first validation is made by comparison with experimental data.

Introduction générale

Ce travail de thèse, réalisé au sein du laboratoire de mécanique de Lille (LML), s'inscrit dans le cadre des études de faisabilité du stockage des déchets radioactifs en formation géologique profonde. Ces études sont pilotées par l'agence nationale de gestion des déchets radioactifs (ANDRA). La couche géologique retenue est la formation rocheuse d'argilite du Callovo-Oxfordien localisée entre les départements de la Meuse et de la Haute Marne. Cette couche, située à une profondeur de 400 m, possède les propriétés physiques et mécaniques requises pour assurer le rôle de barrière géologique pour le confinement des déchets.

Le concept de stockage profond des déchets radioactifs nécessite, pour satisfaire aux enjeux de sécurité, l'évaluation du comportement à court et à long terme du milieu géologique. Cette évaluation doit être réalisée également en tenant compte des sollicitations couplées complexes auxquelles sera soumise la roche pendant l'installation et l'exploitation du stockage. Dans cette optique le creusement d'un laboratoire souterrain a été entrepris. Ce creusement révèle autour des parois des galeries une zone fracturée après excavation. Cette zone de fissuration peut faciliter la migration des radionucléides vers la surface. Il apparaît alors indispensable d'étudier, à court et à long terme, à l'échelle du stockage et à l'échelle du matériau d'argilite, les mécanismes de déformation et la fissuration qui se développe. Des études expérimentales ont été réalisées à ce dessein. Elles ont permis, à l'échelle du stockage, des précisions sur la lithologie de la couche rocheuse et la construction des modèles théoriques capables de décrire l'état de fissuration *in situ* autour des zones excavées. Les essais expérimentaux en laboratoire sur des échantillons du matériau d'argilite ont quant à eux apporté une connaissance plus fine de la microstructure de la roche et de ses propriétés physiques et mécaniques en relation avec la composition minéralogique. Il apparaît que le comportement macroscopique de la roche est fortement influencé par sa composition minéralogique et même par sa microstructure. Il apparaît aussi que la microfissuration joue un rôle prépondérant sur le comportement du matériau et l'évolution de ses propriétés. L'utilisation des essais mécaniques en particulier a permis la construction des modèles numériques pour reproduire et prédire le comportement mécanique du matériau d'argilite. Les modèles macroscopiques sont d'abord construits par approche phénoménologique. Ils parviennent à reproduire la réponse macroscopique du matériau mais sont limités par ce qu'ils n'intègrent pas de façon assez cohérente la physique du matériau en relation avec sa

microstructure. Ces approches, dont les limitations sont déjà importantes pour la réponse à court terme, ne conviennent pas pour prédire le comportement à long terme pour différentes compositions minéralogiques. Pour améliorer la construction des modèles mécaniques en général, les approches micromécaniques sont utilisées. Elles ont pour but de déduire le comportement macroscopique du matériau à partir des informations microstructurales et du comportement local des phases constituantes. Ce cadre permet donc, par une description appropriée des mécanismes de déformation à l'échelle microscopique, de prédire la réponse macroscopique du matériau en relation avec sa composition. Pour l'argilite, de nombreux modèles micromécaniques ont déjà été employés pour prédire son comportement mécanique. Ils s'appuient sur une représentation de l'argilite comme un composite constitué d'une matrice argileuse et des inclusions minérales. Cette représentation est utilisée pour les prédictions du comportement à court et à long terme de l'argilite en s'appuyant sur le cadre de la plasticité et de la viscoplasticité pour le comportement local de la matrice argileuse. Les prédictions capturent bien la réponse macroscopique pour différentes compositions minéralogiques. Toutefois ces modèles n'intègrent pas de façon assez explicite l'influence de la microfissuration et de sa distribution dans l'argilite. Par conséquent le rôle prépondérant de la fissuration sur le comportement de l'argilite à court et à long terme n'est pas encore suffisamment étudié.

Cette thèse a pour objectif, par une approche micromécanique de transition multi-échelle, de modéliser le comportement à long terme de l'argilite par le processus de propagation subcritique de microfissures. Cette modélisation supposera une distribution préexistante, dans la phase matrice argileuse, de plusieurs familles de microfissures de différentes orientations, avant chargement mécanique. Le but étant de prédire, en première approximation, les effets de la cinétique d'évolution de l'endommagement par microfissuration sur la réponse macroscopique à court et à long terme. Trois états pour décrire la propagation des microfissures seront modélisés. Il s'agira des états de fissures ouvertes, fermées lisses et fermées frottantes.

Le premier chapitre sera consacré à une synthèse bibliographique du comportement mécanique de l'argilite *in situ* à l'échelle du stockage et en laboratoire à l'échelle du matériau. Le contexte du stockage des déchets radioactifs sera rappelé, suivi d'un condensé des résultats des activités de reconnaissance du milieu géologique. Par la suite à travers une présentation de sa microstructure, le schéma de représentation de l'argilite sera à nouveau précisé dans la perspective des modélisations micromécaniques. Nous analysons ensuite les résultats

expérimentaux sur le comportement mécanique à l'échelle du stockage et en laboratoire. Cette analyse permet de définir les caractéristiques du comportement de l'argilite et de préciser ses mécanismes de déformation. Un accent est mis sur la description de la fissuration aux deux échelles. Le chapitre se conclut par une discussion critique des modèles pour le comportement de fluage de l'argilite.

Le deuxième chapitre entreprend une première modélisation micromécanique du comportement différé du matériau hétérogène lié à l'évolution dans le temps de la microfissuration. Les microfissures, de différentes orientations, sont distribuées à l'échelle microscopique dans la matrice argileuse. Dans cette première approche, nous considérons que l'endommagement n'affecte que les propriétés élastiques. A l'échelle mésoscopique du composite d'argilite, la matrice argileuse a un comportement élastique endommageable. Les inclusions minérales sont décrites par l'élasticité linéaire isotrope. Le comportement macroscopique non linéaire est déterminé par deux étapes de transition d'échelle, en faisant usage de la méthode incrémentale de *Hill* pour l'homogénéisation non linéaire macroscopique numérique. Nous étudierons, en particulier, le fluage de l'argilite par propagation subcritique des fissures. Une loi de propagation est formulée en exploitant le cadre thermodynamique des processus irréversibles. Les microfissures sont supposées ouvertes en chargement de traction et fermées lisses en compression triaxiale. Pour ces deux états particuliers il est possible de décrire les microfissures comme des matériaux élastiques fictifs.

Le troisième chapitre débute l'étude du comportement mécanique macroscopique de l'argilite pour le cas des microfissures fermées frottantes. La modélisation micromécanique est élaborée dans ce chapitre pour décrire le comportement mécanique à court terme de l'argilite. L'endommagement par microfissuration est couplé au frottement par glissement sur les lèvres des microfissures fermées. Ce couplage est intégré dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles. La modélisation incorpore une simple approximation de l'influence de la porosité de la matrice argileuse. La porosité affecte les propriétés élastiques de la phase argileuse et elle est intégrée à une échelle submicroscopique inférieure à celle des microfissures. Le comportement macroscopique est déterminé par une procédure à trois pas d'homogénéisation. Deux formulations du modèle micromécanique avec microfissures frottantes sont comparées. Pour la première formulation, les microfissures sont intégrées à l'échelle microscopique dans la matrice argileuse. La deuxième formulation intègre les microfissures à l'échelle mésoscopique dans la matrice argileuse dont les propriétés élastiques sont renforcées par les inclusions.

Le quatrième chapitre traite de la modélisation micromécanique du comportement à long terme de l'argilite pour le cas des microfissures fermées frottantes. La démarche de modélisation s'appuie toujours sur la représentation de l'argilite comme le composite matrice argileuse/inclusions. La formulation du modèle considère les microfissures distribuées à l'échelle mésoscopique dans la matrice argileuse renforcée par les inclusions. Cette hypothèse forte a été validée au chapitre 3. Elle permet de construire le comportement macroscopique par homogénéisation non linéaire analytique. La formulation proposée permet de déterminer, de façon unifiée, le comportement macroscopique différé avec le comportement macroscopique instantané sous sollicitations mécaniques de compression. Le mécanisme de déformation pour les deux comportements est le couplage du frottement par glissement avec endommagement par microfissuration. Pour le comportement différé, l'évolution de l'endommagement par propagation subcritique des microfissures est décrite pour deux lois de propagation.

Toutes nos modélisations contiennent une première validation par comparaison aux données expérimentales.

Chapitre 1

Contexte et synthèse bibliographique sur le comportement mécanique et la fissuration de l'argilite

Sommaire

1.1	L'architecture du stockage	8
1.2	Reconnaissance géologique du site de la Meuse/Haute Marne.....	9
1.3	Minéralogie, microstructure et porosité de l'argilite du Callovo-Oxfordien.....	13
1.3.1	Identification des espèces minérales	13
1.3.2	Microstructure de l'argilite	13
1.3.2.1	A l'échelle micrométrique.....	13
1.3.2.2	A l'échelle des minéraux argileux.....	16
1.3.3	Porosité de l'argilite	19
1.4	Comportement mécanique de l'argilite sur site et en laboratoire.....	19
1.4.1	Observations à l'échelle du creusement des puits et galeries.....	19
1.4.2	Caractérisation expérimentale macroscopique du comportement et des propriétés mécanique de l'argilite.....	25
1.4.2.1	Comportement mécanique à court terme	25
1.4.2.2	Comportement mécanique différé.....	30
1.4.3	Micromécanismes de déformation et microfissuration	33
1.4.3.1	Micromécanismes du comportement à court terme.....	33
1.4.3.2	Micromécanismes du comportement différé	39
1.5	Discussions des modèles de comportement pour le fluage de l'argilite.....	41
1.5.1	Approches macroscopiques	41
1.5.2	Approches micro-macro	42
1.6	Conclusions.....	44

Par loi du 30 décembre 1991, l'Etat français confie, à l'agence nationale de gestion des déchets radioactifs (ANDRA), l'évaluation de la possibilité du stockage en formation géologique profonde pour la gestion des déchets radioactifs à haute activité et à vie longue (HAVL). L'enjeu majeur étant de concevoir un système de stockage réversible qui puisse contenir, à court et à long terme, les déchets pour la protection de l'homme et de l'environnement. Les travaux de l'ANDRA s'articulent autour d'axes de recherche complémentaires portant sur :

- la reconnaissance du milieu géologique pour acquérir une compréhension fine de l'environnement géologique,
- la proposition d'une architecture du stockage prenant en compte la réversibilité,
- la compréhension et la modélisation des phénomènes mécaniques, thermiques, hydrauliques, et chimiques pour simuler le comportement du stockage et son évolution,
- l'évaluation du comportement du milieu géologique à long terme sous l'effet des perturbations associées à l'implantation du stockage des déchets.

1.1 L'architecture du stockage

Le concept de stockage retenu repose sur une succession de barrières pour ralentir la migration des radioéléments vers la biosphère : le colis qui contient les déchets, les barrières ouvragées composées de matériaux placés entre le colis et la roche, et la formation géologique qui constitue le dernier bouclier pour retarder le processus migratoire. L'architecture proposée consiste en des cavités élémentaires creusées en profondeur dans la roche, puis regroupées en modules pour faciliter la gestion du stockage. Ces modules sont reliés par des galeries qui communiquent avec la surface par des puits d'accès (Figure 1.1). Cette architecture résulte d'une démarche de conception qui, par la compréhension des phénomènes mis en jeu, vise à limiter les perturbations subies par le milieu d'accueil et les modules de stockage ceci pour répondre aux exigences de sûreté à long terme et de réversibilité. Le critère de stabilité géomécanique a permis de définir les distances à respecter entre excavations tandis que les critères thermiques définissent l'emprise surfacique des zones de stockage des déchets qui produisent de la chaleur. Le flux de matériaux, le flux de colis de déchet et les conditions de

ventilation déterminent le nombre de galerie de liaisons permettant de construire puis d'exploiter les modules de stockage.

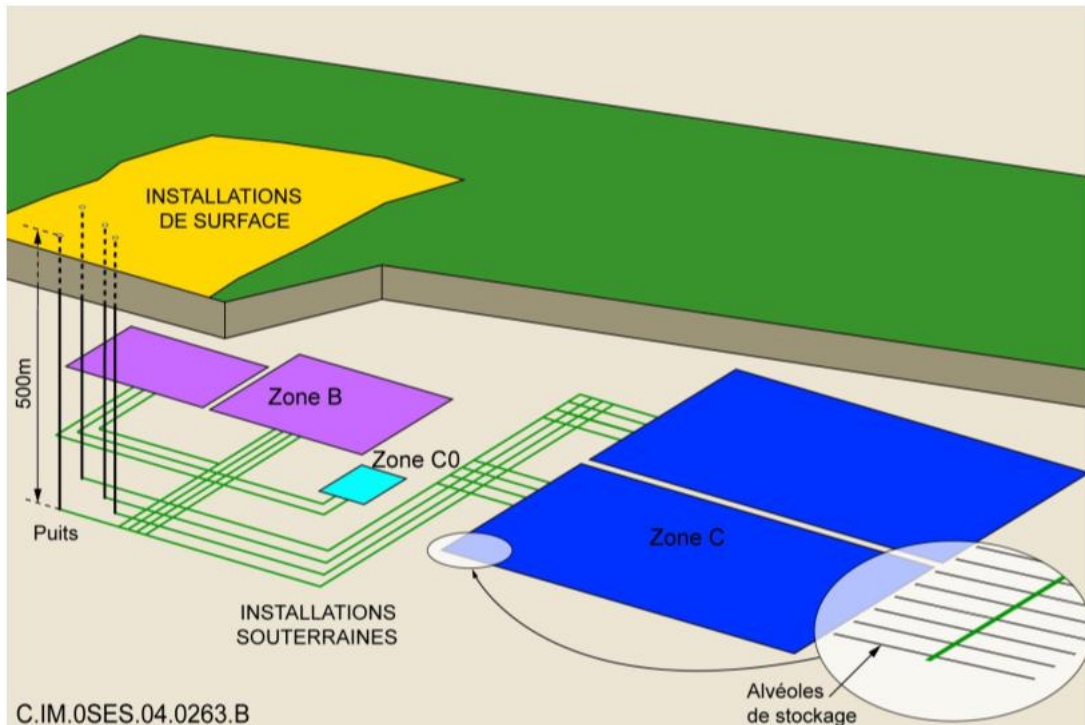


Figure 1.1 Schéma de principe de l'architecture du stockage (ANDRA 2005)

Dans le cadre de ses recherches l'ANDRA a étudié deux types de formation rocheuse à savoir le milieu argileux et le milieu granitique. Nous nous intéressons par la suite au comportement mécanique de la formation argileuse retenue : l'argilite du Callovo-Oxfordien sur le site de Meuse/ Haute Marne.

1.2 Reconnaissance géologique du site de Meuse/Haute Marne

Les travaux de reconnaissance effectués par l'ANDRA sur le site de Meuse/Haute Marne, par forages profonds pétroliers et profils sismique de réflexion, ont permis d'établir une représentation géométrique du site comportant les unités lithostratigraphiques de la série sédimentaire de la région et les repères de fracturation d'origine tectonique associés au secteur d'étude (Figure 1.2, Figure 1.3). Le Callovo-Oxfordien, couche hôte retenue pour le stockage, est une formation sédimentaire à dominante argileuse, globalement plane, d'une épaisseur d'environ 130m, dont la lithologie dépend des fluctuations du niveau marin lors du dépôt, conduisant à de faibles variations de composition minéralogique dans la roche. L'installation du laboratoire souterrain sur le site de la Bure a permis de préciser la lithologie de la couche.

Elle est ainsi plus silteuse depuis sa base, puis plus argileuse en séquence médiane et de plus en plus carbonatée vers son sommet. Son toit, situé à une profondeur de plus de 400m garantit que les performances de confinement de la barrière ne seront pas affectées par les phénomènes d'érosion. Aucune des failles régionales et secondaires révélées par l'étude des structures tectoniques n'a été mise en évidence ni dans l'argilite du Callovo-Oxfordien, ni dans ses formations encaissantes sur une zone de plus de 200 km². Les diaclases et microfractures observées à l'aplomb du site du laboratoire peuvent être soit d'origine tectonique, soit liées au processus de sédimentation de la couche qui a provoqué l'expulsion d'eau. Leur espacement est hectométrique en partie inférieure et décimétrique en partie supérieure ce qui souligne l'influence de la lithologie sur la répartition des microfractures (les zones les plus carbonatées sont les plus fragiles). L'étude de la géodynamique à long terme a permis de conclure à la stabilité de la zone d'étude. Les activités de reconnaissance ont également permis de définir le profil de contrainte dans la couche d'argilite et de ses encaissants. Pour ces études les méthodes regroupent : les essais de fracturation hydraulique, l'analyse des ruptures en paroi de forage et l'analyse de convergence des puits. L'ensemble des résultats pour la contrainte verticale σ_V , la contrainte horizontale majeure σ_H et la contrainte horizontale mineure σ_h , est représenté sur la Figure 1.4.

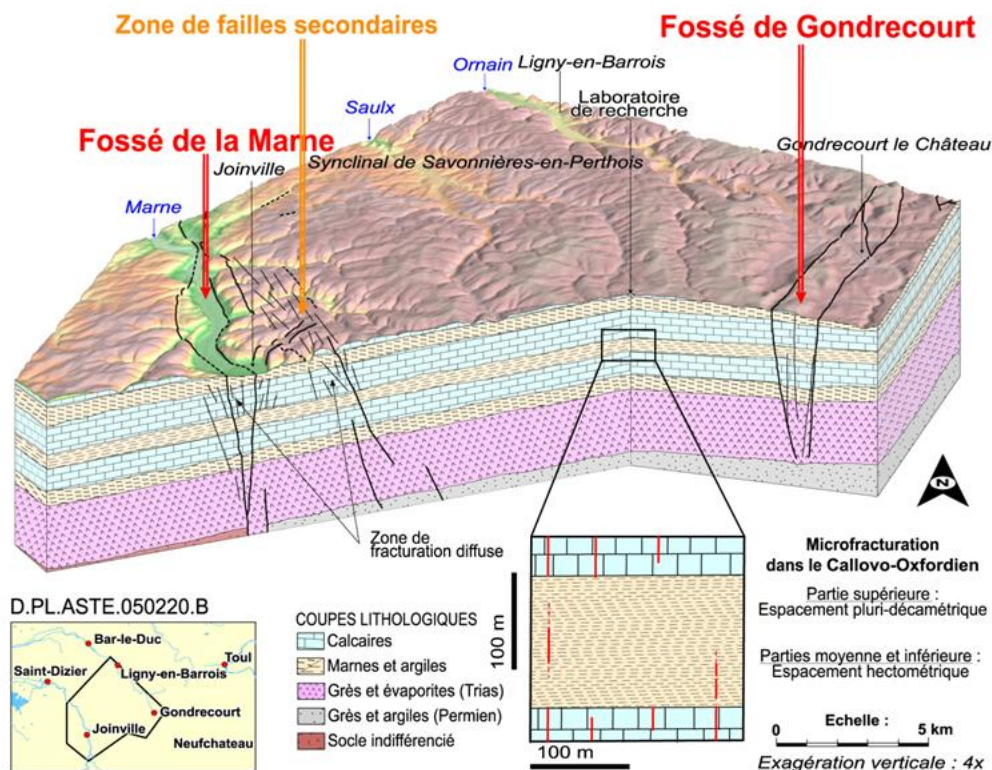


Figure 1.2 Fracturation du site Meuse/haute Marne (ANDRA 2005)

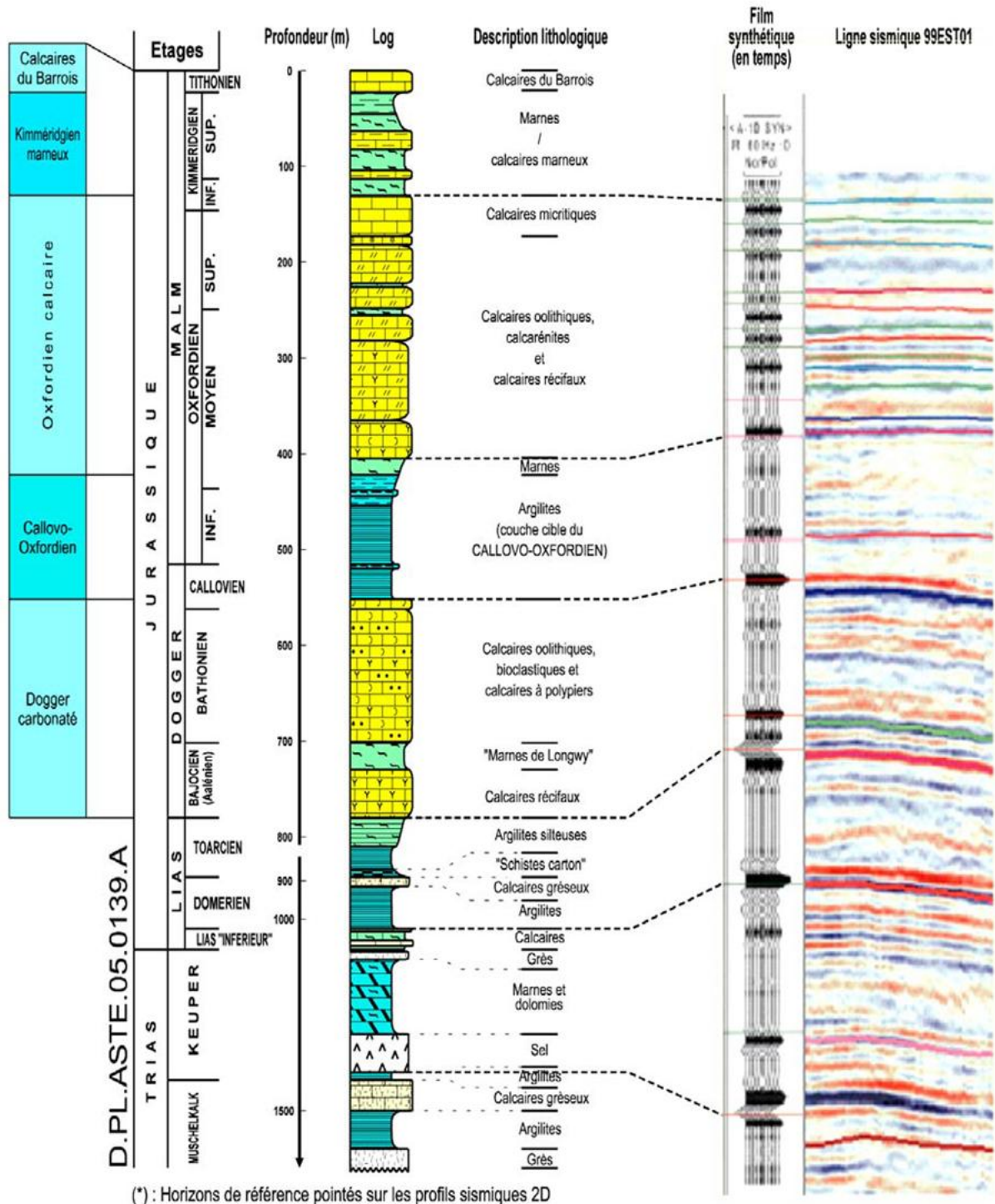


Figure 1.3 Log lithostratigraphique de la couverture sédimentaire du site Meuse/Haute Marne (Andra 2005)

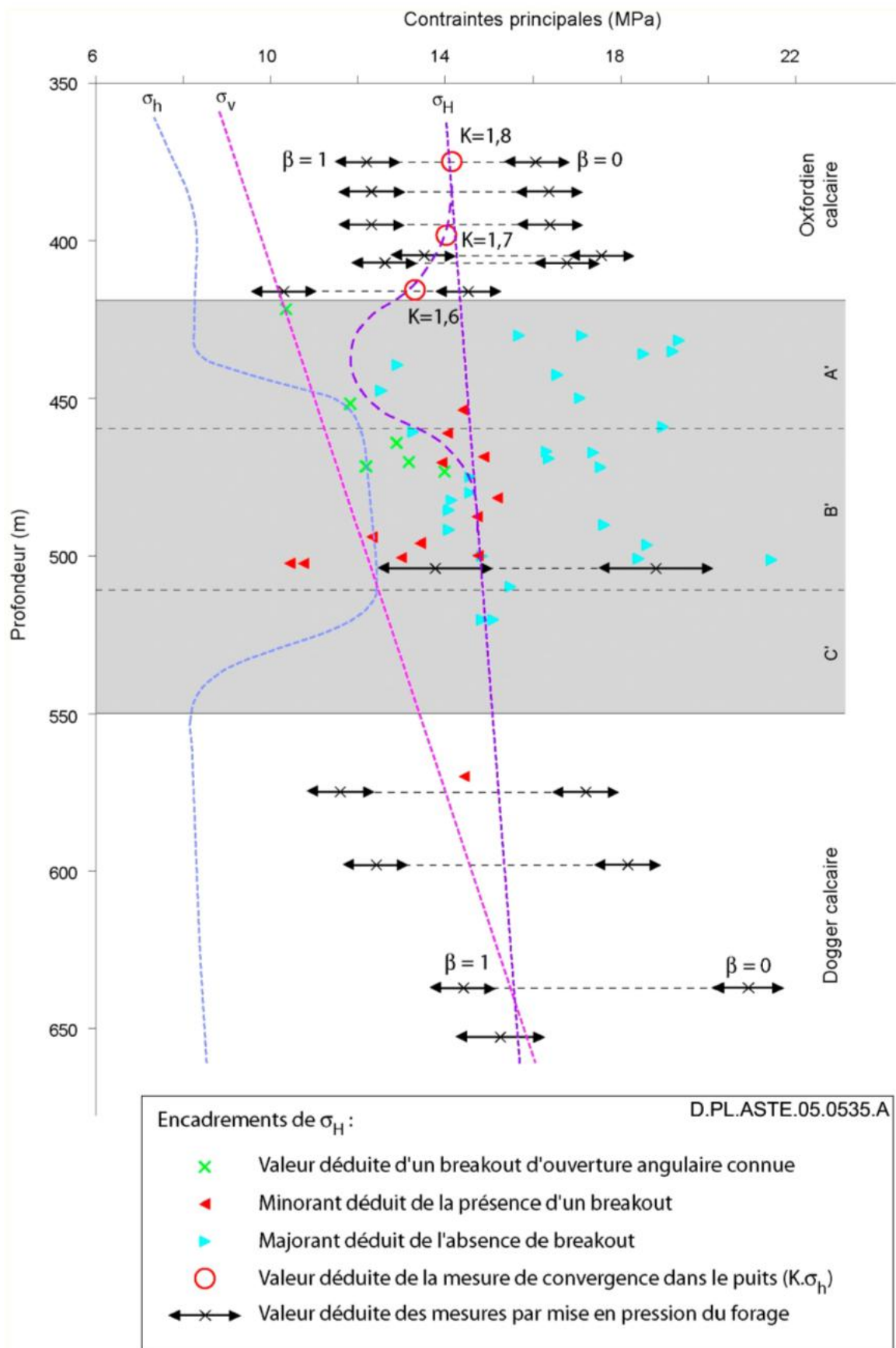


Figure 1.4 Variation de l'amplitude des contraintes naturelles avec la profondeur (ANDRA, Dossier Argile 2005)

L'état de contrainte est déviatorique, la contrainte horizontale majeure est orientée direction NE155°. Au niveau principal du laboratoire souterrain (-490m), la contrainte verticale due au poids des terres est approximativement égale à la contrainte horizontale mineure.

1.3 Minéralogie, microstructure et porosité de l'argilite du Callovo-Oxfordien

1.3.1 Identification des espèces minérales

La détermination minéralogique des constituants et de la microstructure de l'argilite du Callovo-Oxfordien a été effectuée sur des carottes prélevées pendant les différents forages à hauteur de la couche de la formation. Les moyens expérimentaux employés regroupent les techniques d'observation au microscope optique, au microscope électronique à balayage, les analyses de poudre par diffraction aux rayons X couplées à des analyses chimiques, les techniques de tomographie avec analyses numériques d'images. Les analyses révèlent quatre groupes principaux de minéraux : les tectosilicates (quartz et feldspaths), les carbonates (calcite et dolomite), les minéraux argileux (illite et interstratifiés illites/smectites) et les minéraux lourds (pyrite et sidérite). La matière organique est aussi présente en très faible quantité (<1%). La fraction argileuse représente 40%-45% en poids de la roche, les carbonates 22%-37%, les tectosilicates 25%-30% et les autres phases moins de 5%. Ces estimations varient verticalement en fonction des séquences de sédimentation qui ont influencé la lithologie de la couche (Figure 1.5). La couche est divisée en unités géomécaniques (A-E) distinctes par leurs proportions en minéraux qui déterminent la différence de leurs propriétés mécaniques. Les forages réalisés sur une surface de près de 350 km² révèlent globalement la même composition, ceci fait conclure en une variabilité minéralogique latérale faible.

1.3.2 Microstructure de l'argilite

1.3.2.1 A l'échelle micrométrique

Plusieurs études quantitatives sur la microstructure de l'argilite, réalisées en 2D par microscopie électronique et en 3D par microtomographie d'absorption des rayons X, permettent de préciser la distribution spatiale et la géométrie des phases minérales constituantes (*Sammaritano et al., 2001 ; Robinet 2008 ; Bornert et al., 2010*). L'argilite est

décrite comme un composite dont les inclusions minérales sont distribuées de façon plutôt homogène dans une matrice argileuse (Figure 1.6, Figure 1.7). Les grains de quartz ont une

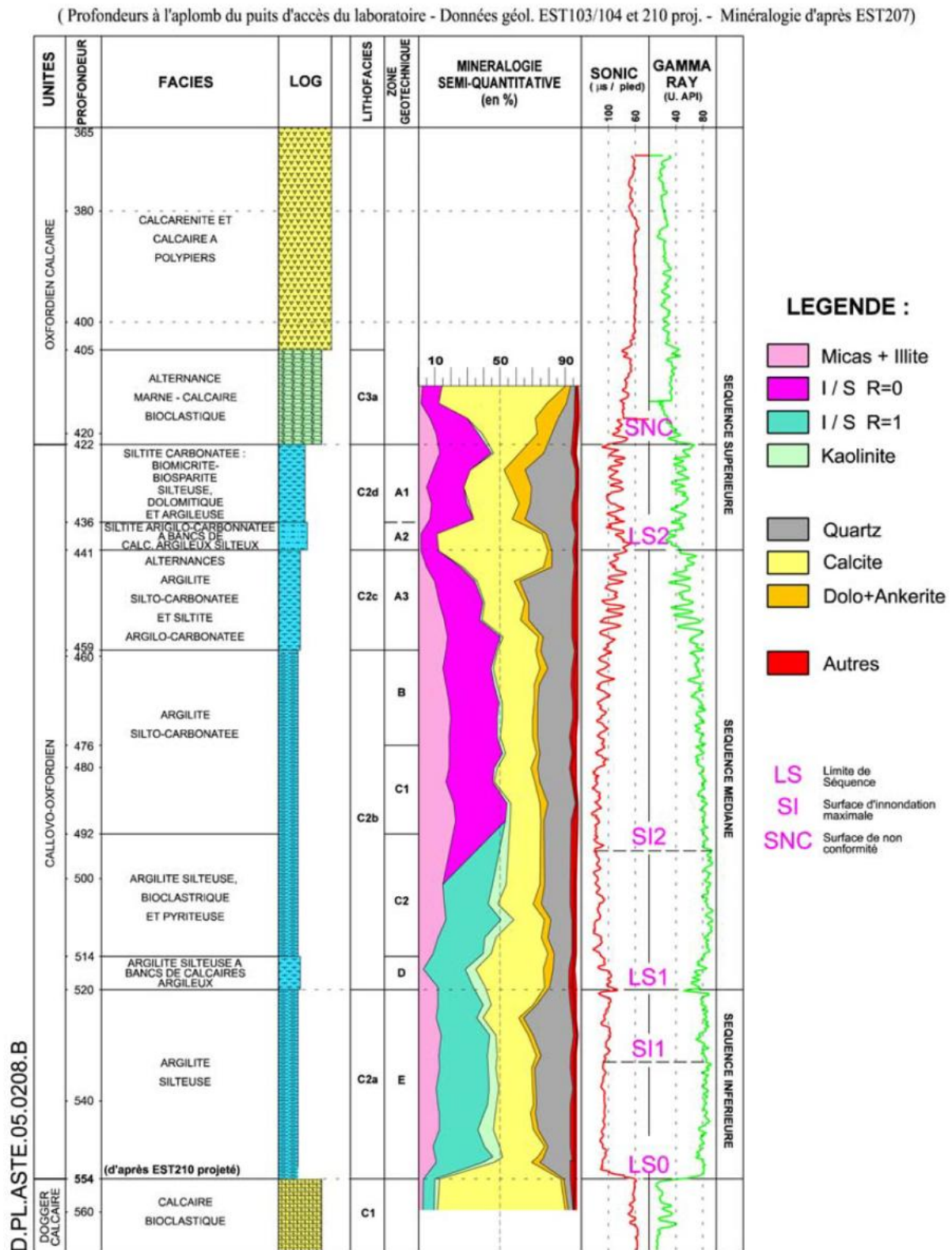


Figure 1.5 Variations lithologique et minéralogique verticales dans la couche de Callovo-oxfordien (ANDRA 2005)

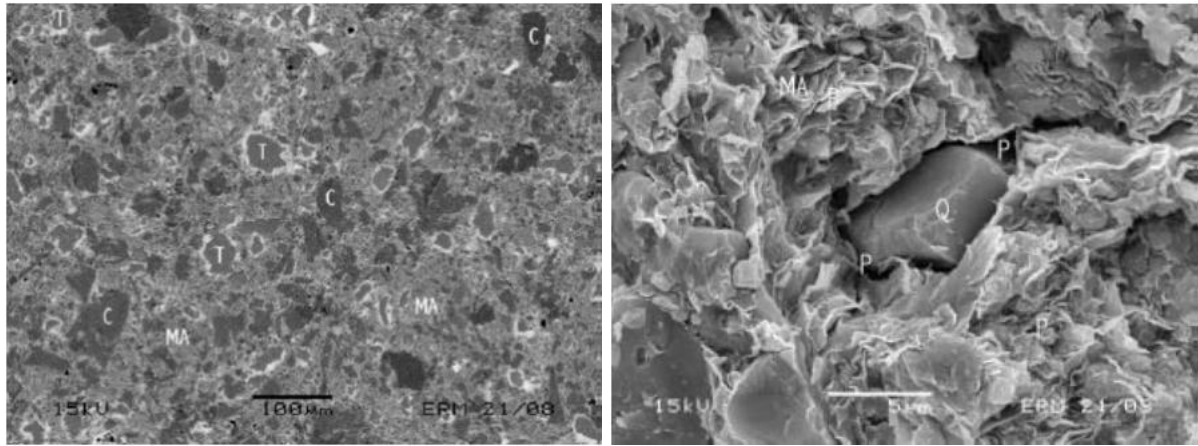


Figure 1.6 Images MEB C en mode électron retrodiffusé (gauche) et mode electron secondaire (droite) MA= matrice argileuse, C=carbonate, T= tectosilicate, Q= quartz, P=pore (Sammartino 2001). Echantillon HTM 01147

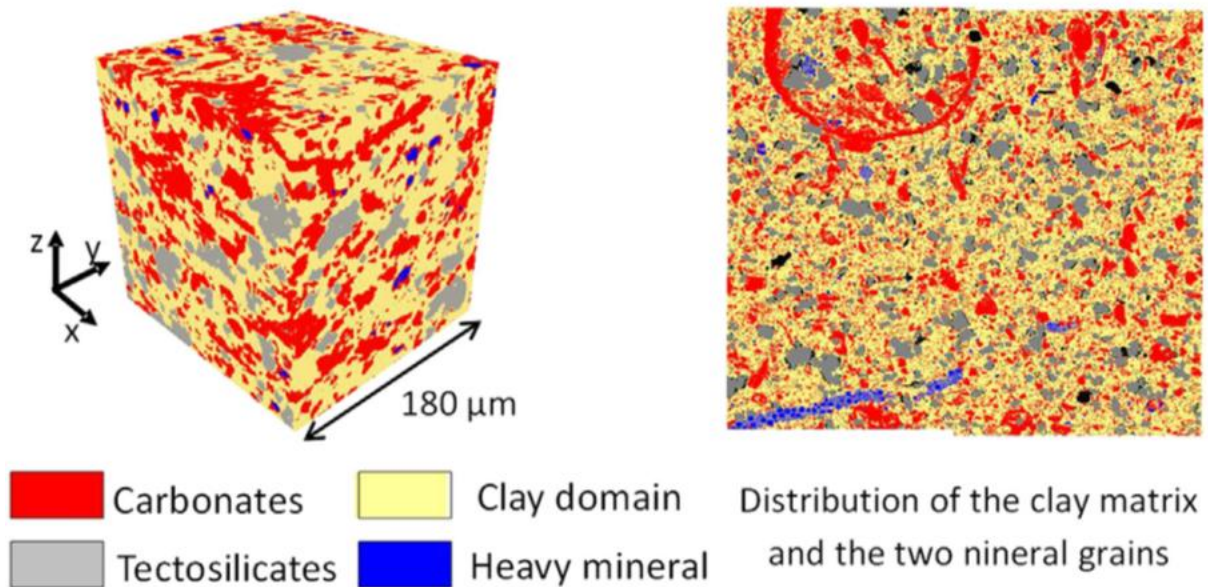


Figure 1.7 Microstructure, 3D à partir d'un volume tomographique (gauche), coupe 2D (droite) (Robinet 2008)

taille comprise entre 40-100 μm , les carbonates, de plus grande taille, peuvent atteindre 200 μm . Robinet (Robinet 2008) a étudié l'orientation et l'elongation (rapport de longueur minimale sur la longueur maximale du grain) des grains de quartz et carbonate à partir d'une analyse statistique des populations des grains situées sur le plan parallèle au plan de stratification (Plan 1) et sur le plan perpendiculaire au plan de stratification (Plan 2). Ses études ont montré que les carbonates présentent une forme plus allongée tandis que celle des quartz est plutôt arrondie. Les carbonates et le quartz présentent sur le Plan 2 une orientation privilégiée parallèle au plan de stratification (elle est plus modérée dans le cas du quartz) ; sur

le plan 1 l'orientation semble être aléatoire. Cette caractérisation géométrique a poussé à conclure à l'anisotropie de texture de l'argilite.

1.3.2.2 A l'échelle des minéraux argileux

Les minéraux argileux sont des phyllosilicates (silicates en feuillet). Les phyllosilicates sont composés de l'association de deux types de couches :

- la couche tétraédrique (T) dont l'unité de base est le tétraèdre $(S_iO_4)^{4-}$ dans lequel l'atome central S_i^{4+} est entouré de quatre atomes d'oxygène. Les tétraèdres sont reliés entre eux par la mise en commun de trois sommets, les oxygènes basaux, laissant libre un quatrième sommet appelé oxygène apical. Les oxygènes basaux forment un réseau 2D à symétrie hexagonale
- la couche octaédrique (O) est formée par des octaèdres liés entre eux par des arêtes formées par deux sommets. Le cation central est entouré à chaque sommet de l'octaèdre par un oxygène ou un groupe hydroxyle OH^- . Si le cation est trivalent (Al^{3+}, Fe^{3+}) chaque anion au sommet est partagé entre deux octaèdres voisins (le troisième étant non occupé), la couche est dite dioctaédrique. Si le cation est bivalent Mg^{2+} chaque anion est lié à trois octaèdres voisins, la couche est dite trioctaédrique

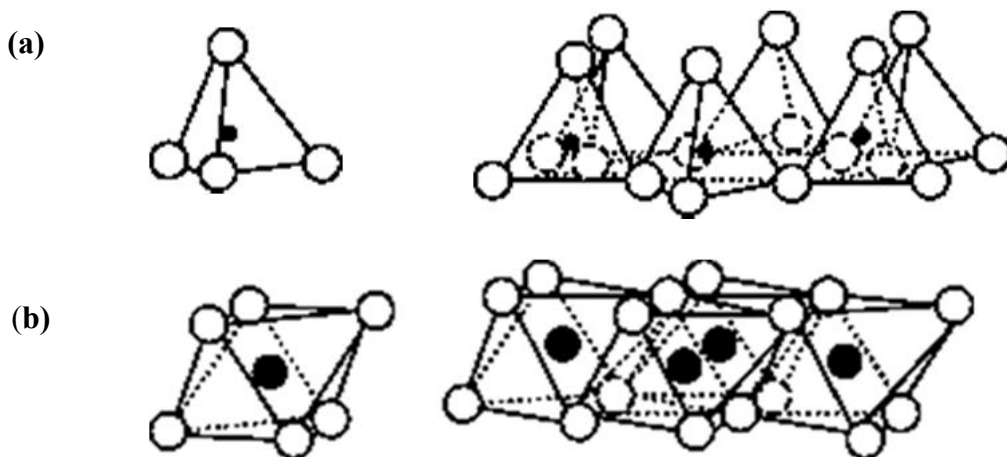


Figure 1.8 Organisation des feuillets d'argiles : (a) couche tétraédrique (couche T), (b) couche octaédrique (couche O)

La liaison entre la couche T et la couche O par partage d'oxygènes apicaux des tétraèdres, qui remplacent autant de groupe hydroxyle dans les octaèdres, forme le feuillet élémentaire. La cohésion du feuillet élémentaire est assurée par des forces électrostatiques accompagnées de forces de Van der Waals et dans certains cas de liaisons hydrogènes.

La classification des minéraux argileux se fait selon le nombre de couches mises en commun pour former le feuillet élémentaire et la façon dont les feuillets s'empilent. La classification précise aussi des distinctions selon : la charge du feuillet, le taux de substitution des cations octaédriques et/ou tétraédrique, l'occupation octaédrique, la nature des cations interfoliaires. L'empilement des feuillets identiques forme les groupes simples. L'empilement de feuillets différents forme les interstratifiés. La charge des feuillets dépend des substitutions isomorphiques (remplacement par des cations de même rayon) : des cations trivalents Al^{3+} par des cations bivalents (Mg^{2+} , Fe^{2+} , Li^{2+} , Zn^{2+}) en couche octaédrique, des cations tétravalents Si^{4+} par des cations trivalents Al^{3+} en couche tétraédrique. Cette substitution crée une charge négative dans le feuillet. L'électroneutralité est assurée par adsorption de cations compensateurs sur les surfaces du feuillet.

Les phyllosilicates de type 1:1 ou TO

Le feuillet élémentaire de ces minéraux est formé par combinaison d'une couche T et d'une couche O sans substitution. Ces minéraux sont généralement dioctaédriques avec l'aluminium en occupation octaédrique (Famille des Kaolinites). Le feuillet de Kaolinite est neutre.

Les phyllosilicates de type 2:1 ou TOT

Le feuillet élémentaire de ces minéraux est formé par une couche O prise en sandwich entre deux couches T. Les minéraux à charge neutre de ce groupe sont représentés par la pyrophyllite en occupation dioctaédrique et par le talc en occupation trioctaédrique. Pour les minéraux qui présentent des substitutions cationiques, les cations compensateurs sont liés par des liaisons faibles aux couches tétraédriques. On distingue selon la charge du feuillet :

- Les micas et les illites. Les charges (par demi-maille) respectives sont - 1 et -0.75 à -0.9. Le cation interfoliaire est le potassium K^+ , il est non hydraté et situé dans la cavité ditrigonale formée par les deux couches tétraédriques successives. L'empilement des feuillets élémentaires est non expansible.

- Les vermiculites. La charge du feuillet varie de -0.6 à -0.7, compensée par les ions K^+ , Mg^{2+} , Ca^{2+} , Na^+ . Le feuillet est expansible après solvation au glycol.
- Les smectites. La charge du feuillet varie de -0.2 à -0.6, compensée par les ions K^+ , Mg^{2+} , Ca^{2+} , Na^+ . Le feuillet est expansible car les cations peuvent s'hydrater avec jusqu'à deux couches d'eau. On distingue entre autres dans ce groupe les montmorillonites en occupation dioctaédrique, ils seront utilisés au chapitre 4 pour les calculs de dynamique moléculaire pour représenter le comportement des argiles gonflants de l'argilite du Callovo-Oxfordien.
- Les chlorites. Ce sont des phyllosilicates de type 2:1 mais dont l'espace interfoliaire est occupé par une couche octaédrique qui ne partage aucune liaison avec les couches tétraédriques qui l'entourent. Cette couche octaédrique n'est pas échangeable en conséquence les chlorites ne sont pas expansibles

La présence d'ions compensateurs permet l'empilement quasi-cristallin, ordonné ou non, des feuillets élémentaires qui définissent la particule d'argile. Cet empilement peut atteindre quelques dizaines de feuillets. L'extension dans le plan de la particule serait limitée par les déformations des couches induites par la liaison entre couches octaédriques et tétraédriques non identiques d'une part et d'autre part aux imperfections cristallographiques due aux substitutions isomorphes. La stabilité de la structure provient des interactions de Van der Waals favorisées par la surface de contact entre feuillets et le cas échéant des forces électrostatiques coulombiennes entre les feuillets et les cations situés dans l'espace interfoliaire.

Pour l'argilite du Callovo-Oxfordien, les analyses des poudres par diffraction aux rayons X montrent que les minéraux argileux (fraction granulométrique $< 2\mu m$) sont constitués d'illite, de mica, d'interstratifié illite/smectite, de chlorite et de kaolinite. Les interstratifiés (fraction $< 0.2\mu m$), qui sont les plus abondants, présentent deux types d'empilement majeur : R0 désordonné avec une teneur en smectites de 50 à 70% et R1 ordonné avec une teneur en smectite de 20 à 40%. Les minéraux argileux sont déposés de façon parallèle au plan de stratification pendant la sédimentation par compaction mécanique.

1.3.3 Porosité de l'argilite

La porosité de l'argilite a été étudiée aussi bien *in situ* (en forage) qu'en laboratoire sur les échantillons carottés, l'objectif étant de fournir une description aussi fine que possible de la distribution des pores et de leur taille. A l'échelle du forage les mesures permettent de préciser de façon globale la variabilité dans la formation argileuse. Ainsi elles révèlent que la variabilité verticale de la porosité est contrôlée par la teneur d'argiles (plus importante dans les zones argileuses et moins importantes dans les zones plus carbonatées) tandis que la variabilité horizontale est faible en accord avec celle de la minéralogie (ANDRA 2005). Ces résultats ont été confirmés en laboratoire (Esteban 2006) pour des valeurs allant de 14% pour les zones carbonatées à 19,5% avec une moyenne d'environ 18% dans les zones plus argileuses. L'analyse de ces résultats, couplée aux observations microscopiques a permis de distinguer plusieurs échelles de la porosité :

- Une macroporosité de l'ordre de 10% de la fraction volumique des pores ; elle se situe à l'interface entre la matrice argileuse et les inclusions minérales
- Une mesoporosité de l'ordre de 86% de la fraction volumique des pores, représentant la porosité inter-agrégats des particules dans la matrice argileuse
- Une microporosité de la matrice argileuse de l'ordre de 4% de la fraction volumique des pores correspondant à la porosité interparticulaire et à l'espace interfoliaire entre les feuillets d'argiles.

1.4 Comportement mécanique de l'argilite sur site et en laboratoire

1.4.1 Observations à l'échelle du creusement des puits et galeries

L'excavation des puits et galeries souterraines crée une zone de perturbation de l'état hydromécanique autour de la roche. Deux délimitations de cette zone sont généralement définies :

- L'EdZ pour « excavation disturbed zone » où les modifications de l'état hydromécanique s'effectuent sans ou avec peu de changement des propriétés de transport de la roche

- L'EDZ pour « excavation damaged zone », zone d'endommagement qui dépend des propriétés de la roche, du champ de contrainte *in situ*, de la méthode d'excavation, de la géométrie de l'ouverture.

La redistribution des contraintes pendant le déconfinement peut faire apparaître un état de fissuration au voisinage des parois qui modifie de façon importante les propriétés hydromécaniques. Sur la figure 1.11 on observe sur les faces des galeries, en front de taille ou en parement, des macrofissures de type « chevrons » fonction du creusement et de l'orientation de la galerie



Figure 1.9 Fractures chevrons en front de taille orientée suivant σ_H (gauche), en parement orientée suivant σ_h

Pour le creusement dans les argilites, des expériences ont été menées dans plusieurs laboratoires souterrains pour identifier l'impact des excavations et de leur méthode sur la réponse de la roche. Elles visent notamment à comprendre les mécanismes de rupture et à déterminer l'étendue et l'évolution de l'EDZ. Plusieurs méthodes de caractérisation de l'EDZ sont généralement utilisées : les analyses structurales sur carottes et imagerie des forages, la cartographie des surfaces d'excavations, l'injection de résine et surcarottage, les mesures par ultrason et émission acoustique, la tomographie électrique, la caractérisation hydraulique, les mesures de champ de déplacement, le contrôle de la pression des pores. La caractérisation, réalisée *in situ* par « Mine-by test », consiste en une série de forages carottés ou instrumentés, disposés autour de la galerie dans le massif rocheux. Les galeries expérimentales sont orientées en fonction de l'orientation du champ de contrainte *in situ*.

Armand (Armand et al., 2014) a construit un modèle de représentation des fissures induites par l'excavation, grâce à des expériences réalisées dans des galeries expérimentales situées au niveau principal du laboratoire de Bure (-490m). Ces galeries sont orientées parallèlement à σ_H et à σ_h . Il a effectué une analyse structurale des scanners 3D réalisés sur les fronts et les parements des galeries. Il a aussi réalisé des analyses des carottes déjà forées autour des galeries et des carottes imprégnées de résine spécifique à son étude de caractérisation de la fissuration. Nous présentons une synthèse des résultats de son analyse.

Pour les galeries expérimentales orientées parallèlement à σ_H , l'observation des scans obtenus révèle deux structures majeures :

- Une structure « chevron » composée des fissures chevrons inférieures et des fissures chevrons supérieures. Elles correspondent à des fissures de cisaillement. Elles ont la même horizontale au plan, perpendiculairement à l'axe de la galerie. Elles sont courbées par rapport au plan horizontal. Leur pendage est opposé, orienté vers la zone excavée pour les chevrons inférieurs et vers la zone non excavée pour les chevrons supérieurs. A milieu du front, l'horizontale au plan des fissures est perpendiculaire à l'axe de la galerie ; elle devient oblique à la frontière front/parement, orientée vers la zone non excavée.
- Une structure en forme de bosse « Bulge » composée de fissures situées à mi-hauteur sur le front et les parements entre les chevrons inférieurs et supérieurs. Elles sont générées par traction. Ces fissures sont planes à double courbure : une courbure par rapport à la verticale (qui représente la bosse) et une courbure par rapport à l'horizontale comme celle des fissures chevrons.

D'autres informations sur le réseau de fissures sont obtenues à partir de l'analyse de la population de carottes (forées précédemment à l'expérience) corrélée à l'analyse des carottes imprégnées de résine fluorescente. Les carottes analysées sont celles issues des forages sur les parements de la galerie. Deux zones de fissurations induites par l'excavation sont distinguées : une zone proche des parois de la galerie avec des fissures de traction et de cisaillement à orientation hétérogène et pendage très fort, et une zone plus éloignée présentant des fissures de cisaillement seules, d'orientation homogène et de faible pendage. Ce réseau de fissuration a été enregistré jusqu'à 4.5m à partir du front et des parements. Les carottes forées verticalement n'ont pas donné d'informations exploitables pour la caractérisation du réseau de fissures.

Pour les galeries orientées parallèlement à la contrainte horizontale mineure, les mêmes types de fissures sont identifiés avec des géométries différentes. Les fissures chevrons sont symétriques par rapport au plan horizontal qui coupe la galerie à mi-hauteur ; elles ont un pendage d'environ 45°, plus fort que celui des chevrons dans la direction σ_H . L'extension de la zone de chevron en avant du front est de l'ordre d'un diamètre (galerie de 4 m de diamètre). Des fissures de cisaillement obliques et verticales se forment au-delà de celles de chevron ; elles n'ont pas été imprégnées lors des tests d'injection, elles seraient donc fermées in situ. Des fissures de traction sont également identifiées tout au autour de la galerie. Elles ont une profondeur limitée entre 0.5 et 0.7 m.

Sur la base de ces résultats d'analyse, les modèles de la figure 1.12 et de la figure 1.13 ont été construits pour représenter le réseau de fissuration autour des galeries induit par l'excavation. Il est intéressant de noter que la forme du réseau modélisé semble être similaire à celle observée à la plus petite échelle des micro-tunnels ou des forages. Ce réseau de fissuration, décrit à l'échelle des galeries de stockage, semble donc résulter d'une évolution importante de la microfissuration à plus petite échelle dans le matériau d'argilite. Le motif macroscopique assez marqué de la fracturation indique que l'évolution de la microfissuration s'effectue suivant des directions préférentielles.

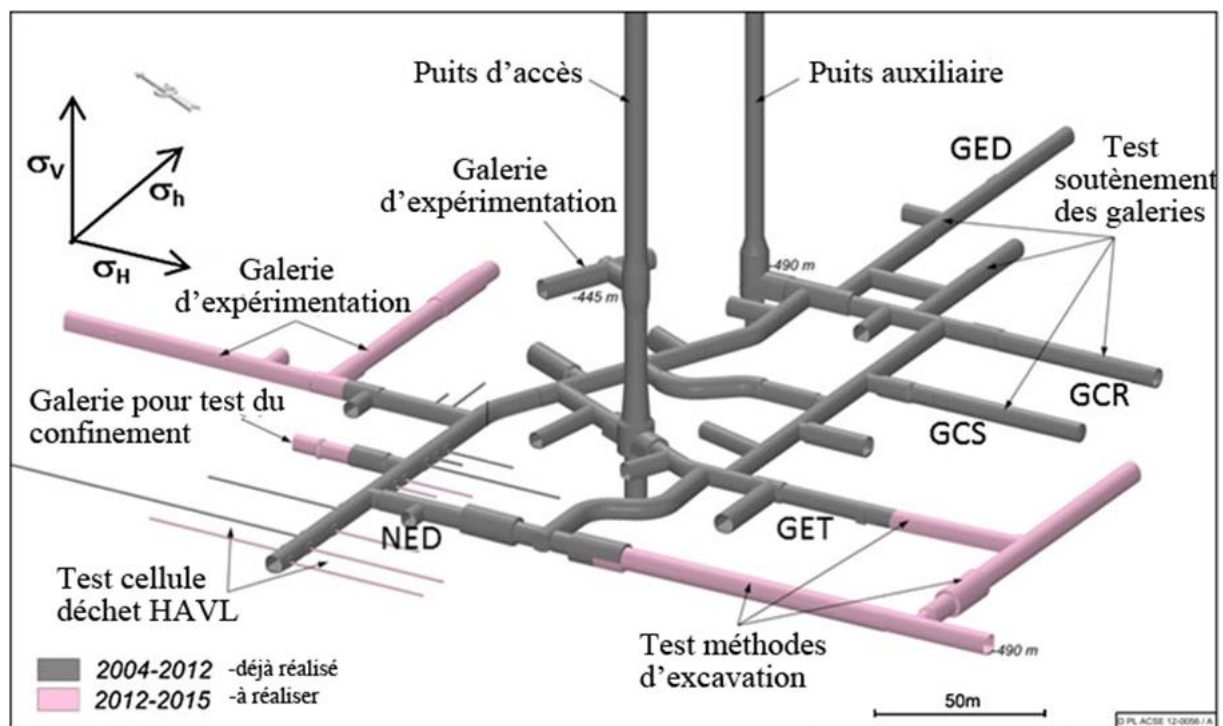


Figure 1.10 Localisation des galeries souterraines dans le laboratoire de Bure-Meuse/Haute Marne

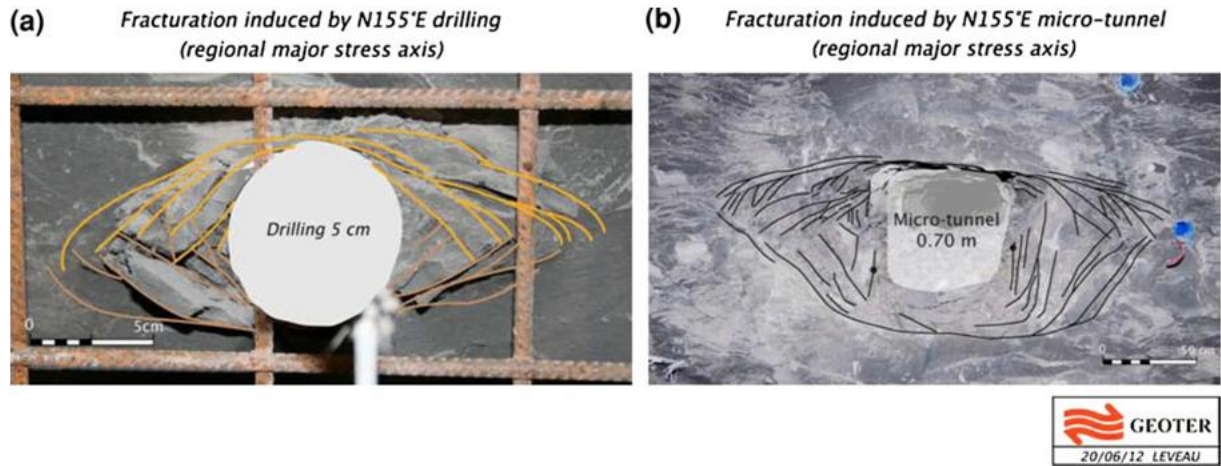


Figure 1.11 Fissuration observée lors des forages et creusement des micro-tunnels (Armand et al 2014)

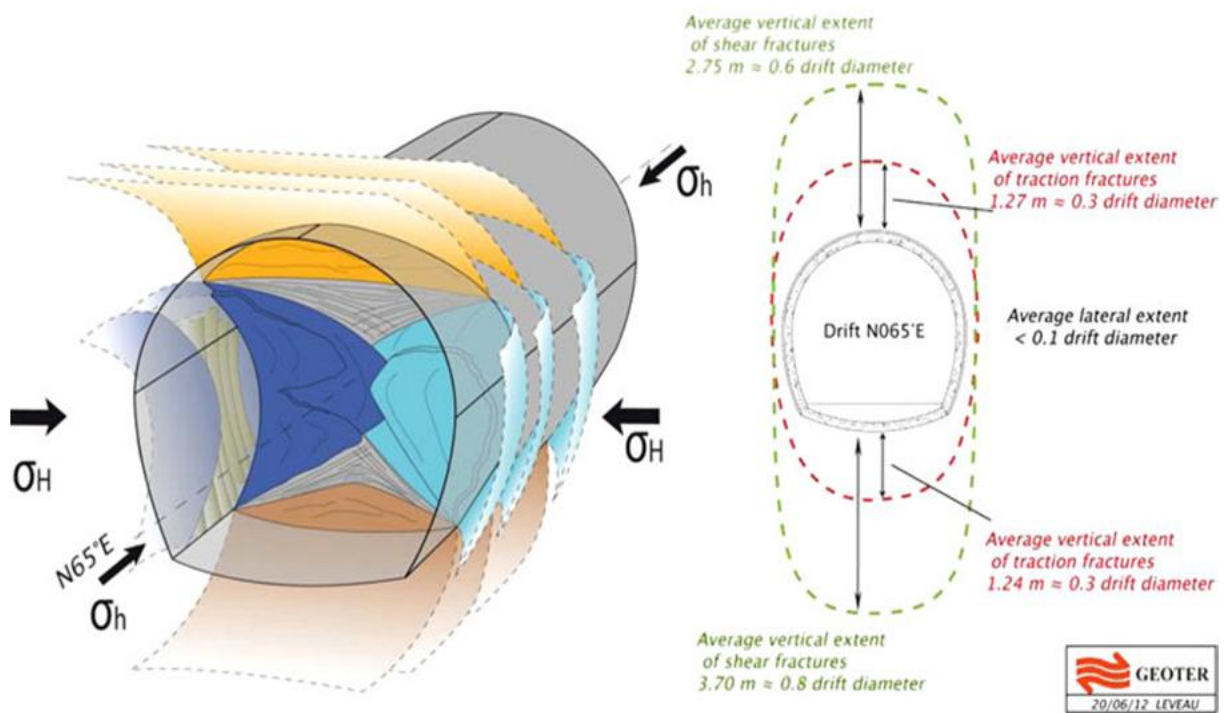


Figure 1.12 Modèle conceptuel du réseau de fissuration galerie parallèle à σ_h (Armand et al 2014)

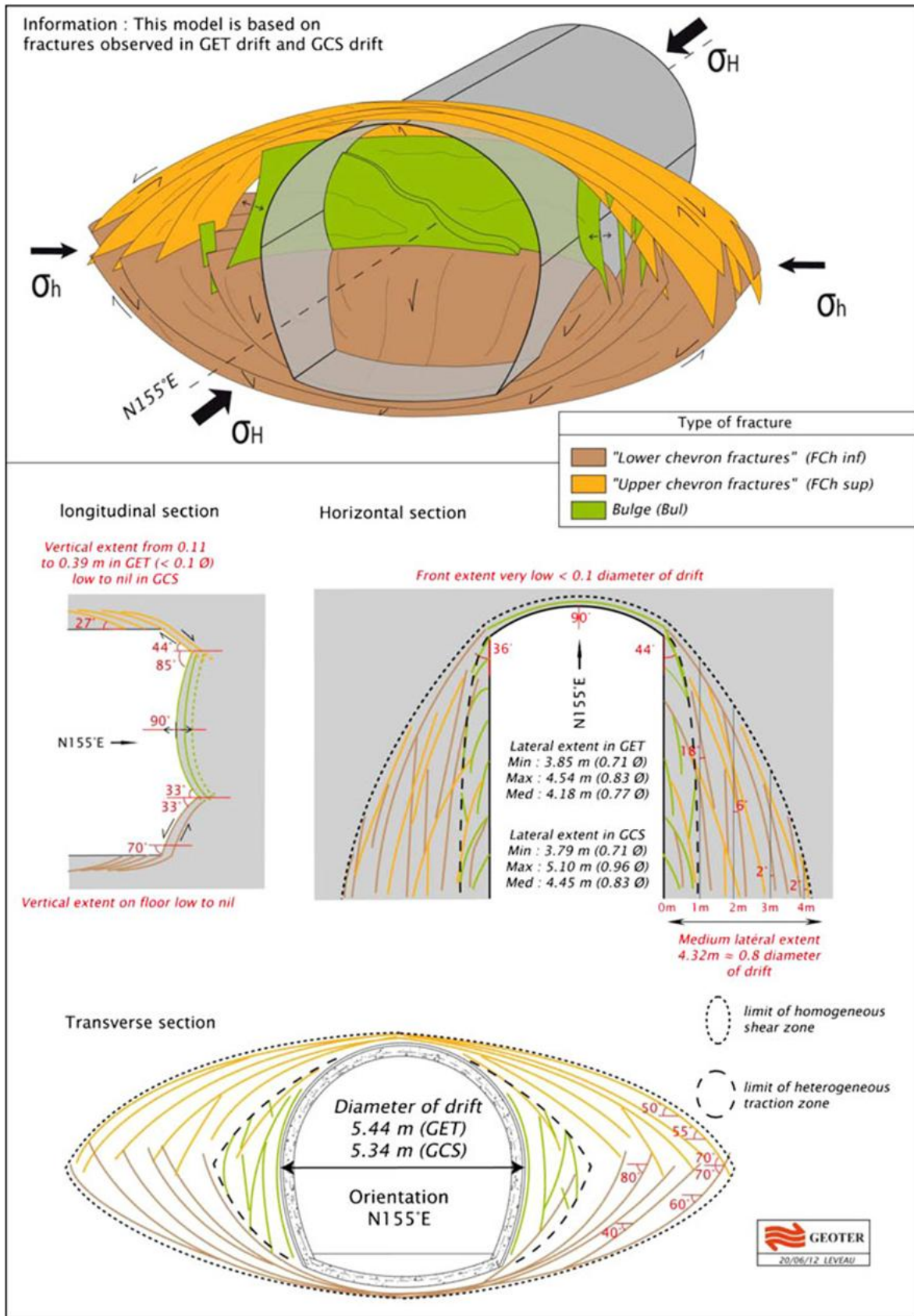


Figure 1.13 Modèle conceptuel du réseau de fissuration galerie parallèle à σ_H (Armand et al 2014)

1.4.2 Caractérisation expérimentale macroscopique du comportement et des propriétés mécaniques de l'argilite

1.4.2.1 Comportement mécanique à court terme

La caractérisation du comportement mécanique de l'argilite à court terme s'appuie sur la réalisation des essais conventionnels sur les échantillons prélevés lors des forages. Ces essais réalisés en conditions non drainées comprennent des essais de compression uniaxiale, de compression triaxiale, d'extension triaxiale, de compression isotrope et de traction (essai brésilien). En plus de décrire la réponse de l'argilite aux sollicitations appliquées, ils sont utilisés aussi comme moyen de mesure des propriétés mécaniques, modules de déformation et résistance à la rupture. Ces propriétés sont comparées à celles obtenues *in situ*.

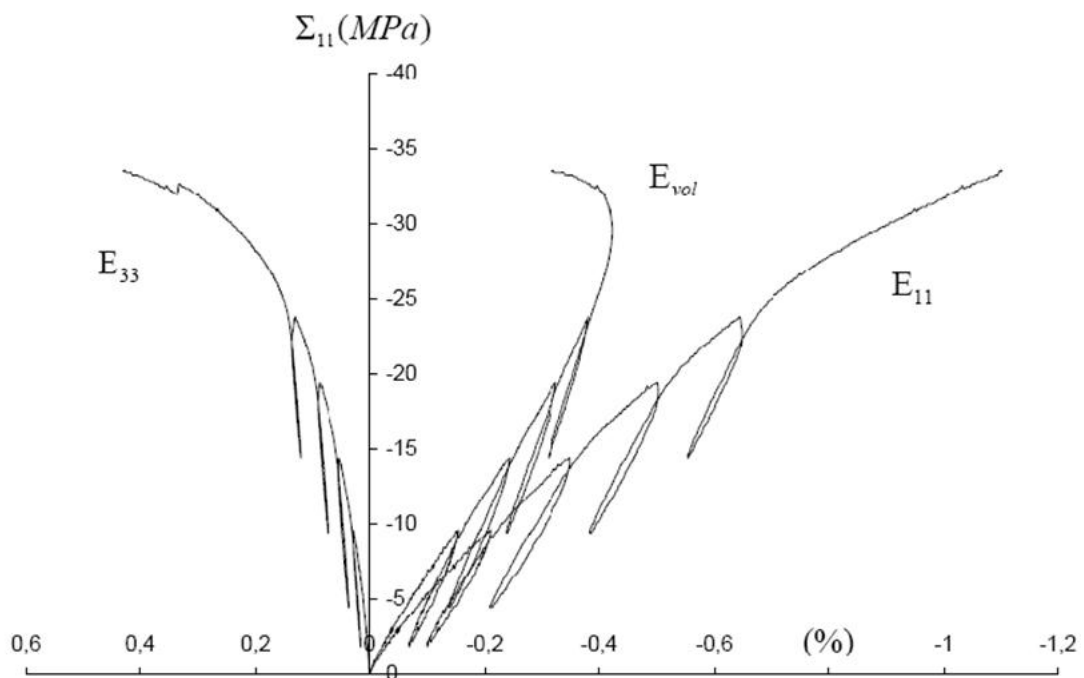


Figure 1.14 Réponse essai de compression uniaxiale avec cycle de chargement/déchargement (Chiarelli 2000)

La figure 1.14 représente les résultats d'un essai de compression uniaxiale pour l'argilite, les courbes typiques pour les autres trajets de chargement peuvent être consultées dans les travaux de (Chiarelli 2000 ; Fabre 2005). Les caractéristiques du comportement macroscopique issues de l'analyse de ces courbes, pour de nombreuses campagnes d'essai en laboratoire et sur site, sont présentées ci-après.

Phase linéaire : une réponse linéaire est observée sur les courbes contrainte/déformation axiale-déformation latérale, limitée par un seuil du déviateur de contrainte correspondant à 40%~50% de la valeur au pic en compression et ~30% en extension; les cycles de charge-décharge réalisés durant cette phase linéaire montrent des déformations plastiques ; l'observation des courbes de contraintes volumiques indique que ces déformations volumiques sont contractantes en compression et dilatantes en extension. La coexistence réponse linéaire et déformation irréversible induit l'effet d'hystérésis lors des cycles. Aussi, cette réponse linéaire observée dès le début de chargement indique l'absence de fissures préexistantes.

Modules de déformation : trois modules peuvent être calculés sur les courbes contraintes déformations pour définir les propriétés élastiques de l'argilite, le module tangent à la portion linéaire de la courbe (E_t), le module sécant calculé en fonction du niveau de la contrainte déviatorique (E_s) et le module de cycle calculé sur les cycles de charge/décharge (E_c). Nous présentons ici les résultats de déformabilité de l'argile basé sur le module tangent (E_t) (ANDRA 2005) ; un rapport approximativement constant en compression uniaxiale et en compression triaxiale permet de retrouver les autres modules. Le Tableau 1.1 et le Tableau 1.2 regroupent les valeurs statistiques par unités géomécaniques définies pour l'argilite du callovo-oxfordien. Ces résultats montrent une dispersion naturelle due à la variabilité minéralogique des échantillons. Ils reflètent le découpage en unité géomécanique de la roche.

Unités géomécaniques		A	B	C	D	E
Et(MPa)	m	4915	4444	4349	6694	5431
	σ	2166	1001	1475	1229	1313
Es(MPa)	m	6194	5600	5480	8435	5844
Ec(MPa)	m	8778	7937	7766	11954	9700

Tableau 1.1 Modules de Young en compression uniaxiale par unité géomécanique (ANDRA 2005)

Unités géomécaniques		A	B	C	D	E
Et(MPa)	m	5368	4478	3816	4536	5608
	σ	1455	1637	1318	1572	1895
Es(MPa)	m	5769	6313	5381	6678	7907
Ec(MPa)	m	17893	14926	12720	15787	18693

Tableau 1.2 Modules de Young en compression triaxiale par unité géomécanique (ANDRA 2005)

L'unité D plus carbonatées, a en moyenne la plus grande valeur du module, les unités B, C et E, plus argileuses ont des modules plus faibles en comparaison. L'anisotropie des modules a été étudiée à partir d'essais de compression pour des échantillons carottés dans deux directions par rapport à la stratification. Les résultats révèlent une anisotropie des modules pour les directions parallèle au litage et perpendiculaire au litage dans un rapport variant entre 1.05 et 1.4 (*Escoffier 2002, Zhang 2004, ANDRA 2005*). Pour le coefficient de Poisson, toutes unités géomécaniques confondues, sa valeur est encadrée par 0.18 et 0.37. Aucune information précise sur son anisotropie n'a été établie. Les courbes contrainte-déformation en compression triaxiale montrent aussi que les modules augmentent avec le confinement, ce qui est conforme aux observations classiques faites sur les roches.

Phase non linéaire : les cycles de charge-décharge montrent des déformations irréversibles plus importantes dans les directions axiales et latérales, manifestations du glissement empêché des grains minéraux et de l'initiation d'une microfissuration en propagation stable. *Chiarelli(2000)* a en effet observé une diminution des modules par rapport aux modules initiaux. Cette diminution, d'un rapport plus important pour les raideurs sur partie latérale par rapport à celles sur partie axiale des courbes, fait état d'une anisotropie induite de l'endommagement. Notons ici qu'une diminution des modules est aussi observée dans la phase linéaire mais dans des proportions moins importantes (Figure 1.15). En compression les déformations irréversibles sont contractantes, les microfissures seraient donc ici de type glissement ; en extension les déformations plutôt dilatantes indiquent une porosité de fissure.

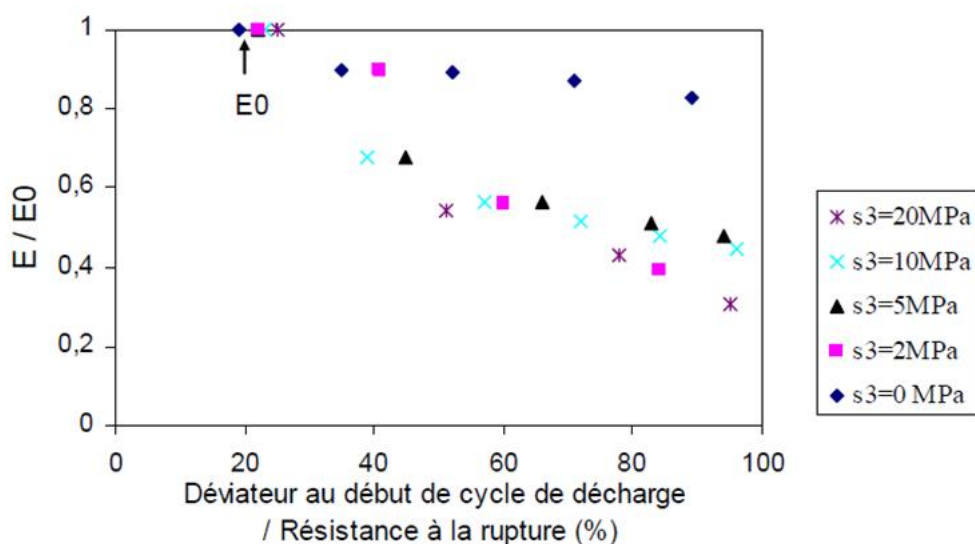


Figure 1.15 Evolution du module de Young calculé lors des trajets de charge/décharge d'essais de compression triaxiale (*Hoxha 2004*)

Comportement à la rupture : La rupture repérée sur les courbes par le pic de contrainte correspond au seuil de coalescence des microfissures et à l'apparition d'une bande de cisaillement très localisée. En compression uniaxiale la propagation instable des microfissures correspond à un déviateur de contrainte de l'ordre de 90% de la valeur au pic, la déformation volumique devient dilatante, la rupture y est fragile avec apparition d'une fissure centrale clairement identifiée. Un comportement similaire est observé en compression triaxiale pour un faible déviateur de contraintes mais il est de plus en plus atténué lorsque le déviateur augmente traduisant une transition de comportement fragile ductile. Cette transition se situerait entre 10-20MPa de confinement. La résistance à la compression uniaxiale (R_c) perpendiculaire au litage, présente un profil de variation comme pour les modules de déformation reflétant le découpage géomécanique de la formation rocheuse : les niveaux les plus carbonatés (unité A+D) ont en moyenne une résistance de 29 MPa supérieure à celle des niveaux argileux (unité B+C) qui ont une résistance en moyenne de 21 MPa (Figure 1.16). Les campagnes d'essais indiquent des résistances parallèlement au litage de 13-17 MPa dans les zones les plus argileuses pour une anisotropie globale de 5-6% entre l'horizontale et la verticale. Les études de la résistance à la rupture en fonction du confinement, se sont concentrées sur les unités mécaniques B et C de la zone la plus argileuse ; la dispersion naturelle très grande des résultats ne permet de dégager une tendance très nette du comportement avec la profondeur. Globalement *Chiarelli(2000)* trouve que le déviateur et les déformations à la rupture augmentent avec le confinement. Aussi les déformations axiales à la rupture augmentent avec la profondeur (plus faibles dans les zones plus carbonatées que dans celles plus argileuses). La Figure 1.17 représente ces résultats dans le plan P-Q avec une considération du critère de Coulomb. Les paramètres coefficients de frottement et cohésion obtenus, sont dans la même plage que les paramètres équivalents déterminés à partir du critère de *Hoek-Brown* et présentés dans le dossier argile *ANDRA 2005* (Tableau 1.3).

Unités géomécaniques		Σ_3 (MPa)	C (MPa)	Φ (°)
B à E	Critère moyen	0	6.4	29
		5	7.4	24
		12	8.8	21
	Critère inférieur	0	3.1	36
		5	4.5	26
		12	6.1	21

Tableau 1.3 Paramètres des critères de Mohr-Coulomb déterminés à partir des critères de Hoek-Brown (ANDRA 2005)

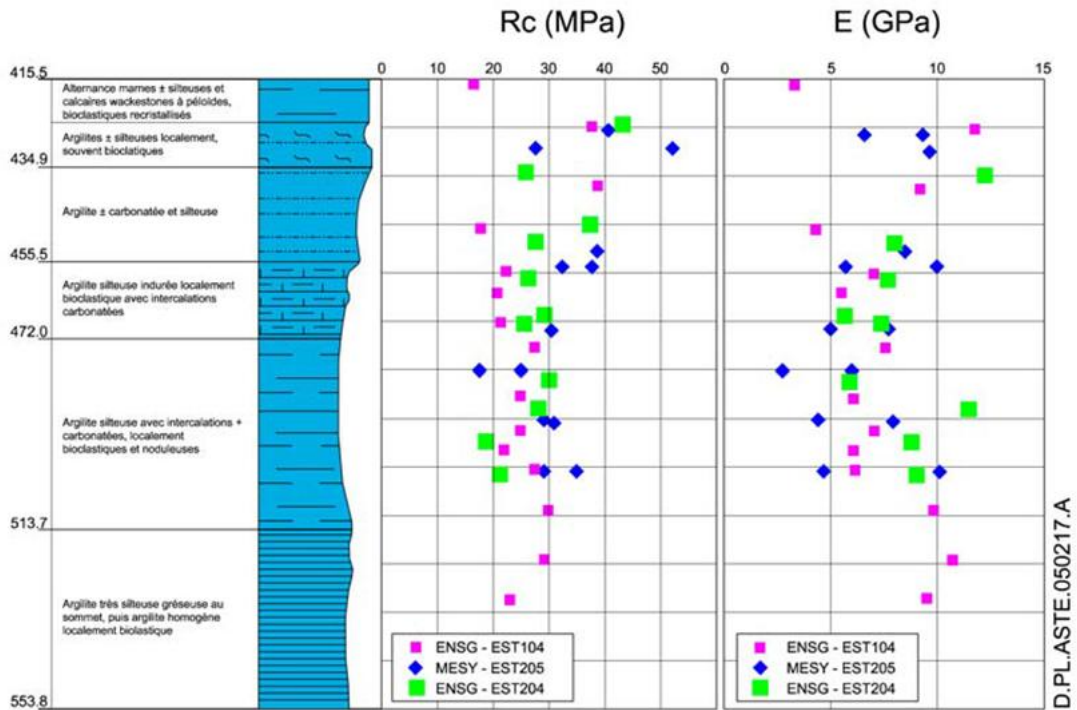


Figure 1.16 Profil de variation de la résistance mécanique uniaxiale et du module de Young dans l'argilite au droit du laboratoire souterrain (ANDRA 2005)

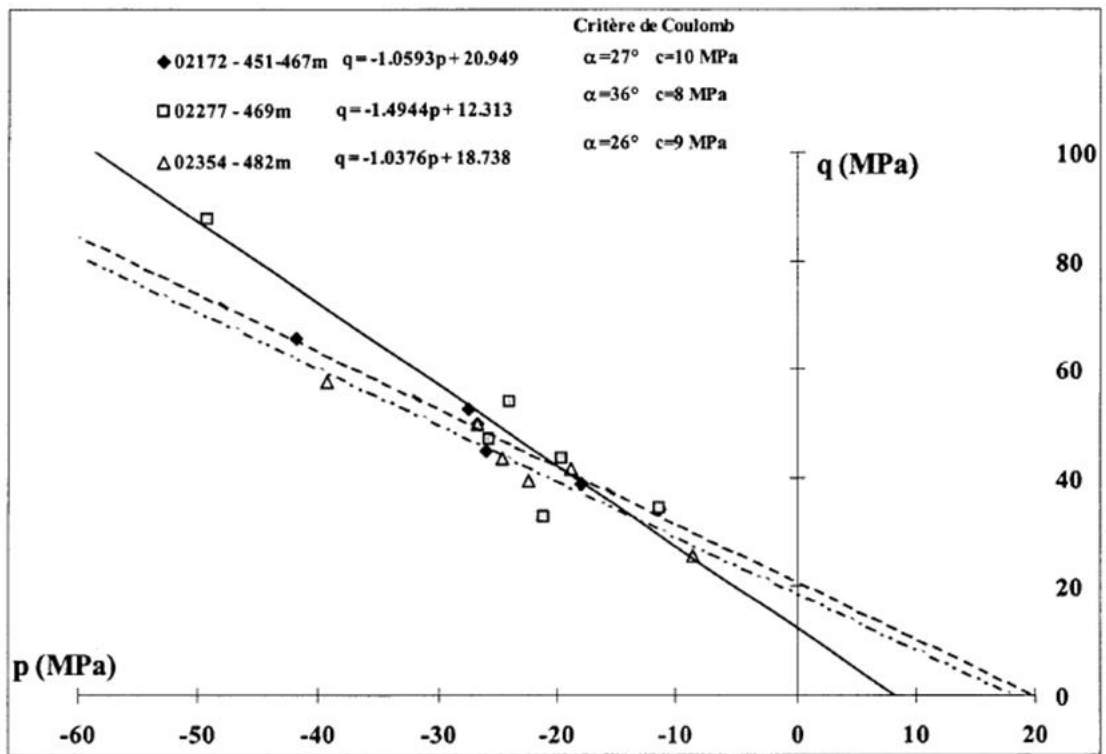


Figure 1.17 Contrainte à la rupture dans le plan p-q avec droite de régression linéaire du critère de Mohr-Coulomb (Chiarelli 2000)

Influence du degré de saturation /teneur en eau : Les résultats d'essais montrent qu'en général le matériau devient plus déformable avec augmentation de la teneur en eau. Les modules de déformation augmentent lorsque que le degré de saturation diminue ; le coefficient de Poisson lui décroît dans ce sens de variation de l'humidité relative. La résistance uniaxiale et le déviateur à la rupture en compression triaxiale diminuent pour les échantillons saturés (*Chiarelli 2000 ; Yang et al., 2012 ; Wang 2012*). Le degré de saturation joue donc un rôle important sur le comportement de l'argilite ; l'impact radoucissant sur la réponse du matériau humide serait dû aux microfissures de gonflement qui se développent pendant la phase d'humidification.

1.4.2.2 Comportement mécanique différé

Plusieurs essais ont été réalisés pour caractériser le comportement mécanique différé des argilites : des essais à différentes vitesses de chargement, des essais de relaxation et des essais de fluage monopalier/multipalier. Ces essais sont réalisés sous sollicitation uniaxiale et multi axiale. Pour les études du fluage en particulier, les essais sont également réalisés sous d'autres trajets de chargement et pour diverses conditions thermiques et hydrauliques pour couvrir les situations phénoménologiques qui peuvent exister dans l'ouvrage de stockage des déchets. Une synthèse des résultats expérimentaux est disponible dans le dossier Argile 2005 de l'ANDRA (*ANDRA 2005*).

Pour l'influence de la vitesse de chargement il est généralement observé, sur les courbes contrainte-déformation, une baisse limitée de la résistance à la rupture pour une diminution de la vitesse de déformation (Figure 1.18). Notons que cette conclusion sur l'influence de la vitesse de chargement est relative puisque la diminution de la résistance observée lors de ces essais peut avoir d'autres causes : la variabilité minéralogique, l'état de saturation et de microfissuration initiale des éprouvettes.

Les essais de relaxation présentent une stabilisation de la contrainte déviatorique après chargement au bout de quelques jours. L'existence d'un seuil de contrainte en dessous duquel le comportement différé ne serait pas activé est parfois aussi indiquée (*Zhang et al., 2002*). Toutefois ce seuil n'a pu être confirmé par les essais de fluage à cause des difficultés techniques de mesure avec précisions des vitesses de déformation sous très faible contrainte déviatorique.

Pour le fluage, en condition isotherme, les essais sous chargement uniaxial et triaxial monopulier et multipulier, montrent que la vitesse de déformation, pour la portion considérée comme caractérisant la phase secondaire du fluage, augmente avec la valeur du déviateur. En condition de chargement isotrope la vitesse de fluage est quasi-nulle (Figure 1.19). Une déformation de fluage est observée même pour de faibles contraintes 1~2MPa. Ceci indique que le seuil de fluage, s'il existe, est très faible. Les différentes observations des essais, pour une gamme de déviateur de 2~15MPa, relèvent que la vitesse de fluage diminue dans le temps (*Zhang et al., 2002*). Les essais les plus longs (3 ans) atteignent des vitesses à la limite des appareils de mesure. Pour pouvoir observer une phase tertiaire accélérée du fluage, des essais triaxiaux à partir des déviateurs de contrainte supérieure à 50% de la résistance sont réalisées. Les travaux de *Zhang* présentent aussi les résultats expérimentaux sur l'effet de la variabilité minéralogique de la roche. En cohérence avec les compositions minéralogiques, les vitesses de fluage des échantillons plus carbonatés sont plus faibles que celles des échantillons de composition plus argileuse (Figure 1.20). Ceci suggère que le fluage de l'argilite serait essentiellement lié à un écoulement de type visqueux qui se produit dans la phase argileuse. Concernant l'influence de la saturation il a été observé que le degré de saturation influençait la réponse de fluage. Sous déviateur de 15 MPa, *Zhang* a observé un arrêt du fluage provoqué par une désaturation importante.

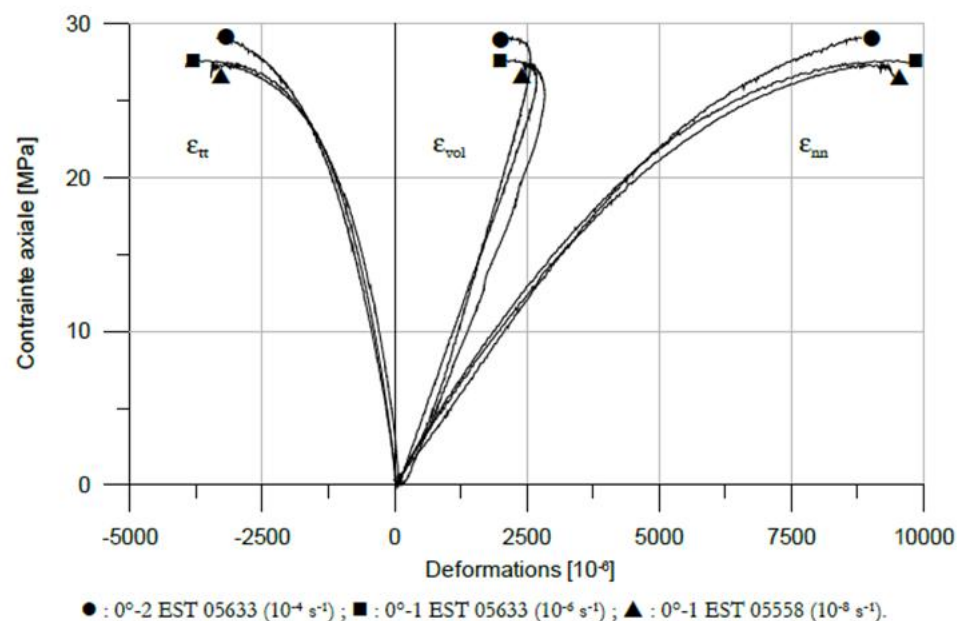


Figure 1.18 Réponse à un essai de compression uniaxiale pour différentes vitesses de déformation (Fabre 2005)

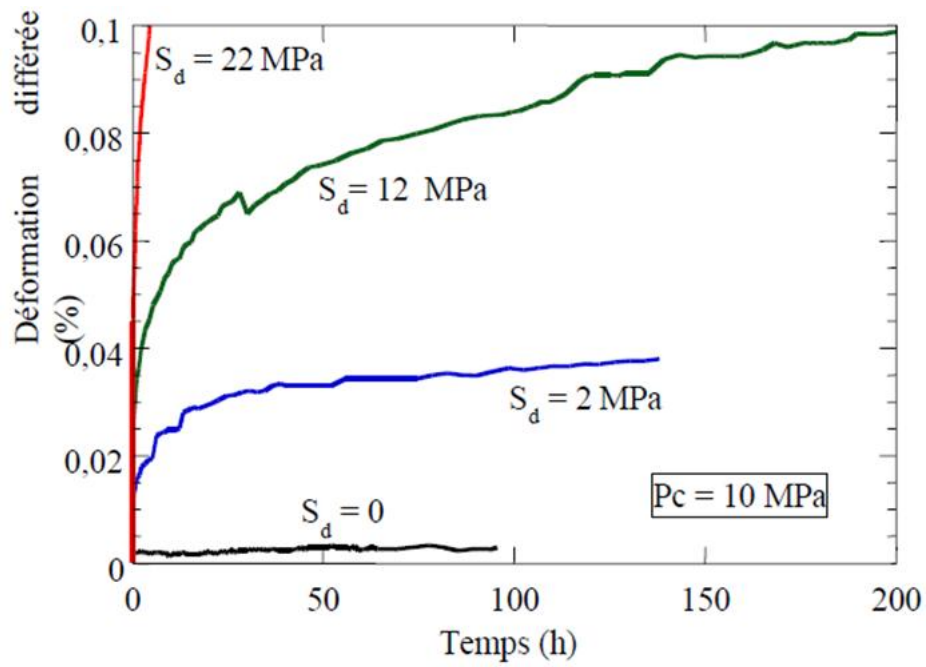


Figure 1.19 Réponse à un essai de fluage triaxial pour différents niveaux de contrainte déviatorique (Gasc 1998)

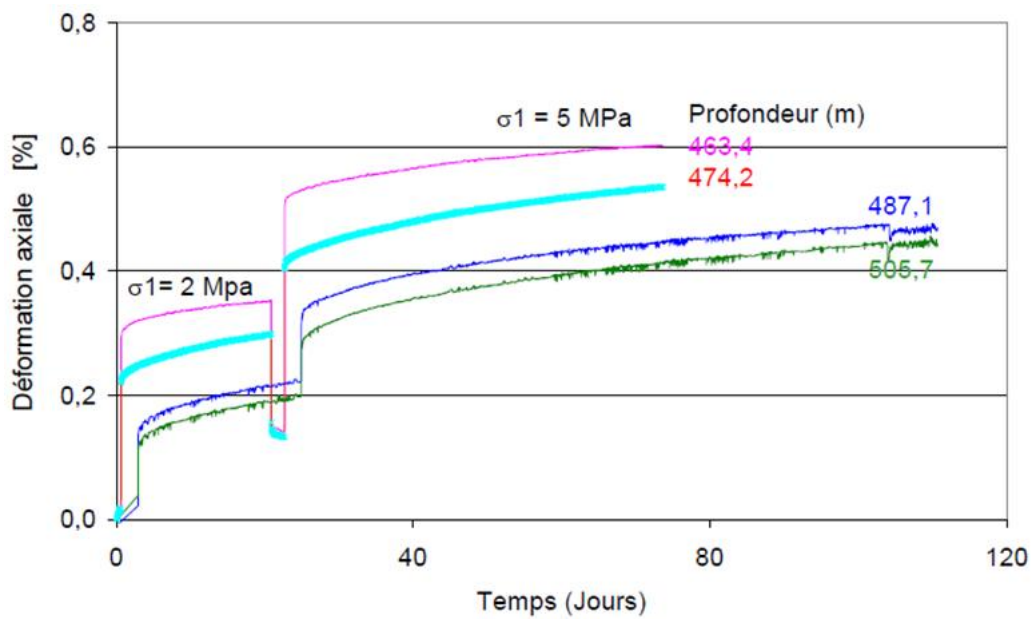


Figure 1.20 Réponse à un essai de fluage uniaxial : effet de la variabilité minéralogique dans les unités géomécaniques B et C (Zhang et al., 2002)

1.4.3 Micromécanismes de déformation et microfissuration

1.4.3.1 Micromécanismes du comportement à court terme

Les caractéristiques du comportement mécanique obtenues à l'échelle macroscopique, indiquent le rôle important de la variabilité minéralogique, de la teneur en eau et définissent un état d'endommagement et de plasticité à partir des variations des paramètres physiques tels que les modules de déformation. L'endommagement comme la plasticité ayant des origines microscopiques, il est indispensable de procéder à des observations du comportement à cette échelle pour décrire les mécanismes, en lien avec la microstructure, qui gouvernent la réponse macroscopique du matériau.

Compression uniaxiale

Wang (Wang 2012) a étudié à l'échelle microscopique, le comportement sous compression uniaxiale avec cycle de charge/décharge pour des états d'humidité relative constants. Les observations microscopiques sont réalisées sous microscope électronique à balayage environnemental couplé à la technique de corrélation d'image numérique pour le calcul des champs de déformation locaux. Une étude similaire a été réalisée par *Vales (Vales 2008)* par microscopie optique avec l'inconvénient d'une trop grande résolution d'observation ne permettant pas d'identifier les différents constituants de la roche. De nombreuses autres études à l'échelle microscopique sur lames minces en compression uniaxiale ont aussi été menées par différents auteurs (*Chiarelli 2000 ; Wright 2001 ; Boidy 2002 ; Fabre 2005*) ; ces études ont été principalement réalisées en fin d'essais à la rupture après retrait du chargement.

Les observations de *Wang* et les calculs de corrélation d'image révèlent, sur les cartes de champs de déformations locaux (Figure 1.21), un champ de déformation hétérogène à l'échelle du composite matrice argileuse/inclusions clastiques ; ce champ est corrélé aux contrastes de déformabilité des phases du matériau : les inclusions de quartz et de calcite sont beaucoup plus rigides tandis que la matrice argileuse est plus déformable. Sur toute la série d'essai trois bandes de déformation sont identifiées sur les cartes :

- Des bandes de déformation horizontales associées à la contraction des zones de macroporosité et à la fermeture des microfissures préexistantes dans la matrice argileuse perpendiculaire à la direction de compression

- Des bandes inclinées de déformation de cisaillement dans la matrice argileuse et de glissement aux interfaces activées matrice argileuse/inclusions
- Des bandes verticales d'expansion principalement associées à l'amorçage et à la propagation des microfissures verticales dans la matrice argileuse

Ces bandes sont également observables dans les travaux de *Bornert* (*Bornert* 2001) et de *Vales*. Qualifiées de bandes microscopiques de pré-localisation par WANG, parce que liées au comportement du matériau pré-pic avant le début de la localisation des bandes macroscopiques qui mènent à la rupture, elles sont principalement dues aux hétérogénéités locales. Ces bandes sont impliquées dans les phénomènes non linéaires du comportement de l'argilite observés à ce stade, plasticité et endommagement. La similarité de morphologie des champs représentés sur les cartes pendant toute la phase pré-pic indiquerait que ces bandes microscopiques sont toujours contrôlées seulement par l'hétérogénéité locale du matériau (Figure 1.21). Les déformations localisées macroscopiques sont plutôt liées à une instabilité à une échelle supérieure.

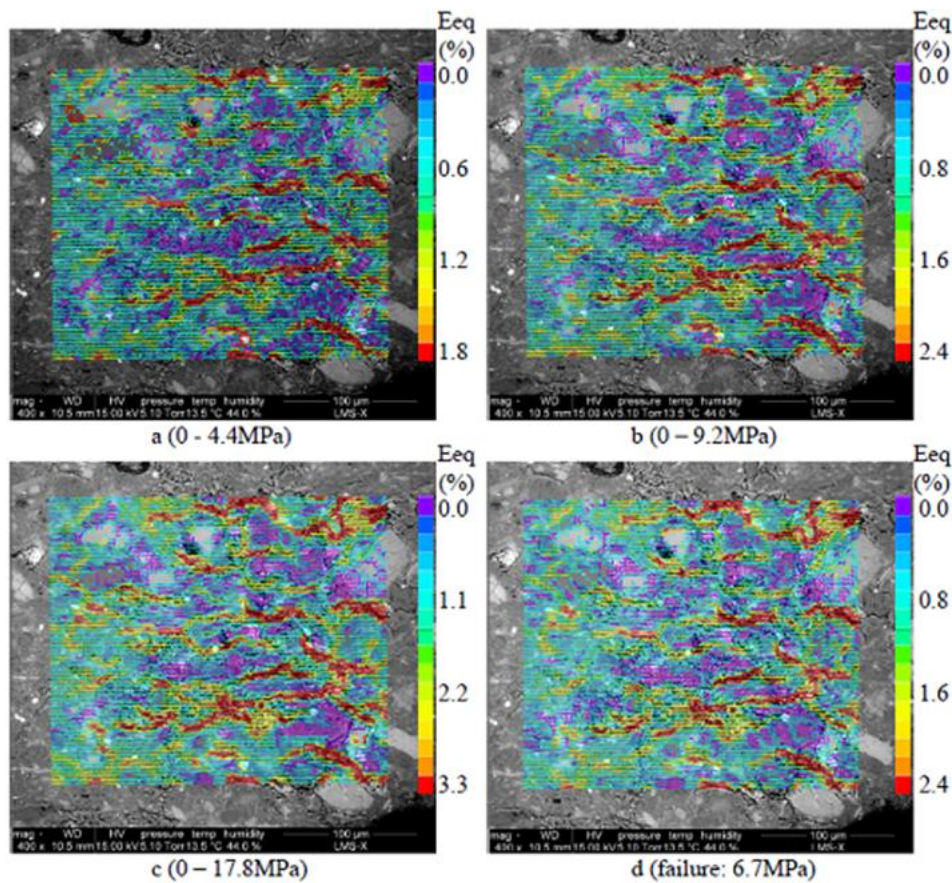


Figure 1.21 Champs local de déformation équivalente dans l'argilite pour un essai de compression uniaxiale (chargement vertical sur l'image/ pic 26.3MPa, $w=3.8\%$) (Wang 2012)

La contraction des zones riches en macropores et la fermeture des microfissures préexistantes dont la normale est subparallèle au chargement sont des processus irréversibles où se concentrent les déformations les plus élevées. Elles seraient donc impliquées dans le développement des déformations plastiques. Les microfissures préexistantes résulteraient de la phase d'humidification du matériau ; en effet *Wang* a notamment observé, lors d'essais de saturation-désaturation, que la saturation à vitesse élevée (20%HR/min) crée des microfissures de gonflement de l'ordre de 1µm d'ouverture, distribuées de façon diffuse dans la matrice argileuse et aux interfaces matrice/ inclusions.

Un phénomène d'endommagement peut aussi être mis en évidence à ce stade. L'observation des cartes champs de déformation dans la direction perpendiculaire à celle du chargement, révèle des bandes verticales possédant des valeurs de déformation élevées ; elles impliqueraient une propagation subparallèle au chargement des microfissures. *Wang* conclut que le mode de propagation de ces microfissures situées dans la matrice et à l'interface matrice/inclusion, quelque peu semblable au mode I de fissuration, serait contrôlé par la déformation de cisaillement puisque qu'elles sont situées dans les zones de fort cisaillement (Figure 1.22) ; exception faite de la propagation des fissures préexistantes verticales dont l'initiation se trouve à l'interface matrice inclusion.

Concernant les bandes de cisaillement, elles sont principalement concentrées dans la matrice argileuse, les inclusions se déformant faiblement. Leurs orientations sembleraient liées à l'orientation des inclusions dans leur voisinage. Toutefois pour des inclusions inclinées de 45° par rapport au chargement, pour un certain niveau de contrainte, des fortes déformations activent le glissement le long de l'interface, contribuant au développement de la plasticité et résultant en des microfissures verticales de traction en dessous des inclusions (Figure 1.23). La forme de l'inclusion et son orientation influenceraient donc l'activation du glissement aux interfaces matrice/inclusions.

A la rupture, les échantillons en compression uniaxiale présentent une fissuration de faille principale subparallèle à la direction du chargement qui progresse de la base de l'échantillon vers l'intérieur, accompagnée de quelques fissures secondaires. Ce même état de fissuration en fin d'essai est retrouvé dans les observations à l'échelle microscopique de (*Chiarelli(2000), Fabre, Wright, Boidy*). Cette fissuration se propage essentiellement dans la matrice argileuse contournant les inclusions de calcite et de quartz (Figure 1.24), la perturbation autour du grain créerait une zone localisée de microfissures secondaires autour

de la fissure principales. Dans cette zone localisée, *Boidy et Chiarelli(2000)* observent des microplans de cisaillement où les particules d'argiles seraient réorientées face contre face. Les observations microscopiques de ces auteurs attribuent aussi une influence de la pyrite sur la propagation de la fissuration ; en plus de constituer une zone de faiblesse pour la propagation, sa sensibilité à l'oxydation peut provoquer une interaction avec les autres minéraux créant une concentration de contrainte à l'origine de la création de nouvelles microfissures. Toujours en compression uniaxiale, *Lenoir (Lenoir 2006)* a observé par tomographie au rayon X le comportement de l'argilite. Cette technique a permis d'avoir une vue d'ensemble, sur tout l'échantillon, de la localisation de la déformation, surtout des fissures ouvertes. La localisation se manifeste premièrement, juste avant le pic, près de la base de l'échantillon sous la forme de zones composées de bandes dilatantes (observation sur coupe horizontale) ; ensuite post-pic sont observées des fissures ouvertes, localisées dans l'espace sans zone transition en densité à leur voisinage, dont l'ouverture augmente avec l'augmentation de la déformation axiale. Les coupes verticales des résultats de tomographie ont permis de distinguer la fissure centrale classiquement observée mais aussi un réseau de fissures issues des zones de bandes dilatantes susmentionnées et une fissure horizontale qui se développe à partir de la fissure principale suivant le plan de stratification ; cette dernière observation sur la fissure horizontale rejoint celles des autres auteurs pour les essais sur lames minces. Les reconstructions 3D obtenues donnent une idée de l'organisation spatiale des fissures ouvertes à la rupture. Les inclusions traversant le réseau de fissures sans être décalées de part et d'autre, *Lenoir* conclut qu'en rupture fragile les fissures se propagent en mode d'ouverture.

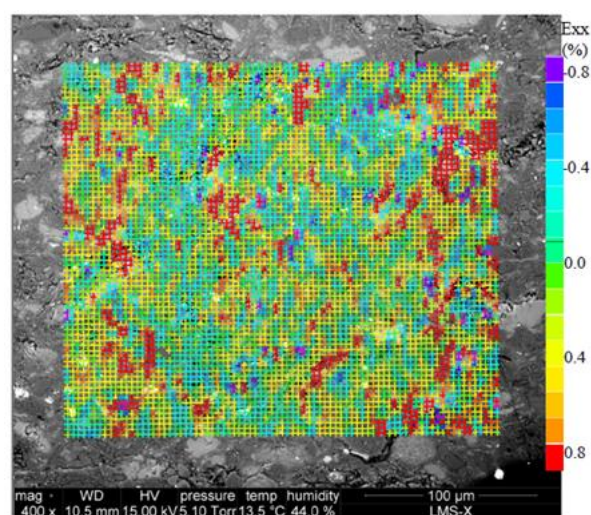


Figure 1.22 Champ local de déformation illustrant les bandes verticales liées à la microfissuration verticale à l'interface matrice/ inclusion et dans les zones de cisaillement (*Wang 2012*)

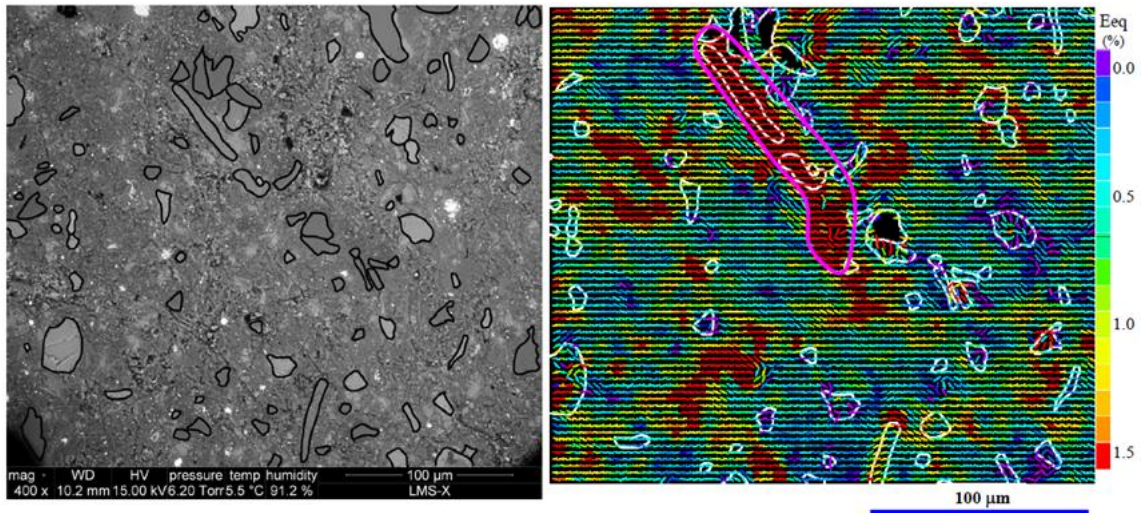


Figure 1.23 Champs local de déformation illustrant le glissement à l'interface des inclusions allongées et la microfissuration de traction subséquente (gauche : état initial, droite : après chargement avant le pic) (Wang 2012)

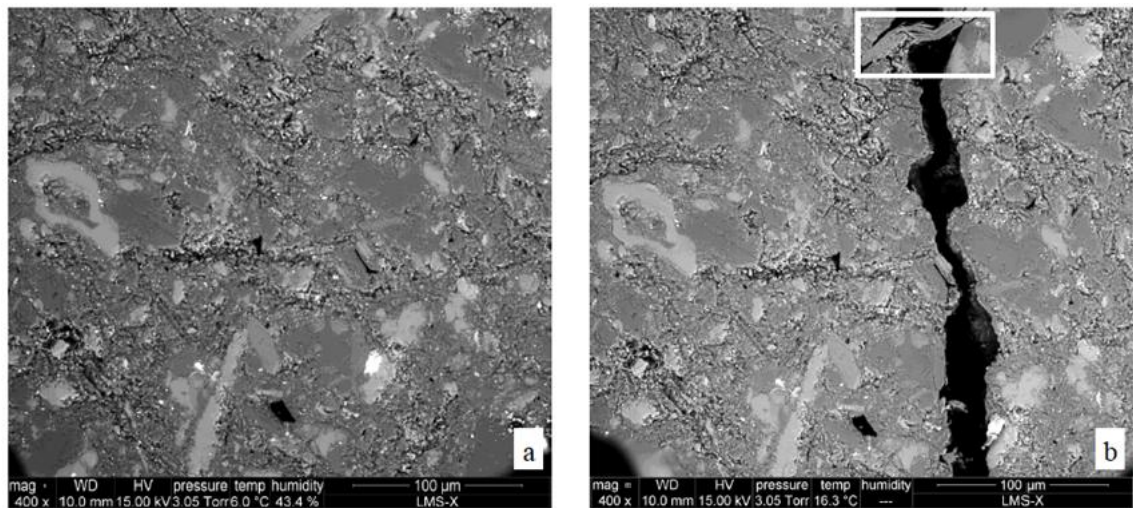


Figure 1.24 Image MEBE de la propagation de la fissure principale avec contournement au niveau de l'inclusion en compression uniaxiale(chargement vertical à l'image, gauche : état initial, droite : à la rupture)(Wang 2012)

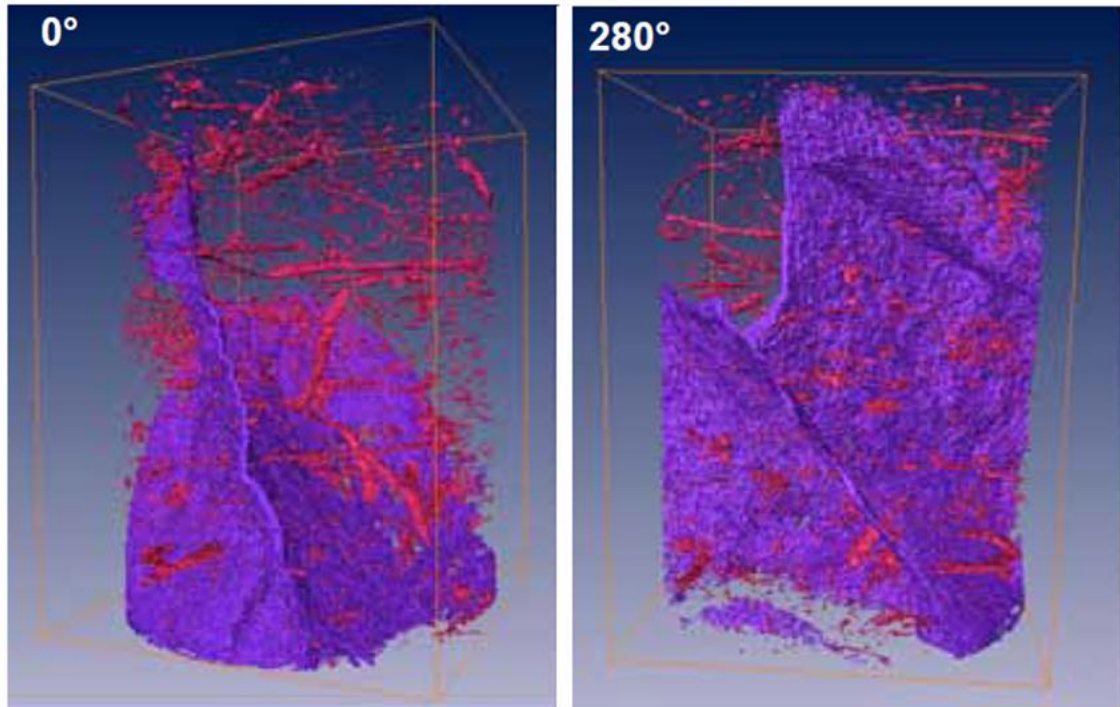


Figure 1.25 Reconstruction 3D de la distribution des fissures à la rupture en compression uniaxiale (en mauve : fissures ouvertes, en rouge : inclusions)(Lenoir 2006)

Compression triaxiale

Les observations à l'échelle de la microstructure sous confinement se limitent dans la littérature à un confinement maximal de 10 MPa. Pour cette valeur de confinement, la rupture de l'échantillon est encore globalement de type fragile mais moins marquée qu'en compression uniaxiale et sous plus faible confinement. Par tomographie aux rayons X, Lenoir n'observe, sous confinement de 5 MPa et 10MPa, aucune évidence d'endommagement localisé avant et même au pic de contrainte ; les limites de la technique utilisée seraient en cause. Après la rupture cependant, une zone de localisation peut être observée sous la forme d'une zone de bandes dilatantes qui augmente en longueur et en largeur avec le déplacement imposé. En fin d'essai, cette zone est composée de fissures ouvertes en périphérie de l'échantillon, de bandes dilatantes et de domaine intact ; le retrait du confinement fait apparaître une fissure principale ouverte, apparemment unique, plane et inclinée, par rapport à l'axe vertical de chargement de 45° à 10MPa et 35° à 5MPa. Cette observation faite sur coupes 2D verticale et horizontale, est confirmée par reconstruction 3D des coupes de tomographie obtenue (Figure 1.26). L'interaction des inclusions avec la zone localisée y est représentée. Les inclusions globalement orientées horizontalement suivant la stratification, semblent influencer la trajectoire de la propagation ; traversant perpendiculairement la figure

de localisation, elles peuvent être cisillées sans être séparées ou coupées en deux parties disjointes, la perturbation qui en découle crée un réseau de fissures secondaires. Sous confinement, nous pouvons donc supposer que la propagation de la fissure se fait en mode cisaillement, l'ouverture des fissures n'étant observé qu'après retrait du confinement. Nous constatons aussi que sous confinement les fissures principales occupent la même zone que celle de la localisation de la déformation ; ce qui serait peut-être un trait du comportement ductile des roches puisqu'un tel scénario n'a pas été observé dans le cas uniaxial.

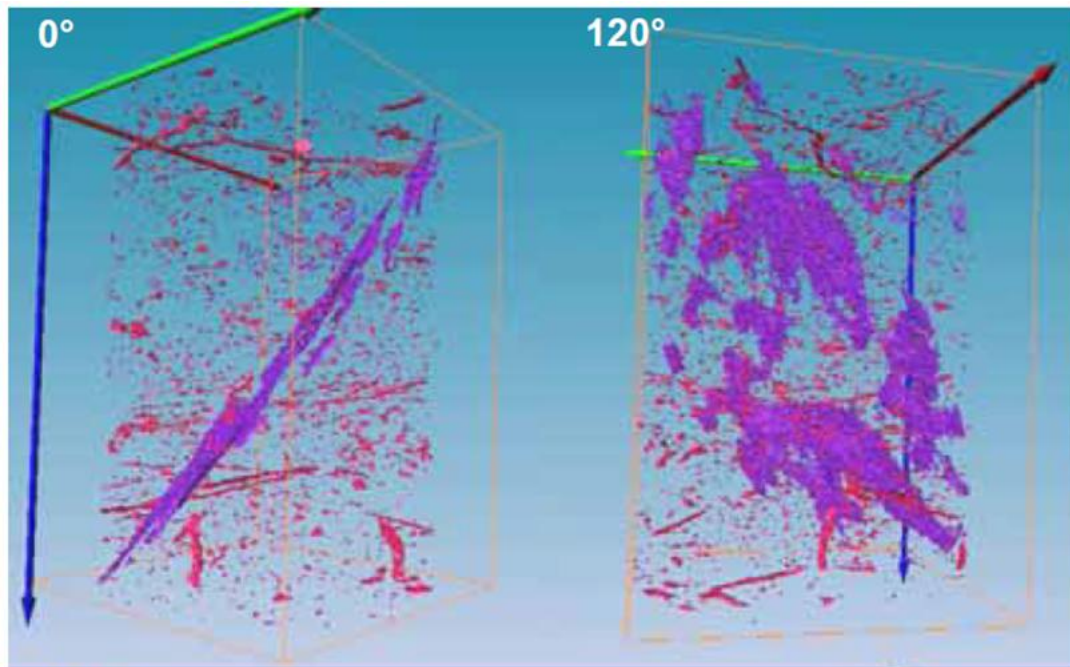


Figure 1.26 Reconstruction 3D de la distribution des fissures à la rupture en compression triaxiale à 5MPa (en mauve : fissures ouvertes, en rouge : inclusions) (Lenoir2006)

1.4.3.2 Micromécanismes du comportement différé

Il est important de préciser ici que le comportement différé de l'argilite inclut les effets non seulement du fluage mais aussi les effets de la dissipation de la pression interstitielle à cause de la faible perméabilité du matériau, les effets du gonflement et du retrait de l'argilite pour des cycles de saturation / désaturation et probablement aussi d'autres effets liés aux altérations chimiques que peut subir le matériau. Chacun de ces phénomènes doit être étudié séparément pour préciser leur implication sur la réponse différée. Pour les essais de fluage pour les géomatériaux notamment, l'analyse de la phase transitoire (fluage primaire) des résultats expérimentaux doit tenir compte des effets poroélastiques du matériau

qui y sont prépondérants au regard de la faible perméabilité de l'argilite. A plus long terme, le comportement différé du matériau peut être décrit en première approximation en considérant le fluage comme seul phénomène de réponse différée et une étude de ses mécanismes par observation microscopique peut être réalisée. *Fabre (Fabre 2005)* a notamment préparé des lames minces issues d'un échantillon d'argilite soumis à un test de fluage en compression uniaxial à 26MPa pendant 321 jours. Le déviateur de 26 MPa, assez proche de la résistance en compression de la roche (26.6 MPa), a été choisi dans l'idée d'observer la phase tertiaire du fluage correspondant à l'accélération de la vitesse de déformation. Au bout de 321 jours ni cette phase tertiaire n'a été observée, ni l'échantillon ne s'est rompu. Ses observations révèlent un endommagement diffus composé d'un réseau de fissures horizontales dans la direction de la stratification, probablement dû à la relaxation. Quelques fissures verticales ouvertes sont aussi observées mais elles sont probablement apparues après retrait du chargement. Il est impossible cependant de conclure que cet état de fissuration serait dû au fluage seul. Le niveau du déviateur appliqué étant proche de celui de la résistance à la rupture cette fissuration correspond aussi en grande partie à celui de l'endommagement en chargement quasi-statique. Malheureusement la littérature ne fournit pas assez d'observations microscopiques pour définir les mécanismes de déformation du comportement différé de fluage pour l'argilite. Ainsi la définition de ces mécanismes de déformation est faite en posant des hypothèses qui doivent toutefois décrire le comportement différé en s'appuyant sur des phénomènes physiques réels pour la roche. Trois hypothèses sont actuellement formulées pour décrire le comportement différé de l'argilite :

Hypothèse du comportement viscoplastique : le comportement différé est attribué au comportement visqueux de l'argilite vue comme matériau homogène et on établit des lois de comportement de type viscoélastique ou viscoplastique définissant ainsi la viscosité de l'argilite de façon globale ; ces lois peuvent être couplées à des variables d'endommagement pour décrire l'endommagement du matériau. Il s'agit d'une approche macroscopique phénoménologique de l'étude du comportement.

Hypothèse de la matrice viscoplastique : la déformabilité de l'argilite dépendant fortement de sa teneur en argile, on attribue le comportement visqueux ici à la matrice argileuse seule, en écrivant une loi de type viscoélastique ou viscoplastique et en intégrant l'influence des inclusions par homogénéisation. Elle rentre dans le cadre des approches micro-macro du comportement.

Hypothèse de la propagation subcritique : on suppose toujours que l'écoulement visqueux du matériau est contenu dans le comportement de la matrice argileuse seule. Pour cette hypothèse, on considère qu'il existe une densité de microfissures dans la matrice argileuse susceptibles de se propager lentement sous charge constante, en dessous des valeurs critiques qui sont généralement établies lors des critères de propagation de fissures. Cette propagation subcritique serait influencée par les conditions de l'environnement dans lequel se trouve le matériau. Ces conditions sont déterminées par les phénomènes complexes physico-chimiques qui s'y produisent. Cette hypothèse découle de nombreuses observations expérimentales sur la propagation lente des fissures dans les roches et le béton (*Anderson and Grew 1977 ; Henry et al., 1977 ; Waza et al., 1980 ; Atkinson 1984 ; Nara and Kaneko 2005, 2006 ; Chau and Shao 2006*). L'hypothèse de propagation subcritique peut être intégrée dans le cadre des approches micro-macro du comportement. C'est elle qui sera utilisée dans la suite de ce travail sur le comportement différé de l'argilite.

1.5 Discussions des modèles de comportement pour le fluage de l'argilite

1.5.1 Approches macroscopiques

Les approches macroscopiques de la formulation du comportement dépendant du temps d'un matériau sont généralement développées dans le cadre de la viscoélasticité ou de la viscoplasticité. Pour décrire l'endommagement du matériau, les modèles sont couplés à des variables d'endommagement scalaires ou tensorielles (*Lemaitre and Chaboche 1996, Voyiadis et al., 2004,2012 ; Rashid et al., 2012 ; Zhu and Sun 2013*). (*Jia et al., 2008, Zhou et al., 2008*) ont proposé un modèle élastique-plastique-viscoplastique couplé à l'endommagement pour les roches quasi fragiles. Il s'agit principalement d'une approche phénoménologique de la description du comportement du matériau, enrichie sur la base des résultats d'études micromécaniques. La déformation dépendante du temps est essentiellement attribuée à des processus viscoplastiques avec différentes échelles de temps. Cette démarche macroscopique a été adaptée pour le comportement différé de l'argilite. L'endommagement y est défini de façon isotrope par l'introduction d'une variable scalaire. L'évolution de l'endommagement est liée à l'évolution de la déformation viscoplastique. Autrement dit, l'état d'endommagement n'évolue pas de façon indépendante dans le temps. Toujours dans le cadre d'une approche viscoplastique macroscopique, Fabre (*Fabre 2005*) a proposé un modèle

viscoplastique avec prise en compte de l'endommagement, pour décrire le comportement différé de l'argilite. Ce modèle est une adaptation au cas de l'argilite du modèle viscoplastique de *Hajdu* (*Hajdu 2003*). L'endommagement anisotrope, représenté par un tenseur d'ordre 2, est introduit en utilisant le principe de la contrainte effective (*Lemaitre, 1996*). La loi d'évolution de l'endommagement s'appuie sur la loi de *Rabotnov* (*Rabotnov, 1969*), introduite pour modéliser la rupture par fluage des métaux. Ce concept de contrainte effective, comme expliqué par *Zhou* (*Zhou et al., 2008*), est très critiquable pour le cas des microfissures fermées. Les paramètres utilisés pour tester la validité de ces modèles pour le comportement de l'argilite hétérogène, sont obtenus à partir des moyennes des paramètres identifiés pour plusieurs essais à différentes profondeurs. Les résultats des simulations, obtenues avec cette démarche, ne permettent que de fournir une information qualitative sur le fluage de la roche. Elles n'offrent pas la possibilité de prendre en compte la microstructure de l'argilite dont un des gros facteurs d'influence du comportement est sa variabilité minéralogique. Elles ne peuvent donc pas être utilisées comme des modèles prédictifs à l'échelle du stockage. Pour ces modèles macroscopiques, l'endommagement par microfissuration n'est traité que comme un mécanisme secondaire pour la déformation dépendante du temps. Et le formalisme pour évaluer l'effet de la distribution orientée des microfissures est assez restreint.

1.5.2 Approches micro-macro

Les approches micro-macro sont généralement basées sur les techniques d'homogénéisation linéaire et non linéaire pour la description du comportement des matériaux hétérogènes. Elles permettent donc d'intégrer la microstructure, tout du moins une partie de sa statistique dans la formulation des lois constitutives pour le comportement du matériau. C'est cette approche qui sera utilisée dans le cadre de ce travail. Dans la littérature à notre connaissance deux formulations ont déjà été développées pour représenter le comportement différé de l'argilite considérée comme un matériau composite de type matrice/inclusion.

La première formulation consiste à définir une loi de comportement viscoplastique pour la phase argileuse et une loi de comportement élastique ou elasto-endommageable pour les inclusions puis, d'obtenir par homogénéisation non linéaire le comportement mécanique homogénéisé de l'argilite. La formulation s'appuie sur le cadre classique de l'elastoplasticité

pour décrire la réponse instantanée. Deux variantes de comportement de la matrice argileuse sont utilisées. Celle d'*Abou-Chackra Guery* (*Abou-Chackra Guery et al., 2009*) considère pour la phase argileuse un modèle de plasticité de type Drucker-Prager. *Huang* (*Huang et al., 2014*) dans un schéma à double homogénéisation micro-méso-macro, intègre la porosité en définissant une matrice argileuse poreuse plastique dont le critère de plasticité homogénéisé mésoscopique est tiré des travaux de *Maghous* (*Maghous et al., 2009*). En adoptant une approche unifiée dans une formulation elastoviscoplastique de type *Perzyna* (*Perzyna 1966*), le modèle viscoplastique employé pour décrire la phase argileuse est une extension du comportement instantané. L'homogénéisation macroscopique est réalisée ensuite en adoptant l'approche incrémentale de *Hill* (*Hill 1965*). Cette première formulation qui se situe dans le contexte de l'hypothèse d'une matrice viscoplastique conduit à un modèle avec un nombre important de paramètres. De plus d'après les observations expérimentales l'endommagement y est, soit mal défini comme dans le cas d'*Abou-Chackra Guery*(2009) qui considère un endommagement unique des inclusions, soit absent dans le cas de *Huang* (*Huang et al., 2014*) qui n'intègre pas l'influence de l'endommagement par microfissuration.

La deuxième formulation est celle qui est réalisée dans le contexte de la propagation subcritique. Elle a été proposée par *Huang* (*Huang et al., 2013*). Elle s'appuie sur un schéma à double homogénéisation micro-meso-macro, en définissant à l'échelle microscopique la matrice argileuse élastique avec une distribution isotrope des fissures ouvertes. La déformation de fluage est reliée directement à l'évolution des microfissures. Cette évolution est décrite par une loi de propagation subcritique des fissures. Cette approche permet de prendre en compte également les effets de l'interaction des microfissures. L'étude réalisée par *Huang*(2013), décrit uniquement le phénomène dissipatif de l'endommagement. L'endommagement y est supposé isotrope. Le travail qui est effectué dans cette thèse constitue une extension de cette approche pour intégrer l'anisotropie induite de l'endommagement par microfissuration et intégrer le phénomène dissipatif du frottement sur les lèvres de microfissures fermées. Ce frottement induit des déformations permanentes.

1.6 Conclusions

Ce chapitre introductif avait pour but de présenter le contexte dans lequel s'inscrit notre travail. C'est celui du stockage profond en milieu géologique des déchets radioactifs dont l'enjeu est de concevoir un système de stockage réversible qui puisse contenir à court et à long terme les déchets. Cet enjeu impose d'acquérir une connaissance aussi fine que possible du comportement du milieu géologique, à court et à long terme, sous l'effet des perturbations associées à l'implantation et à l'exploitation du stockage. A ce dessein des campagnes ont été menées pour décrire la microstructure de la formation hôte, ici une formation rocheuse d'argilite du Callovo-Oxfordien ; elles ont révélé que l'argilite pouvait être modélisée à une échelle dite mésoscopique comme un composite à trois phases, constitué d'une matrice argileuse homogène dans laquelle sont encastrées des inclusions de quartz et calcite. A l'échelle microscopique la matrice argileuse est un milieu poreux défini par une phase solide, constituée de particules d'argiles, et une porosité interparticulaire. Précisons que la porosité globale est majoritairement celle de la matrice argileuse. Cette observation servira d'hypothèse de modélisation.

Lors des campagnes de reconnaissance menées sur site, les observations révèlent un état de fissuration associé à une zone endommagée tout autour des galeries. Ceci est le fait des excavations qui perturbent fortement la roche. En raison de l'objectif de confinement à long terme il est indispensable de préciser l'évolution de cet état de fissuration et de cette zone endommagée dans le temps. Cette fracturation macroscopique a pour origine l'évolution de la microfissuration à l'échelle du matériau d'argilite. Il apparaît donc encore primordial d'étudier le comportement différé de la roche. Dans ce but la caractérisation expérimentale en laboratoire a permis d'étudier le comportement mécanique à l'échelle du matériau et de préciser les mécanismes de déformation qui le contrôlent. La fissuration y joue un grand rôle aussi bien sur la réponse instantanée que sur la réponse différée. Ces observations expérimentales doivent donc permettre de construire des lois de comportement intégrant les mécanismes de déformation du matériau pour simuler le comportement à l'échelle de l'ouvrage.

De façon complète la modélisation et la simulation du comportement de l'argilite en condition d'exploitation du stockage doit s'effectuer dans le cadre des approches couplées thermo-chimio-hydromécanique, ceci en raison de la microstructure de la roche et de la diversité des sollicitations d'origines thermiques, chimiques, hydriques et mécaniques qui

peuvent être rencontrées. Dans la suite de ce travail nous nous intéressons en particulier à la réponse différée de l'argilite sous sollicitations mécaniques. Des formulations ont déjà été proposées pour modéliser ce comportement. Mais dans les réponses qu'elles prédisent, elles ne tiennent pas compte de la microstructure du matériau ou elles ne considèrent qu'une voie des hypothèses formulées pour définir les mécanismes du fluage. Le prochain chapitre va donc consister à formuler un modèle de comportement différé du matériau par propagation subcritique de fissures en étendant la description isotrope de *Huang(2013)* pour représenter l'anisotropie induite de l'endommagement dans l'argilite.

Chapitre 2

Modélisation micromécanique du comportement différé de fluage : fissures ouvertes/fissures fermées lisses

2.1	Introduction (<i>Article publié Bikong et al., 2015</i>).....	47
------------	--	-----------

2.1 Introduction (*Article publié Bikong et al., 2015*)

Dans ce chapitre nous proposons une modélisation micromécanique du comportement différé par propagation subcritique des microfissures. Nous nous intéressons, en particulier, au comportement de fluage de la roche argileuse d'argilite. L'argilite est considérée dans ce travail, à l'échelle mésoscopique, comme un matériau composite à trois phases. Elle est constituée d'une matrice argileuse et des inclusions minérales de calcite et de quartz. La matrice argileuse, à l'échelle microscopique, contient une distribution aléatoire de microfissures de différentes orientations.

Le comportement local des phases constituantes à l'échelle mésoscopique est celui de l'élasticité linéaire avec endommagement par microfissuration pour la matrice argileuse et l'élasticité linéaire isotrope pour les inclusions. Nous supposons que, dans cette première étude, l'endommagement par microfissuration affecte uniquement les propriétés élastiques de la matrice argileuse. L'évolution de l'endommagement modifie le tenseur d'élasticité de la matrice argileuse et rend ainsi le problème d'homogénéisation macroscopique non linéaire. Pour un état d'endommagement donné, le comportement mécanique de la matrice argileuse peut être décrit par un tenseur d'élasticité sécant. Nous supposons donc que le tenseur d'élasticité macroscopique sécant de l'argilite peut être déterminé par l'utilisation des schémas d'homogénéisation linéaire. Il est calculé à partir du tenseur d'élasticité sécant de la matrice argileuse et des tenseurs d'élasticité des inclusions minérales. Le comportement macroscopique est ainsi construit par un schéma à double pas d'homogénéisation. Pour la première homogénéisation à l'échelle microscopique, le volume élémentaire représentatif est constitué d'une phase solide argileuse élastique isotrope, affaiblie par des microfissures ellipsoïdales (en forme de pièce de monnaie) de différentes orientations. Les microfissures de même orientation sont regroupées en familles. Cette description de la morphologie des microfissures rend possible l'utilisation directe des schémas d'homogénéisation linéaire basés sur la solution du problème de l'inclusion *d'Eshelby*. Le tenseur d'élasticité sécant de la matrice argileuse endommagée est calculé en distinguant deux états particuliers de la fissuration : microfissures ouvertes pour des sollicitations de traction et microfissures fermées lisses pour les sollicitations de compression. A chacun de ces états d'ouverture/fermeture, est associé un matériau élastique fictif. Deux schémas d'homogénéisation sont comparés : le

schéma dilué qui néglige l'interaction entre microfissures et le schéma de *Ponte Castañeda et Willis (PCW)* qui prend en compte l'interaction et les effets de la distribution spatiale des microfissures. Pour le deuxième pas d'homogénéisation, les inclusions minérales sont supposées de forme sphérique et distribuées aléatoirement dans la matrice argileuse. Le schéma de *Mori-Tanaka* est utilisé pour calculer le tenseur d'élasticité macroscopique sécant de l'argilite. Plusieurs travaux (*Abou-Chackra Guery et al., 2010 ...*) ont conclu à la pertinence de ce schéma pour le calcul des propriétés élastiques de l'argilite hétérogène.

Nous avons obtenu une expression de la déformation macroscopique comme une fonction tensorielle de la contrainte macroscopique et des paramètres de densité de microfissure de chaque famille. L'endommagement du matériau se traduit par l'évolution de la valeur de ces paramètres de densité. Sous conditions de fluage à contrainte constante, la vitesse de déformation de fluage est donc reliée à la cinétique d'évolution de la microfissuration dans la matrice argileuse. Cette propagation subcritique résulte des conditions complexes physico-chimiques à l'échelle microscopique dans la phase argileuse. Nous choisissons de décrire, en première approximation, la cinétique d'évolution de la microfissuration par une loi qui établit une relation entre la vitesse de propagation des fissures et la force thermodynamique, équivalent du taux de restitution d'énergie de la mécanique de la rupture.

Dans ce travail, pour notre modèle nous nous sommes intéressés en particulier au comportement différé. Nous avons, en première approche, négligé la réponse instantanée sous sollicitations mécaniques. Nous n'avons pas non plus considéré l'interaction entre la porosité et la propagation des microfissures dans la phase matrice argileuse. Le modèle développé permet de décrire les trois phases classiques du comportement de fluage tel qu'observé expérimentalement pour les roches. Le schéma de *Ponte Castañeda et Willis (PCW)*, pour décrire le comportement effectif de la matrice argileuse, semble être le plus approprié pour représenter l'impact de la microfissuration sur l'élasticité macroscopique. Ce qui souligne que l'interaction et la distribution spatiale des microfissures, à l'échelle microscopique, influencent de façon significative le comportement mécanique macroscopique. Les résultats des simulations des essais de fluage avec ce modèle montrent une assez bonne concordance avec les données expérimentales pour le comportement de l'argilite. Sur l'ensemble des résultats, l'influence de la composition minéralogique est bien décrite. Un autre avantage de

cette modélisation micromécanique est la possibilité de décrire l'anisotropie de l'endommagement induite par la microfissuration. Cette anisotropie est décrite dans ce travail grâce à la distribution orientée des microfissures selon des directions préférentielles.

Ce travail a été publié dans la revue « International journal of plasticity ». Nous présentons dans la suite, l'article tel que paru dans la revue dans sa version en anglais.



A micro-macro model for time-dependent behavior of clayey rocks due to anisotropic propagation of microcracks



C. Bikong^a, D. Hoxha^b, J.F. Shao^{a,*}

^a Laboratory of Mechanics of Lille, UMR8107 CNRS, USTL, Villeneuve d'Ascq, France

^b Laboratory PRISME, University of Orleans, France

ARTICLE INFO

Article history:

Received 4 July 2014

Received in revised form 25 October 2014

Available online 12 February 2015

Keywords:

Time-dependent damage

Creep

Microcracks

Micromechanics

Homogenization

Clayey rocks

ABSTRACT

In this paper, a micro-macro model is proposed for the time-dependent behavior of clayey rocks. Two material scales are considered. At the mesoscopic scale, the studied material is represented by a three-phase composite. Quartz and calcite grains are embedded inside the clay matrix. At the microscopic scale, the clay matrix is characterized by a cracked elastic solid. The creep deformation is assumed to be induced by the time-dependent propagation of anisotropic microcracks inside the clay matrix. A two-step homogenization procedure is proposed. The effective elastic properties of the cracked clay matrix are first determined using an Eshelby solution based homogenization method. Two different homogenization schemes are used respectively with and without taking into account crack interactions. Then the macroscopic mechanical properties of heterogeneous clayey rocks are determined by the second homogenization step using the Mori Tanaka Scheme. A sensitivity study is performed in order to evaluate macroscopic consequences of the microscopic time-dependent propagation law of microcracks. Finally, comparisons between numerical results and experimental data from creep tests are presented.

© 2015 Elsevier Ltd. All rights reserved.

1. Introduction

In the context of geological disposal of radioactive waste, clayey rocks have been largely investigated in many countries as a potential geological barrier. In France, under the coordination of the French National Agency for radioactive waste management (Andra), an underground research laboratory (URL) is constructed in Bure in the North-East region of France, in the geological layers of Callovo-Oxfordian argillites (Cox) at a depth of 445 m–490 m (Lebon and Mouroux, 1999). A series of laboratory tests and in situ experiments have been performed for the characterization of thermo-hydromechanical properties of the Cox argillites (Yang et al., 2010, 2012; Hu et al., 2014a, 2014b). According to the mineralogical analyses (Chiarelli et al., 2003; Robinet, 2008 and others), the average mineralogical compositions of Cox argillite are of 45% clay minerals, 28% calcite, 22% quartz and less than 5% other minerals (feldspars, pyrite etc.). These clayey rocks are characterized by complex and multi-scale microstructures (Robinet, 2008). However, as a first approximation and in view of micro-macro modeling, two relevant material scales should be taken into account (Abou-Chakra et al., 2008; Robinet, 2008; Shen et al., 2012). At the mesoscopic scale as illustrated in Fig. 1, the Cox argillites can be seen as a three-phase composite constituted by a clay matrix in which are embedded calcite and quartz grains. At the microscopic scale, the clay matrix is a porous material composed by a solid phase

* Corresponding author.

E-mail address: jian-fu.shao@polytech-lille.fr (J.F. Shao).

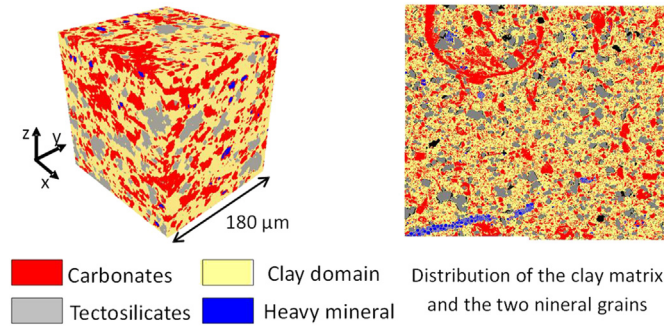


Fig. 1. Microstructure of the COX argillite at the mesoscopic scale (Robinet, 2008).

(clay particles) and inter-particle pores (Robinet, 2008). The average porosity is about 15% and the pore size varies between 20 nm and 50 nm. Due to the very long life of radioactive waste disposal, it is crucial to investigate long term thermo-hydromechanical behaviors of argillites. For this purpose, laboratory creep tests associated with microstructural analysis have been performed under different degrees of saturation (Chanchole, 2004). Among many factors influencing the time-dependent behaviors of argillites, the following two mechanisms play an essential role. The first one is related to the viscoplastic flow of clay matrix and the second one concerns the time-dependent propagation of microcracks in clay matrix (Abou-Chakra et al., 2009; Bornert et al., 2010). Indeed, various microscopic observations have revealed the existence of different propagation modes of microcracks inside the Cox argillites both under mechanical loading and moisture variation (Robinet, 2008; Bornert, 2010; Yang et al., 2012). On the other hand, many experimental studies have shown that microcracks can propagate slowly in time in a number of rocks and concrete due to complex physical and chemical phenomena such as stress corrosion, pressure solution and material dissolution etc. (Anderson and Grew, 1977; Henry et al., 1977; Waza et al., 1980; Atkinson, 1984; Nara and Kaneko, 2005, 2006; Chau and Shao, 2006). As the time-dependent crack propagation occurs even the applied loads are under the criterion for instantaneous propagation, it is usually qualified as a subcritical growth of microcracks which is responsible of macroscopic creep deformation. Based on experimental data, different kinds of macroscopic constitutive models have been proposed for the description of mechanical behavior in the clayey rocks (Shao et al., 2006a,b; Hoxha et al., 2007; Jia et al., 2010, just to mention a few). On the other hand, different constitutive models have been formulated for modeling of damage and plastic damage coupling in brittle metal or composite materials (Chaboche, 1981; Lubarda and Krajcinovic, 1995; Gambarotta, 2004; Brunig and Ricci, 2005; Khan and Liu, 2012; Balieu et al., 2013) as well as for quasi-brittle geomaterials such as rocks and concrete (Ju, 1989; Halm and Dragon, 1996; Hayakawa and Murakami, 1997; Voyiadjis et al., 2008; Comi and Perego, 2010; Shojaei et al., 2014). However, most models are devoted to time-independent behaviors of materials. Time-dependent strains are classically described by viscoplastic models. In some models, the damage evolution is coupled with viscoelastic and viscoplastic deformation (Rashid et al., 2012; Voyiadjis et al., 2004, 2012; Zhu and Sun, 2013). Some authors developed constitutive models taking into account the evolution of rock microstructure such as microcrack and bedding planes as the physical origin of creep deformation (Shao et al., 2003; Pietruszczak et al., 2004; Shao et al., 2006a,b; Zhou et al., 2008). Using nonlinear homogenization techniques, some micromechanical models have been developed for modeling of both plastic and viscoplastic behavior of clayey rocks (Abou-Chakra Guery et al., 2008, 2009). These models considered the viscoplastic flow of the clay matrix is the physical mechanisms of time-dependent behavior of clayey rocks. Recently, Huang and Shao (2013) have proposed a micro-macro model for modeling the creep deformation of the Cox argillites by considering the sub-critical propagation of microcracks in the clay matrix. However, their model was limited to the isotropic distribution of microcracks. Experimental investigations have clearly revealed an anisotropic distribution of microcracks which initiate and propagate in the clay matrix of Cox argillites (Bornert et al., 2010). In the present work, we propose an extension of this previous work to the description of subcritical propagation of anisotropic microcracks in the clay matrix. A two-step homogenization procedure will be used and its basic principle is shown in Fig. 2. At the first step, the effective elastic behavior of the anisotropic cracked clay matrix is determined

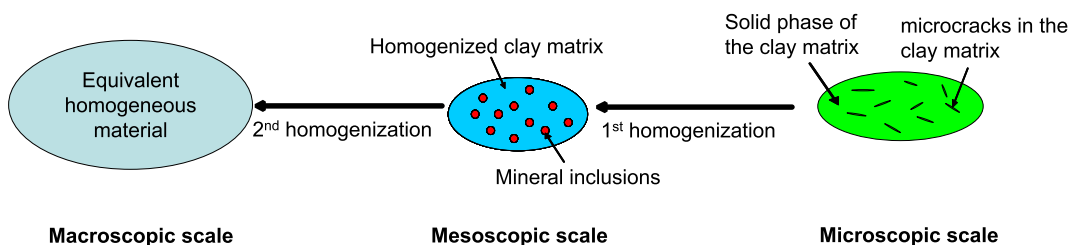


Fig. 2. Illustration of two-step nonlinear homogenization procedure.

using Eshelby solution based homogenization methods. The macroscopic mechanical behavior of composite argillites is obtained through the second step homogenization by taking into account the effects of mineral inclusions. Two different homogenization schemes will be compared for the damage modeling of clay matrix, the dilute scheme without considering microcrack interactions (Nemat-Nasser and Hori, 1993) and Ponte-Castaneda and Willis (PCW) scheme (1995) which takes into account microcrack interactions and spatial distribution effects. Due to the matrix-inclusion morphology at the mesoscopic scale and based on the comparisons of various homogenization schemes made in our previous work (Abou-Chakra Guery et al., 2010), the Mori-Tanaka scheme (1973) is adopted for the second step homogenization of argillite composite by taking into account effects of mineral inclusions. A specific subcritical anisotropic damage law will be developed for the description of local mechanical behavior of the clay matrix. A sensitivity study will be presented to capture influences of main parameters involved in the damage law. Finally, we shall show comparisons between numerical results obtained by the proposed micro-macro model and experimental data for a series of creep tests.

However, we are aware that in most clayey rocks, there are both plastic deformation and microcrack propagation which are generally coupled. Also the presence of pores in the clay matrix affects these two inelastic mechanisms. It is needed to develop a complete micro-macro model simultaneously taking into account these two mechanisms and the influence of porosity. But the formulation of such a model still remains a hard challenge in the framework of homogenization. At this stage, the plastic deformation and damage evolution are separated considered. The obtained models focus on different engineering applications. In this paper, the emphasis is put on the micro-macro damage model, which can be used to the analysis of failure process around underground cavities or to the situations where the hydrostatic stress is low. In those cases, the mechanical behavior of clayey rocks is dominated by the micro-cracking and the plastic deformation can be neglected. The effect of pores on the crack propagation will also be neglected. The issues related to the micro-macro modeling of plasticity/damage coupling and porosity/cracks interaction will be investigated in future works.

2. Anisotropic damage model for clay matrix

During the first step of homogenization, the effective elastic behavior of cracked clay matrix is determined. Let consider a representative volume element (RVE) of the clay matrix. This RVE is constituted by a solid clay phase with the elastic stiffness tensor \mathbb{C}^S . The solid phase is weakened by oriented penny shaped microcracks. Each family of microcracks is characterized by its unit normal vector \underline{n} and the aspect ratio $\varepsilon = c/a$, a being the average radius of penny-shaped microcracks and c the half-length of the small axis. Further, for the r th family ($r = 1, \dots, N$) of microcracks, we define the crack density parameter $d^r = \mathcal{N}^r a_r^3$, \mathcal{N}^r being the number of microcracks per unit volume in this family (Budiansky and O'Connell, 1976). We are aware that the clay matrix in most clayey rocks is a porous medium (Robinnet, 2008) and the porosity should affect the propagation of microcracks. However, we focus here on the formulation of a micro-macro model using an analytical homogenization method. It is really a hard task to consider the porosity/microcracks interaction according to our current knowledge. A strong simplification is then made by considering the clay matrix as a simple solid phase. Nevertheless, in the numerical simulations shown later, we will use the elastic properties of the porous clay matrix for those of the solid phase. Based on the previous work by Zhu et al. (2008), who proposed a micromechanical model for time-independent behaviors of brittle materials composed of an elastic solid embedded by microcracks, the effective elastic stiffness tensor of damaged medium can be expressed in the following general form:

$$\mathbb{C}^{\text{hom}} = \mathbb{C}^S + \sum_{r=1}^N \varphi^{c,r} (\mathbb{C}^{c,r} - \mathbb{C}^S) : \mathbb{A}^{c,r} \quad (1)$$

In this relation, $\varphi^{c,r}$ denotes the volumetric fraction of the r th family of microcracks, $\mathbb{C}^{c,r}$ its elastic stiffness tensor. $\mathbb{A}^{c,r}$ is the strain concentration tensor relating the macroscopic strain to the local microscopic strain. This tensor depends on the homogenization scheme adopted. In the present work, we consider two widely used schemes, the dilute scheme neglecting interactions between microcracks and Ponte Castaneda and Willis (PCW) scheme (Ponte-Castaneda and Willis, 1995) which takes into account both interactions between and spatial distribution effects of microcracks. The determination of the strain concentration tensor for the two homogenization schemes was presented by Zhu et al. (2008). Denoting by \mathbb{C}^{clay} the effective elastic stiffness tensor of the clay matrix, one gets the following expressions for the two schemes:

- Dilute scheme

$$\mathbb{C}^{\text{clay}} = \mathbb{C}^S + \mathbb{H} \quad (2)$$

- Ponte Castaneda and Willis

$$\mathbb{C}^{\text{clay}} = \mathbb{C}^S + \mathbb{H} + \mathbb{H} : \mathbb{B} : \mathbb{H} \quad (3)$$

$$\mathbb{B} = \mathbb{P}_d : (\mathbb{I} - \mathbb{H} : \mathbb{P}_d)^{-1}, \quad \mathbb{P}_d = \frac{\alpha}{3k^s} \mathbb{J} + \frac{\beta}{2\mu^s} \mathbb{K}, \quad \alpha = \frac{3k^s}{3k^s + 4\mu^s}, \quad \beta = \frac{6(k^s + 2\mu^s)}{5(3k^s + 4\mu^s)} \quad (4)$$

μ^s and k^s are respectively the shear and bulk modulus of the solid phase of clay matrix. In the above relations, the fourth rank tensor \mathbb{P}_d , allows to taking into account the spatial distribution effects of microcracks (Ponte-Castaneda and Willis, 1995). Without relevant data of microscopic analysis on the spatial distribution of microcracks in the clay matrix and for the sake of simplicity, we assumed a spherical distribution of microcracks which is mostly considered in many brittle materials. Two fourth order tensors respectively define the spherical and deviatoric parts and have the following components: $J_{ijkl} = \delta_{ij}\delta_{kl}/3$, $K_{ijkl} = I_{ijkl} - J_{ijkl}$, $I_{ijkl} = (\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk})/2$, with δ_{ij} being the components of the second order unit tensor. Further, the fourth order tensor \mathbb{H} is defined by

$$\mathbb{H} = \sum_{r=1}^N \frac{4}{3} \pi d^r \varepsilon \left[(C^{C,r} - C^S)^{-1} + \mathbb{P}_\varepsilon^r \right]^{-1} \quad (5)$$

\mathbb{P}_ε^r denotes the Hill's tensor which is related to the Eshelby's tensor by $\mathbb{S}_\varepsilon^r = \mathbb{P}_\varepsilon^r : C^S$. As the elastic stiffness tensor of crack family $C^{C,r}$ depends on the opening/closure state of microcracks, one gets the following expressions of the tensor \mathbb{H} respectively for the open and closed cracks.

- Open crack ($C^{C,r} = 0$)

$$\mathbb{H} = -\frac{4}{3} \pi \sum_{r=1}^N d^r C^S : \mathbb{T}^r, \quad \mathbb{T}^r = \lim_{\varepsilon \rightarrow 0} \varepsilon (\mathbb{I} - \mathbb{S}_\varepsilon^r)^{-1} \quad (6)$$

- Closed crack ($C^{C,r} = 3k^s \mathbb{J}$)

$$\mathbb{H} = -\frac{4}{3} \pi \sum_{r=1}^N d^r C^S : \mathbb{T}'^r, \quad \mathbb{T}'^r = \lim_{\varepsilon \rightarrow 0} \varepsilon \mathbb{K} : (\mathbb{I} - \mathbb{S}_\varepsilon^r : \mathbb{K})^{-1} \quad (7)$$

In the case of penny-shaped microcracks, the aspect ratio is generally negligible with respect to the crack radius. Based on the reference solution of Eshelby (1957) and by putting $\varepsilon \rightarrow 0$ (Zhu et al., 2008), the non-vanished components of the tensors of \mathbb{T}^r and \mathbb{T}'^r are given by:

- Open crack ($C^{C,r} = 0$)

$$T_{3333} = \frac{4(1 - \nu^s)^2}{\pi(1 - 2\nu^s)}, \quad T_{3311} = T_{3322} = \frac{4(1 - \nu^s)\nu^s}{\pi(1 - 2\nu^s)}, \quad T_{1313} = T_{2323} = \frac{2(1 - \nu^s)}{\pi(2 - \nu^s)} \quad (8)$$

- Closed crack ($C^{C,r} = 3k^s \mathbb{J}$)

$$T'_{1313} = T'_{2323} = \frac{2(1 - \nu^s)}{\pi(2 - \nu^s)} \quad (9)$$

ν^s is Poisson's ratio of the solid phase of clay matrix.

As shown above, the effective elastic stiffness tensor of the cracked clay matrix depends on the set of damage density parameters $\underline{d} = (d^1, \dots, d^i, \dots, d^N)$. Denote the average mesoscopic strain of the clay matrix by $\tilde{\mathbf{E}}$. Considering a linear elastic behavior of the clay matrix for a given damage state, the free energy function of the clay matrix takes the following form:

$$W^{clay} = \frac{1}{2} \tilde{\mathbf{E}} : C^{clay} (d^1, \dots, d^i, \dots, d^N) : \tilde{\mathbf{E}} \quad (10)$$

It is then possible to deduce the conjugated thermodynamic force associated with each crack density parameter as follows:

$$F^{d^r} = -\frac{\partial W^{clay}(d^1, \dots, d^i, \dots, d^N)}{\partial d^r} \quad (11)$$

Using the expressions of effective elastic stiffness tensor respectively for the two schemes considered above, one obtains the following thermodynamic forces:

- Dilute scheme:

$$F^{d^i} = \frac{2}{3}\pi\tilde{\mathbf{E}} : \mathbb{C}^S : \mathbb{T}^i : \tilde{\mathbf{E}}, \text{ for open cracks} \quad (12)$$

$$F^{d^i} = \frac{2}{3}\pi\tilde{\mathbf{E}} : \mathbb{C}^S : \mathbb{T}^i : \tilde{\mathbf{E}}, \text{ for closed cracks} \quad (13)$$

- PCW scheme:

$$F^{d^i} = \frac{2}{3}\pi\tilde{\mathbf{E}} : (\mathbb{I} + \mathbb{H} : \mathbb{B}) : \mathbb{C}^S : \mathbb{T}^i : (\mathbb{I} + \mathbb{B} : \mathbb{H}) : \tilde{\mathbf{E}}, \text{ for open cracks} \quad (14)$$

$$F^{d^i} = \frac{2}{3}\pi\tilde{\mathbf{E}} : (\mathbb{I} + \mathbb{H} : \mathbb{B}) : \mathbb{C}^S : \mathbb{T}^i : (\mathbb{I} + \mathbb{B} : \mathbb{H}) : \tilde{\mathbf{E}}, \text{ for closed cracks} \quad (15)$$

The subcritical propagation of microcracks is an important mechanism for the time-dependent deformation in a class of rocks. A series of experimental studies, for instance using double torsion test, have been performed in order to characterize the subcritical propagation velocity of cracks under various environmental conditions (Atkinson, 1984; Waza et al., 1980; Nara and Kaneko, 2006 just to mention a few). It was found that the velocity of subcritical propagation is a function of the tensile stress intensity factor and influenced by temperature and water saturation condition. In this study, we are considering the damage evolution of the clay matrix at the microscopic scale due to the subcritical propagation of anisotropic microcracks in different space orientations. Note that the conjugate thermodynamic force with the damage density parameter is equivalent to the strain energy release rate in fracture mechanics. We assume that the subcritical propagation rate of each family of microcracks is a function of its corresponding thermodynamic force. The following damage evolution law is proposed:

$$\dot{d}^r = \xi \frac{F^{d^r}}{A(d^r)^m} \quad (16)$$

ξ and m are two material parameters controlling the kinetics of subcritical damage evolution. The normalizing parameter A is used to obtain a dimensionless relationship. Note that the denominator term of (16) is increasing with the damage density and allows defining the increase of material resistance to damage evolution. Therefore, for a single microcrack subjected to a constant value of thermodynamic force, the rate of time-dependent damage evolution decreases when the damage density increases. This phenomenon is similar to strain or energy hardening in plastic deformation. However, due to interactions between microcracks, it is possible to obtain an accelerated evolution of damage leading to creep failure of materials, as it will be shown later in numerical simulations of this paper.

After the determination of damage density parameters for all families of microcracks at a given loading step, the effective elastic stiffness tensor of the cracked clay matrix can be calculated using the corresponding homogenization scheme. Denote $\tilde{\Sigma}(t)$ as the mesoscopic stress tensor of the clay matrix, the effective elastic behavior of the clay matrix is given by:

$$\tilde{\Sigma}(t) = \mathbb{C}^{clay}(d^1, \dots, d^i, \dots, d^N)(t) : \tilde{\mathbf{E}}(t) \quad (17)$$

3. Macroscopic behaviour of argillite

After the formulation of local damage model and the determination of effective elastic behavior for the clay matrix at the first step of homogenization, the macroscopic behavior of the argillite is now investigated at the second step of homogenization by taking into account effects of mineral inclusions at the mesoscopic scale. Note that in most existing micro-mechanical models as that proposed Zhu et al. (2008), only microcracks embedded in an elastic matrix were considered. In the present work, we shall consider two families of heterogeneities, say microcracks and mineral grains, at two different

scales. As mentioned above, the Cox argillite is seen as a three-phase composite constituted by the clay matrix, quartz and calcite grains. The clay matrix is described by the anisotropic damage model presented above and its effective elastic tensor \mathbb{C}^{clay} is determined by either the dilute or PCW scheme. We consider an isotropic linear elastic behavior for both quartz and calcite grains. For a given state of damage in the clay matrix, the macroscopic free energy of the argillite composite can be expressed by the general relation:

$$W^{hom}(\mathbf{E}, \mathbf{d}) = \frac{1}{2} \mathbf{E} : \mathbb{C}^{hom}(d^1, \dots, d^i, \dots, d^N) : \mathbf{E} \quad (18)$$

\mathbf{E} is the macroscopic strain tensor and \mathbb{C}^{hom} denotes the macroscopic elastic stiffness tensor taking into account the induced anisotropic damage inside the clay matrix and effects of calcite and quartz inclusions. The effective elastic relation of the argillite for a given loading time or step is obtained by the standard derivation of the free energy function:

$$\boldsymbol{\Sigma}(t) = \mathbb{C}^{hom}(d^1, \dots, d^i, \dots, d^N) : \mathbf{E}(t) \quad (19)$$

$\boldsymbol{\Sigma}(t)$ is the macroscopic stress tensor. Again, using the linear homogenization technique and taking into account the effects of calcite and quartz, the macroscopic elastic stiffness tensor of argillite can be expressed in the general form:

$$\mathbb{C}^{hom}(\underline{\mathbf{d}}) = \langle \mathbb{C}^r(\underline{\mathbf{d}}) : \mathbb{A}^r \rangle, \quad \boldsymbol{\varepsilon}^r = \mathbb{A}^r : \mathbf{E} \quad (20)$$

The fourth order concentration tensor \mathbb{A}^r relates the local strain tensor $\boldsymbol{\varepsilon}^r$ of the r th constituent phase to the prescribed macroscopic strain \mathbf{E} . It is important to point out that the definition of the macroscopic stiffness tensor given in (20) is obtained for linear elastic materials. Due to the crack propagation in the clay matrix, the elastic stiffness of the clay matrix and that of the argillite composite are not constant and evolve with the damage evolution. The problem is then nonlinear in nature. However, for a given state of damage, it is possible to determine the secant elastic stiffness tensor which linearly relates the stress tensor to the strain tensor in the clay matrix. In the present work, we assume that the macroscopic secant elastic tensor of the argillite can be evaluated by a linear homogenization scheme using the secant elastic tensor of the clay matrix. As for the determination of the effective elastic property of the clay matrix, the strain concentration tensor is related to the homogenization scheme used for the argillite. In the present work, considering the matrix/inclusion microstructure of the argillite at the mesoscopic scale, we propose to use Mori-Tanaka (1975) scheme. It is worth noticing that the MT scheme is generally appropriate when the inclusion concentration is relatively small. It is not always the case for the argillites studied here in which the mineral inclusions can reach 50%. However, it seems that the clay phase, even not dominating in terms of volumetric fraction, constitutes a pseudo continuous matrix phase. In our previous investigations on the elastic properties of this rock (Abou-Chakra Guery et al., 2010), we have compared the numerical predictions from various homogenization schemes with experimental measurements. It was found that the MT scheme was the mostly close one to the experimental data. Another reason is that with the MT scheme, it is easy to determine a close-form strain concentration tensor. Indeed, with the MT scheme, the strain concentration tensor is written by:

$$\mathbb{A}^r = \left(\mathbb{P}_I^r : (\mathbb{C}^r - \mathbb{C}^0(\underline{\mathbf{d}}))^{-1} + \mathbb{I} \right)^{-1} : \left[\sum_{s=0}^2 f_s \left(\mathbb{P}_I^s : (\mathbb{C}^s - \mathbb{C}^0(\underline{\mathbf{d}}))^{-1} + \mathbb{I} \right)^{-1} \right]^{-1} \quad (21)$$

The macroscopic effective stiffness tensor is given by:

$$\mathbb{C}^{hom} = \sum_{r=0}^2 f_r \mathbb{C}^r : \mathbb{A}^r \quad (22)$$

Due to the fact that the effective elastic stiffness tensor of the clay matrix, \mathbb{C}^{clay} , is anisotropic due to the oriented distribution of microcracks, it is not possible to obtain a closed-form of the Hill's tensor \mathbb{P}_I^s . This one should be numerically calculated based on the spatial integration of Green's function. Further, the stress–strain relation (18) can be inverted as follows:

$$\mathbf{E} = \mathbb{S}^{hom}(\underline{\mathbf{d}}) : \boldsymbol{\Sigma} \quad (23)$$

$\mathbb{S}^{hom}(\underline{\mathbf{d}})$ is the compliance tensor of the argillite. The rate form of (23) is given by:

$$\dot{\mathbf{E}} = \mathbb{S}^{hom}(\underline{\mathbf{d}}) : \dot{\boldsymbol{\Sigma}} + \left(\frac{\partial \mathbb{S}^{hom}(\underline{\mathbf{d}})}{\partial d_i} : \boldsymbol{\Sigma} \right) \dot{d}_i \quad (24)$$

Under creep loading conditions $\dot{\Sigma}_{ij} = 0$, the relation (24) shows that the macroscopic time dependent strain is a function of the subcritical damage growth.

4. Numerical implementation

In view of application to general loading conditions, the proposed micromechanical model is implemented in the standard ABAQUS code using the UMAT subroutine. We present here the numerical algorithm adopted for the implementation of the micromechanical model at each material point. Note that the algorithm proposed here is quite general with the possibility to consider different local constitutive models of constituents and homogenisation schemes.

Due to the time-dependent character of material behaviour, the loading path is divided into a number of time steps. At the step $(n + 1)$, all state and internal variables (strain, stress, damage density parameter etc.) at the preceding step (n) are known and the macroscopic strain increment $\Delta \mathbf{E}_{(n+1)} = \dot{\mathbf{E}}_{(n+1)} \Delta t_{n+1}$ is given. Therefore, the material point at the macroscopic scale is subjected to the macroscopic strain $\mathbf{E}_{(n+1)} = \mathbf{E}_{(n)} + \Delta \mathbf{E}_{(n+1)}$. The problem to be solved here is to find the corresponding macroscopic stress state at the end of time step $\Sigma_{(n+1)}$ by using the micromechanical model presented above. Note that an anisotropic damage model is proposed here. In general, it is difficult to define a continuous spatial distribution function to describe the anisotropic distribution of microcracks in the clay matrix. For the purpose of numerical implementation, the real microcrack distribution is approximated by a limited number of families and each family is characterized by its unit normal vector \mathbf{n}^r and crack density parameter d^r . Based on the previous studies by Zhu et al. (2008b), we have chosen the numerical integration scheme with 15 families of microcracks ($r = 1, \dots, 15$). The orientations of 15 crack families are shown in Appendix 1. The outline of numerical algorithm is summarized as follows.

1. Input data for the time step (t_{n+1}) : $\mathbf{E}_{(n+1)}$, $\Delta \mathbf{E}_{(n+1)}$, Δt_{n+1} , local strain fields in all constituents as well as microcrack density parameters such as:
 - clay matrix, $\tilde{\mathbf{E}}_{(n)}$, $d_{(n)}^r$ ($r = 1, \dots, 15$)
 - quartz grains, $\epsilon_{1(n)}$
 - calcite grains, $\epsilon_{2(n)}$

2. Put trial strain fields in the quartz and calcite phases as:

$$(\Delta \epsilon_1)_{(n+1)}^i := \Delta \mathbf{E}_{(n+1)}, \quad (\Delta \epsilon_2)_{(n+1)}^i := \Delta \mathbf{E}_{(n+1)}$$

3. The local strain in the clay matrix is calculated by the compatibility condition:

$$\Delta \tilde{\mathbf{E}}_{(n+1)}^i = \frac{\Delta \mathbf{E}_{(n+1)} - f_1 (\Delta \epsilon_1)_{(n+1)}^i - f_2 (\Delta \epsilon_2)_{(n+1)}^i}{1 - f_1 - f_2}, \quad \tilde{\mathbf{E}}_{(n+1)}^i = \tilde{\mathbf{E}}_{(n)}^i + \Delta \tilde{\mathbf{E}}_{(n+1)}^i$$

4. The first step homogenization: determination of the effective elastic behavior of clay matrix

At the iterate i , for the clay matrix, the values of $\tilde{\mathbf{E}}_{(n+1)}^i$ and $(d^r)_{(n+1)}^i$ (with $(d^r)_{(n+1)}^1 = (d^r)_{(n)}$) are known. We shall update the damage state and evaluate the effective elastic stiffness tensor of the clay matrix using the anisotropic damage model presented above. To do this, the following steps are followed:

- For each crack family, calculate the thermodynamic force F^{d^r} using the dilute or PCW scheme,
 - Calculate the subcritical damage rate \dot{d}^r according to (16) and damage increment $\Delta d^r = \dot{d}^r \times \Delta t_{(n+1)}$ as well as the updated damage state $(d^r)_{(n+1)}^i = (d^r)_{(n+1)}^{i-1} + (\Delta d^r)_{(n+1)}^i$;
 - Calculate the effective elastic stiffness tensor $\mathbb{C}^{clay}(d^1, \dots, d^i, \dots, d^N)_{(n+1)}^i$ with the dilute or PCW scheme as indicated in (2) and (3);
 - Update the local stress of clay matrix $\tilde{\Sigma}_{(n+1)}^i = \mathbb{C}^{clay}(d^1, \dots, d^i, \dots, d^N)_{(n+1)}^i : \tilde{\mathbf{E}}_{(n+1)}^i$
5. Based on the current value of $\mathbb{C}^{clay}(d^1, \dots, d^i, \dots, d^N)_{(n+1)}^i$, update Hill tensor \mathbb{P}_1^i by numerical integration and evaluate the strain concentration tensors \mathbb{A}_0^i , \mathbb{A}_1^i and \mathbb{A}_2^i using the Mori-Tanaka scheme as indicated in (21);
 6. Check the compatibility of local strains between two iterates for the phase (1) and phase (2) and compute the errors:

$$\mathbf{R}_1^i := \mathbb{A}_1^i : \Delta \mathbf{E} - \Delta \epsilon_1^i, \quad \mathbf{R}_2^i := \mathbb{A}_2^i : \Delta \mathbf{E} - \Delta \epsilon_2^i$$

If $\|\mathbf{R}_1^i\| < \textit{tolerance 1}$ and $\|\mathbf{R}_2^i\| < \textit{tolerance 2}$, the compatibility is reached. Else an additional iteration is required until the above convergence criteria are attained and in that situation, one sets:

$$(\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_1)_{(n+1)}^{i+1} = (\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_1)_{(n+1)}^i + \mathbf{R}_1^i, \quad (\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_2)_{(n+1)}^{i+1} = (\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_2)_{(n+1)}^i + \mathbf{R}_2^i$$

and return to the step 3.

8. After the iterative process is finished, the macroscopic elastic stiffness tensor of argillite can be determined by the second homogenization step with the Mori-Tanaka scheme according to (22). Finally, the macroscopic stress tensor is obtained by:

$$\boldsymbol{\Sigma}_{(n+1)} = \mathbb{C}^{\text{hom}}(d^1, \dots, d^i, \dots, d^N)_{(n+1)} : \boldsymbol{\Sigma}_{(n+1)}$$

5. Numerical evaluation and sensitivity study

In order to check the general capability of the micromechanical model and evaluate the influence of main parameters involved in the model, we present here a sensitivity analysis of the micromechanical model. For this purpose, a typical set of parameters is selected as shown in Table 1. Among these parameters, the elastic parameters of three mineral phases are taken from some previous works on the Cox argillites (Abou-Chakra et al., 2008, 2010; Shen et al., 2012). Concerning the two parameters involved in the time-dependent damage law, they are chosen using on numerical optimization procedure as that mentioned later when comparisons with experimental will be presented. The initial value of the crack density parameter for all directions is assumed to be isotropic and set $\text{tod}_0 = 0.01$. The normalizing parameter in the subcritical damage law (16) is set to $A = 1$ MPa.

5.1. Influences of model's parameters

We consider a uniaxial compression creep test under a constant axial stress of $\Sigma_{11} = -8$ MPa. We first use the dilute scheme for the first step homogenization of the clay matrix and the Mori-Tanaka scheme for the second step homogenization of the argillite with mineral inclusions (quartz, calcite). We assume that all microcracks are closed under compressive stress. The numerical results on the evolution of axial strain and of the global damage density with time are presented in Fig. 3. It is observed that with a suitable set of parameters, the proposed micromechanical model is able to reproduce all stages of a typical creep curve (primary, secondary and tertiary creep). Therefore it can be used to describe different kinds of experimental creep data with a suitable choice of parameters. This choice can be guided by the following indication about the role of each parameter involved. The multiplier parameter ξ is controlling the rate of damage evolution, the initial creep rate as well as the transition point to the tertiary creep stage. A higher value of this parameter leads to an increase of the damage evolution rate, the initial creep rate but a reduction of the primary creep stage and the tertiary creep stage can occur very quickly. On the other hand, for the given value of ξ , the exponent parameter m defines the transition point from the secondary to tertiary creep stage. When the value of m is higher, the tertiary creep stage occurs at an earlier time and the secondary creep rate is also higher. It is worth noticing that the three phases of creep deformation can be suitably described by most existing macroscopic viscoplastic models coupled with hardening/softening or damage laws. Bout in the macroscopic approach, the creep deformation laws are generally fitted from the macroscopic creep strain curves. When the microstructural parameters change, it is needed to fit different laws or sets of parameters. In the micro-macro model, we only assume some crack evolution laws at the microscopic scale, for instance the relation (16) which defines a decrease of damage rate when the crack density increases. The macroscopic creep strains are obtained by taking into account interactions between microcracks, between microcrack and the solid phase as well as with mineral inclusions. This is a predictive modeling. The macroscopic behavior will change accordingly when the microstructure changes without changing the local damage law and related parameters.

5.2. Influence of homogenization scheme

We investigate now the influence of the homogenization scheme used for the determination of effective elastic behavior of the cracked clay matrix, for both uniaxial compression and tensile creep test. As mentioned above, the dilute and PCW schemes are considered in this study.

Table 1

Typical parameters for three constituents of argillite.

Constituent	Elastic parameters	Sub-critical damage parameters
Clay matrix $f_0 = 60\%$	$\bar{E}_0 = 3000$ MPa, $\bar{\nu}_0 = 0.2$	Uniaxial creep test: $\xi = 5 \times 10^{-5}$, $m = 2.15$ Triaxial creep test ($\Sigma_{33} = -12$ MPa): $\xi = 5 \times 10^{-7}$, $m = 4.2$
Calcite $f_1 = 20\%$	$E_1 = 95000$ MPa, $\nu_1 = 0.27$	
Quartz $f_2 = 20\%$	$E_2 = 100000$ MPa, $\nu_2 = 0.06$	

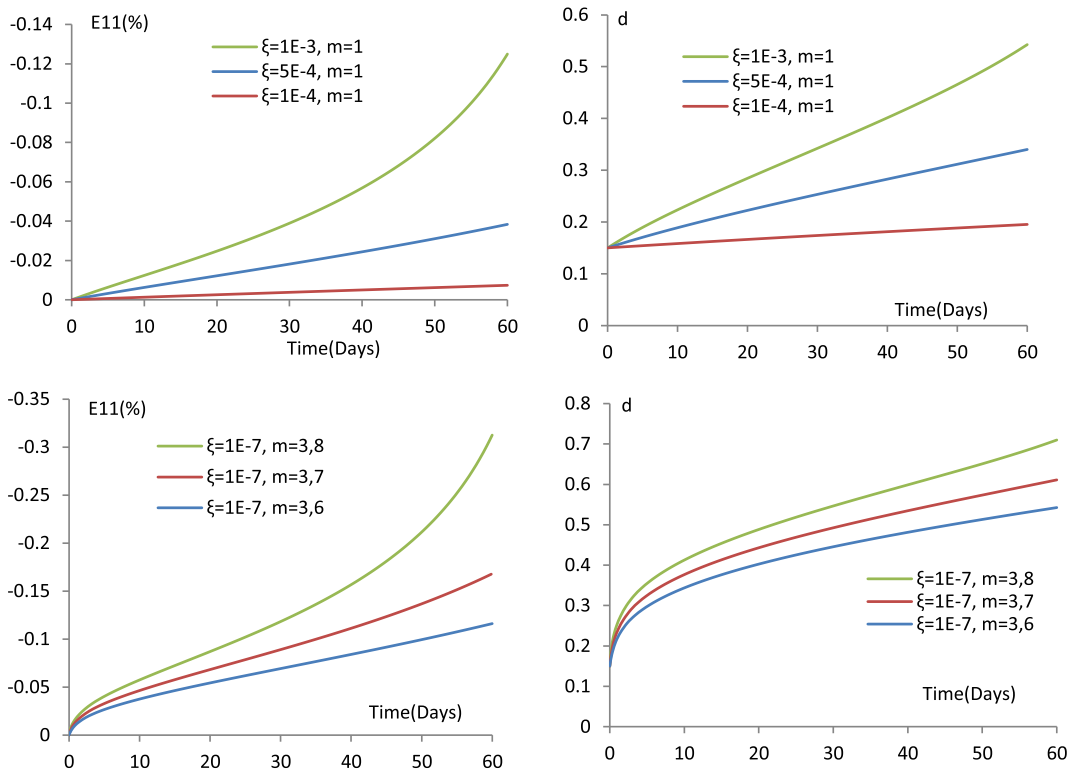


Fig. 3. Sensitivity analysis of axial strain in uniaxial compression creep.

We consider again the uniaxial compression creep test under a constant axial stress of $\Sigma_{11} = -8$ MPa by using the values of parameters ($\xi = 1 \times 10^{-7}$, $m = 3.6$). We assume that all microcracks are closed in the clay matrix. In Fig. 4a, we show the evolution of axial strain and global damage density with time obtained from the two homogenization schemes. One can clearly observe that the macroscopic creep strain with the dilute scheme is much higher than that with the PCW scheme. Accordingly, the global damage density in the clay matrix is also higher (see Fig. 4b). Note that no microcrack interaction is considered in the dilute scheme while in the PCW scheme, both the microcrack interaction and spatial distribution effects are taken into account. Therefore, the macroscopic creep behavior is significantly influenced by such effects of crack interaction at the microscopic scale. As it will be shown in the next section, the numerical results obtained with the PCW scheme are further closer to experimental data than the dilute one. The advantage of micromechanical modeling is also the possibility to provide some information at microscopic scales. In Fig. 5, we present the diagram showing the microcrack density in the clay matrix along different orientations in the representative plane (X–Y). It is clear that the distribution of induced microcracks is anisotropic and influenced by the homogenization scheme used. Under uniaxial compression, the maximum crack density is found at an orientation around 45° with respect to the loading axis (X). The evolutions of elastic moduli with time are given in Fig. 6 for three principal directions. In agreement with the evolution of microcracks, the evolution of elastic modulus of damaged material is also influenced by the homogenization scheme. Further, the evolution of elastic modulus is anisotropic in nature in accordance with the oriented distribution of microcracks.

Let consider now the uniaxial tensile creep test under a constant axial stress of $\Sigma_{11} = 8$ MPa by using the same values of parameters ($\xi = 1 \times 10^{-7}$, $m = 3.6$) as the uniaxial compression test. The evolutions of axial strain and crack density are presented in Fig. 7a and b respectively for two the homogenization schemes used. Again the macroscopic responses are affected by the homogenization scheme and then the interaction between microcracks. Further, it seems that the effect of homogenization scheme is more important in the tensile test than in the compression test. With the dilute scheme, the creep failure occurs very quickly. The distribution of crack density in the clay matrix in the X–Y plane is illustrated in Fig. 8. We can see that the maximum crack density is found along the loading axis X. But due to the interaction between the clay matrix and mineral inclusions, there is also the growth of microcracks along Y axis which is perpendicular to the loading orientation. This result is different with that obtained by the micromechanical model for a cracked medium alone without inclusions (Zhu et al., 2008). The evolutions of principal elastic moduli are presented in Fig. 9 along two directions. Accordingly, the induced anisotropy on the elastic modulus is also more pronounced in the tensile test than in the compression test.

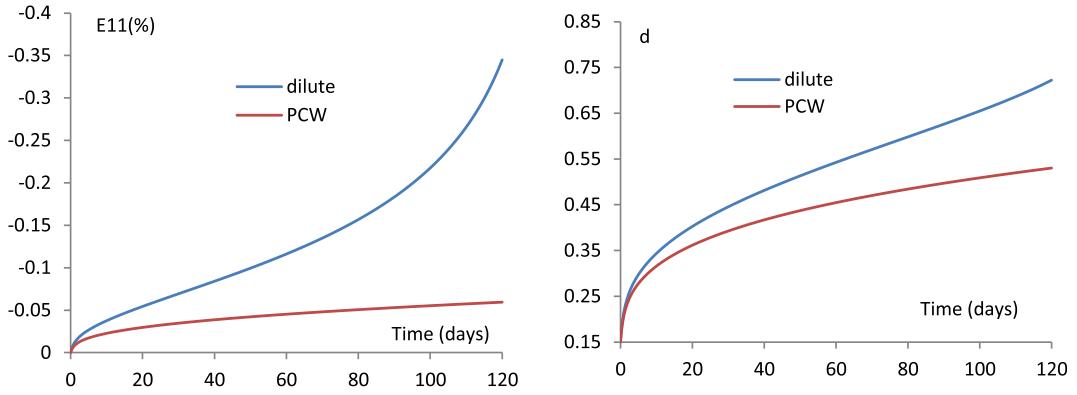


Fig. 4. Influence of homogenization scheme in uniaxial compression creep on the axial strain and global density of microcrack.

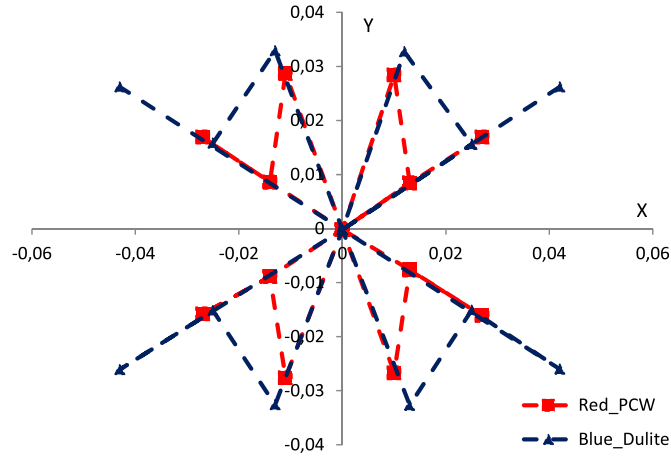


Fig. 5. Distribution of microcrack density at 120 days in X–Y plane during uniaxial compression creep test for two homogenization schemes.

5.3. Influence of mineralogical compositions and initial crack density

Compared with the classical phenomenological damage model, one of the advantages of a micro-macro model is its capability to directly take into account the influences of mineralogical compositions and microcracks such as the initial cracks density. In order to show this, we have studied again the material responses during the uniaxial compression creep test under $\Sigma_{11} = 8 \text{ MPa}$. In Fig. 10, we compare the numerical results of axial strain and global damage density respectively with two different mineralogical compositions. As the damage evolution occurs in the clay matrix, we have used two different values of the clay matrix volumetric fraction (f_0), say 50% and 60%. It is clearly shown that with the higher value of clay composition, the

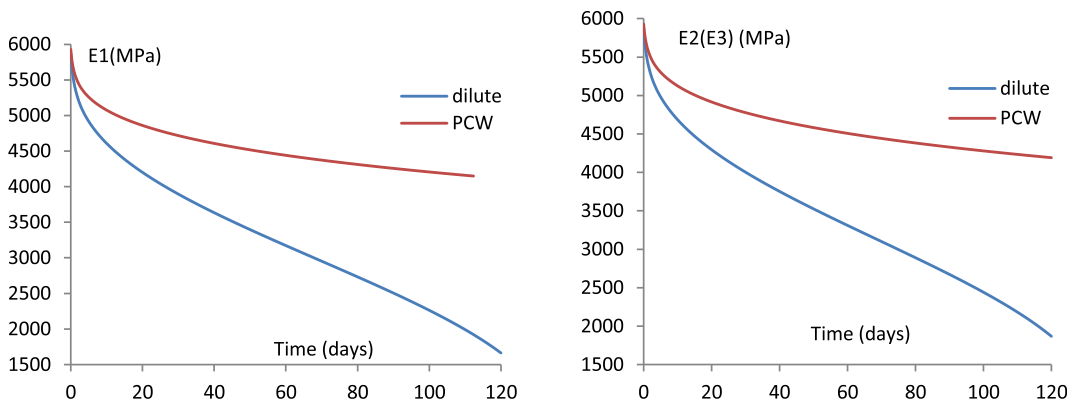


Fig. 6. Evolution of principal elastic moduli during uniaxial compression creep test for two homogenization schemes.

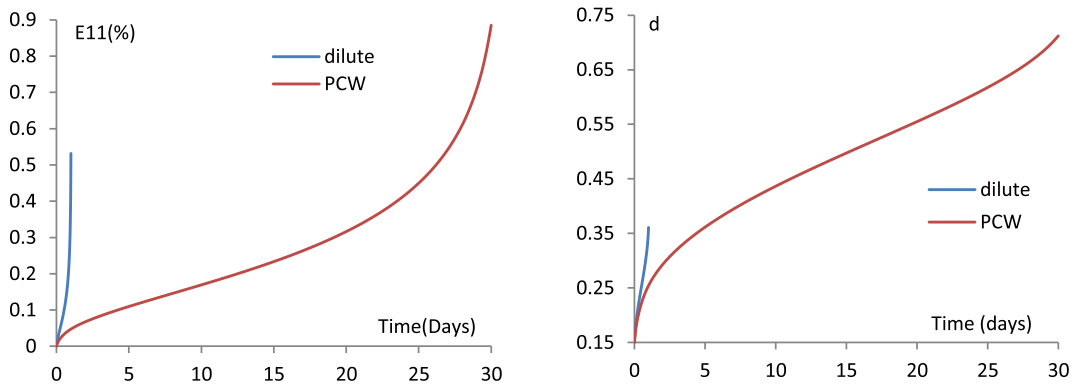


Fig. 7. Influence of homogenization scheme in uniaxial tensile creep on the axial strain and global density of microcrack.

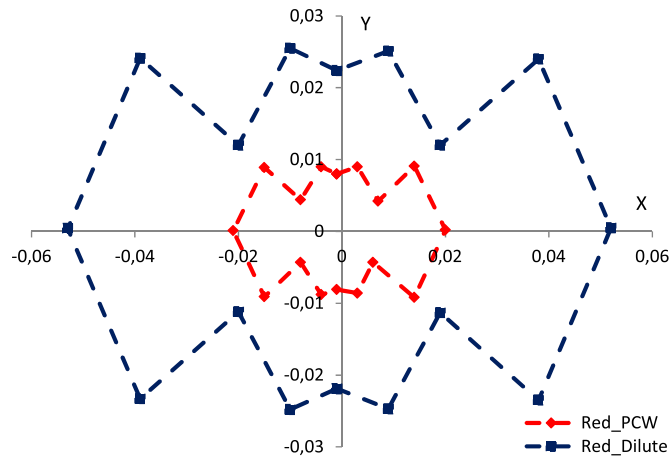


Fig. 8. Distribution of crack density in uniaxial tensile creep test for two homogenization schemes (1 day dilute scheme/30 days PCW scheme).

global damage density evolution is higher and the induced creep deformation is significantly enhanced. In Fig. 11, we show the influences of the initial crack density on the macroscopic creep behaviour. Note that in all figures, the deformation is the pure creep deformation without including the elastic deformation due to the axial stress increase. One can see that when the initial crack density is high in the material, the subsequent evolution of damage is smaller. As a consequence, the creep deformation induced by the time-dependent damage evolution is smaller when the initial crack density is higher.

6. Experimental verification

After the numerical assessment of the proposed micromechanical model in different loading paths and using different homogenization schemes, we present now the comparisons between numerical results and experimental data. The

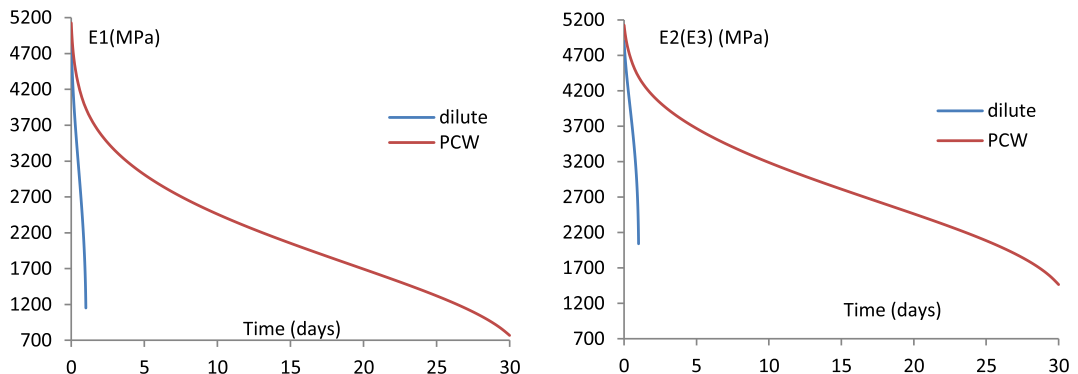


Fig. 9. Evolution of principal elastic moduli during uniaxial tensile creep test for two homogenization schemes.

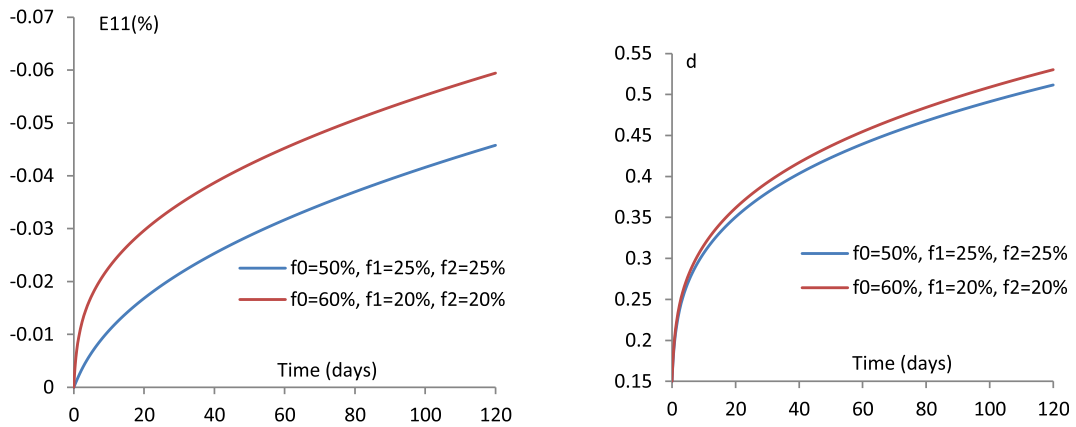


Fig. 10. Evolutions of axial strain and damage with time during a uniaxial compression creep test for two different mineralogical compositions (f_0 for clay matrix, f_1 for calcite and f_2 for quartz).

numerical results are obtained by using the PCW scheme for modeling the anisotropic damage in the clay matrix at the mesoscopic scale and the MT scheme for the macroscopic behavior of the argillite. We have used two uniaxial creep tests and four triaxial creep tests with different stress levels on argillite samples with different mineral compositions. For the identification of parameters, the elastic parameters of calcite and quartz grains are taken from literature and shown in Table 1. The elastic parameters of the clay matrix were determined in some previous works devoted to time-independent behaviors of argillite (Abou-Chakra et al., 2008, 2010; Shen et al., 2012). For two parameters controlling the subcritical damage in the clay matrix, the following methodology is adopted. The parameters are first determined from one uniaxial creep test with given mineralogical compositions by the optimal numerical fitting. The obtained values are then used for another uniaxial creep test with different mineral compositions. The same procedure is also used for triaxial creep tests. However, it is known that the mechanical parameters of geomaterials such as rocks are generally dependent on confining pressure. Without investigating in depth the dependency of all parameters on the confining pressure and putting the emphasis on the micro-macro modeling of time-dependent behaviors in heterogeneous rocks, we have simply used two separate sets of parameters for uniaxial and triaxial creep tests. The values used in the numerical calculations are given in Table 1.

The results for the uniaxial creep tests are presented in Fig. 12a and b with two different values of axial stress and for two samples with different mineral compositions. In Fig. 13, we present the results for the triaxial creep tests under 12 MPa confining pressure and different values of deviatoric stress for samples with different mineral compositions. In a general manner, there is a good agreement between the numerical results and experimental data. The proposed model seems correctly describe the time-dependent deformation of argillite. In particular, the influence of mineral compositions on the macroscopic behavior of heterogeneous argillite is well taken into account by the micromechanical model. Together with the axial creep strains, the numerical predictions of the global damage density evolution are also presented for each test. Unfortunately only the axial strain versus time was measured in the creep tests. The microscopic analysis of microcrack distribution inside the sample after the creep tests was not performed. Therefore, further laboratory investigations are still necessary for a deeper validation of the model, by measuring the lateral strain evolutions and making the microscopic characterization of induced microcracks by creep process.

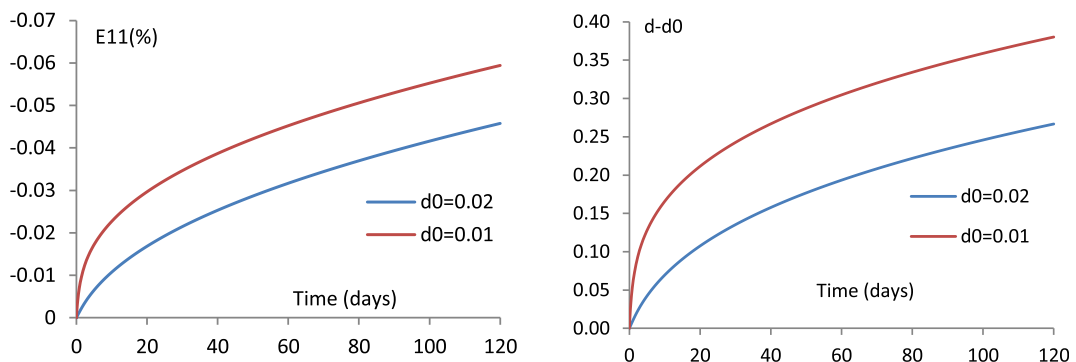
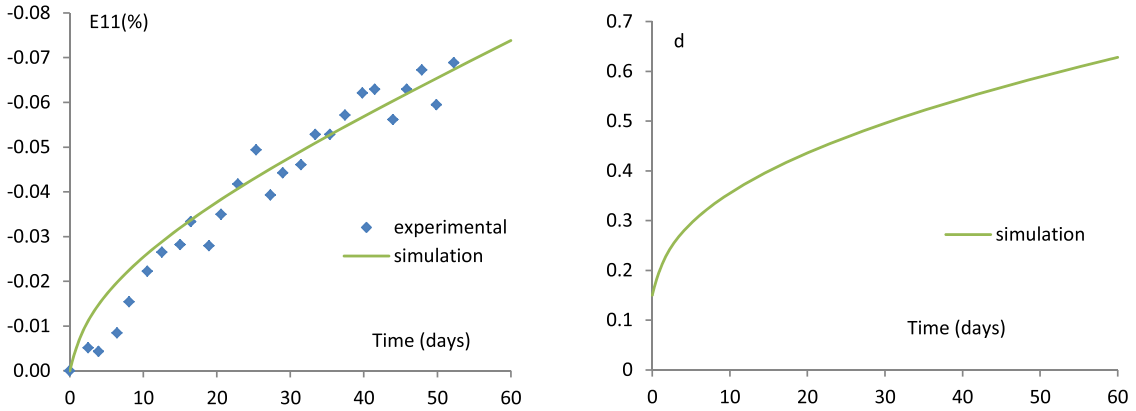
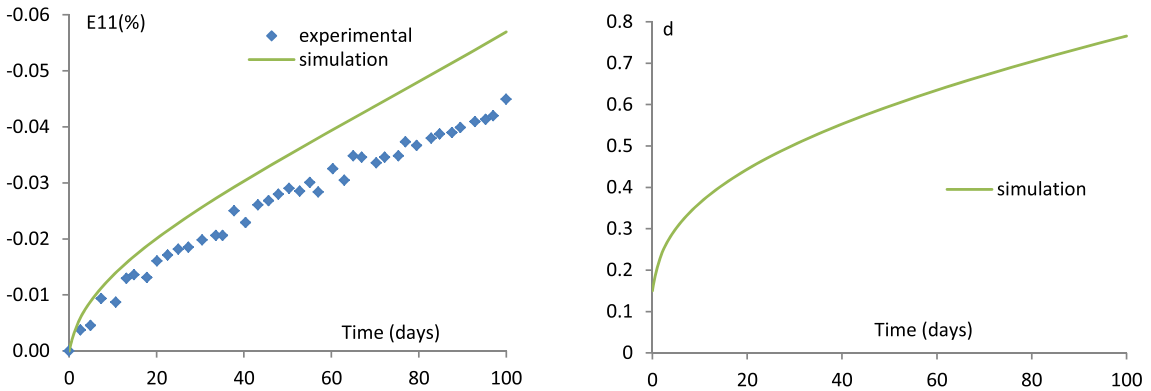


Fig. 11. Evolutions of axial strain and damage with time during a uniaxial compression creep test for two different values of initial crack density d_0 .



$$a: \Sigma_{11} = -8 \text{ MPa}, f_0 = 56\%, f_1 = 20\%, f_2 = 24\%$$

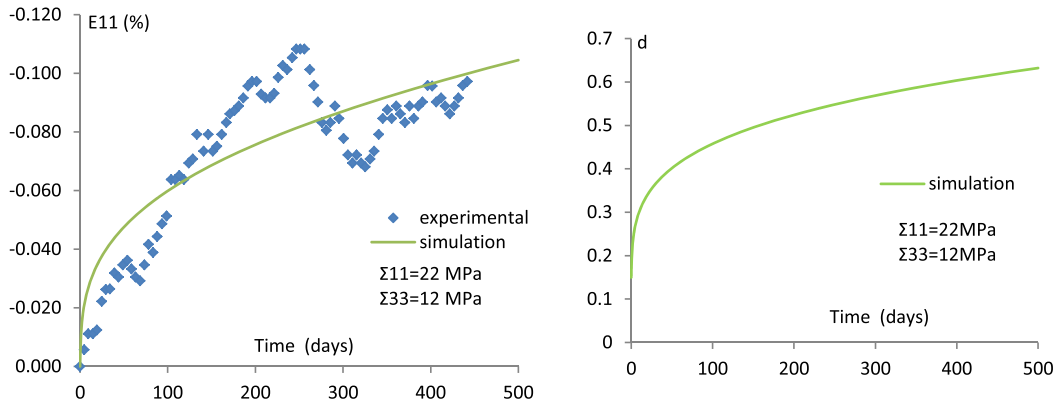


$$b: \Sigma_{11} = -9.9 \text{ MPa}, f_0 = 30\%, f_1 = 36\%, f_2 = 34\%$$

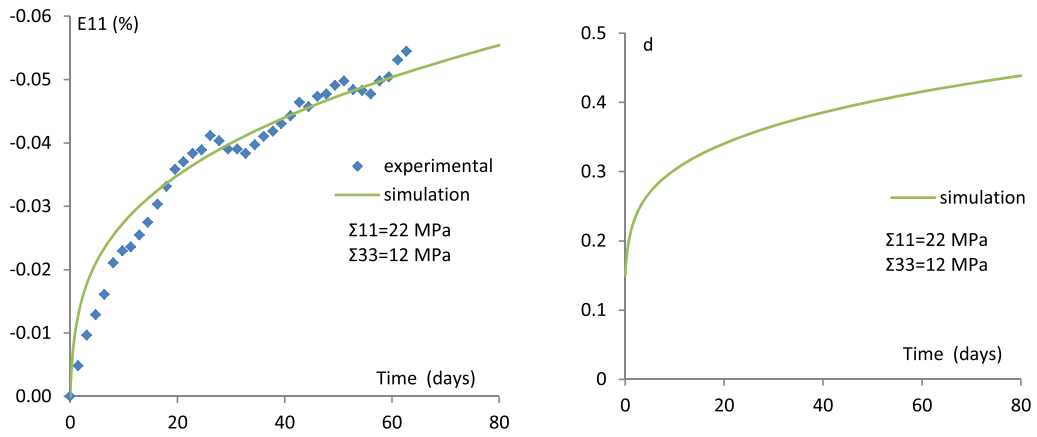
Fig. 12. Comparison of axial strain between simulation and experimental data in uniaxial compression creep test for different mineralogical compositions together with numerical values of damage density.

7. Conclusion

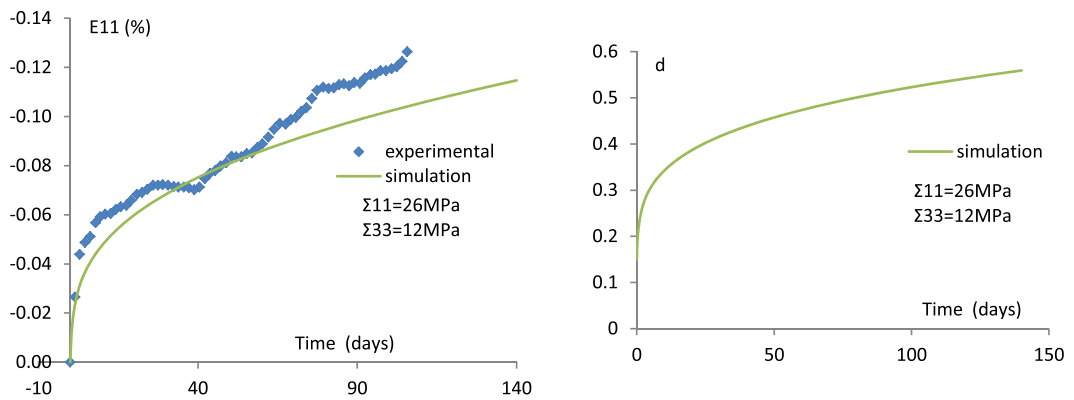
In this work, a micro-macro anisotropic damage model is proposed for the description of time-dependent behavior of the Callovo-Oxfordian argillite. Two representative material scales are considered. At the mesoscopic scale, the clayey rock is considered as a three-phase composite containing a clay matrix and embedded quartz and calcite grains. At the microscopic scale, the clay matrix is a cracked solid containing an anisotropic distribution of microcracks. The macroscopic time-dependent deformation is related to the subcritical growth of microcracks inside the clay matrix. A two-step homogenization approach is developed. An Eshelby-based micromechanical anisotropic model is first formulated for modeling the subcritical damage of the clay matrix using both the dilute and PCW schemes. The dissymmetric response between open and closed cracks is taken into account. A second homogenization step with the Mori-Tanaka scheme is used for taking into account the effect of quartz and calcite grains on the macroscopic behavior of the argillite. A sensitivity study of the proposed micro-macro model is presented for both tensile and compressive creep tests to capture the influences of homogenization schemes and subcritical damage parameters on the macroscopic response. It is found that the macroscopic response of the argillite is strongly affected by the interaction between microcracks taken into account by the PCW scheme for the damage modeling of clay matrix. The numerical results are in good agreement with experimental data in creep tests. The proposed model correctly reproduces the effects of stress level and mineral compositions on the creep strains of argillite. However, only the axial strain versus time was investigated. The microscopic analysis of microcracks induced by the creep process was not performed. Comparisons with the current experimental results presented in this paper are also limited. Further laboratory investigations are then necessary to verify the full capabilities of the proposed modeling framework in view of engineering applications. In our ongoing works, we are investigating effects of time-dependent damage on hydraulic properties such permeability in various saturation conditions. From a theoretical point of view, it is also envisaged to extend the present work



a: $f_0 = 57\%$, $f_1 = 21.7\%$, $f_2 = 21.3\%$

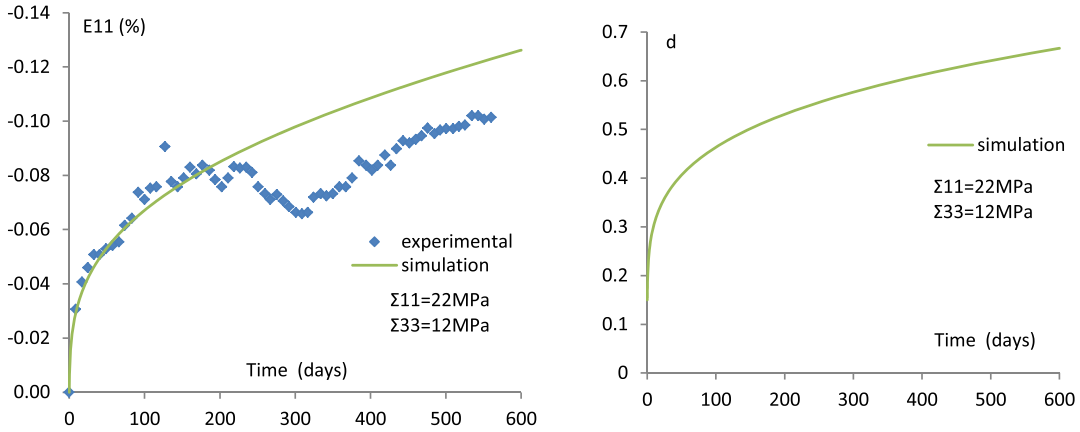


b: $f_0 = 56.9\%$, $f_1 = 21.9\%$, $f_2 = 21.2\%$



c: $f_0 = 57\%$, $f_1 = 21.7\%$, $f_2 = 21.3\%$

Fig. 13. Comparison of axial strain between simulation and experimental data in triaxial compression creep text with different mineralogical compositions together with numerical values of damage density.



$$d: f_0 = 56.9\%, f_1 = 21.6\%, f_2 = 21.5\%$$

Fig. 13. (continued).

by considering effects of porosity and damage/viscoplasticity coupling with the help of suitable numerical homogenization methods.

Acknowledgements

The present work is jointly supported the French National Agency for radioactive waste management (ANDRA) and by the Chinese state (973) program under the Grant 2011CB013504 as well as by the NSFC grant 11272114. These supports are gratefully acknowledged.

Appendix 1

Denote e_1, e_2 and e_3 be the unit vectors of the fixed orthogonal frame, the orientations of 15 families of microcracks are defined as follows (Bazant and Oh, 1986):

$$\begin{aligned} N^1 &= e_1, & N^2 &= e_2, & N^3 &= e_3 \\ N^4 &= re_1 + se_2 + te_3, & N^5 &= re_1 - se_2 + te_3, & N^6 &= re_1 - se_2 - te_3, & N^7 &= re_1 + se_2 - te_3, \\ N^8 &= se_1 + te_2 + re_3, & N^9 &= se_1 - te_2 + re_3, & N^{10} &= se_1 - te_2 - re_3, & N^{11} &= se_1 + te_2 - re_3, \\ N^{12} &= te_1 + re_2 + se_3, & N^{13} &= te_1 - re_2 + se_3, & N^{14} &= te_1 - re_2 - se_3, & N^{15} &= te_1 + re_2 - se_3 \end{aligned}$$

with: $r = \frac{\sqrt{5}+1}{2}, r = \frac{r}{2}, s = \frac{1}{2}, t = \frac{1}{2r}$.

References

Abou-Chakra Guery, A., Cormery, F., Shao, J.F., Kondo, D., 2008. A micromechanical model of elastoplastic and damage behavior of a cohesive geomaterial. *Int. J. Solids Struct.* 45, 1406–1429.
 Abou-Chakra Guery, A., Cormery, F., Shao, J.F., Kondo, D., 2009. A multiscale modeling of damage and time-dependent behavior of cohesive rocks. *Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech.* 33, 567–589.
 Abou-Chakra Guery, A., Cormery, F., Shao, J.F., Kondo, D., 2010. A comparative micromechanical analysis of the effective properties of a geomaterial: effect of mineralogical compositions. *Comput. Geotech.* 37, 585–593.
 Al-Rub, Rashid K. Abu, Darabi, Masoud K., 2012. A thermodynamic framework for constitutive modeling of time- and rate-dependent materials. Part I: theory. *Int. J. Plast.* 34, 61–92.
 Anderson, O.L., Grew, P.C., 1977. Stress corrosion theory of crack propagation with application to geophysics. *Rev. Geophys. Space Phys.* 15, 77–104.
 Atkinson, B.K., 1984. Subcritical crack growth in geological materials. *J. Geophys. Res.* 89, 4077–4114.
 Balieu, R., Lauro, F., Bennani, B., Delille, R., Matsumoto, T., Mottola, E., 2013. A fully coupled elastoviscoplastic damage model at finite strains for mineral filled semi-crystalline polymer. *Int. J. Plast.* 51, 241–270.
 Bazant, Z.P., Oh, B.H., 1986. Efficient numerical integration on the surface of a sphere. *ZAMM Z. Angew. Math. U. Mech.* 66 (1), 37–49.
 Bornert, M., Vales, F., Gharbi, H., Nguyen Minh, D., 2010. Multiscale full-field strain measurements for micromechanical investigations of the hydromechanical behaviour of clayey rocks. *Strain* 46, 33–46.
 Brung, M., Ricci, S., 2005. Nonlocal continuum theory of anisotropically damaged metals. *Int. J. Plast.* 21 (7), 1346–1382.

- Budiansky, B., O'Connell, R.J., 1976. Elastic moduli of a cracked solid. *Int. J. Solids Struct.* 12, 81–97.
- Chaboche, J.L., 1981. Continuous damage mechanics – a tool to describe phenomena before crack initiation. *Nucl. Eng. Des.* 64, 233–247.
- Chanchole, S., 2004. rapport final. Rapport ANDRA D RP 0 G.3S 2004-01/A. Etude expérimentale du comportement différé des argilites de l'Est à l'aide des essais sur échantillons de longue durée, vol. 21 (7), pp. 1409–1434.
- Chau, K.T., Shao, J.F., 2006. Subcritical crack growth of edge and center cracks in façade rock panels subject to periodic surface temperature variations. *Int. J. Solids Struct.* 43, 807–827.
- Chiarelli, A.S., Shao, J.F., Hoteit, N., 2003. Modeling of elastoplastic damage behaviour of a claystone. *Int. J. Plast.* 19, 23–45.
- Comi, C., Perego, U., 2010. Anisotropic damage model for concrete affected by alkali-aggregate reaction. *Int. J. Damage Mech.* 20, 598–617.
- Eshelby, J., 1957. The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion and related problems. *Proc. R. Soc. Lond. A* 241, 375–396.
- Gambarotta, L., 2004. Friction-damage coupled model for brittle materials. *Eng. Fract. Mech.* 71, 829–836.
- Halm, D., Dragon, A., 1996. A model of anisotropic damage by mesocrack growth: unilateral effect. *Int. J. Damage Mech.* 5, 384–402.
- Hayakawa, K., Murakami, S., 1997. Thermodynamical modeling of elastic-plastic damage and experimental validation of damage potential. *Int. J. Damage Mech.* 6, 333–363.
- Henry, J.P., Paquet, J., Tancrez, J.P., 1977. Experimental study of crack propagation in calcite rocks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.* 14, 85–91.
- Hoxha, D., Giraud, A., Homand, F., Auvray, C., 2007. Saturated and unsaturated behaviour modelling of Meuse Haute Marne argillite. *Int. J. Plast.* 23 (5), 733–766.
- Hu, D.W., Zhang, F., Shao, J.F., 2014a. Experimental study of poromechanical behavior of saturated claystone under triaxial compression. *Acta Geotech.* 9, 207–214.
- Hu, D.W., Zhang, F., Shao, J.F., Gatmiri, B., 2014b. Influences of mineralogy and water content on the mechanical properties of argillite. *Rock Mech. Rock Eng.* 47, 157–166.
- Huang, Y., Shao, J.F., 2013. A micromechanical analysis of time-dependent behavior based on subcritical damage in claystones. *Int. J. Damage Mech.* 22 (6), 773–790.
- Jia, Y., Bian, H., Su, K., Kondo, D., Shao, J., 2010. Elastoplastic damage modelling of desaturation and resaturation in argillites. *Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech.* 34, 187–220.
- Ju, J.W., 1989. On energy based coupled elastoplastic damage theories: constitutive modeling and computational aspects. *Int. J. Solids Struct.* 25 (7), 803–833.
- Khan, A.S., Liu, H.W., 2012. Strain rate and temperature dependent fracture criteria for isotropic and anisotropic metals. *Int. J. Plast.* 37, 1–15.
- Lebon, P., Mouroux, B., 1999. Knowledge of the three French underground laboratory sites. *Eng. Geol.* 52, 251–256.
- Lubarda, V.A., Krajcinovic, D., 1995. Some fundamental issues in rate theory of damaged elastoplasticity. *Int. J. Plast.* 11 (7), 763–798.
- Mori, T., Tanaka, K., 1973. Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions. *Acta Metall.* 21, 571–574.
- Nara, Y., Kaneko, K., 2005. Study of subcritical crack growth in andesite using the double torsion test. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 42, 521–530.
- Nara, Y., Kaneko, K., 2006. Sub-critical crack growth in anisotropic rock. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 43, 437–453.
- Nemat-Nasser, S., Hori, M., 1993. *Micromechanics: Overall Properties of Heterogeneous Materials*. North-Holland, Amsterdam, The Netherlands.
- Pietruszczak, S., Lydzba, D., Shao, J.F., 2004. Description of creep in frictional materials in terms of microstructure evolution. *J. Eng. Mech. ASCE* 130, 681–690.
- Ponte-Castaneda, P., Willis, J.-R., 1995. The effect of spatial distribution of effective behavior of composite materials and cracked media. *J. Mech. Phys. Solids* 43, 1919–1951.
- Robinet, J.C., 2008. *Minéralogie, porosité et diffusion des solutes dans l'argillite du callovo-oxfordien de bure (meuse/haute-marne, France) de l'échelle centimétrique à micrométrique*. University of Poitiers, France. Doctoral thesis.
- Shao, J.F., Zhu, Q.Z., Su, K., 2003. Description of creep in rock materials in terms of material degradation. *Comput. Geotech.* 30, 549–555.
- Shao, J.F., Jia, Y., Kondo, D., Chiarelli, A.S., 2006a. A coupled elastoplastic damage model for semi-brittle materials and extension to unsaturated conditions. *Mech. Mater.* 38, 218–232.
- Shao, J.F., Chau, K.T., Feng, X.T., 2006b. Modeling of anisotropic damage and creep deformation in brittle rocks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 43, 582–592.
- Shen, W.Q., Shao, J.F., Kondo, D., Gatmiri, B., 2012. A micro-macro model for clayey rocks with a plastic compressible porous matrix. *Int. J. Plast.* 36, 64–85.
- Shojaei, A., Taleghani, A.D., Li, G., 2014. A continuum damage failure model for hydraulic fracturing of porous rocks. *Int. J. Plast.* 59, 199–212.
- Voyiadjis, G.Z., Abu Al-Rub, R.K., Palazotto, A., 2004. Thermodynamic framework for coupling of non-local viscoplasticity and non-local anisotropic viscodamage for dynamic localization problems using gradient theory. *Int. J. Plast.* 20, 981–1038.
- Voyiadjis, G.Z., Taqieddin, Z.N., Kattan, P.I., 2008. Theoretical formulation of a coupled elastic-plastic anisotropic damage model for concrete using the strain energy equivalence concept. *Int. J. Damage Mech.* 18, 603–638.
- Voyiadjis, G.Z., Shojaei, A., Li, G.Q., 2012. A generalized coupled viscoplastic viscodamage viscohealing theory for glassy polymers. *Int. J. Plast.* 28, 21–45.
- Waza, T., Kurita, K., Mizutani, H., 1980. The effect of water on the subcritical crack growth in silicate rocks. *Tectonophysics* 67, 25–34.
- Yang, D.S., Billiotte, J., Su, K., 2010. Characterization of the hydromechanical behavior of argillaceous rocks with effective gas permeability under deviatoric stress. *Eng. Geol.* 114, 116–122.
- Yang, D.S., Bornert, M., Chanchole, S., Gharbi, H., Valli, P., Gatmiri, B., 2012. Dependence of elastic properties of argillaceous rocks on moisture content investigated with optical full-field strain measurement techniques. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 53, 45–55.
- Zhou, H., Jia, Y., Shao, J.F., 2008. A unified elastic - plastic and viscoplastic damage model for quasi brittle rocks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 45, 1237–1251.
- Zhu, H.R., Sun, L., 2013. A viscoelastic-viscoplastic damage constitutive model for asphalt mixtures based on thermodynamics. *Int. J. Plast.* 40, 81–100.
- Zhu, Q.Z., Kondo, D., Shao, J.F., 2008a. Micromechanical analysis of coupling between anisotropic damage and friction in quasi brittle materials: role of the homogenization scheme. *Int. J. Solids Struct.* 45, 1385–1405.
- Zhu, Q.Z., Kondo, D., Shao, J.F., Pensee, V., 2008b. Micromechanical modelling of anisotropic damage in brittle rocks and application. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 45 (4), 467–477.

Chapitre 3

Modélisation micromécanique du comportement instantané : couplage frottement-endommagement par microfissuration

Sommaire

3.1	Propriétés élastiques de la phase argileuse poreuse	68
3.2	Equations constitutives du comportement frottement endommagement pour une matrice solide avec fissures fermées	69
3.2.1	Energie libre de Gibbs et forces thermodynamiques	70
3.2.2	Critère et loi d'évolution du frottement.....	73
3.2.3	Critère et loi d'évolution de l'endommagement par microfissuration	74
3.2.4	Intégration locale du couplage frottement-endommagement.....	76
3.3	Comportement macroscopique de l'argilite : Modèle 1.....	78
3.3.1	Analyse de sensibilité des paramètres	80
3.3.2	Analyse des capacités prédictives du modèle 1.....	82
3.4	Comportement macroscopique de l'argilite : Modèle 2.....	84
3.4.1	Formulation du modèle matrice argileuse poreuse renforcée et multi fissurée.....	85
3.4.2	Capacités prédictives du modèle 2 de la matrice argileuse poreuse renforcée.....	87
3.5	Comparaison entre les deux schématisations de l'argilite.....	90
3.6	Influence de la porosité de la matrice argileuse.....	94
3.7	Calibration et validation expérimentale sur essais de compression triaxiale	95
3.8	Modélisation micromécanique avec loi découlement non associée pour l'évolution du glissement par frottement sur les lèvres de microfissures dans la matrice argileuse.....	99
3.8.1	Equations constitutives du modèle non associé.....	99
3.8.2	Validations expérimentales du modèle non associé.....	100
3.9	Conclusions.....	106

Le chapitre précédent a été consacré à l'étude du comportement mécanique différé de l'argilite en considérant uniquement l'endommagement par propagation de microfissures ouvertes ou fermées lisses n'induisant aucun phénomène dissipatif supplémentaire. Sous ce mode, pour un état d'endommagement donné, le comportement de la matrice argileuse pouvait être décrit par un tenseur d'élasticité sécant. La loi de comportement macroscopique a donc pu être écrite sur la base d'un tenseur d'élasticité macroscopique sécant, construit par schéma d'homogénéisation linéaire. Dans ce chapitre nous voulons intégrer l'effet dissipatif dû au frottement dans le cas des microfissures fermées et ainsi effectuer une modélisation du couplage frottement–endommagement. Nous étudierons ici la réponse à court terme de l'argilite, dans laquelle existe une distribution aléatoire de microfissures.

Deux stratégies de schématisation micromécanique du comportement seront confrontées, dans le but de faire une comparaison des réponses prédites en vue de la formulation du comportement différé par propagation subcritique de microfissures frottantes que nous présenterons en dernier chapitre. La différence entre ces deux schémas réside dans l'échelle à laquelle sera intégré l'effet des inclusions minérales de quartz et de calcite. Pour la première stratégie que nous appellerons **Modèle 1**, le comportement sera construit par une approche micro-méso-macro. Ce modèle reprend la schématisation du chapitre précédent mais seulement le comportement de la matrice argileuse ne peut plus être défini par une matrice d'élasticité sécante ; ceci en raison de la nonlinéarité introduite par le couplage frottement-fissuration. La formulation de la loi macroscopique utilisera dans ce cas la méthode incrémentale de *Hill* pour le passage méso-macro avec prise en compte des inclusions. La deuxième stratégie appelée **Modèle 2**, consistera à schématiser l'argilite à l'échelle mésoscopique comme une matrice élastique argileuse poreuse renforcée par les inclusions, dans laquelle sont distribuées aléatoirement plusieurs familles de microfissures fermées. Le comportement macroscopique sera ensuite construit par une formulation micromécanique du comportement de la matrice homogène fissurée.

Nous débuterons le chapitre par une première homogénéisation linéaire qui vise à intégrer à une échelle plus fine l'effet de la porosité dans la matrice argileuse. Nous présenterons ensuite l'écriture micromécanique du comportement d'une matrice solide dans laquelle est distribué un état de fissuration ; ce comportement interviendra dans les deux stratégies définies plus haut.

3.1 Propriétés élastiques de la phase argileuse poreuse

Les études sur la distribution de la porosité dans l'argilite révèlent qu'une grande partie de la fraction volumique des pores est concentrée dans la phase argileuse. Pour tenir compte de l'influence de la porosité sur le comportement mécanique, il apparaît nécessaire de modifier l'hypothèse de la matrice argileuse jusqu'ici considérée. Nous allons dans ce paragraphe nous limiter à une description élastique du comportement de la phase argileuse poreuse. L'approximation faite consiste à ne tenir compte de l'effet de la porosité que sur les propriétés élastiques de la phase argileuse. Cette phase sera ensuite supposée homogène aux échelles supérieures. Nous précisons qu'il est possible d'intégrer les effets de la porosité pour une écriture du comportement de l'argilite avec matrice argileuse poreuse plastique. Un exemple d'une telle modélisation est disponible dans les travaux de (*Shen et al., 2012*).

De façon similaire à celle utilisée pour les inclusions, la morphologie de la phase argileuse est, de façon approximative, considérée du type composite. Elle est constituée d'une matrice solide et des pores vides de formes sphériques, aléatoirement distribués dans la phase solide. Nous considérons une répartition uniforme de la porosité. Nous ne tenons pas compte explicitement de sa double échelle dans la phase argileuse (interagrégat/interparticule) et de la macroporosité à l'interface des inclusions. Les propriétés élastiques sont déterminées par le schéma d'homogénéisation linéaire de *Mori-Tanaka*:

$$k^0 = \frac{4(1-\phi_0)k^s\mu^s}{3\phi_0k^s + 4\mu^s} \quad \mu^0 = \frac{(1-\phi_0)\mu^s}{1 + 6\phi_0 \frac{k^s + 2\mu^s}{9k^s + 8\mu^s}} \quad (3.1)$$

k^0 et μ^0 sont respectivement le module de compressibilité et le module de cisaillement de la matrice argileuse poreuse homogénéisée, k^s et μ^s ceux de la phase solide et ϕ_0 la fraction volumique des pores. Le calcul de ces propriétés nécessite l'utilisation des propriétés élastiques de la phase solide de la matrice, propriétés pas encore déterminées par des mesures expérimentales. Ces propriétés de la phase solide de la matrice argileuse seront, dans notre travail, déterminées par une analyse inverse du problème d'homogénéisation linéaire, à partir des modules macroscopiques mesurés expérimentalement.

3.2 Equations constitutives du comportement frottement endommagement pour une matrice solide avec fissures fermées

Nous allons dans cette section, écrire une formulation du modèle pour décrire la réponse mécanique instantanée d'un matériau composé d'une matrice solide fissurée. Ce comportement d'une matrice avec plusieurs familles de microfissures interviendra dans nos modélisations micromécaniques pour les deux stratégies définies plus haut pour le modèle de l'argilite. Cette formulation s'inspire des travaux de *Zhu (Zhu and Shao, 2015)*.

Considérons le volume élémentaire représentatif (VER) constitué d'une matrice dans laquelle sont distribuées aléatoirement N familles de microfissures. Chaque famille, de forme en pièce de monnaie, distinguée par une normale \underline{n} et un rapport d'aspect $\varepsilon = c / a$, induit une déformation anélastique. En supposant que chaque famille de microfissure contribue de façon individuelle, la déformation totale du milieu fissuré peut être décomposée comme :

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_m + \boldsymbol{\varepsilon}_f \text{ avec } \boldsymbol{\varepsilon}_f = \sum_{r=1}^N \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \quad (3.2)$$

Soit sous forme incrémentale :

$$d\boldsymbol{\varepsilon} = d\boldsymbol{\varepsilon}_m + d\boldsymbol{\varepsilon}_f = d\boldsymbol{\varepsilon}_m + \sum_{r=1}^N d\boldsymbol{\varepsilon}_f^r \quad (3.3)$$

$\boldsymbol{\varepsilon}_m$ représente la déformation élastique de la matrice, $\boldsymbol{\varepsilon}_f$ la déformation anélastique totale due à la présence des microfissures et $\boldsymbol{\varepsilon}_f^r$ la contribution de chaque famille. La décomposition (3.2) est écrite sous l'hypothèse de déformation infinitésimale.

La phase matrice solide étant supposée élastique, la loi de comportement du milieu fissuré s'écrit :

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbb{C}^m : \boldsymbol{\varepsilon}_m = \mathbb{C}^m : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_f) \quad (3.4)$$

Soit sous forme incrémentale :

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbb{C}^m : \left(d\boldsymbol{\varepsilon} - \sum_{r=1}^N d\boldsymbol{\varepsilon}_f^r \right) \quad (3.5)$$

σ représente la contrainte macroscopique appliquée au milieu fissuré et \mathbb{C}^m le tenseur d'élasticité de la matrice solide. La relation (3.3) peut être inversée sous la forme :

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbb{S}^m : \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{\varepsilon}_f \quad (3.6)$$

\mathbb{S}^m est le tenseur de souplesse élastique de la matrice solide.

3.2.1 Energie libre de Gibbs et forces thermodynamiques

Le potentiel de contrainte encore appelé énergie libre de *Gibbs* W^* , représentation duale du potentiel thermodynamique de déformation, relie l'état de contrainte macroscopique à la déformation pour l'étude du VER en condition isotherme par la relation :

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{\partial W^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (3.7)$$

Par intégration de la relation (3.6), le potentiel peut s'écrire :

$$W^* = \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} : \mathbb{S}^m : \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{\sigma} : \sum_{r=1}^N \boldsymbol{\varepsilon}_f^r + W_b^* \quad (3.8)$$

L'expression (3.7) est valable pour les deux états ouverts et fermés des microfissures. Nous allons considérer le cas particulier des microfissures ouvertes pour déterminer W_b^* .

Pour les microfissures ouvertes, seule la dissipation par propagation des fissures intervient dans le VER. Et comme nous l'avons montré au chapitre précédent, le comportement du VER peut être déterminé à partir du tenseur d'élasticité macroscopique sécant obtenu par homogénéisation linéaire du milieu fissuré. Dans ce cas le potentiel de contrainte W_o^* s'écrit :

$$W_o^* = \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} : \mathbb{S}^{hom} : \boldsymbol{\sigma} \quad (3.9)$$

\mathcal{S}^{hom} est le tenseur de souplesse obtenu par homogénéisation dans le cas de microfissures ouvertes. Dans le cas de l'homogénéisation par le schéma de *Mori-Tanaka*, le tenseur de souplesse homogénéisé peut s'écrire sous la forme (*Zhu and Shao, 2015*):

$$\mathcal{S}^{hom} = \mathcal{S}^m + \sum_{r=1}^N d^r \frac{1}{c_n} \mathcal{N}^r + \frac{1}{c_t} \mathcal{T}^r \quad (3.10)$$

Avec, d^r densité des microfissures de la famille r , \mathcal{N}^r et \mathcal{T}^r deux tenseurs d'ordre 4 fonction de la normale unitaire représentant la famille de fissure r . Ils désignent respectivement un opérateur de projection normale et un opérateur de projection tangentielle ; et leur expression en fonction de la normale est donnée par :

$$\begin{aligned} \mathcal{N} &= \underline{n} \otimes \underline{n} \otimes \underline{n} \otimes \underline{n} \\ \mathcal{T} &= (\underline{n} \otimes \underline{n}) \otimes (\delta - \underline{n} \otimes \underline{n}) + (\delta - \underline{n} \otimes \underline{n}) \otimes (\underline{n} \otimes \underline{n}) \end{aligned} \quad (3.11)$$

δ est le tenseur d'identité d'ordre deux, représenté par le symbole de Kronecker.

$$(\underline{a} \otimes \underline{b})_{ij} = a_i b_j \quad (\underline{A} \otimes \underline{B})_{ijkl} = \frac{1}{2} (A_{il} B_{jk} + A_{ik} B_{jl})$$

$$c_n = \frac{3E_m}{16(1 - (\nu_m)^2)}, \quad c_t = c_n(2 - \nu_m) \quad (3.12)$$

c_n , c_t sont des constantes exprimées en fonction du module de Young E_m et du coefficient de Poisson ν_m de la phase solide de la matrice.

Définissons les relations :

$$\mathcal{S}_f^r = \frac{1}{c_n} \mathcal{N}^r + \frac{1}{c_t} \mathcal{T}^r \quad \mathcal{C}_f^r = c_n \mathcal{N}^r + c_t \mathcal{T}^r \quad (3.13)$$

\mathcal{S}_f^r , \mathcal{C}_f^r sont des tenseurs pseudo-inverse l'un de l'autre.

Le schéma de *Mori-Tanaka* a été choisi parce qu'il permet d'exprimer une relation linéaire entre le tenseur de souplesse et les densités de fissures ; ce qui est un avantage pour les formulations dans l'espace des contraintes.

La loi de comportement dans le cas de fissures ouvertes s'écrit :

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathcal{S}^{\text{hom}} : \boldsymbol{\sigma} = \mathcal{S}^m : \boldsymbol{\sigma} + \sum_{r=1}^N d^r \mathcal{S}_f^r : \boldsymbol{\sigma} \quad (3.14)$$

Par identification de (3.14) avec (3.6) la déformation anélastique pour le cas des fissures ouvertes s'écrit :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_f^r = d^r \mathcal{S}_f^r : \boldsymbol{\sigma} \text{ ou } \boldsymbol{\sigma} = \frac{1}{d^r} \mathcal{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \quad (3.15)$$

En réécrivant l'expression du potentiel de contrainte (3.9), et en utilisant (3.15) nous avons :

$$\begin{aligned} W_o^* &= \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} : \mathcal{S}^{\text{hom}} : \boldsymbol{\sigma} = \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} : \left(\mathcal{S}^m + \sum_{r=1}^N d^r \mathcal{S}_f^r \right) : \boldsymbol{\sigma} \\ \Rightarrow W_o^* &= \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} : \mathcal{S}^m : \boldsymbol{\sigma} + \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} : \left(\sum_{r=1}^N d^r \mathcal{S}_f^r : \boldsymbol{\sigma} \right) \\ \Rightarrow W_o^* &= \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} : \mathcal{S}^m : \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{\sigma} : \left(\sum_{r=1}^N d^r \mathcal{S}_f^r : \boldsymbol{\sigma} \right) - \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} : \left(\sum_{r=1}^N d^r \mathcal{S}_f^r : \boldsymbol{\sigma} \right) \\ \Rightarrow W_o^* &= \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} : \mathcal{S}^m : \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{\sigma} : \left(\sum_{r=1}^N \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \right) - \sum_{r=1}^N \frac{1}{2d^r} \boldsymbol{\varepsilon}_f^r : \mathcal{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \end{aligned}$$

Cette expression est obtenue pour le cas des microfissures ouvertes en employant un schéma de *Mori-Tanaka*. Comparée à l'expression générale (3.8), nous obtenons pour ce schéma:

$$W_b^* = - \sum_{r=1}^N \frac{1}{2d^r} \boldsymbol{\varepsilon}_f^r : \mathcal{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \quad (3.16)$$

Avec (3.16), l'expression générale de l'énergie libre de *Gibbs* pour tous les états d'ouverture des microfissures s'écrit :

$$W^* = \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} : \mathcal{S}^m : \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{\sigma} : \left(\sum_{r=1}^N \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \right) - \sum_{r=1}^N \frac{1}{2d^r} \boldsymbol{\varepsilon}_f^r : \mathcal{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \quad (3.17)$$

La relation (3.17), qui définit l'énergie libre de *Gibbs*, fait intervenir la déformation anélastique et le paramètre densité de microfissure de chaque famille comme des variables internes au sens de la thermodynamique. Les forces thermodynamiques qui leur sont associées sont :

- Contrainte locale sur chaque famille de fissure

$$\boldsymbol{\sigma}_f^r = \frac{\partial W^*}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}_f^r} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{d^r} \mathbb{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \quad (3.18)$$

- Force thermodynamique associée au paramètre densité de fissure de chaque famille

$$F^{d^r} = \frac{\partial W^*}{\partial d^r} = \frac{1}{2(d^r)^2} \boldsymbol{\varepsilon}_f^r : \mathbb{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \quad (3.19)$$

3.2.2 Critère et loi d'évolution du frottement

Dans le cas des microfissures fermées nous utilisons, pour représenter l'évolution de la déformation anélastique du VER due au frottement sur les lèvres de microfissure, un critère de type *Mohr-Coulomb* identique pour toutes les familles. Il s'écrit :

$$f^r(\boldsymbol{\sigma}_f^r) = \|\boldsymbol{\tau}_f^r\| + \eta \sigma_{fn}^r \leq 0 \quad (3.20)$$

Le paramètre η représente le coefficient de frottement à la surface des microfissures fermées

$$\|\boldsymbol{\tau}_f^r\| = \left(\frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma}_f^r : \mathbb{T}^r : \boldsymbol{\sigma}_f^r \right)^{1/2}, \quad \sigma_{fn}^r = - \left(\boldsymbol{\sigma}_f^r : \mathbb{N}^r : \boldsymbol{\sigma}_f^r \right)^{1/2} \quad (3.21)$$

$\|\boldsymbol{\tau}_f^r\|$ et σ_{fn}^r sont respectivement la composante tangentielle et la composante normale du vecteur de contrainte appliqué sur la famille de fissure r .

Le critère de frottement est exprimé en fonction la contrainte locale appliquée sur chaque famille de microfissure. Cette distinction permet par rapport à la contrainte macroscopique dans le VER, de définir dans l'espace de contrainte le terme d'écroutissage $\frac{1}{d^r} \mathbb{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r$. Ce terme, qui fait intervenir le paramètre densité de microfissures, décrira de façon unifiée l'écroutissage et le radoucissement du comportement du VER. Ceci est un grand avantage de l'approche micromécanique utilisée puisqu'elle n'implique pas l'utilisation de fonction d'écroutissage supplémentaire.

En faisant usage de la règle de normalité en relation avec le critère de frottement (3.20), la loi d'évolution de la déformation anélastique due au frottement s'écrit :

$$d\boldsymbol{\varepsilon}_f^r = \lambda_f^r \frac{\partial f^r(\boldsymbol{\sigma}_f^r)}{\partial \boldsymbol{\sigma}_f^r} = \lambda_f^r \left(\frac{\mathbb{T}^r}{2\|\boldsymbol{\tau}_f^r\|} + \eta \frac{N^r}{\boldsymbol{\sigma}_{fn}^r} \right) : \boldsymbol{\sigma}_f^r \quad (3.22)$$

Dans la suite pour une facilité de lecture, la relation (3.22) sera utilisée sous la forme

$$d\boldsymbol{\varepsilon}_f^r = \lambda_f^r \mathbf{D}_f^r \quad \mathbf{D}_f^r = \left(\frac{\mathbb{T}^r}{2\|\boldsymbol{\tau}_f^r\|} + \eta \frac{N^r}{\boldsymbol{\sigma}_{fn}^r} \right) : \boldsymbol{\sigma}_f^r \quad (3.23)$$

\mathbf{D}_f^r est un tenseur d'ordre 2 qui représente la direction d'écoulement de la déformation anélastique. Rappelons ici que nous faisons l'hypothèse de microfissures planes qui se propagent dans leur plan.

3.2.3 Critère et loi d'évolution de l'endommagement par microfissuration

Nous allons de nouveau combiner les résultats obtenus par l'approche micromécanique avec le raisonnement thermodynamique classiquement utilisé pour les formulations phénoménologiques, pour écrire le critère d'endommagement. Nous considérons aussi un critère d'endommagement identique pour toutes les familles de microfissures. Il est de la forme :

$$g^r(F^{d^r}, d^r) = F^{d^r} - R(d^r) \leq 0 \quad (3.24)$$

$R(d^r)$ représente la résistance à l'évolution de l'endommagement et donc à la propagation des microfissures et F^{d^r} joue le rôle de taux de restitution de l'énergie par comparaison au critère de propagation rencontré en mécanique de la rupture.

Nous allons préciser la forme fonctionnelle $R(d^r)$. Suivant les travaux de (Zhu and Shao, 2015), le critère de frottement défini pour une orientation critique d'une famille de

microfissures s'écrit dans l'espace des contraintes principales (convention de signe utilisée en mécanique des sols):

$$f_c = \sigma_1 - \tan^2 \theta_c \sigma_3 - 2 \tan \theta_c \sqrt{2R(d)\xi} = 0 \quad (3.25)$$

Avec θ_c plan critique de glissement défini par $\tan \theta_c = \eta + \sqrt{1 + \eta^2}$ et ξ une constante qui vaut $\xi = \frac{c_t}{2} + c_n \eta^2$. La rupture est atteinte lorsque $R(d)$ atteint sa valeur maximale R_c pour un paramètre de densité de microfissure critique d_c . $R(d)$ est donc une fonction croissante de d pendant la phase d'écroutissage ($d < d_c$) et une fonction décroissante pendant la phase radoucissante $d \geq d_c$. La forme suivante pour toutes les familles de microfissures est choisie :

$$R(d^r) = 2R_c \frac{d^r / d_c}{\left(1 + (d^r / d_c)^2\right)} \quad (3.26)$$

Le critère de rupture correspondant à ce modèle de couplage frottement–endommagement s'écrit :

$$f_c = \sigma_1 - \tan^2 \theta_c \sigma_3 - 2 \tan \theta_c \sqrt{2R_c \xi} \quad (3.27)$$

Notons dès à présent que la détermination des paramètres de ce modèle se fait en utilisant la relation (3.27) avec les données expérimentales obtenues lors des essais jusqu'à la rupture sur le matériau défini par une matrice solide fissurée sans inclusion. Ce n'est pas le cas pour l'argilite dont le comportement de la matrice argileuse à la rupture ne peut être déterminé expérimentalement.

En utilisant également une règle de normalité pour le critère d'endommagement, la loi d'évolution instantanée du paramètre de densité de microfissure pour chaque famille de microfissure s'écrit :

$$dd_i^r = \lambda_d^r \frac{\partial g^r(F^{d^r}, d^r)}{\partial F^{d^r}} = \lambda_d^r \quad (3.28)$$

3.2.4 Intégration locale du couplage frottement-endommagement

Le couplage des dissipations par frottement et endommagement n'est pleinement réalisé qu'à travers l'intégration locale des équations ainsi formulées, pour déterminer les multiplicateurs de frottement λ_f^r et les multiplicateurs d'endommagement λ_d^r . Pour cela nous ferons usage des règles de consistances pour le critère de frottement et le critère de d'endommagement :

- Condition de consistance pour le critère de frottement de la famille s ($f^s = 0, df^s = 0$)

$$df^s = \frac{\partial f^s}{\partial \boldsymbol{\sigma}_f^s} : d\boldsymbol{\sigma}_f^s = \frac{\partial f^s}{\partial \boldsymbol{\sigma}_f^s} : \left(\frac{\partial \boldsymbol{\sigma}_f^s}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : d\boldsymbol{\sigma} + \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}_f^s}{\partial d^s} (dd_i^s) + \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}_f^s}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}_f^s} : d\boldsymbol{\varepsilon}_f^s \right) = 0 \quad (3.29)$$

$$\Rightarrow df^s = \frac{\partial f^s}{\partial \boldsymbol{\sigma}_f^s} : \left(d\boldsymbol{\sigma} + \frac{1}{(d^s)^2} \mathcal{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s (dd_i^s) - \frac{1}{d^s} \mathcal{C}_f^s : d\boldsymbol{\varepsilon}_f^s \right) = 0$$

$$\Rightarrow df^s = \mathbf{D}_f^s : \left(\mathcal{C}^m : \left(d\boldsymbol{\varepsilon} - \sum_{r=1}^N d\boldsymbol{\varepsilon}_f^r \right) + \frac{1}{(d^s)^2} \mathcal{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s (dd_i^s) - \frac{1}{d^s} \mathcal{C}_f^s : d\boldsymbol{\varepsilon}_f^s \right) = 0$$

$$\Rightarrow \mathbf{D}_f^s : \left(\mathcal{C}^m : \left(d\boldsymbol{\varepsilon} - \sum_{r=1}^N \lambda_f^r \mathbf{D}_f^r \right) + \frac{1}{(d^s)^2} \mathcal{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s (dd_i^s) - \frac{1}{d^s} \mathcal{C}_f^s : \lambda_f^s \mathbf{D}_f^s \right) = 0 \quad (3.30)$$

- Condition de consistance pour le critère d'endommagement pour la famille s ($g^s = 0, dg^s = 0$)

$$dg^s = \frac{\partial g^s}{\partial F_d^s} dF_d^s + \frac{\partial g^s}{\partial d^s} dd_i^s = \frac{\partial F_d^s}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}_f^s} : d\boldsymbol{\varepsilon}_f^s + \left(\frac{\partial F_d^s}{\partial d^s} + \frac{\partial g^s}{\partial d^s} \right) dd_i^s = 0$$

$$\Rightarrow dg^s = \lambda_f^s \frac{1}{(d^s)^2} \mathbf{D}_f^s : \mathcal{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s + \left(\frac{\partial F_d^s}{\partial d^s} + \frac{\partial g^s}{\partial d^s} \right) dd_i^s = 0 \quad (3.31)$$

La présence des multiplicateurs de frottements et des multiplicateurs d'endommagement dans les relations (3.29) et (3.31), indique que le couplage frottement-endommagement impose la résolution simultanée de ces deux équations. Ainsi (3.31) permet d'écrire :

$$\Rightarrow dd_i^s = -\lambda_f^s \frac{\frac{1}{(d^s)^2} \mathbf{D}_f^s : \mathbb{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s}{\left(\frac{\partial F^{d^s}}{\partial d^s} + \frac{\partial g^s}{\partial d^s} \right)} \quad (3.32)$$

En remplaçant (3.32) dans (3.30), nous obtenons pour le multiplicateur de frottement:

$$M_{sr} \lambda_f^s = \mathbf{D}_f^s : \mathbb{C}^m : d\boldsymbol{\varepsilon} \quad (3.33)$$

Avec

$$M_{sr} = \mathbf{D}_f^s : \mathbb{C}^m : \mathbf{D}_f^r + I_{sr} \frac{\left(\mathbf{D}_f^s : \mathbb{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s \right)^2}{(d^s)^4 \left(\frac{\partial F_d^s}{\partial d^s} + \frac{\partial g^s}{\partial d^s} \right)} + I_{sr} \frac{1}{d^s} \mathbf{D}_f^s : \mathbb{C}_f^s : \mathbf{D}_f^s \quad (3.34)$$

Et $I_{sr} = 1$ si $s = r$ ou $I_{sr} = 0$ si $s \neq r$

Dans le cas où pour toutes les familles de microfissures fermées, le critère d'endommagement est aussi satisfait, la relation (3.33) définit un système d'équations linéaires pour lequel M_{sr} représente les composantes de la matrice inversible M (de taille $N \times N$) et I_{sr} les composantes d'une matrice identité ($N \times N$).

Les multiplicateurs de frottement sont alors déterminés par inversion de la relation (3.33) (les accolades $\{ \}$ représentent un vecteur de taille N) :

$$\{ \lambda_f \} = M^{-1} \{ \mathbf{D}_f : \mathbb{C}^m : d\boldsymbol{\varepsilon} \} \quad (3.35)$$

Les multiplicateurs d'endommagement sont déterminés ensuite par (3.32).

Nous pouvons construire l'opérateur tangent pour la loi micromécanique ainsi formulée. A partir de la loi de comportement (3.5) nous avons :

$$\begin{aligned} d\boldsymbol{\sigma} &= \mathbb{C}^m : \left(d\boldsymbol{\varepsilon} - \sum_{r=1}^N d\boldsymbol{\varepsilon}_f^r \right) = \mathbb{C}^m : \left(d\boldsymbol{\varepsilon} - \sum_{r=1}^N \lambda_f^r \mathbf{D}_f^r \right) \\ \Rightarrow d\boldsymbol{\sigma} &= \mathbb{C}^m : d\boldsymbol{\varepsilon} - \sum_{r=1}^N \lambda_f^r \mathbb{C}^m : \mathbf{D}_f^r = \mathbb{C}^m : d\boldsymbol{\varepsilon} - {}^t \{ \mathbb{C}^m : \mathbf{D}_f \} \{ \lambda_f \} \end{aligned} \quad (3.36)$$

En introduisant la relation (3.34) dans (3.35), l'opérateur tangent s'écrit :

$$\mathbb{L}_t = \mathbb{C}^m - {}^t \{ \mathbb{C}^m : \mathbf{D}_f \} M^{-1} \{ \mathbb{C}^m : \mathbf{D}_f \} \quad (3.37)$$

3.3 Comportement macroscopique de l'argilite : Modèle 1

Comme déjà évoqué en introduction de ce chapitre, dans cette section le comportement macroscopique de l'argilite sera construit par un schéma à trois pas d'homogénéisation (Figure 3.1). Le premier pas est celui de l'homogénéisation linéaire de la matrice argileuse constitué de sa phase solide élastique et des pores sphériques. Le second pas consiste à définir la loi de comportement de la matrice argileuse à l'échelle microscopique. Ce comportement est celui d'une matrice dans laquelle, sont aléatoirement distribuées plusieurs familles de microfissures fermées frottantes. La section 3.2 a été consacrée à en écrire les équations. Avec le troisième pas d'homogénéisation, pour inclure les effets des inclusions de quartz et de calcite, le matériau est décrit à cette échelle mésoscopique comme le composite matrice argileuse fissurée/ inclusions minérales élastiques. Le comportement homogène de la phase argileuse fissurée étant non linéaire, l'homogénéisation macroscopique se fera par la méthode incrémentale de *Hill* dont nous rappelons le principe en annexe B.

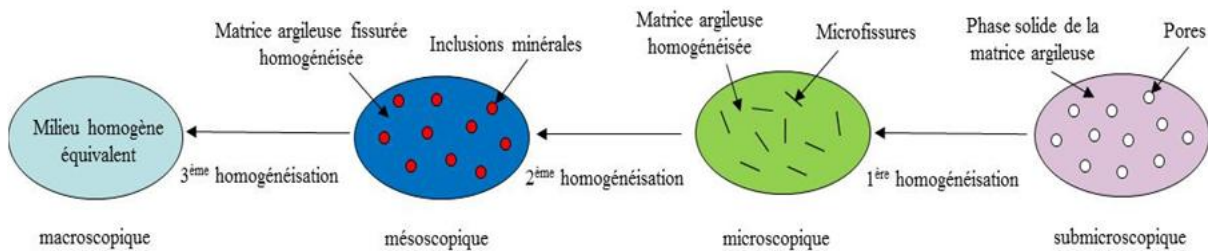


Figure 3.1 Illustration de la procédure à trois pas d'homogénéisation pour le modèle 1

La loi de comportement macroscopique de l'argilite est écrite sous forme de vitesse :

$$\dot{\Sigma} = \mathbb{L}_t^{\text{hom}} : \dot{E} \quad \text{avec} \quad \mathbb{L}_t^{\text{hom}} = \sum_{r=0}^2 f_r \mathbb{L}_t^r : A_t^r$$

La phase 0 est celle de la matrice argileuse fissurée homogénéisée, la phase 1 celle de la calcite et la phase 2 celle du Quartz. Pour le calcul des opérateurs tangents de localisation de déformation, nous utilisons à nouveau le schéma de *Mori-Tanaka*, déjà employé par (*Abou-Chackra Guery et al., 2008, Shen et al., 2012, Huang et al 2013,2014*) pour le changement d'échelle méso-macro dans le cas de l'argilite.

$$A_t^r = \left[\mathbb{I} + \mathbb{P}_{lr}^0 (\mathbb{L}_t^r - \mathbb{L}_t^0) \right]^{-1} \left[\sum_{r=0}^2 \mathbf{f}_r \left[\mathbb{I} + \mathbb{P}_{lr}^0 (\mathbb{L}_t^r - \mathbb{L}_t^0) \right]^{-1} \right]^{-1} \quad (3.38)$$

Avec \mathbb{L}_t^0 , l'opérateur tangent de la matrice argileuse (3.37), \mathbb{L}_t^1 et \mathbb{L}_t^2 égaux aux tenseurs d'élasticité isotrope des inclusions de calcite et de quartz respectivement.

\mathbb{P}_{lr}^0 représente le tenseur de *Hill* qui dépend de l'opérateur tangent de la matrice et de l'orientation et de la forme des inclusions. Nous considérons ici une distribution spatiale isotrope des inclusions de formes sphériques. Le tenseur de *Hill* est relié au tenseur d'*Eshelby* S^E par :

$$\mathbb{P}_{lr}^0 = S^E (\mathbb{L}_t^0) : (\mathbb{L}_t^0)^{-1} \quad (3.39)$$

Comme déjà évoqué dans plusieurs travaux (*Bornert et al., 2001, Abou-Chackra Guery et al., 2008, Shen et al., 2012*) la méthode incrémentale de *Hill*, utilisée sous la forme qui vient d'être présentée avec la relation (3.8), conduit à une réponse trop raide du matériau. Utilisation est faite d'une procédure d'isotropisation appliquée à l'opérateur tangent de la matrice argileuse pour l'évaluation du tenseur d'*Eshelby*. Le tenseur de *Hill* est maintenant évalué par

$$\mathbb{P}_{lr}^0 = S^E (\mathbb{L}_{t(iso)}^0) : (\mathbb{L}_t^0)^{-1} \quad (3.40)$$

$$\text{Avec} \quad \mathbb{L}_{t(iso)}^0 = (\mathbb{J} :: \mathbb{L}_t^0) \mathbb{J} + \frac{1}{5} (\mathbb{K} :: \mathbb{L}_t^0) \mathbb{K} \quad (3.41)$$

La relation (3.41) peut s'écrire sous la forme $\mathbb{L}_{t(iso)}^0 = 3k_{iso}^0 \mathbb{J} + 2\mu_{iso}^0 \mathbb{K}$ ce qui permet d'évaluer le tenseur d'*Eshelby* par :

$$S^E (\mathbb{L}_{t(iso)}^0) = \frac{3k_{iso}^0}{3k_{iso}^0 + 4\mu_{iso}^0} \mathbb{J} + \frac{6k_{iso}^0 + 2\mu_{iso}^0}{5(3k_{iso}^0 + 4\mu_{iso}^0)} \mathbb{K} \quad (3.42)$$

3.3.1 Analyse de sensibilité des paramètres

Nous nous proposons maintenant d'analyser la réponse prédite par la formulation du modèle 1. Les constantes d'élasticité des inclusions de calcite de quartz sont considérées identiques à celles du chapitre 2, extraites des travaux de (*Lide 2004*) $E^1 = 95\text{GPa}$, $\nu^1 = 0.27$, $E^2 = 100\text{GPa}$, $\nu^2 = 0.06$. Nous précisons maintenant comment sont évaluées les propriétés élastiques de la phase solide de la matrice poreuse dont nous avons fait la présentation à la section 3.1 au début du chapitre. Comme déjà évoqué, les propriétés élastiques de la phase argileuse ne sont pas directement accessibles par l'expérience. Grâce aux résultats des essais mécaniques de *Chiarelli(2000)*, *Abou-Chackra Guery(2010)* a résolu par le schéma de *Mori-tanaka* un problème d'homogénéisation linéaire inverse pour déterminer les propriétés élastiques de la phase argileuse pour la modélisation de l'argilite comme composite triphasé. Cette démarche lui a donné les valeurs numériques suivantes pour la matrice argileuse: $E_0 = 3000\text{MPa}$ $\nu_0 = 0.3$. Nous les utiliserons en première approximation pour analyser les capacités prédictives de nos modèles. De même nous allons effectuer une analyse inverse pour déterminer les propriétés élastiques de la phase solide de la matrice poreuse.

Nous exploitons ici les données disponibles dans les travaux de *Chiarelli(2000)*. En considérant une variation de la porosité totale 11% à 13.85% mesurée par porosimétrie au mercure et une variation de la fraction volumique de la phase argileuse de 40 à 45 % dans l'argilite (*ANDRA 2005*), la porosité moyenne dans la phase argileuse vaudrait 25% (en supposant toute la porosité répartie uniformément dans la matrice argileuse). Par résolution du système d'équation définie par la relation (3.1) pour k^s et μ^s nous obtenons :

$$E^s = 5000\text{MPa}, \nu^s = 0.33$$

Nous avons déjà évoqué que la formulation du modèle de la section (3.2), établissait le critère de rupture d'un matériau constitué uniquement d'une matrice solide fissurée. Ce critère servirait dans ce cas-là de moyen de détermination des paramètres en fonctions des données expérimentales à la rupture. Pour l'argilite l'étude expérimentale de la matrice argileuse seule sous chargement mécanique n'est pas encore possible, nous devons donc procéder à une étude paramétrique pour déterminer le rôle de chaque paramètre en relation avec les réponses macroscopiques prédites. Les paramètres étudiés sont le coefficient de frottement sur les

lèvres de fissure η , la résistance maximale à l'endommagement R_c , et le paramètre de densité de fissure critique d_c . Pour cette étude nous fixons dans un premier temps la composition minéralogique suivante : $f_0 = 49\%$, $f_1 = 19\%$, $f_2 = 32\%$.

Les simulations numériques sont toujours réalisées à l'aide du code élément fini ABAQUS, les lois de comportement intégrées via l'interface UMAT. Pour l'intégration numérique des lois de comportement, nous utilisons le schéma d'intégration classique à 33 points de Gauss repartis sur un hémisphère de rayon unité, pour décrire la distribution continue en orientation de la microfissuration dans le VER. L'algorithme d'intégration numérique est décrit en annexe B. Les simulations débutent avec une densité initiale de microfissure identique pour toutes les directions $d_0 = 0.01$. Les Figures 3.4 (a), (b), (c) montrent les résultats obtenus sous la forme de courbes contrainte-déformations pour la simulation d'un essai de compression uniaxial. On peut déjà remarquer que l'implémentation numérique du modèle par la méthode de *Hill* ne décrit pas la phase post-pic radoucissante du comportement ; ceci en raison du comportement numérique instable de la matrice lorsque l'endommagement critique est atteint pour l'implémentation dans le code ABAQUS. Les stratégies globales de contrôle de convergence sont limitées ici par le schéma algorithmique propre à la méthode de *Hill* utilisée pour l'intégration locale de loi de comportement. Nous pouvons tout de même analyser les prédictions jusqu'à la rupture, puisqu'elles seules influenceront notre formulation du comportement différé.

Le paramètre coefficient de frottement (Figure 3.4 (a)) du point de vue de la formulation proposée, détermine la limite d'élasticité de la matrice poreuse fissurée et, en conséquence elle est rattachée à la perte de linéarité du comportement de l'argilite macroscopique. Rappelons que l'identification de ce point sur les courbes expérimentales n'est pas toujours évidente. Pour nos modèles une calibration itérative par rapport aux courbes expérimentales sera réalisée. Les paramètres R_c et d_c influencent uniquement les propriétés à la rupture (Figure 3.4 (b), (c)) : R_c pour le pic de contrainte et d_c pour le tenseur de déformation au pic. Seule l'écriture d'un critère de rupture macroscopique pour l'argilite, couplée aux propriétés au pic, pourrait permettre une détermination directe de ces paramètres. Pour l'instant l'utilisation du modèle s'appuiera sur une calibration itérative indirecte de ces deux paramètres.

3.3.2 Analyse des capacités prédictives du modèle 1

A présent nous pouvons étudier les capacités prédictives du modèle en rapport avec l'influence de la composition minéralogique et de la pression de confinement, mais aussi par rapport à l'endommagement anisotrope. Pour l'étude des capacités prédictives un jeu de paramètre est fixé : $\eta = 0.16$, $R_c = 0.07$, $d_c = 5$, $\phi_0 = 25\%$.

La Figure 3.3 présente la distribution en orientation de la densité des microfissures dans le plan X-Y. Cette distribution apparaît anisotrope avec la densité maximale correspondant à la famille de microfissures orientée à environ 45° de l'axe du chargement (suivant X). Le modèle permet donc de décrire l'anisotropie induite de l'endommagement. La Figure 3.5 présente la réponse prédite en fonction du confinement. On retrouve bien la tendance globale décrite au premier chapitre ; en effet avec le confinement la résistance et la déformation à la rupture augmentent. Cette tendance moins nette pour la déformation indique que le paramètre de densité critique est fonction du confinement. Cette observation a déjà été décrite dans d'autres travaux pour les géomatériaux fissurés (*Zhu and Shao, 2015*). En première approximation nous le supposons constant. Le modèle prédit bien une influence de la composition minéralogique sur la réponse de l'argilite Figure 3.6. Ceci constitue comme nous l'avons déjà évoqué un avantage majeur des modèles micromécaniques sur les approches phénoménologiques. L'influence intégrée dans le modèle est relative à la fraction volumique de la phase argileuse. On retrouve bien sur les figures la tendance globale observée expérimentalement à la rupture, à savoir que la résistance à la rupture augmente avec la baisse de la teneur en argile tandis que la déformation axiale diminue.

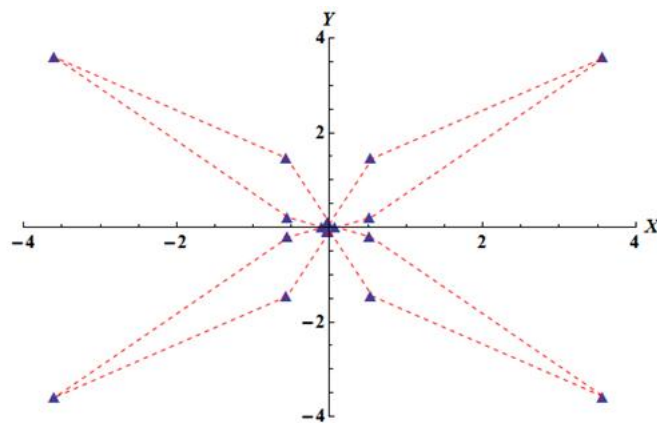


Figure 3.3 Coupe dans le plan X-Y. Présentation de la distribution en orientation des microfissures au pic des contraintes (Uniaxial et triaxial) (Modèle1)

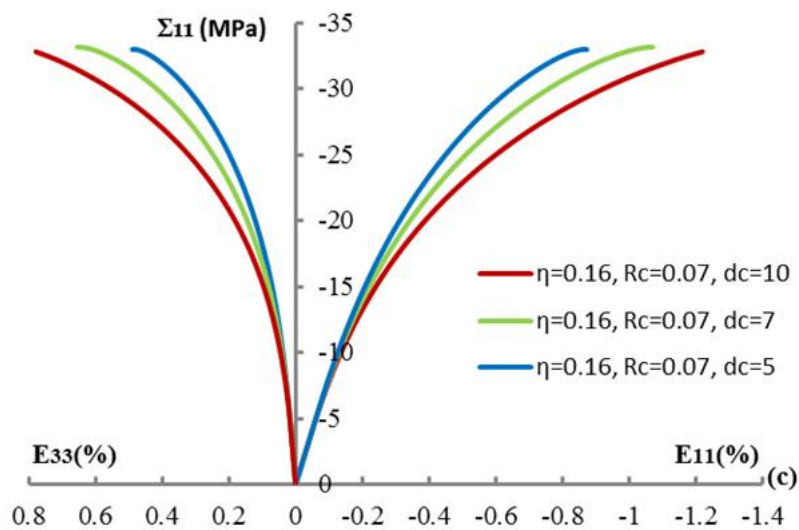
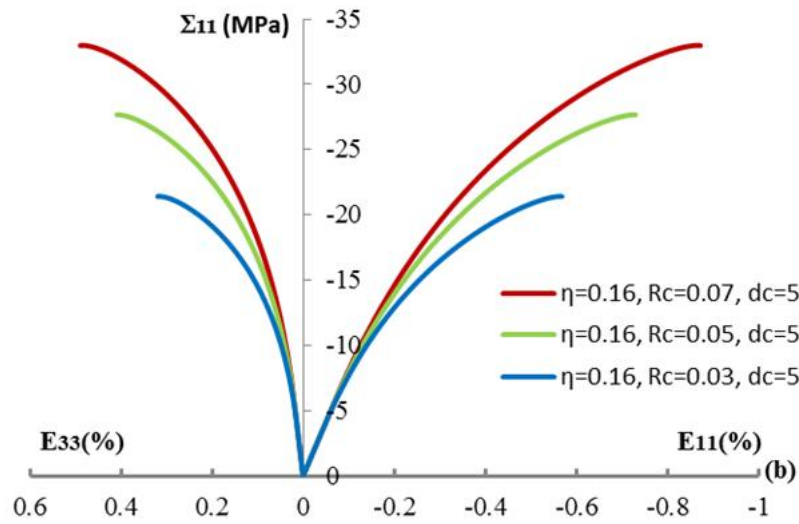
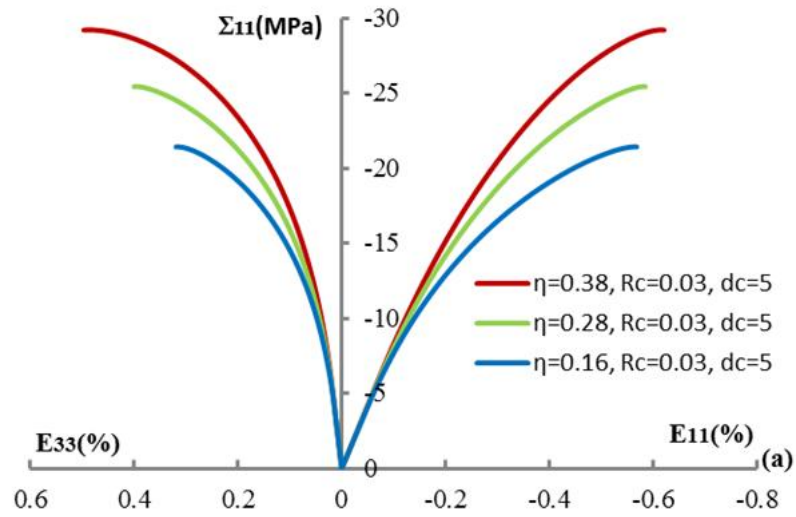


Figure 3.4 Analyse de sensibilité des paramètres courbe contrainte-déformation, compression uniaxial (a)(b)(c) (Modèle1)

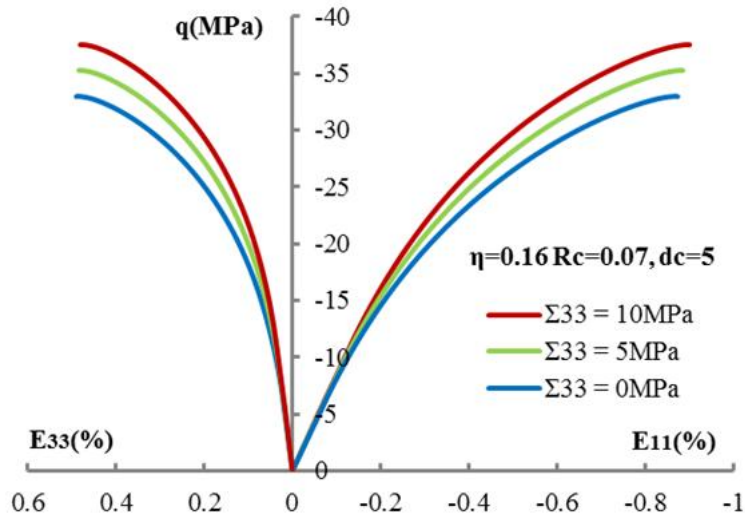


Figure 3.5 Courbe contrainte-déformation: Influence du confinement *Modèle 1*

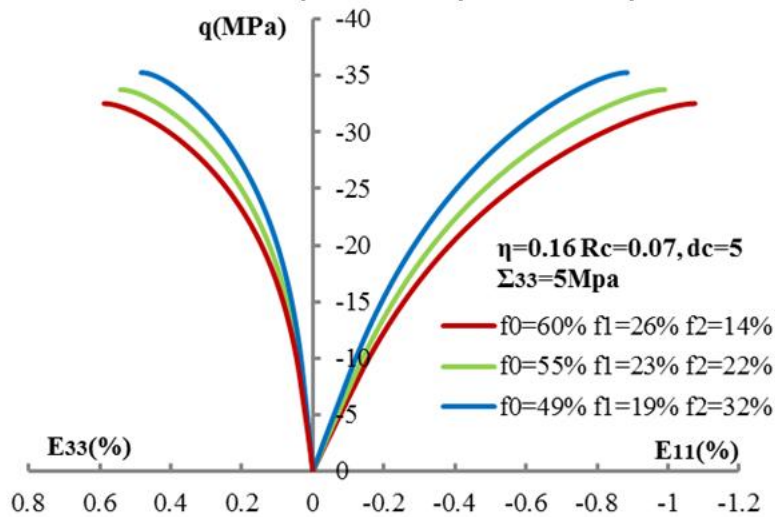


Figure 3.6 Courbe contrainte-déformation: Influence de la minéralogie *Modèle 1*

3.4 Comportement macroscopique de l'argilite : Modèle 2

Le comportement macroscopique de l'argilite sera toujours ici formulé par une approche micromécanique. Comme nous l'avons évoqué en introduction, la différence avec le modèle 1 réside dans l'échelle à laquelle est pris en compte l'effet des inclusions dans la formulation. Concrètement nous supposons ici que les inclusions n'affectent que de manière implicite la fissuration de l'argilite et que seul leur effet de renforcement de la matrice argileuse au regard de ses propriétés élastiques est pris en compte. Le comportement macroscopique est donc construit par homogénéisation de la matrice poreuse renforcée par les inclusions dans laquelle sont distribuées aléatoirement à une échelle supérieure plusieurs familles de microfissures. Dans une démarche purement micromécanique les limites du VER des deux échelles ne sont pas clairement définies toutefois nous confronterons la réponse

prédite par cette formulation avec celle du modèle 1 à la définition plus classique afin de vérifier s'il existe une différence fondamentale entre les réponses prédites par les deux modèles. L'objectif de cette nouvelle approche est de s'affranchir de la méthode incrémentale de *Hill* dans la perspective de la modélisation du comportement différé par propagation subcritique de microfissures fermées frottantes. La figure 3.2 résume le principe de cette nouvelle homogénéisation à trois pas.

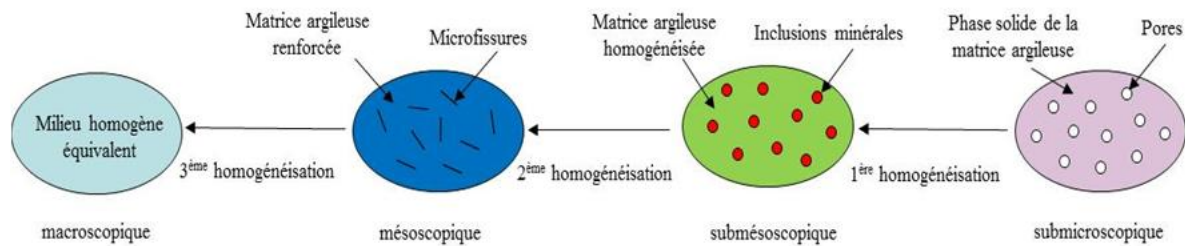


Figure 3.2 Illustration de la procédure à trois pas d'homogénéisation pour le modèle 2

3.4.1 Formulation du modèle matrice argileuse poreuse renforcée et multi fissurée

Dans cette formulation aussi une première homogénéisation linéaire est faite de façon similaire à celle du modèle 1, pour prendre en compte la porosité à plus petite échelle de la matrice argileuse. Nous adoptons ensuite pour les effets des inclusions sur les propriétés élastiques de la matrice poreuse, un schéma de *Mori-tanaka*. Ce choix s'est fait sur la base des résultats établis par *Abou-Chackra Guery(2010)*, résultats qui montrent une assez bonne concordance entre les modules élastiques homogénéisés et les valeurs obtenues expérimentalement pour l'argilite.

La déformation totale macroscopique de l'argilite se décompose comme suit :

$$\mathbf{E} = \boldsymbol{\varepsilon}^m + \sum_{r=1}^N \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \quad (3.43)$$

$\boldsymbol{\varepsilon}^m$ représente maintenant la déformation de la matrice solide argileuse renforcée par les inclusions et $\boldsymbol{\varepsilon}_f^r$ la déformation anélastique due au frottement sur les lèvres de fissure de la famille r .

La loi de comportement macroscopique de l'argilite pour la matrice argileuse poreuse renforcée par les inclusions dans laquelle sont distribuées les fissures s'écrit :

$$\Sigma = \mathbb{C}^{\text{hom}} : \boldsymbol{\varepsilon}^m = \mathbb{C}^{\text{hom}} : \left(\mathbf{E} - \sum_{r=1}^N \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \right) \quad (3.44)$$

Avec $\mathbb{C}^{\text{hom}} = 3k^{\text{hom}} \mathbb{J} + 2\mu^{\text{hom}} \mathbb{K}$, le tenseur d'élasticité homogénéisé de la matrice argileuse poreuse renforcée par les inclusions.

Pour le schéma de *Mori-tanaka*, la méthode d'homogénéisation linéaire pour le composite triphasé constitué de la matrice argileuse poreuse élastique et des inclusions minérales élastiques, donne les formules suivantes pour les modules de compressibilité et de cisaillement :

$$k^{\text{hom}} = \left(\sum_{r=0}^2 \frac{f_r k^r}{3k^r + 4\mu^0} \right) \left(\sum_{s=0}^2 \frac{f_s}{3k^s + 4\mu^0} \right)^{-1} \quad (3.45)$$

$$\mu^{\text{hom}} = \frac{\sum_{r=0}^2 \frac{f_r \mu^r}{\mu^0 (9k^0 + 8\mu^0) + 6\mu^r (k^0 + 2\mu^0)}}{\sum_{s=0}^2 \frac{f_s}{\mu^0 (9k^0 + 8\mu^0) + 6\mu^s (k^0 + 2\mu^0)}} \quad (3.46)$$

La phase 0 est celle de la matrice argileuse poreuse homogénéisée, la phase 1 celle de la Calcite et la phase 2 celle du Quartz.

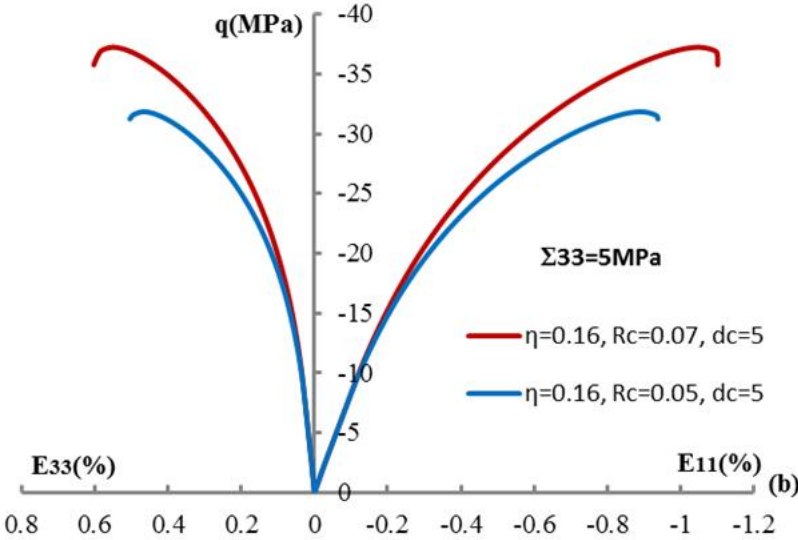
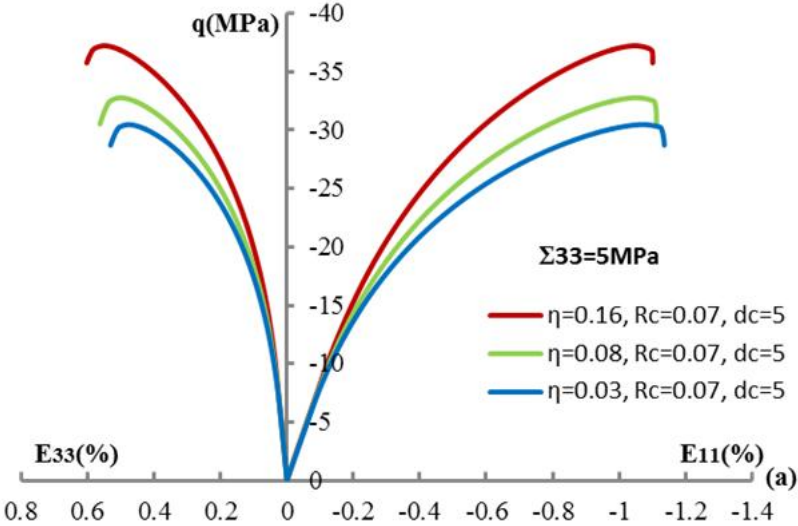
Une fois déterminées les propriétés élastiques de la matrice argileuse renforcée, la seconde étape consiste en l'approche méso-macro de la formulation micromécanique de la matrice argileuse homogène dans laquelle sont aléatoirement distribuées les familles de microfissures. L'écriture des équations pour décrire le comportement rejoint maintenant celle de la matrice solide multifissurée présentée à la section 3.2. La déformation anélastique de chaque famille de microfissure $\boldsymbol{\varepsilon}_f^r$, la densité de fissure de chaque famille d^r et la matrice tangente du comportement non linéaire $\mathbb{L}_t^{\text{hom}}$ sont déterminés par les relations (3.23), (3.28) et (3.37). Le comportement macroscopique non linéaire est donc construit sans recours à la méthode incrémentale de *Hill*.

3.4.2 Capacités prédictives du modèle 2 de la matrice argileuse poreuse renforcée

L'analyse des capacités prédictives du modèle débute par une nouvelle analyse de sensibilité des paramètres pour le comportement matrice solide fissurée par rapport à la réponse macroscopique de l'argilite. La simulation numérique est celle d'un essai de compression triaxiale à 5MPa de pression de confinement. La composition minéralogique est fixée aux valeurs $f_0 = 49\%$, $f_1 = 19\%$, $f_2 = 32\%$. La porosité initiale est toujours égale à $\phi_0 = 25\%$. Les résultats reportés sur les Figure 3.7(a) (b) (c) indiquent que les paramètres η , R_c , d_c jouent le même rôle pour la réponse macroscopique que celui défini par l'analyse du modèle 1. Ceci était prévisible puisque pour les deux stratégies c'est le comportement de la matrice solide fissurée qui impacte la réponse macroscopique de l'argilite. Il ressort aussi de l'observation de ces courbes le marquage plus net de la déformation à la rupture liée à un traitement plus global de l'intégration locale de la loi de comportement formulée. Cependant l'implémentation numérique du modèle ne permet toujours pas d'étudier la réponse complète post-pic. Mais signalons que cela ne pose pas une limitation pour notre étude ultérieure du comportement différé puisque seule la phase pré-pic de la réponse en est concernée. Les paramètres η , R_c peuvent être déterminés à partir du critère de rupture (3.27) pour une série d'essais sur des échantillons de même composition minéralogique.

Les capacités prédictives pour ce deuxième modèle seront aussi évaluées relativement aux influences de la pression de confinement et de la composition minéralogique. Pour cela nous fixons également un jeu de paramètres : les constantes d'élasticité des matériaux et les paramètres des critères de frottement et d'endommagement dont les valeurs sont prises identiques à celles utilisées pour le modèle 1 en vue d'effectuer des comparaisons sur les mêmes bases ($\eta = 0.16$, $R_c = 0.07$, $d_c = 5$, $\phi_0 = 25\%$). La Figure 3.9 présente les résultats de compression triaxiale sous différents confinement ; la sensibilité par rapport à la pression de confinement est bien évidemment prise en compte puisque cette dernière est intégrée par l'utilisation d'un critère de frottement de type *Mohr-coulomb*. Nous observons toujours une augmentation de la résistance à la rupture et de la déformation, caractéristique classique du comportement mécanique des roches. Pour ce qui est de l'influence de la composition minéralogique, notons qu'à présent la formulation du modèle intègre ses effets pour le calcul des propriétés élastiques de la matrice argileuse poreuse ; il est intéressant d'observer que

cette nouvelle échelle, de prise en compte de l'effet des inclusions, conduit à une réponse globale macroscopique prédite similaire dans ses caractéristiques à celle obtenue avec le modèle 1 (Figure 3.10). La teneur en argile détermine toujours le comportement à la rupture du matériau ; la résistance à la rupture augmente pour une baisse de la fraction volumique argileuse et les déformations sont moindres. Pour ce modèle la distribution en orientation de la fissuration révèle aussi l'anisotropie induite de l'endommagement ; de plus son profil est similaire à celui du modèle 1 avec la densité de fissure maximale au pic des contraintes orientée d'environ 45° par rapport à l'axe du chargement (Figure 3.8).



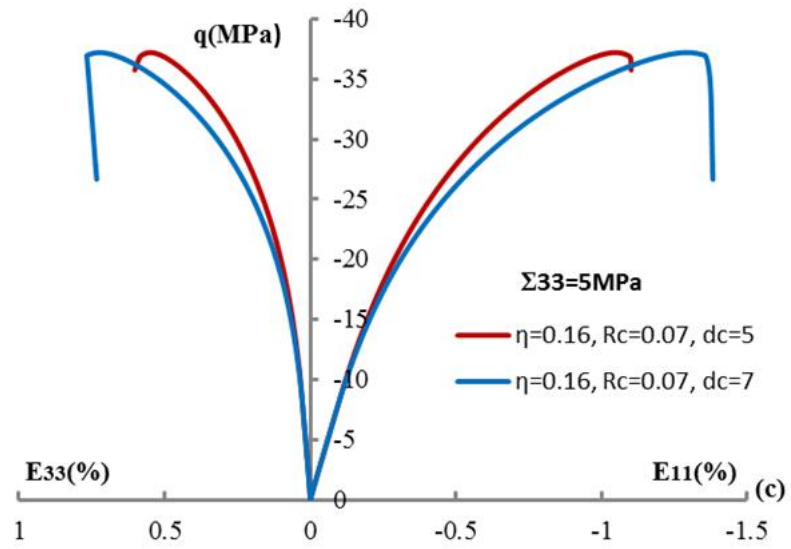


Figure 3.7 Analyse de sensibilité des paramètres courbe contrainte-déformation, compression triaxial (a)(b)(c)(Modèle2)

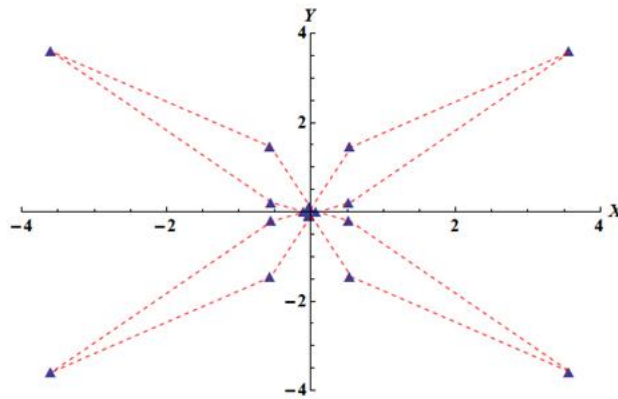


Figure 3.8 Coupe dans le plan X-Y. Présentation de la distribution en orientation des microfissures au pic des contraintes (Uniaxial et triaxial) (Modèle 2)

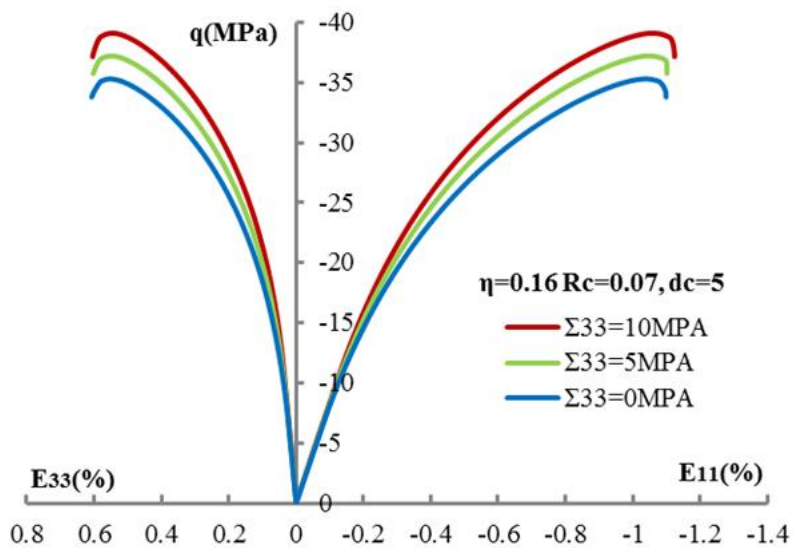


Figure 3.9 Courbe contrainte-déformation: Influence du confinement Modèle 2

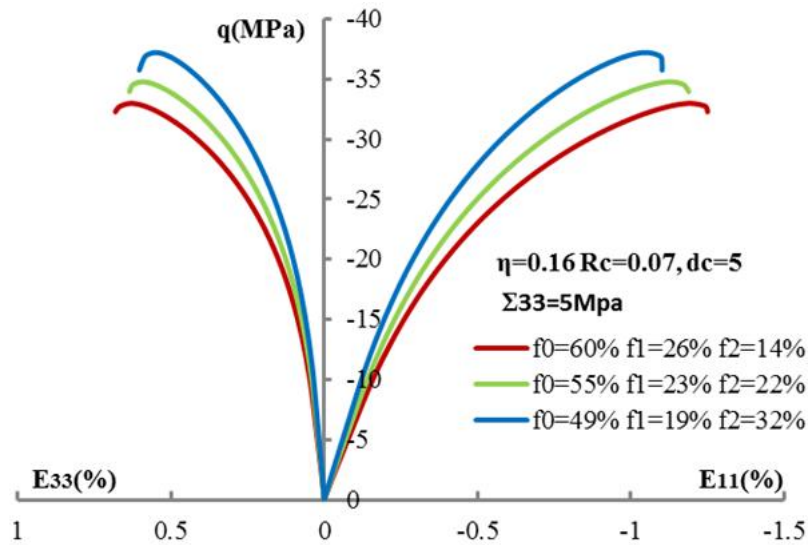


Figure 3.10 Courbe contrainte-déformation: Influence de la minéralogie **Modèle 2**

3.5 Comparaison entre les deux schématisations de l'argilite

A présent, nous confrontons les prédictions de la réponse macroscopique de l'argilite pour les deux schématisations correspondant au **modèle 1** et au **modèle 2**. Pour cela nous fixons le même jeu de paramètres que nous supposons pour le moment correspondre à celui décrivant le comportement de l'argilite. Les valeurs sont regroupées dans le Tableau 3.1.

constituant	Paramètres élastiques	Paramètre frottement/fissuration	Porosité
Phase solide matrice argile	$E^s = 5000\text{Mpa}, \nu^s = 0.33$	$\eta = 0.16, R_c = 0.07, d_c = 5$	$\phi_0 = 25\%$
Calcite	$E^1 = 95\text{Gpa}, \nu^1 = 0.27$		
Quartz	$E^2 = 100\text{Gpa}, \nu^2 = 0.06$		

Tableau 3.1 Jeu de paramètre pour la comparaison des deux schématisations de l'argilite

Nous confrontons donc les prédictions pour les deux modèles, pour les résultats des simulations numériques sous mêmes conditions de chargement et mêmes compositions minéralogiques. L'observation des courbes contraintes-déformations révèle globalement une assez bonne équivalence quant à la réponse macroscopique prédite par les deux modèles ; ceci pour différentes pression de confinement et différentes compositions minéralogiques (Figure 3.11) (Figure 3.12). Il est assez difficile de donner une explication complètement rationnelle à cette équivalence globalement observée. Pour ce qui est de la phase linéaire de la réponse prédite, il est clair que les deux formulations décrivent un comportement identique pour

l'élasticité de l'argilite puisqu'elles correspondent toutes les deux à l'utilisation du schéma de *Mori-tanaka* pour l'homogénéisation linéaire. Au-delà de cette phase linéaire, les deux approches sont complètement différentes. Rappelons que les microfissures pour le **modèle 1** sont considérées se trouver uniquement dans la matrice argileuse à l'échelle microscopique inférieure à celle des inclusions, tandis que pour le **modèle 2**, les microfissures sont supposées distribuées à l'échelle mésoscopique dans une matrice argileuse homogène renforcée par les inclusions. L'équivalence globalement observée pose donc la question de la pertinence de la séparation d'échelle entre les microfissures et les inclusions pour la modélisation de l'endommagement par microfissuration de l'argilite. Au regard de la distribution en orientation de la microfissuration par endommagement, il est toutefois raisonnable de penser que les deux modèles décrivent le même mécanisme de déformation. En effet le contraste de déformabilité exploité dans la méthode incrémentale de *Hill* (**modèle 1**) ne modifie pas les axes principaux de chargement dans le VER défini pour la matrice argileuse à l'échelle microscopique. En conséquence la distribution anisotrope, en orientation des microfissures, liée à l'endommagement n'est pas modifiée par rapport à celle qui est induite dans le cas du **modèle 2** (Figure 3.13). La différence observée entre les deux modèles à la rupture s'explique par l'utilisation des mêmes paramètres pour le comportement frottement-endommagement. Si ces paramètres (R_c , d_c) sont définis à l'échelle microscopique de la matrice argileuse, ils déterminent le comportement à la rupture de la matrice argileuse fissurée sans inclusions. Cependant comme nous pouvons le voir sur la Figure 3.6, l'ajout des inclusions augmente la résistance mais la rupture est beaucoup plus fragile à cause de la coalescence accélérée des microfissures. Cette interprétation conduit à définir pour le **modèle 2** à l'échelle mésoscopique de la matrice déjà renforcée par les inclusions, des valeurs plus faibles des paramètres R_c , d_c .

La méthode incrémentale de *Hill* avec technique d'isotropisation est généralement reconnue comme décrivant la réponse macroscopique des matériaux hétérogènes non linéaire. Nous pouvons donc, après cette comparaison, conclure que le **modèle 2** comme le **modèle 1**, peut être utilisé dans la perspective de prédire le comportement mécanique macroscopique de l'argilite avec endommagement par propagation des microfissures fermées frottantes. La modélisation n'intègre toutefois pas encore le comportement post-rupture mais pour nos travaux ultérieurs sur le comportement différé, seule la phase pré-pic est importante pour la formulation. Dans la suite de ce chapitre nous n'utiliserons plus que le **modèle 2** pour réaliser

nos simulations numériques relatives à la comparaison avec la réponse des essais expérimentaux.

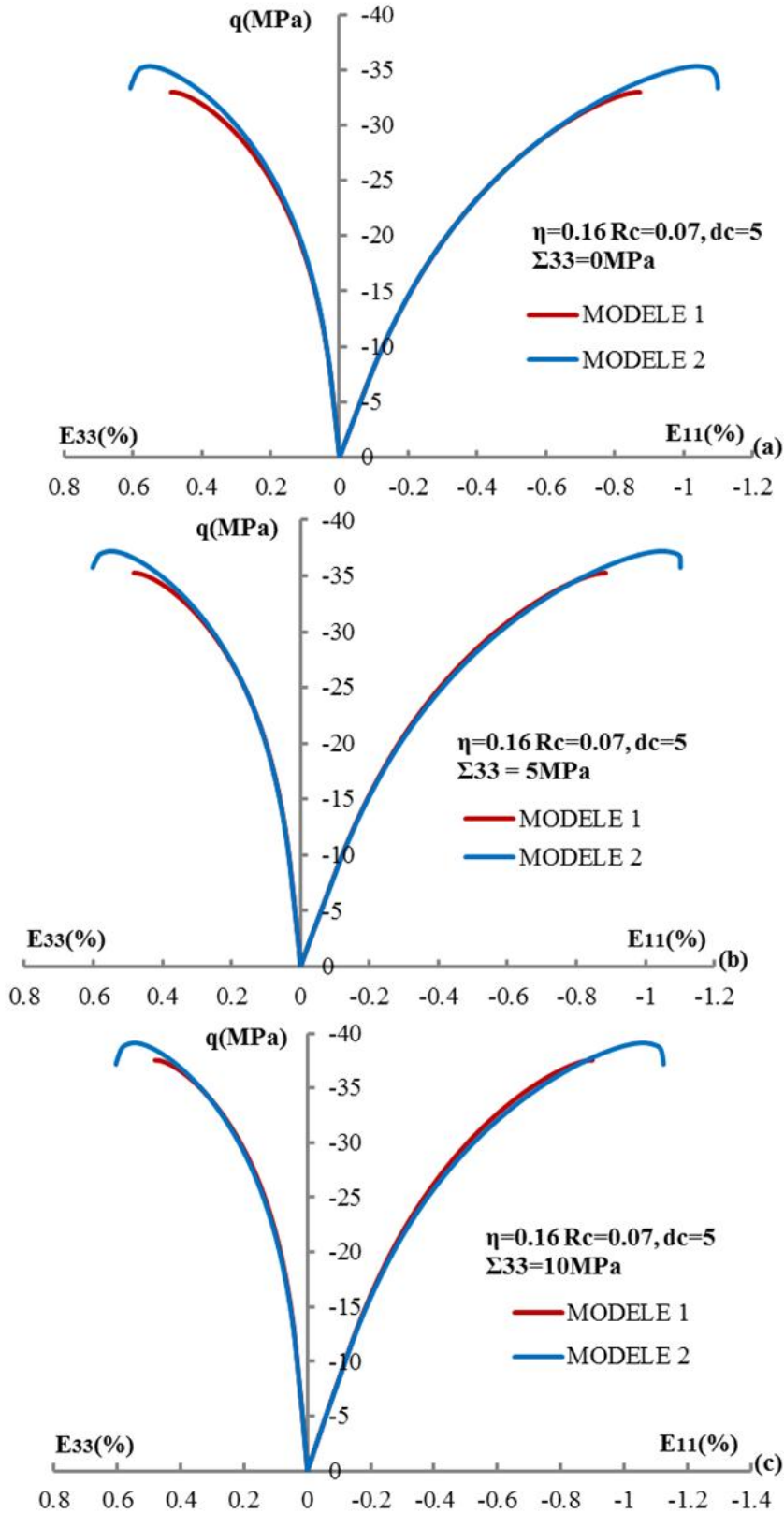


Figure 3.11 Comparaison entre courbe contrainte-déformation pour le **Modèle1** et pour le **Modèle2** : compression triaxiale pour différents confinements

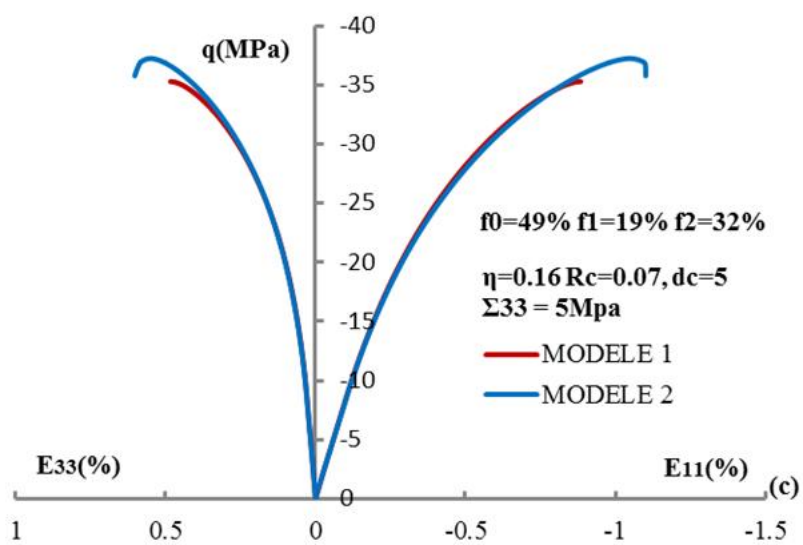
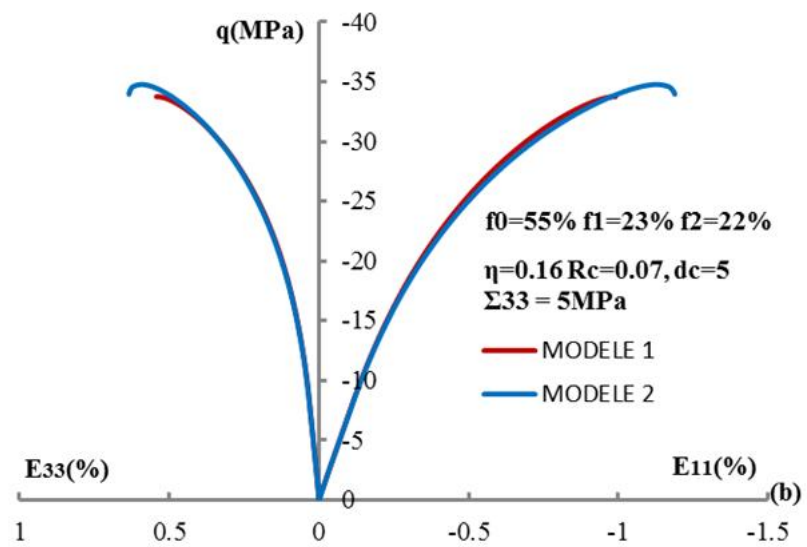
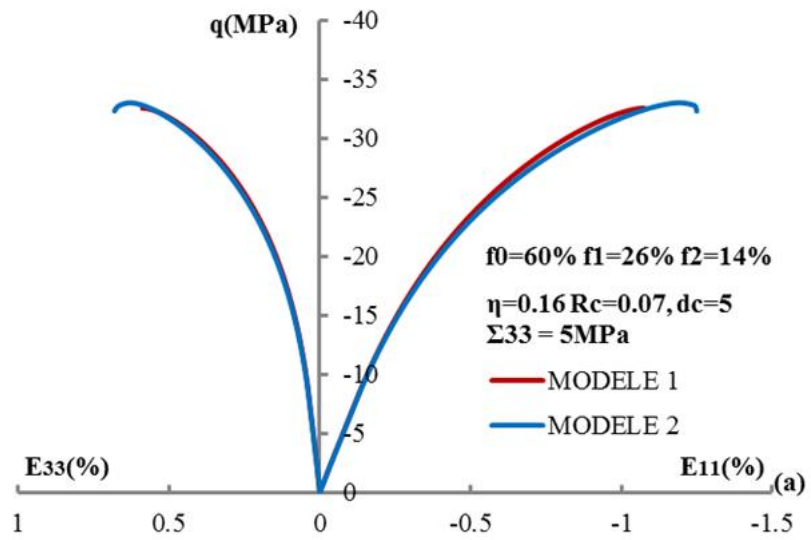


Figure 3.12 Comparaison entre courbe contrainte-déformation pour le **Modèle1** et pour le **Modèle2** : compression triaxiale pour différents compositions minéralogiques

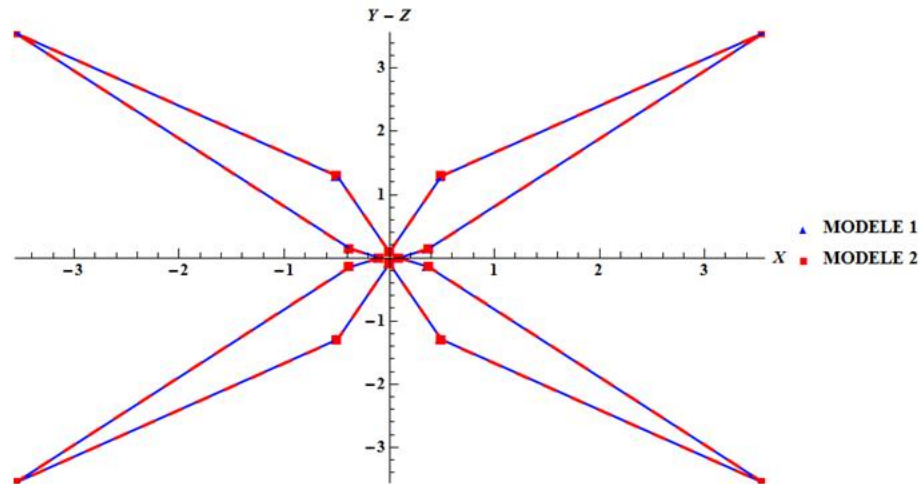


Figure 3.13 Distribution en orientation des microfissures dans les plans (X-Y) et (X-Z) au pic des contraintes pour le **Modèle1** et pour le **Modèle2** : compression triaxiale 10Mpa

3.6 Influence de la porosité de la matrice argileuse

Nous avons réalisé des simulations numériques d'un essai de compression triaxiale à 5MPa pour différentes valeurs de la porosité de la matrice argileuse poreuse. La composition minéralogique est fixée pour ces essais $f_0 = 49\%$, $f_1 = 19\%$, $f_2 = 32\%$. Ces simulations sont réalisées en considérant le **modèle 2**. Les résultats reportés sur la Figure 3.14, montrent que plus la valeur de la porosité est grande plus le matériau est déformable et sa résistance diminue. Nous rappelons que pour nos modèles, nous avons considéré que la porosité de la matrice argileuse à l'échelle submicrométrique n'affecte que les propriétés élastiques de la matrice à l'échelle microscopique. En conséquence la prise en compte de la porosité, pour l'élasticité de la matrice argileuse à l'échelle microscopique, influe également uniquement l'élasticité macroscopique de l'argilite à l'échelle macroscopique. Ceci représente bien évidemment une approximation simple de l'effet des pores sur le comportement macroscopique. En effet en considérant une matrice poreuse plastique, la porosité et son évolution affecte aussi les déformations plastiques de la matrice. Cependant dans nos modélisations les déformations anélastiques ne sont attribuées qu'au frottement sur les lèvres des microfissures situées dans la matrice argileuse à une échelle supérieure de celle des pores. Le comportement de la matrice argileuse poreuse est donc supposé ici élastique, ce qui réduit l'effet de la porosité aux propriétés élastiques en supposant des pores vides de fluide.

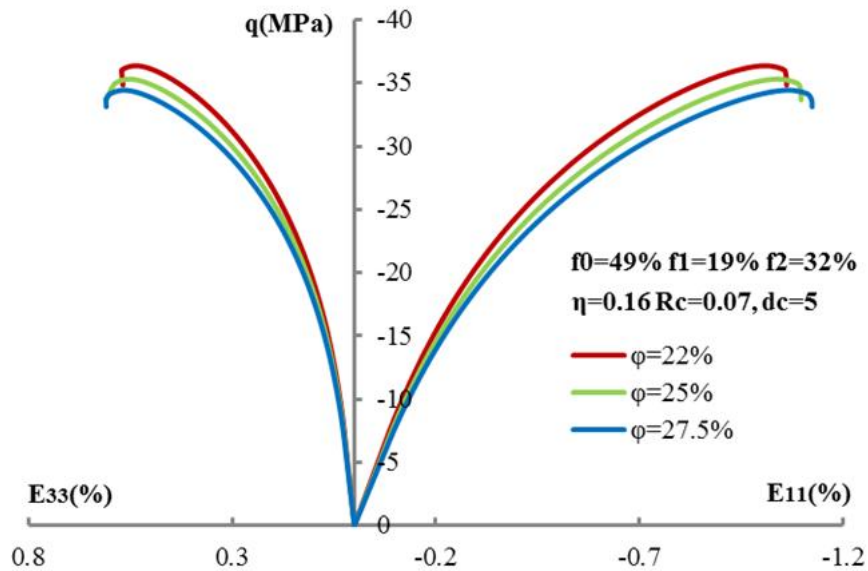


Figure 3.14 Courbe contrainte-déformation: Influence de la porosité de la matrice argileuse

3.7 Calibration et validation expérimentale sur essais de compression triaxiale

A présent nous voulons procéder à une validation expérimentale du modèle d'argilite avec matrice argileuse poreuse renforcée par les inclusions et dans laquelle sont distribuées plusieurs familles de microfissures (**Modèle 2**). Nous utiliserons pour cette validation les données expérimentales issues des essais mécaniques de compressions uniaxiales et de compressions triaxiales disponibles dans les travaux de *Chiarelli(2000)*. Afin de pouvoir effectuer cette validation nous devons déterminer les paramètres du modèle qui serviront à la comparaison. Il s'agit des constantes d'élasticité de la phase solide de la matrice argileuse, des inclusions de calcite et de quartz mais aussi des trois paramètres du comportement frottement-endommagement. Les valeurs de la porosité de la matrice argileuse pour chaque composition minéralogique seront prises, en première approximation, égales aux valeurs déterminées par porosimétrie au mercure (*Chiarelli 2000*). Les paramètres élastiques des inclusions seront maintenus égaux à ceux déjà utilisés aux sections précédentes. Pour la détermination des paramètres élastiques de la phase solide argileuse nous allons procéder à des analyses inverses du problème d'homogénéisation linéaire avec schéma de *Mori-Tanaka*: à l'échelle mésoscopique pour déterminer les modules de la matrice argileuse homogène et à l'échelle microscopique pour la phase solide de la matrice argileuse poreuse. Nous choisissons d'utiliser pour cette phase de calibration la série possédant la fraction volumique d'argiles la plus importante (Profondeur 482,2m $f_0 = 60\%$, $f_1 = 26\%$, $f_2 = 14\%$). Cette série

est la plus homogène pour les trois essais de compression triaxiale à 0,5,10 MPa. Nous disposons des modules macroscopiques de Young et coefficients de Poisson mesurés expérimentalement pour chacun de ces confinements. Les moyennes de ces paramètres élastiques représenteront les modules homogénéisés macroscopiques pour le changement d'échelle méso-macro ; les valeurs retenues sont : $E^{\text{hom}} = 7634\text{MPa}$, $\nu^{\text{hom}} = 0.18$.

La première analyse inverse pour le passage méso-macro nous donne pour les modules de la phase argileuse : $E^0 = 3484\text{MPa}$, $\nu^0 = 0.17$.

La deuxième analyse inverse pour le passage micro-méso avec prise en de la porosité de la phase argileuse nous donne $E^s = 5550\text{MPa}$, $\nu^s = 0.16$ pour une porosité de la phase argileuse égale à $\phi_0 = 23\%$.

Avec les paramètres élastiques déterminés pour toutes les phases nous procédons à la détermination des paramètres du comportement frottement-endommagement à partir des courbes expérimentales contrainte-déformation des essais de compression uniaxiale et de compression triaxiale pour les échantillons de composition : $f_0 = 60\%$, $f_1 = 26\%$, $f_2 = 14\%$. Pour cette série d'essais sur échantillons de même composition minéralogique nous pouvons faire usage du critère de rupture défini par la relation (3.27) pour identifier les paramètres η , R_c . Chiarelli(2000) a établi par régression linéaire, la droite qui correspond au critère de rupture de type Mohr-Coulomb dans le plan (P-Q) pour les échantillons de cette composition minéralogique (Figure 1.17). Cette droite a pour équation, en utilisant la convention de signe de la mécanique des sols :

$$q = 1.0376p + 18.738 \quad (3.47)$$

En remplaçant $q = \sigma_1 - \sigma_3$ et $p = \frac{\sigma_1 + 2\sigma_3}{3}$ dans la relation (3.47), nous obtenons dans le repère de contrainte principale :

$$\sigma_1 - 2.586\sigma_3 - 28.646 = 0 \quad (3.48)$$

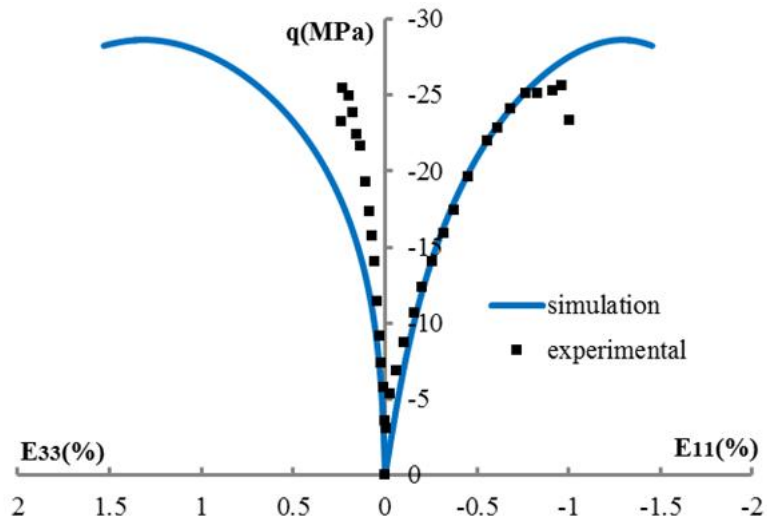
Après identification de la relation (3.48) avec l'expression du critère de rupture du modèle frottement-endommagement (3.27). Nous obtenons : $\eta = 0.49$, $R_c = 0.023$. Le paramètre de densité de microfissure critique d_c est calibré par rapport à la déformation

maximale sur l'essai de compression triaxiale à 10 MPa. L'ensemble du jeu de paramètres utilisé est résumé dans le Tableau (3.2).

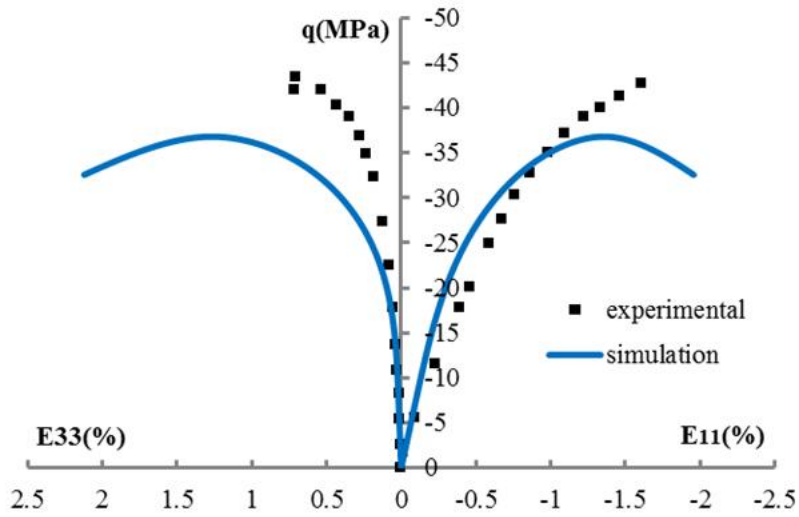
constituant	Paramètres élastiques	Paramètre frottement/fissuration
Phase solide matrice argile(0)	$E^s = 5550\text{MPa}, \nu^s = 0.16$	$\eta = 0.49, R_c = 0.023, d_c = 15$
Calcite (1)	$E^1 = 95\text{GPa}, \nu^1 = 0.27$	
Quartz (2)	$E^2 = 100\text{GPa}, \nu^2 = 0.06$	

Tableau (3.2) : Jeu de paramètres pour le modèle frottement-endommagement associé

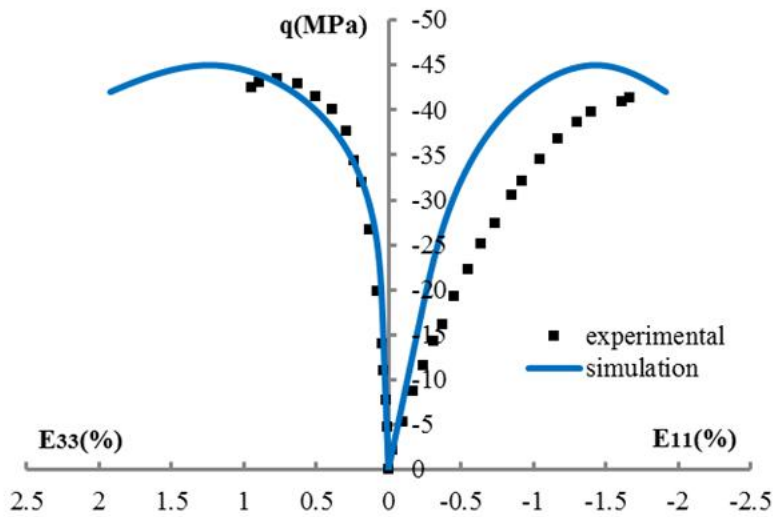
Nous présentons sur les Figures 3.15 (a) (b) (c), une première comparaison entre les courbes contrainte-déformation des simulations numériques et des données expérimentales pour les essais de compression triaxiale à différentes pressions de confinement. La comparaison est effectuée pour la série d'essais sur échantillons de composition minéralogique $f_0 = 60\%, f_1 = 26\%, f_2 = 14\%$ et de porosité de la matrice argileuse $\phi_0 = 23\%$. Nous pouvons noter que le modèle reproduit assez bien la déformation axiale jusqu'au pic de contrainte pour les faibles confinements. Pour des confinements beaucoup plus élevés la déformation anélastique n'est plus très bien décrite. Le modèle prédit un comportement global beaucoup plus fragile. Toutefois les valeurs de la contrainte à la rupture et la déformation axiale maximale sont assez bien retrouvées contrairement aux déformations latérales qui sont surestimées. En conséquence le modèle prédit une dilatance volumique plus grande que celle observée. Ceci peut être dû à l'utilisation d'une loi d'écoulement associée pour déterminer l'évolution des déformations anélastiques. Afin d'améliorer cet aspect de la prédiction du modèle, nous allons proposer une écriture non associée de l'évolution des déformations anélastiques dues au frottement sur les lèvres des microfissures dans la matrice argileuse poreuse renforcée.



(a) Compression uniaxiale : $f_0 = 60\%$, $f_1 = 26\%$, $f_2 = 14\%$, $\phi_0 = 23\%$



(b) Compression triaxiale 5MPa : $f_0 = 60\%$, $f_1 = 26\%$, $f_2 = 14\%$, $\phi_0 = 23\%$



(c) Compression triaxiale 10MPa : $f_0 = 60\%$, $f_1 = 26\%$, $f_2 = 14\%$, $\phi_0 = 23\%$

Figure 3.15 Comparaison courbes expérimentales/simulation. Prof 482.2

3.8 Modélisation micromécanique avec loi d'écoulement non associée pour l'évolution du glissement par frottement sur les lèvres de microfissures dans la matrice argileuse

3.8.1 Equations constitutives du modèle non associé

Nous réécrivons pour le cas du **modèle 2**, le critère de frottement identique pour toutes les familles de microfissures fermées :

$$f^r(\boldsymbol{\sigma}_f^r) = \|\boldsymbol{\tau}_f^r\| + \eta\sigma_{fn}^r \leq 0 \quad (3.49)$$

Avec comme pour la relation 3.18 : $\boldsymbol{\sigma}_f^r = \boldsymbol{\Sigma} - \frac{1}{d^r} \mathcal{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r$

Pour la règle d'écoulement des déformations anélastiques nous introduisons un potentiel qui définit la direction de l'écoulement anélastique. Pour toutes les familles de microfissures fermées, il est de la forme:

$$h^r(\boldsymbol{\sigma}_f^r) = \|\boldsymbol{\tau}_f^r\| + \beta\sigma_{fn}^r \quad (3.50)$$

β est un coefficient qui contrôle la dilatance volumique. Il est défini tel que : $\beta < \eta$.

La règle d'écoulement des déformations anélastiques s'écrit maintenant :

$$d\boldsymbol{\varepsilon}_f^r = \lambda_f^r \frac{\partial h^r(\boldsymbol{\sigma}_f^r)}{\partial \boldsymbol{\sigma}_f^r} = \lambda_f^r \left(\frac{\mathbb{T}^r}{2\|\boldsymbol{\tau}_f^r\|} + \beta \frac{N^r}{\sigma_{fn}^r} \right) : \boldsymbol{\sigma}_f^r \quad (3.51)$$

Posons $\mathbf{D}_{naf}^r = \left(\frac{\mathbb{T}^r}{2\|\boldsymbol{\tau}_f^r\|} + \beta \frac{N^r}{\sigma_{fn}^r} \right) : \boldsymbol{\sigma}_f^r$, la direction de l'écoulement des déformations.

Rappelons le critère d'endommagement pour chaque famille de microfissures fermées:

$$\mathbf{g}^r(F^{d^r}, d^r) = F^{d^r} - R(d^r) \leq 0 \quad (3.52)$$

La loi d'évolution du paramètre densité de microfissures s'écrit :

$$dd_i^r = \lambda_d^r \frac{\partial \mathbf{g}^r(F^{d^r}, d^r)}{\partial F^{d^r}} = \lambda_d^r \quad (3.53)$$

Les multiplicateurs de frottement et d'endommagement sont déterminés en résolvant le système des équations couplées obtenu à l'aide des règles de consistence. Ces règles pour une famille de microfissure s donnent :

$$df^s = \mathbf{D}_f^s : \left(\mathbb{C}^{\text{hom}} : \left(\mathbf{d}\boldsymbol{\varepsilon} - \sum_{r=1}^N \mathbf{d}\boldsymbol{\varepsilon}_f^r \right) + \frac{1}{(d^s)^2} \mathbb{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s (dd_i^s) - \frac{1}{d^s} \mathbb{C}_f^s : \mathbf{d}\boldsymbol{\varepsilon}_f^s \right) = 0 \quad (3.54)$$

$$dg^s = \frac{\partial g^s}{\partial F_d^s} dF_d^s + \frac{\partial g^s}{\partial d^s} dd_i^s = \frac{\partial F_d^s}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}_f^s} : \mathbf{d}\boldsymbol{\varepsilon}_f^s + \left(\frac{\partial F_d^s}{\partial d^s} + \frac{\partial g^s}{\partial d^s} \right) dd_i^s = 0$$

Les multiplicateurs de frottement sont déterminés par :

$$\{\lambda_f\} = M^{-1} \{ \mathbf{D}_f : \mathbb{C}^{\text{hom}} : \mathbf{d}\boldsymbol{\varepsilon} \} \quad (3.55)$$

$$M_{sr} = \mathbf{D}_f^s : \mathbb{C}^{\text{hom}} : \mathbf{D}_{naf}^r + I_{sr} \frac{(\mathbf{D}_f^s : \mathbb{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s)(\mathbf{D}_{naf}^s : \mathbb{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s)}{(d^s)^4 \left(\frac{\partial F_d^s}{\partial d^s} + \frac{\partial g^s}{\partial d^s} \right)} + I_{sr} \frac{1}{d^s} \mathbf{D}_f^s : \mathbb{C}_f^s : \mathbf{D}_{naf}^s$$

\mathbf{D}_f est défini par la relation 3.23. Et $I_{sr} = 1$ si $s = r$ ou $I_{sr} = 0$ si $s \neq r$.

En suivant les relations (3.36) et (3.37), l'opérateur tangent s'écrit :

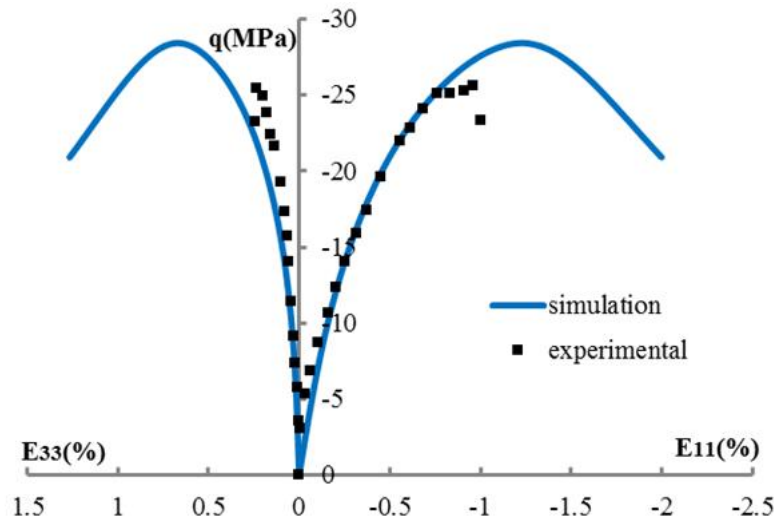
$$\mathbb{L}_t^{\text{hom}} = \mathbb{C}^{\text{hom}} - {}^t \{ \mathbb{C}^{\text{hom}} : \mathbf{D}_{naf} \} M^{-1} \{ \mathbb{C}^{\text{hom}} : \mathbf{D}_f \} \quad (3.56)$$

3.8.2 Validations expérimentales du modèle non associé

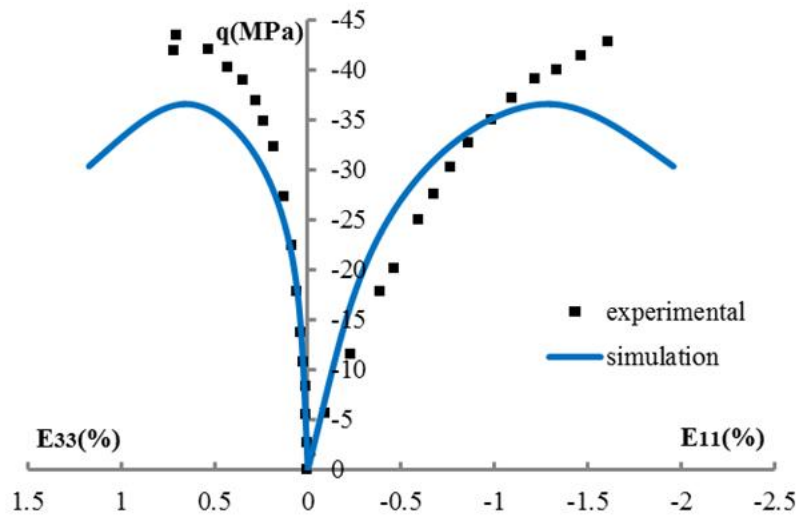
La procédure de détermination des paramètres élastiques et du coefficient de frottement du modèle est identique à celle du modèle associé. β , R_c , d_c sont déterminés par calibration itérative sur l'essai de compression uniaxiale pour l'échantillon du forage à 484.2 m de profondeur. L'ensemble des paramètres est reporté dans le Tableau 3.3.

constituant	Paramètres élastiques	Paramètre frottement-endommagement
Phase solide matrice argile(0)	$E^s = 5550 \text{MPa}$, $\nu^s = 0.16$	$\eta = 0.49$, $\beta = 0.15$, $R_c = 0.0242$, $d_c = 10$
Calcite (1)	$E^1 = 95 \text{GPa}$, $\nu^1 = 0.27$	
Quartz (2)	$E^2 = 100 \text{GPa}$, $\nu^2 = 0.06$	

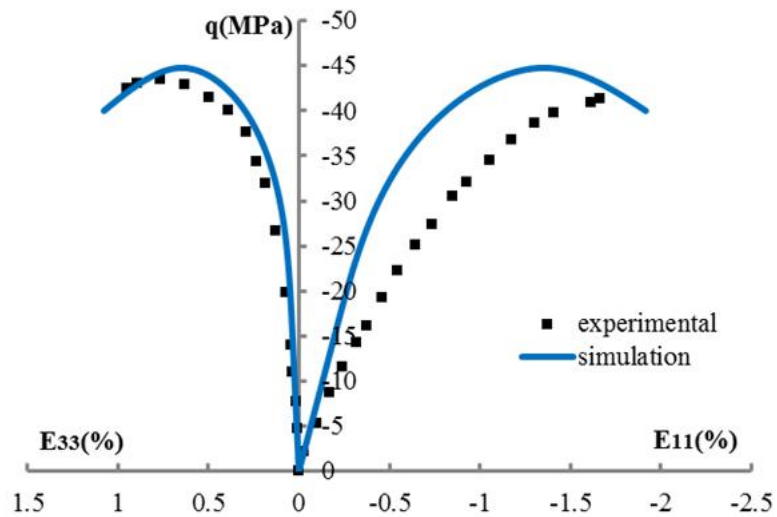
Tableau 3.3 : Jeu de paramètre pour le modèle frottement-endommagement non associé



(a) Compression uniaxiale : $f_0 = 60\%$, $f_1 = 26\%$, $f_2 = 14\%$, $\phi_0 = 23\%$. Prof 482.2m

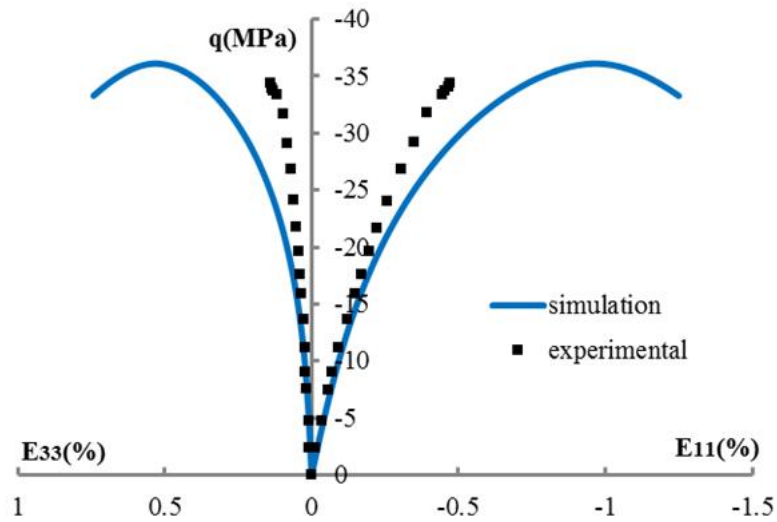


(b) Compression triaxiale 5MPa : $f_0 = 60\%$, $f_1 = 26\%$, $f_2 = 14\%$, $\phi_0 = 23\%$. Prof 482.2m

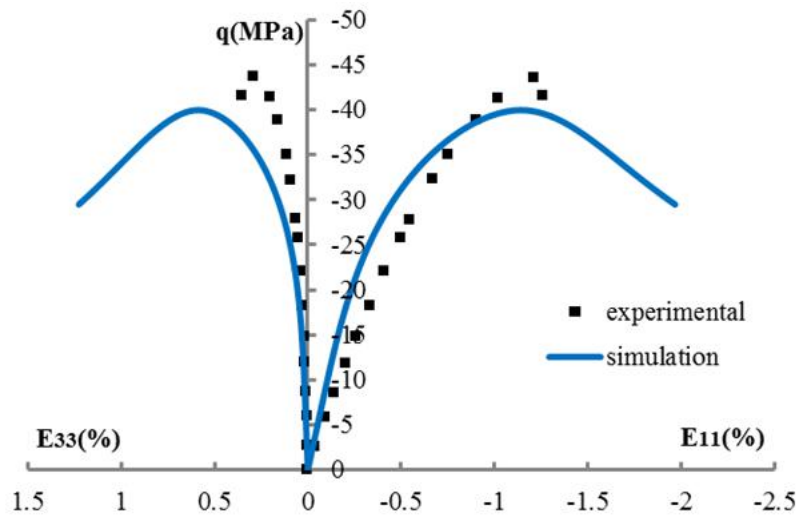


(c) Compression triaxiale 10MPa : $f_0 = 60\%$, $f_1 = 26\%$, $f_2 = 14\%$, $\phi_0 = 23\%$. Prof 482.2m

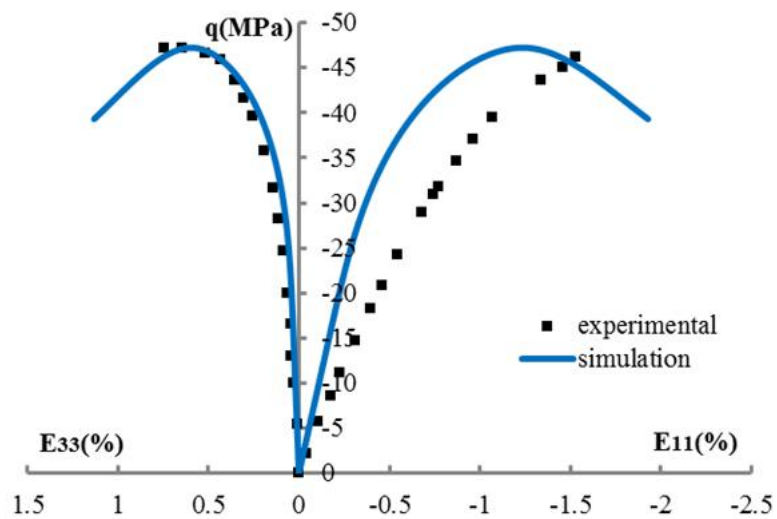
Figure 3.16 Comparaison courbes expérimentales/simulation. Profondeur 1



(a) Compression uniaxiale : $f_0 = 34\%$, $f_1 = 53\%$, $f_2 = 13\%$, $\phi_0 = 32\%$. Prof 468.9m

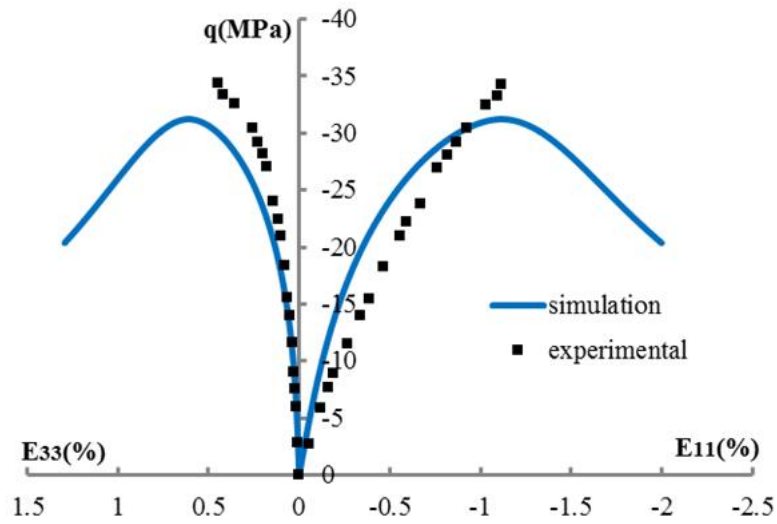


(b) Compression triaxiale 5MPa : $f_0 = 44\%$, $f_1 = 33\%$, $f_2 = 23\%$, $\phi_0 = 30.5\%$. Prof 469m

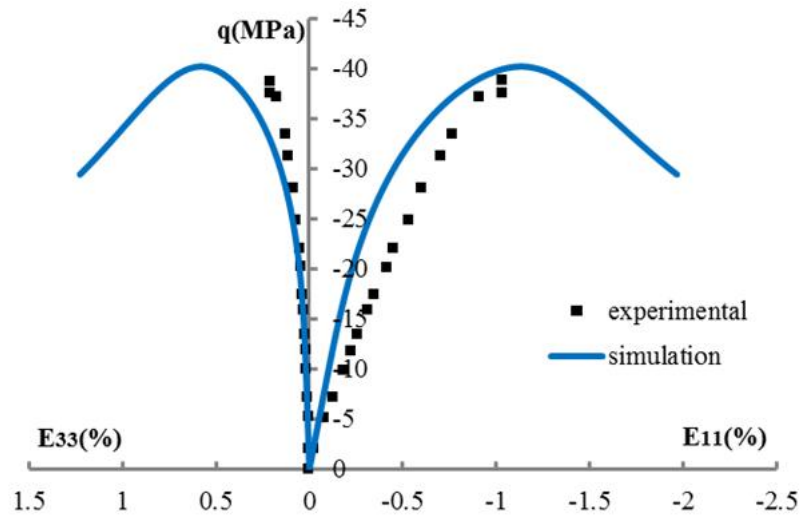


(c) Compression triaxiale 10MPa : $f_0 = 55\%$, $f_1 = 23\%$, $f_2 = 22\%$, $\phi_0 = 20\%$. Prof 469.1m

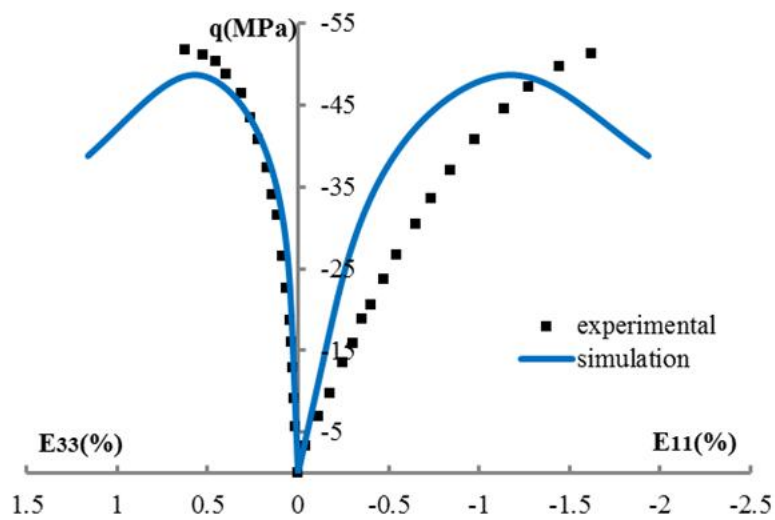
Figure 3.17 Comparaison courbes expérimentales/simulation. Profondeur 2



(a) Compression uniaxiale : $f_0 = 51\%$, $f_1 = 26\%$, $f_2 = 23\%$, $\phi_0 = 23.7\%$. Prof 466.8m



(b) Compression triaxiale 5MPa : $f_0 = 49\%$, $f_1 = 19\%$, $f_2 = 32\%$, $\phi_0 = 23.5\%$. Prof 451.5m



(c) Compression triaxiale 10MPa : $f_0 = 47\%$, $f_1 = 31\%$, $f_2 = 22\%$, $\phi_0 = 25\%$. Prof 451.4m

Figure 3.18 Comparaison courbes expérimentales/simulation. Profondeur 3

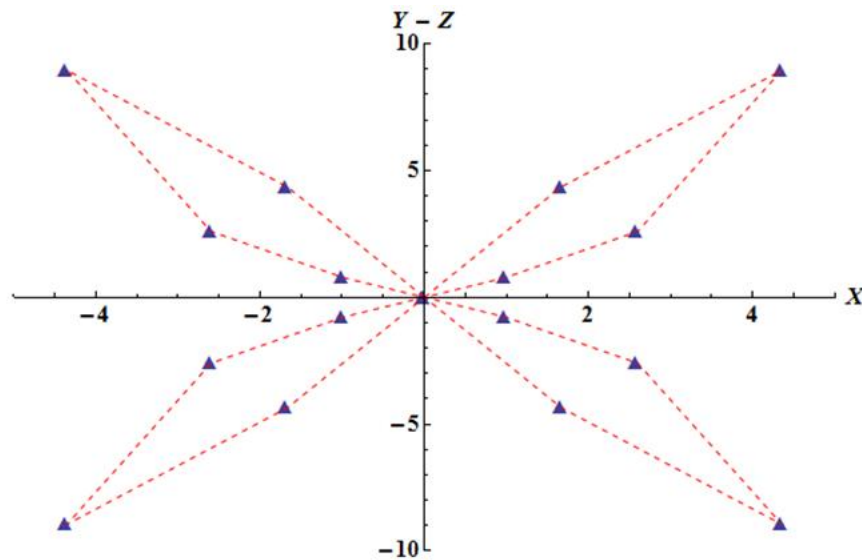


Figure 3.19 Coupe dans les Plan X-Y et X-Z de la distribution en orientation de la fissuration dans l'argilite avec les paramètres retenus pour la validation expérimentale

Les paramètres du Tableau 3.3 sont utilisés pour toutes les simulations numériques des essais de compression triaxiale à différentes pressions de confinement pour des échantillons de différentes compositions minéralogiques correspondant à différentes profondeurs de forage. Les porosités de la phase argileuse pour chaque échantillon sont calculées à partir des données de porosité totale disponible dans les travaux de *Chiarelli(2000)*. Ces porosités sont obtenues par la technique de porosimétrie au mercure.

Les Figures 3.16, 3.17, 3.18 montrent dans l'ensemble une assez bonne concordance entre les simulations numériques et les données expérimentales. L'effet des inclusions est assez bien prédit sur l'ensemble des figures par notre modélisation, sans modification du jeu de paramètres calibré sur le seul essai de compression uniaxiale pour la profondeur de 482.2m. Ceci représente comme nous l'avons déjà évoqué un avantage important des modélisations micromécaniques comparativement aux approches macroscopiques. Les modules élastiques correspondant à la phase linéaire du comportement, tels que déterminées par les données expérimentales, varient pour les différents échantillons testés. Dans notre modèle, cette variation est bien intégrée par l'effet des inclusions et l'effet de la porosité de la matrice argileuse. Aussi, notre modélisation fondée sur le mécanisme de frottement par glissement sur les lèvres de microfissures et le mécanisme d'endommagement par microfissuration, permet de prédire assez bien la rupture de l'argilite sous chargement de compression triaxiale. Sans calibration supplémentaire, les résistances en compression uniaxiale et en compression triaxiale sont assez bien prédites pour tous les échantillons de

compositions minéralogiques différentes. Le modèle non associé, contrairement au modèle associé, permet de mieux prédire l'évolution de la déformation latérale jusqu'à la rupture. Par conséquent la dilatance volumique réel du matériau observée avant la rupture est moins surestimée. L'évolution de la déformation axiale jusqu'à la rupture est assez bien représentée en compression uniaxiale et pour les essais de compression triaxiale pour les faibles pressions de confinement (5MPa). Pour des pressions confinements plus élevées (10 MPa), la déformation axiale est par contre beaucoup moins bien évaluée. Sur la Figure 3.19 nous présentons, à la rupture, la distribution en orientation des microfissures dans l'argilite, plus précisément dans la matrice argileuse, pour les paramètres déterminés pour la validation expérimentale. Comme déjà remarqué lors de l'évaluation des capacités prédictives, le modèle décrit bien l'anisotropie induite de l'endommagement ; le paramètre de densité de fissure maximale correspond à l'orientation de la famille de fissures d'environ 60° par rapport à la direction de la contrainte principale majeure en compression. Cette distribution est la même pour toutes les pressions de confinement et les différentes compositions minéralogiques.

Posons à présent quelques remarques sur les prédictions obtenues par notre modèle. Notons que les paramètres qui permettent de prédire la contrainte à la rupture, sont déterminés en effectuant une régression linéaire à partir des données expérimentales des contraintes à la rupture. Cette régression linéaire permet l'identification des paramètres par rapport au critère de rupture linéaire dans l'espace des contraintes principales pour le cas de chargement de compression triaxiale. Les valeurs des résistances prédites sont donc dépendantes de la précision avec laquelle les contraintes à la rupture sont mesurées pendant les essais expérimentaux. Nous avons besoin pour identifier les paramètres d'une série d'essais à différentes pression de confinement sur des échantillons de même composition minéralogique. Pour notre modèle le critère linéaire de rupture, déterminé à partir des données expérimentales de la série d'essais pour la profondeur de 482.2 m, sous-estime légèrement la résistance en compression triaxiale à 5MPa. Toutefois cette approximation linéaire du critère à la rupture semble être assez bonne au regard de la concordance acceptable observée lors de nos comparaisons. Notons aussi que les porosités totales obtenues expérimentalement pour l'argilite macroscopique ne représentent que la porosité connectée accessible par la technique de porosimétrie au mercure. Par conséquent les valeurs calculées de la porosité de la matrice argileuse à partir de celles des porosités totales, ne représentent qu'une approximation grossière de la porosité réelle de la phase argileuse. Il serait intéressant d'utiliser des mesures plus fines de la porosité totale macroscopique et ainsi améliorer la quantification de la

porosité de la matrice argileuse. Notons également que dans notre modélisation les microfissures sont situées uniquement dans la phase argileuse à une échelle supérieure des pores. Cette localisation est en accord avec les observations expérimentales à l'échelle microscopique. De plus dans cette modélisation nous avons supposé que les inclusions minérales ne contribuent uniquement qu'au renforcement des propriétés élastiques de la matrice argileuse. Ces inclusions ne modifient pas le mécanisme d'endommagement par microfissuration dans la matrice argileuse. Ainsi la même distribution en orientation de la fissuration est représentée pour tous les échantillons.

La limitation principale de notre modèle concerne la prédiction de l'évolution de la déformation axiale sous chargement de compression déviatorique pour des grandes valeurs de la pression de confinement (10 MPa). Bien qu'introduisant un terme d'écroutissement cinématique à travers l'expression de la contrainte locale appliquée sur les lèvres des microfissures, le modèle demeure un modèle d'endommagement. En cela il est particulièrement adapté pour les matériaux qui ont un comportement fragile dominé par le mécanisme d'endommagement par microfissuration. En effet par construction le modèle considère la phase solide de la matrice argileuse élastique et la déformation anélastique uniquement due au frottement par glissement sur les microfissures fermées. Pour l'argilite l'endommagement par microfissuration n'est pas le seul mécanisme de déformation prépondérant. Nos prédictions par ce modèle, du comportement fragile de l'argilite, constituent une assez bonne approximation en compression uniaxiale et pour des faibles confinements. Toutefois pour des valeurs plus élevées du confinement la déformation plastique de la matrice argileuse doit être intégrée dans les formulations pour mieux évaluer les déformations permanentes causées par le chargement.

3.9 Conclusions

Le comportement macroscopique à court terme de l'argilite a été étudié dans ce chapitre sous chargement de compression. Le mécanisme de déformation considéré, en plus de celui de l'élasticité, est encore l'endommagement par microfissuration. Seulement maintenant nous avons intégré l'effet dissipatif lié au frottement par glissement sur les lèvres de microfissures fermées. Cette étude du comportement à court terme est indispensable en vue de la modélisation du comportement différé par propagation subcritique des microfissures fermées

frottantes. Pour la modélisation de la réponse instantanée, en accord avec les observations microscopiques de sa microstructure, l'argilite est toujours considérée à une échelle mésoscopique comme un composite à trois phases constitué d'une matrice argileuse et des inclusions de calcite et quartz. Le comportement des phases inclusions est toujours décrit comme au chapitre 2 par l'élasticité. La matrice argileuse est poreuse et, son comportement sous chargement de compression comporte des déformations anélastiques dues au frottement par glissement sur les lèvres des microfissures.

Pour modéliser le comportement macroscopique par l'approche micromécanique, nous avons confronté deux stratégies de représentation du composite d'argilite avec sa distribution de microfissures. La différence entre les deux se trouve au niveau de l'échelle de la localisation de la fissuration par rapport à celles des inclusions : microscopique dans la matrice argileuse ou mésoscopique dans la matrice argileuse renforcée par les inclusions. La technique de modélisation du comportement non linéaire macroscopique est différente pour les deux modèles. Nous avons montré, par comparaison de leurs capacités prédictives, que les deux modèles prédisent de façon équivalente la réponse globale macroscopique de l'argilite sous chargement de compression. Cette équivalence a permis en admettant la validité modèle construit par l'approche incrémentale (**modèle 1**), de valider aussi, en première approximation pour le cas de chargement de compression, le deuxième modèle de la matrice argileuse renforcée et des microfissures à l'échelle mésoscopique (**modèle 2**)

Une large validation expérimentale a été effectuée en considérant le modèle 2. Il a été montré qu'en adoptant un modèle non associé pour l'écriture des équations constitutives du comportement macroscopique, le modèle prédit une réponse mécanique globale satisfaisante avec les données expérimentales. Une limitation a cependant été remarquée. Elle concerne la prédiction réelle de l'évolution de la déformation axiale jusqu'à la rupture sous compression triaxiale pour des grandes valeurs de la pression de confinement. Mais malgré cette limitation, notre modèle pour le comportement à court terme de l'argilite permet de prédire assez bien les caractéristiques globales du comportement mécanique de l'argilite telles qu'observées expérimentalement. Et ceci avec un nombre de paramètres faible comparativement aux approches macroscopiques et même certaines modélisations micromécaniques.

Le modèle prédit bien l'anisotropie induite de l'endommagement, les résistances et les déformations latérales à la rupture. Ceci en prenant bien en compte l'influence des inclusions et de la porosité de la matrice argileuse.

Chapitre 4

Modélisation micromécanique : comportement différé couplage frottement-endommagement par microfissuration

Sommaire

4.1	Equations constitutives du comportement mécanique à court et à long terme de l'argilite.....	110
4.1.1	Décomposition de la déformation totale et loi de comportement macroscopique.....	110
4.1.2	Energie libre de Gibbs et lois d'état.....	111
4.1.3	Critères et lois d'évolutions pour le comportement unifié : instantanée et processus de propagation subcritique.....	112
4.1.4	Intégration locale de la modélisation unifié pour le couplage frottement-endommagement	114
4.2	Modélisation du fluage par propagation subcritique : 1^{er} Modèle.....	117
4.2.1	Analyse de l'influence des paramètres et capacités prédictives.....	118
4.2.2	Calibration et validation expérimentale du modèle de fluage.....	124
4.3	Modélisation du fluage par propagation subcritique : 2^{ème} Modèle	127
4.3.1	Capacités prédictives : analyse de sensibilité des paramètres.....	129
4.3.2	Calibration et validations expérimentales.....	129
4.4	Conclusions.....	132

Au chapitre précédent nous avons traité de la modélisation micromécanique du comportement à court terme de l'argilite. Cette formulation avait pour principal objectif de prendre en compte le comportement de la matrice argileuse pour des familles de microfissures fermées frottantes. Nous avons confronté deux schémas de représentation de l'argilite à l'échelle mésoscopique. Ces deux schémas intégraient la fissuration à deux échelles différentes: l'échelle microscopique de la matrice argileuse poreuse ou l'échelle mésoscopique de la matrice argileuse poreuse renforcée par les inclusions. Nous avons montré que ces deux schémas pouvaient être utilisés pour prédire la réponse instantanée de l'argilite par le mécanisme d'endommagement par microfissuration. La validation expérimentale, avec le **modèle 2**, a montré une assez bonne concordance avec les données expérimentales pour un choix approprié d'un jeu de paramètres.

Le choix du **modèle 2** a été effectué dans la perspective de la modélisation du modèle différé. En effet pour les modélisations micromécaniques des composites, l'utilisation du **modèle 1** avec la méthode incrémentale de *Hill* pose une importante limitation pour le comportement différé. Cette limitation est due au fait que l'application directe de la méthode requiert l'écriture incrémentale de la loi de comportement des phases locales. Ces lois relient, par un opérateur tangent, le taux de contrainte au taux de déformation. Cependant pour les lois de comportement dépendant du temps, comme pour la description du fluage, il n'existe plus de relation entre le taux de contrainte et le taux de déformation. Par des approches modifiées, certains auteurs ont pu construire des opérateurs tangents algorithmiques pour utiliser la méthode de *Hill* dans l'intégration numérique des lois de comportement viscoplastiques. *Abou-Chackra Guery(2009)* a d'ailleurs utilisé cette approche pour la modélisation du comportement différé de l'argilite. Ces modélisations micromécaniques du comportement différé ont pu être écrites sous plusieurs hypothèses, ceci pour un mécanisme différé impliquant la viscosité de la matrice plastique. Des modèles de type *Perzyna* sont employés pour le comportement elastoviscoplastique. Pour le fluage par propagation subcritique des microfissures que nous considérons comme mécanisme de déformation dans nos travaux, les hypothèses développées dans le cadre viscoplastique ne semblent plus assez pertinentes. C'est pour contourner cette difficulté que le **modèle 2** a été développé. En s'affranchissant de la méthode incrémentale de *Hill*, cette nouvelle modélisation micromécanique du comportement macroscopique de l'argilite permet d'intégrer de façon plus cohérente les lois constitutives du comportement différé. Dans la suite nous présenterons l'écriture des équations constitutives

pour décrire le fluage puis nous étudierons les prédictions obtenues pour deux lois de propagation subcritique. Chacune d'elle sera suivie d'une validation expérimentale.

4.1 Equations constitutives du comportement mécanique à court et à long terme de l'argilite

Nous présentons une écriture unifiée des équations pour la réponse instantanée et la réponse différée due à la propagation subcritique des microfissures. Cette modélisation micromécanique est une extension au cas de l'endommagement anisotrope, du modèle isotrope de fluage développé par (*Zhao et al., 2016*). Le volume élémentaire représentatif considéré est celui de l'argilite composée : d'une matrice argileuse poreuse renforcée par les inclusions minérales dans laquelle sont distribuées aléatoirement plusieurs familles de microfissures fermées.

4.1.1 Décomposition de la déformation totale et loi de comportement macroscopique

Le comportement de la matrice renforcée est toujours supposé élastique. La déformation anélastique totale est due aux contributions individuelles de chaque famille de microfissures. Ainsi sous l'hypothèse de petites perturbations, la déformation macroscopique totale à chaque instant peut se décomposer comme suit :

$$\mathbf{E} = \boldsymbol{\varepsilon}_m + \boldsymbol{\varepsilon}_f \quad (4.1)$$

$\boldsymbol{\varepsilon}_m$ représente la déformation élastique de la matrice argileuse renforcée.

$\boldsymbol{\varepsilon}_f$ représente la déformation anélastique totale.

La déformation anélastique totale $\boldsymbol{\varepsilon}_f$ se décompose en une déformation anélastique instantanée due à l'application du chargement ($\boldsymbol{\varepsilon}_{fi}$) et, en une déformation anélastique due au processus de propagation subcritique des microfissures ($\boldsymbol{\varepsilon}_{fc}$). Elle s'écrit en tenant compte de la contribution de toutes les familles de microfissures :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_f = \sum_{r=1}^N \boldsymbol{\varepsilon}_f^r = \sum_{r=1}^N \boldsymbol{\varepsilon}_{fi}^r + \sum_{r=1}^N \boldsymbol{\varepsilon}_{fc}^r \quad (4.2)$$

La loi de comportement macroscopique est exprimée par :

$$\Sigma = \mathcal{C}^{\text{hom}} : \boldsymbol{\varepsilon}_m = \mathcal{C}^{\text{hom}} : (\mathbf{E} - \boldsymbol{\varepsilon}_f) \quad (4.3)$$

4.1.2 Energie libre de Gibbs et lois d'état

L'écriture de l'expression de l'énergie libre de Gibbs découle du même raisonnement que celui présenté au chapitre 3. Avec l'utilisation du schéma d'homogénéisation de *Mori-Tanaka*, elle s'écrit :

$$W^* = \frac{1}{2} \Sigma : \mathcal{S}^m : \Sigma + \Sigma : \left(\sum_{r=1}^N \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \right) - \sum_{r=1}^N \frac{1}{2d^r} \boldsymbol{\varepsilon}_f^r : \mathcal{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \quad (4.4)$$

d^r représente le paramètre de densité de microfissures pour les microfissures de la famille r . Rappelons que nous considérons toujours des microfissures en forme de pièce de monnaie défini par un rapport d'aspect $\varepsilon = c/a$ et une normale unitaire \underline{n} . L'endommagement par propagation des microfissures est décrit par le frottement par glissement et l'évolution du paramètre de densité de microfissure pour toutes les familles. Le paramètre de densité de microfissures de chaque famille est décomposé comme suit :

$$d^r = d_i^r + d_c^r \quad (4.5)$$

d_i^r représente la densité de microfissure associée à la propagation instantanée due à l'application du chargement. d_c^r représente la densité de microfissure associée au mécanisme de propagation subcritique.

A partir de l'expression de l'énergie libre, les lois d'état qui définissent les forces thermodynamiques associées aux variables internes $\boldsymbol{\varepsilon}_f^r$ et d^r s'écrivent :

- Contrainte locale sur chaque famille de fissure

$$\boldsymbol{\sigma}_f^r = \frac{\partial W^*}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}_f^r} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{d^r} \mathcal{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \quad (4.6)$$

- Force thermodynamique associée au paramètre densité de fissure de chaque famille

$$F^{d^r} = \frac{\partial W^*}{\partial d^r} = \frac{1}{2(d^r)^2} \boldsymbol{\varepsilon}_f^r : \mathbb{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r \quad (4.7)$$

Avec \mathbb{C}_f^r défini par la relation (3.13).

4.1.3 Critères et lois d'évolutions pour le comportement unifié : instantanée et processus de propagation subcritique

Pour décrire la propagation des microfissures fermées en intégrant le frottement sur les lèvres des microfissures, nous faisons usage d'un critère de frottement de type *Mohr-Coulomb* pour caractériser de façon générale le mécanisme de frottement par glissement qui accompagne la propagation. Pour le frottement par glissement et la propagation instantanée dus à l'application du chargement, les critères et lois d'évolution ont été définis au chapitre 3. Sous chargement, en fonction du temps, la considération du processus de propagation subcritique des microfissures implique un frottement par glissement différé sur les lèvres des microfissures fermées frottantes. Ce glissement est décrit par le même critère de frottement (3.20) à la différence de l'introduction d'un coefficient de frottement différé. Le coefficient de frottement différé est inférieur à celui défini au chapitre 3. Ce choix correspond à l'hypothèse selon laquelle le processus de propagation subcritique s'initie avec une dégradation des conditions de frottement sur les lèvres des microfissures. Cette dégradation des conditions de frottement dans le temps s'opère sous des niveaux de contraintes inférieurs à ceux qui définissent la propagation instantanée due à l'application du chargement. La relation (3.20) pour la contrainte locale (4.6) se réécrit pour le frottement par glissement différée :

$$f^r(\boldsymbol{\sigma}_f^r) = \|\boldsymbol{\tau}_f^r\| + \eta_{diff} \boldsymbol{\sigma}_{fn}^r \leq 0 \quad (4.8)$$

Avec $\|\boldsymbol{\tau}_f^r\| = \left(\frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma}_f^r : \mathbb{T}^r : \boldsymbol{\sigma}_f^r \right)^{1/2}$, $\boldsymbol{\sigma}_{fn}^r = - \left(\boldsymbol{\sigma}_f^r : \mathbb{N}^r : \boldsymbol{\sigma}_f^r \right)^{1/2}$, projection tangentielle et projection normale de la contrainte locale dans le plan de la fissure de la famille r .

La définition du critère de frottement (4.9) implique que le processus de propagation subcritique, pour les microfissures fermées frottantes, impose une nouvelle décomposition de la déformation anélastique dépendante du temps pour chaque famille de microfissures. Cette

déformation se décompose en une déformation anélastique instantanée additionnelle due au chargement et en une déformation anélastique différée sous chargement constant :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{fc}^r = \boldsymbol{\varepsilon}_{fci}^r + \boldsymbol{\varepsilon}_{fcr}^r \quad (4.9)$$

Pour la règle d'écoulement des déformations anélastiques, nous faisons usage du potentiel (3.50) qui définit la direction d'écoulement pour toutes les familles de microfissures fermées.

$$h^r(\boldsymbol{\sigma}_f^r) = \|\boldsymbol{\tau}_f^r\| + \beta \sigma_{fn}^r \quad (4.10)$$

En considérant la décomposition de la déformation anélastique de la relation (4.9), les lois d'évolution de la déformation anélastique peuvent s'écrire :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{fci}^r = \dot{\lambda}_{fci}^r \frac{\partial h^r(\boldsymbol{\sigma}_f^r)}{\partial \boldsymbol{\sigma}_f^r} = \dot{\lambda}_{fci}^r \mathbf{D}_{naf}^r \quad (4.11)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{fcr}^r = \dot{\lambda}_{fcr}^r \frac{\partial h^r(\boldsymbol{\sigma}_f^r)}{\partial \boldsymbol{\sigma}_f^r} = \dot{\lambda}_{fcr}^r \mathbf{D}_{naf}^r \quad (4.12)$$

$$\text{Posons } \mathbf{D}_{naf}^r = \left(\frac{T^r}{2\|\boldsymbol{\tau}_f^r\|} + \beta \frac{N^r}{\sigma_{fn}^r} \right) : \boldsymbol{\sigma}_f^r \quad \mathbf{D}_{fdiff}^r = \left(\frac{T^r}{2\|\boldsymbol{\tau}_f^r\|} + \eta_{diff} \frac{N^r}{\sigma_{fn}^r} \right) : \boldsymbol{\sigma}_f^r \quad (4.13)$$

Le paramètre densité de microfissures associée au mécanisme de propagation subcritique se décompose aussi également pour représenter la propagation instantanée additionnelle, si le critère d'endommagement (3.24) est satisfait et, pour représenter la propagation dépendante du temps. Sous forme de vitesse cette décomposition s'écrit pour chaque famille de microfissures :

$$\dot{d}_c^r = \dot{d}_{ci}^r + \dot{d}_{cr}^r \quad (4.14)$$

4.1.4 Intégration locale de la modélisation unifiée pour le couplage frottement-endommagement

L'intégration locale du modèle se décompose en trois phases pour un pas de chargement et un intervalle de temps donnés. Cette décomposition sur des pas de chargement et pour un intervalle de temps nous permet d'écrire l'intégration sous forme incrémentale. Nous découplons premièrement les équations en une phase instantanée consécutive à l'application du pas de chargement, puis en une phase dépendante du temps associée uniquement au processus de propagation subcritique. L'intégration locale du comportement instantané, consécutif à l'application du chargement, est décrite au chapitre 3.

Pour la phase associée au processus de propagation subcritique, les incréments des multiplicateurs anélastiques $d\lambda_{fci}^r, d\lambda_{fcr}^r$ sont déterminés en faisant usage de la condition de consistance classique ($f^r(\boldsymbol{\sigma}_f^r) = 0, df^r(\boldsymbol{\sigma}_f^r) = 0$). Pour la famille de microfissure s , cette condition s'écrit:

$$df^s = \frac{\partial f^s}{\partial \boldsymbol{\Sigma}} : d\boldsymbol{\Sigma} + \frac{\partial f^s}{\partial d^s} (dd_{ci}^s + dd_{cr}^s) + \frac{\partial f^s}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}_f^s} : (d\lambda_{fci}^s \mathbf{D}_{naf}^s + d\lambda_{fcr}^s \mathbf{D}_{naf}^s) = 0 \quad (4.15)$$

Cette condition de consistance pour le calcul des multiplicateurs anélastiques s'utilise comme suit :

- Pour la phase instantanée additionnelle du processus de propagation subcritique:
 $dt = 0, dd_{cr}^s = 0, d\lambda_{fcr}^s = 0$

Le problème du couplage frottement-endommagement est résolu en utilisant la condition de consistance (4.15) et la condition de cohérence pour définir l'évolution instantanée additionnelle de la densité de microfissures (3.30). Rappelons dans ce cas le critère d'endommagement de la relation (3.24)

$$\mathbf{g}^s(F^{d^s}, d^s) = F^{d^s} - R(d^s) \leq 0 \quad (4.16)$$

Le couplage frottement –endommagement est réalisé exactement comme au chapitre 3. Il implique la résolution d'un système d'équations pour la famille de microfissures s . En contrainte contrôlée le système s'écrit :

$$df^s = \mathbf{D}_{fdiff}^s : d\boldsymbol{\Sigma} + \frac{1}{(d^s)^2} \mathbf{D}_{fdiff}^s : \mathbf{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s (dd_{ci}^s) - \frac{1}{d^s} \lambda_{fci}^s \mathbf{D}_{fdiff}^s : \mathbf{C}_f^s : \mathbf{D}_{naf}^s = 0 \quad (4.17)$$

$$dg^s = d\lambda_{fci}^s \frac{1}{(d^s)^2} \mathbf{D}_{naf}^s : \mathbf{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s + \left(\frac{\partial F^{d^s}}{\partial d^s} + \frac{\partial g^s}{\partial d^s} \right) dd_{ci}^s = 0 \quad (4.18)$$

Avec (4.18) nous avons :

$$dd_{ci}^s = -d\lambda_{fci}^s \frac{\frac{1}{(d^s)^2} \mathbf{D}_{naf}^s : \mathbf{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s}{\left(\frac{\partial F^{d^s}}{\partial d^s} + \frac{\partial g^s}{\partial d^s} \right)} \quad (4.19)$$

La relation (4.19) introduite dans la relation (4.17) donne :

$$d\lambda_{fi}^s = \frac{\mathbf{D}_{fdiff}^s : d\boldsymbol{\Sigma}}{H_i^s} \quad (4.20)$$

Avec $H_i^s = \frac{(\mathbf{D}_{naf}^s : \mathbf{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s)(\mathbf{D}_{fdiff}^s : \mathbf{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s)}{(d^s)^4 \left(\frac{\partial F^{d^s}}{\partial d^s} + \frac{\partial g^s}{\partial d^s} \right)} + \frac{1}{d^s} \mathbf{D}_{fdiff}^s : \mathbf{C}_f^s : \mathbf{D}_{naf}^s$ (4.21)

Nous avons fait usage de la relation $\frac{\partial f^s}{\partial \boldsymbol{\sigma}_f^s} = \frac{\partial f^s}{\partial \boldsymbol{\Sigma}} = \mathbf{D}_{fdiff}^s$.

- Pour la phase différée du processus de propagation subcritique : $d\boldsymbol{\Sigma} = \mathbf{0}$, $dt \neq 0$

En utilisant la condition de consistance (4.15), on peut montrer que la force thermodynamique F_d^s est aussi constante. En conséquence $dd_{ci}^s = 0$, $d\lambda_{fci}^s = 0$. La relation (4.15) après simplification donne pour le multiplicateur anélastique dépendant du temps :

$$d\lambda_{fcr}^s = \frac{1}{d^s} \frac{\mathbf{D}_{fdiff}^s : \mathbf{C}_f^s : \boldsymbol{\varepsilon}_f^s}{\mathbf{D}_{fdiff}^s : \mathbf{C}_f^s : \mathbf{D}_{naf}^s} dd_{cr}^s \quad (4.22)$$

Avec :

$$dd_{cr}^s = \dot{d}_{cr}^s dt \quad (4.23)$$

Dans la relation (4.23), l'évolution du paramètre de densité de microfissure \dot{d}_{cr}^s est définie par une loi de propagation subcritique. Les relations (4.19), (4.20), (4.22), (4.23) sont identiques pour toutes les familles de microfissures considérées.

La relation (4.3) sous forme incrémentale pour le pas de chargement et l'intervalle de temps s'écrit :

$$\begin{aligned} d\boldsymbol{\Sigma} &= \mathcal{C}^{\text{hom}} : d\boldsymbol{\varepsilon}_m = \mathcal{C}^{\text{hom}} : (d\mathbf{E} - d\boldsymbol{\varepsilon}_f) \\ \Rightarrow d\mathbf{E} &= \mathcal{S}^{\text{hom}} : \dot{\boldsymbol{\Sigma}} + \sum_{r=1}^N \lambda_{fi}^r \mathbf{D}_{naf}^r + \sum_{r=1}^N \lambda_{fci}^r \mathbf{D}_{naf}^r + \sum_{r=1}^N \lambda_{fcr}^r \mathbf{D}_{naf}^r \end{aligned} \quad (4.24)$$

Dans la relation (4.24) nous avons introduit la déformation anélastique instantanée due à l'application du chargement dont le calcul a été présenté au chapitre 3 pour une intégration en déformation contrôlée. En utilisant les relations (4.20) et (4.22), nous obtenons la loi de comportement macroscopique de l'argilite :

$$\begin{aligned} d\mathbf{E} &= \left(\left(\mathcal{S}^{\text{hom}} + \sum_{r=1}^N \frac{1}{H^r} \mathbf{D}_{naf}^r \otimes \mathbf{D}_f^r \right) : d\boldsymbol{\Sigma} \right. \\ &\quad \left. + \left(\mathcal{S}^{\text{hom}} + \sum_{r=1}^N \frac{1}{H_i^r} \mathbf{D}_{naf}^r \otimes \mathbf{D}_{fdiff}^r \right) : d\boldsymbol{\Sigma} + \sum_{r=1}^N \mathbf{D}_{naf}^r \frac{1}{d^s} \frac{\mathbf{D}_{fdiff}^r : \mathcal{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r}{\mathbf{D}_{fdiff}^r : \mathcal{C}_f^r : \mathbf{D}_{naf}^r} \dot{d}_{cr}^r dt \right) \end{aligned} \quad (4.25)$$

$$\text{Avec } H^r = \frac{(\mathbf{D}_{naf}^r : \mathcal{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r)(\mathbf{D}_f^r : \mathcal{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_f^r)}{(d^r)^4 \left(\frac{\partial F^{d^r}}{\partial d^r} + \frac{\partial g^r}{\partial d^r} \right)} + \frac{1}{d^r} \mathbf{D}_{naf}^r : \mathcal{C}_f^r : \mathbf{D}_f^r$$

Et \mathcal{S}^{hom} , le tenseur de souplesse homogénéisé de la matrice argileuse renforcée.

Les deux derniers termes de la relation 4.25 expriment la déformation macroscopique différée due au processus de propagation subcritique des familles de microfissures.

Notons que la relation (4.25) définit, sous conditions de chargement en compression triaxiale, une relation linéaire entre l'évolution de la déformation macroscopique de fluage et l'évolution des paramètres de densité de microfissures dans le cas de la propagation subcritique. Expérimentalement il est assez difficile de mettre en évidence de façon directe une relation entre la déformation macroscopique de fluage de l'argilite et l'évolution de la densité de microfissure. Toutefois certaines études expérimentales sur les roches ont montré

que sous contraintes constantes en condition de compression triaxiale, les enregistrements des activités d'émission acoustique reflétaient la même variation en fonction du temps que celle représentée par la courbe déformation de fluage en fonction du temps (*Hardy et al., 1969, Wu and Thomsen, 1975, Ohnaka, 1983, Baud and Meredith, 1997*). Les activités d'émissions acoustiques étant des indicateurs de l'évolution de l'endommagement par microfissuration, la déformation de fluage peut être considérée comme proportionnelle à l'évolution de l'endommagement. Par conséquent la relation linéaire prédite par notre modèle reflète bien le comportement observé expérimentalement.

4.2 Modélisation du fluage par propagation subcritique : 1^{er} Modèle

Pour ce premier modèle de propagation subcritique de microfissures nous reprenons la loi que nous avons introduite au chapitre 2 pour le cas des microfissures ouvertes et des microfissures fermées lisses. Rappelons que cette loi résulte de l'adaptation de la description de la propagation subcritique des fissures en mécanique de la rupture pour le mécanisme de corrosion sous contrainte (*Charles 1958 ; Atkinson 1982,1984 ; Atkinson and Meredith, 1987 ; Rinne 2008*). Cette description établit une relation entre la vitesse de propagation subcritique d'une fissure et le facteur d'intensité de contrainte, influencée par les conditions de l'environnement dans lequel la fissuration se développe. En mécanique de la rupture le critère de propagation peut s'exprimer avec le facteur d'intensité de contrainte ou avec le taux de restitution de l'énergie. Dans le cadre de la mécanique continue de l'endommagement, la force thermodynamique associée au paramètre densité de fissures peut être assimilée au taux de restitution d'énergie défini en mécanique de la rupture. A partir de ce raisonnement nous proposons pour l'évolution de l'endommagement anisotrope, une loi de propagation subcritique de microfissures fonction de la force thermodynamique associée au paramètre densité de fissures. Elle s'exprime pour la famille de fissures r par la relation :

$$\dot{d}_c^r = \xi \frac{1}{(d^r)^m} \left(\frac{F^{d^r}}{A} \right)^n \quad (4.26)$$

La relation (4.25) établit une relation linéaire entre la déformation macroscopique différée et les paramètres de densité microfissures pour toutes les familles considérées. En conséquence la description des phases du fluage de l'argilite dans notre modélisation, ne dépend que de la forme de la loi subcritique. Pour ce premier modèle la loi subcritique est une fonction de la force thermodynamique constante pendant le fluage. La relation (4.26) écrite

avec le terme d'' au dénominateur, traduit comme nous l'avons déjà évoqué au chapitre 2, une augmentation de la résistance du matériau avec l'évolution de l'endommagement. C'est le même principe qui est utilisé pour définir le critère d'endommagement instantané. La relation (4.26) décrit ainsi une diminution de la vitesse de propagation avec une augmentation de la densité de microfissure. A cause de la linéarité de la relation (4.25), la loi de propagation écrite sous la forme (4.26) modélise un fluage primaire suivi d'un fluage stationnaire non asymptotique pendant lequel la vitesse de déformation décroît faiblement avec l'évolution de l'endommagement. Nous allons à présent effectuer une analyse de sensibilité des paramètres ξ , m , n suivie de l'analyse des capacités prédictives de la modélisation du fluage avec cette première loi subcritique. Le paramètre de normalisation A est utilisé pour obtenir une relation sans dimension.

4.2.1 Analyse de l'influence des paramètres et capacités prédictives

Nous nous intéressons dans ce paragraphe à l'analyse de sensibilité des paramètres ξ , m , n de la loi de propagation subcritique. Cette analyse doit nous permettre de préciser leur rôle. Pour cela nous réalisons une simulation d'un essai de fluage en compression uniaxiale ($\Sigma_{11} = 8MPa$) avec une composition minéralogique fixée pour toutes les simulations $f_0 = 56\%$, $f_1 = 20\%$, $f_2 = 24\%$. Le paramètre de densité initiale de microfissure avant chargement est aussi fixé ($d_0 = 0.01$). Pour cette analyse des capacités prédictives, l'ensemble du jeu des paramètres du modèle, pour décrire la phase instantanée, est donné dans le Tableau 4.1. Sur les Figures 4.1 (a) (b) (c), Nous observons que les paramètres ξ et n contrôlent la vitesse initiale de la phase primaire et influence la plage d'évolution de la déformation du fluage. Plus leurs valeurs sont élevées, plus la vitesse initiale est grande et plus la déformation de fluage est importante. Le paramètre n en particulier permet d'accentuer l'influence de la composition minéralogique puisqu'il apparaît comme exposant de la force thermodynamique associée au paramètre de densité de microfissure. Rappelons que l'expression de cette force thermodynamique, pour chaque famille de microfissure, dépend de la minéralogie par les modules homogénéisés de la matrice argileuse renforcée par les inclusions. Le paramètre m contrôle la transition entre la phase primaire du fluage et la phase stationnaire non asymptotique. Plus grande est sa valeur, plus rapidement s'effectue la transition. Nous utilisons dans nos simulations la valeur de 1MPa pour le paramètre de normalisation A .

constituant	Paramètres élastiques	Paramètre frottement-endommagement
Phase solide matrice argile(0)	$E^s = 5550MPa, \nu^s = 0.16$	$\eta = 0.49, \beta = 0.15, R_c = 0.0242, d_c = 10$ $\phi_0 = 25\%$
Calcite (1)	$E^1 = 95GPa, \nu^1 = 0.27$	
Quartz (2)	$E^2 = 100GPa, \nu^2 = 0.06$	

Tableau 4.1 : Jeu de paramètres du comportement instantané pour l'analyse des capacités prédictives du modèle avec fluage

Pour l'analyse des capacités prédictives du modèle, nous fixons les valeurs des paramètres de la loi de propagation subcritique : $\xi = 1.5e-2, m = 1, n = 2$

Pour la composition minéralogique fixée $f_0 = 56\%, f_1 = 20\%, f_2 = 24\%$, nous présentons sur la Figure 4.2 la distribution en orientation des microfissures dans le plan X-Y pour un essai de fluage en compression uniaxiale ($\Sigma_{11} = 8MPa$). La figure représente la distribution en orientation après le chargement instantané et après un fluage de 60 jours. La différence de distribution instantanée/fluage observée sur la figure, illustre une hypothèse que nous considérons dans notre modèle au sujet des familles de microfissures activées par la loi de propagation subcritique. Nous supposons en effet dans notre modélisation que, sont activées pour la propagation subcritique toutes les familles de microfissure qui satisfont au critère de frottement pendant la phase différée pour un coefficient de frottement différent de celui défini pour le comportement instantané.

Nous nous intéressons maintenant à l'influence de la composition minéralogique. Nous simulons pour cela un essai de compression uniaxiale $\Sigma_{11} = 8MPa$. La propagation subcritique ayant lieu dans la matrice argileuse, nous étudions l'influence relativement à la fraction volumique de la phase argileuse. Sur la Figure 4.3, pour différentes fractions volumiques de la phase argileuse, nous observons que le modèle permet bien de prédire qualitativement l'influence de la composition minéralogique observée lors des essais sur des échantillons de différentes profondeurs. La déformation de fluage augmente avec la fraction volumique de la phase argileuse. Rappelons que les modèles macroscopiques pour la déformation de fluage sont généralement ajustés à partir des courbes expérimentales d'essais de fluage. Ces modèles n'intègrent pas des variations de la composition minéralogique sans modifier les paramètres de la loi de fluage. Dans notre modèle micromécanique, nous définissons uniquement à

l'échelle microscopique une loi de propagation fonction du temps pour le paramètre densité de microfissure. L'influence de la composition minéralogique à l'échelle macroscopique est ensuite intégrée directement par la règle d'écoulement anélastique et l'utilisation de la force thermodynamique associées à chaque famille de microfissures. Sur la Figure 4.4 nous avons représenté l'évolution du paramètre densité globale d'endommagement. Ce paramètre de densité globale est défini comme la somme pondérée de la densité de chaque famille de microfissures. La comparaison avec la Figure 4.3 montre bien que pour notre modèle, indépendamment de la composition minéralogique, la déformation de fluage évolue linéairement avec les paramètres densités de microfissure de chaque famille activée. Ce comportement est identique à celui obtenu avec la même loi pour le cas des fissures fermées lisses du Chapitre 2, sous chargement de compression avec le schéma d'homogénéisation de *Ponté-Castaneda et Willis (PCW)*. La dépendance linéaire retrouvée, pour le cas des fissures fermées frottantes, résulte de la prise en compte de façon individuelle de la contribution de chaque famille de microfissures sur la déformation anélastique totale. Cette contribution individuelle supposée des familles de microfissures nous permet de construire en première approximation l'énergie libre de Gibbs pour un matériau avec plusieurs familles de microfissures de différentes orientations en exploitant le schéma d'homogénéisation de *Mori-Tanaka*.

Intéressons-nous à présent à l'influence du déviateur de contrainte et de la pression de confinement en condition de chargement de compression. La composition minéralogique est fixée aux valeurs : $f_0 = 56\%$, $f_1 = 20\%$, $f_2 = 24\%$. Sur la Figure 4.5 nous présentons les prédictions pour la simulation d'un essai de fluage en compression uniaxiale pour différentes valeurs du déviateur. Nous observons que le modèle prédit une déformation de fluage plus grande avec l'augmentation du déviateur. L'augmentation du déviateur pour notre modèle équivaut à des valeurs plus grandes des multiplicateurs anélastiques et des forces thermodynamiques pour chaque famille de microfissures activée. Ce comportement prédit en fonction du déviateur, correspond bien aux observations expérimentales faites sur le fluage des roches et sur l'argilite en particulier. Pour analyser l'influence de la pression de confinement, nous réalisons des simulations des essais de fluage en conditions de chargement triaxial sous différentes pressions de confinement, nous effectuons les comparaisons pour le même déviateur de contrainte de 8MPa. Sur la Figure 4.6 la déformation de fluage diminue avec l'augmentation du confinement pour le même déviateur imposé constant. Cette influence du confinement a déjà été observée expérimentalement pour les roches argileuses.

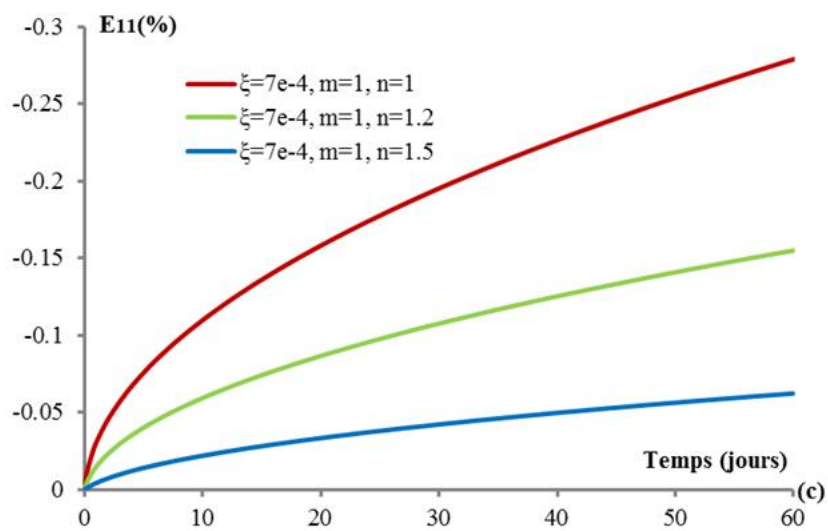
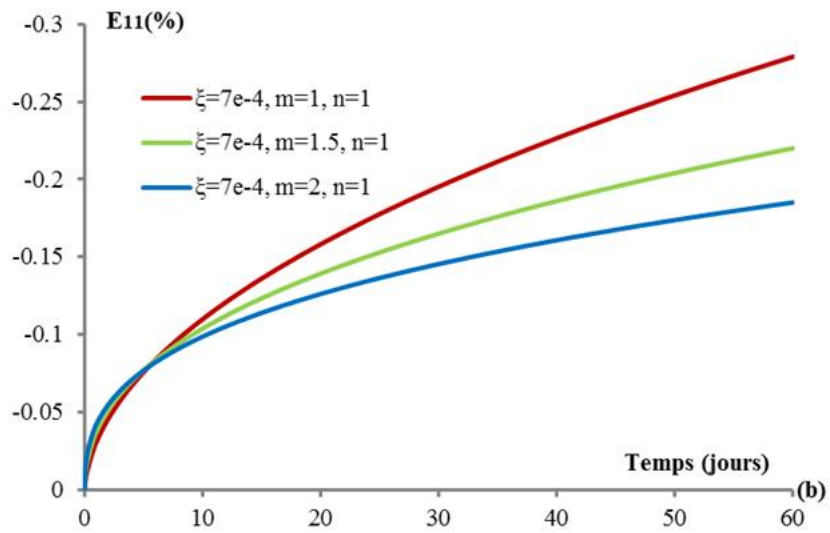
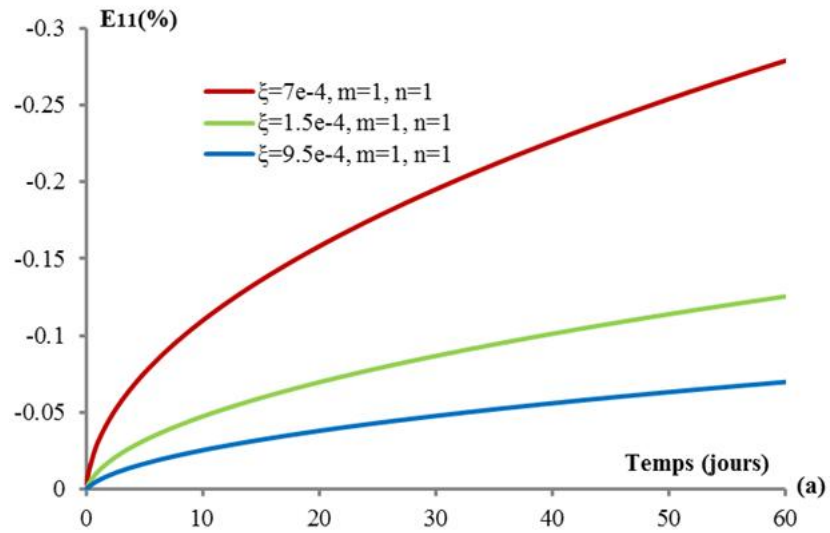


Figure 4.1 Analyse de sensibilité des paramètres pour un essai de fluage en compression uniaxiale

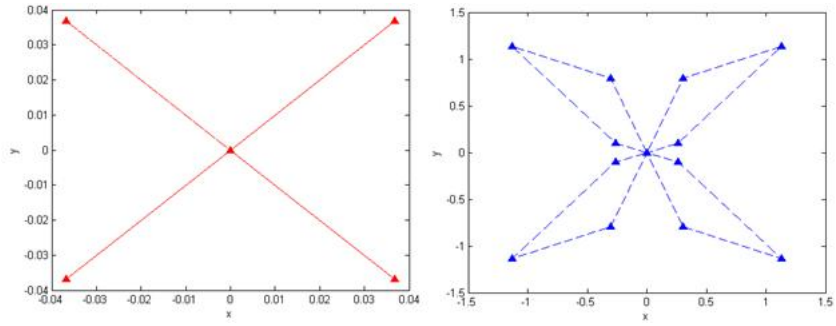


Figure 4.2 Coupe dans le plan (X-Y) de la distribution en orientation des microfissures pour un essai de fluage en compression uniaxiale (En rouge : réponse instantanée, En bleu : fluage 60 jours)

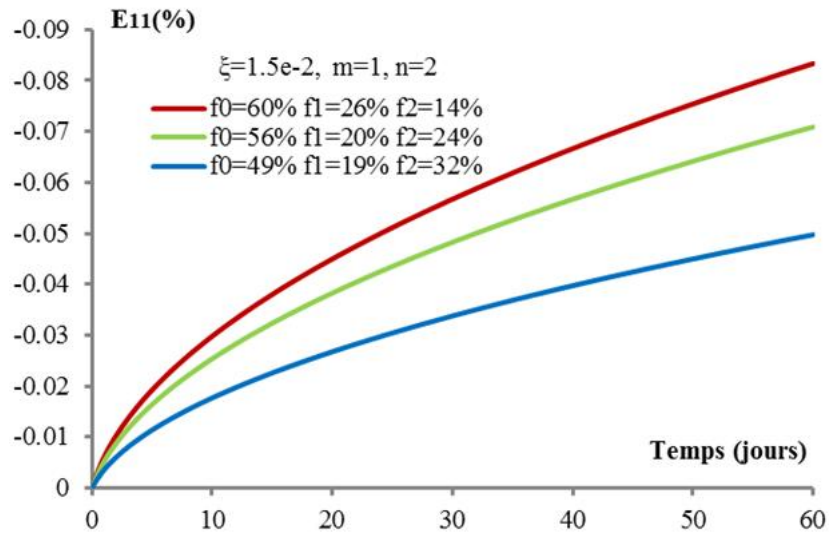


Figure 4.3 essai de fluage en compression uniaxiale : déformation de fluage, Influence de la composition minéralogique

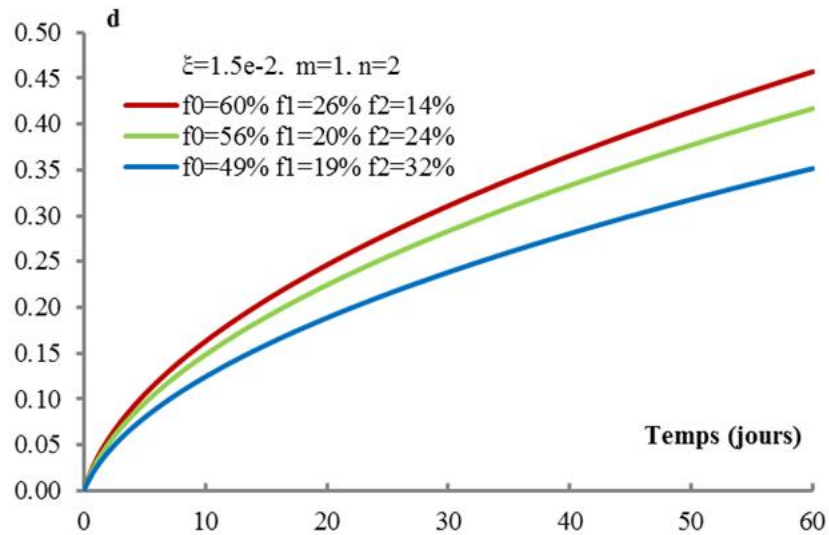


Figure 4.4 essai de fluage en compression uniaxiale : densité globale d'endommagement, Influence de la composition minéralogique

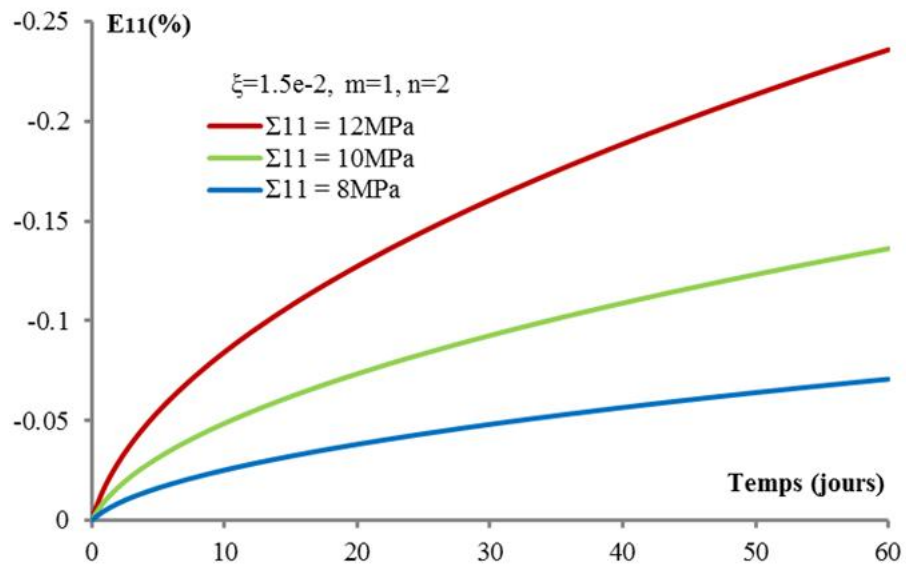


Figure 4.5 essai de fluage en compression uniaxiale : Influence du déviateur des contraintes

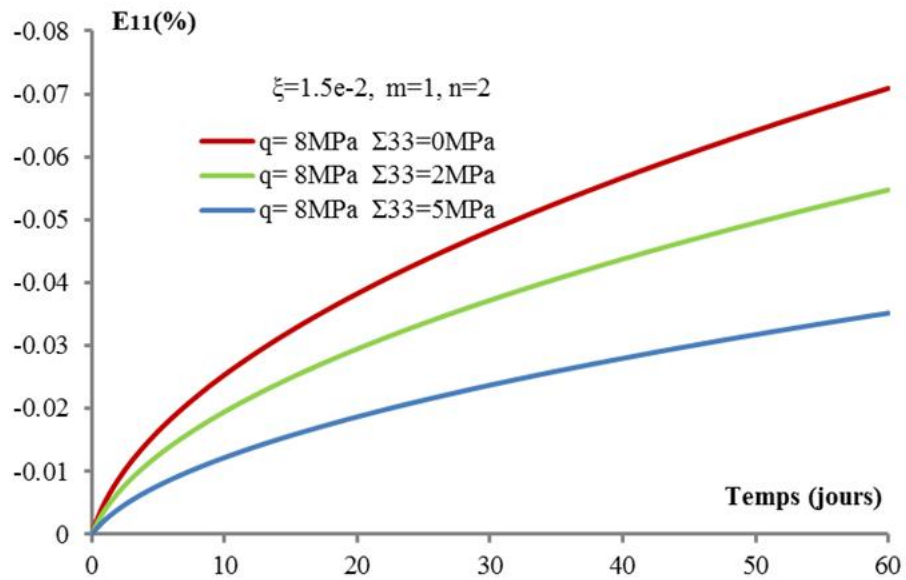


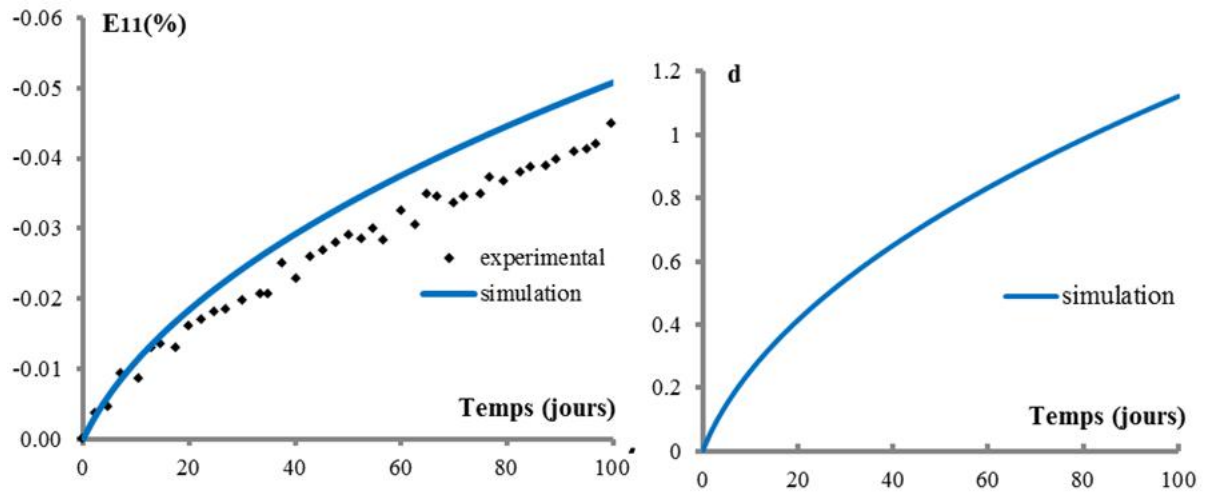
Figure 4.6 essai de fluage en compression triaxiale : Influence de la pression de confinement

4.2.2 Calibration et validation expérimentale du modèle de fluage

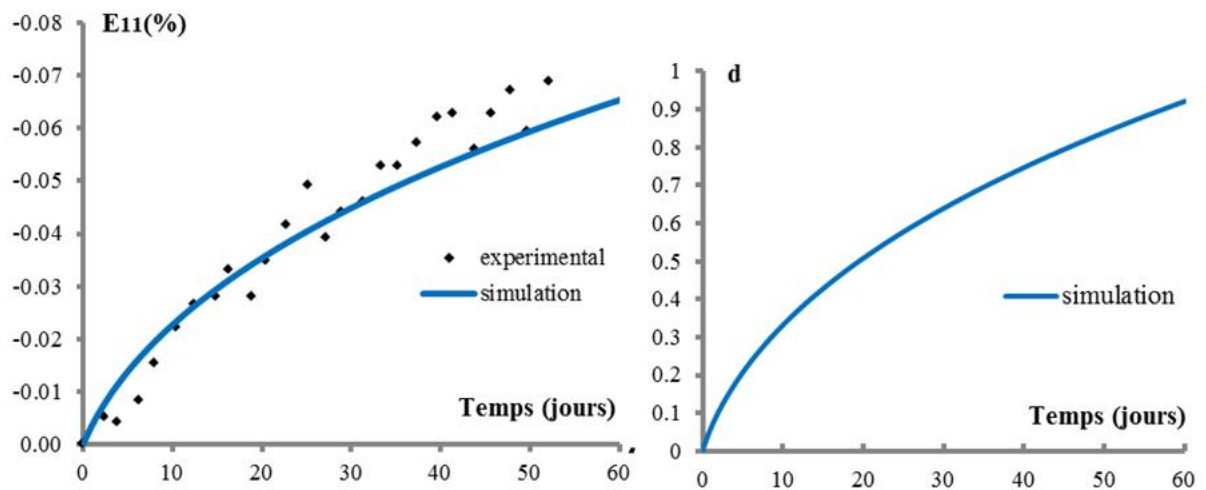
Nous présentons une validation du modèle micromécanique pour le comportement de fluage de l'argilite. Cette validation s'appuie sur une comparaison aux données expérimentales. La procédure de validation débute par une calibration des paramètres de la loi de propagation subcritique sur un essai de fluage en compression uniaxiale. Les paramètres sont déterminés par calibration itérative pour obtenir la meilleure reproduction des courbes. L'ensemble des paramètres, calibré pour ce seul essai, est ensuite utilisé de manière identique pour la comparaison de tous les autres essais. Le tableau 4.2 résume les valeurs des paramètres du modèle pour le comportement de l'argilite. La figure 4.7 (a) (b) présente les résultats pour les essais de compression uniaxiale pour deux valeurs de contraintes uniaxiales. Pour les deux échantillons la composition minéralogique est différente. La figure 4.8 (a) (b) présente les résultats pour deux essais de fluage en compression triaxiale avec une pression de confinement de 12 MPa ; le déviateur de contrainte appliqué est différent et la composition minéralogique est à peu près identique. Ne disposant pas d'information sur la porosité des échantillons, la porosité moyenne $\phi_0 = 25\%$ est utilisée pour la phase argileuse de tous les échantillons. Globalement sur l'ensemble des courbes, le modèle semble décrire de façon satisfaisante le comportement de fluage de l'argilite. L'influence de la composition minéralogique et l'influence du déviateur de contrainte sont bien prises en compte pour la prédiction du comportement mécanique. Pour les essais de compression triaxiale la phase transitoire est moins bien prédite. L'influence du confinement, intégrée dans les équations constitutives du fluage et la loi de propagation, semble ne pas être suffisamment explicite. Ceci suggère qu'il faille mener une étude sur la dépendance des paramètres de la loi par rapport à la pression de confinement. Toutefois ces résultats obtenus en première approximation sont déjà assez satisfaisants. Ils permettent de valider le modèle micromécanique proposé pour le comportement différé du matériau hétérogène d'argilite.

constituant	Paramètres élastiques	Paramètre frottement-endommagement : Instantané/subcritique
Phase solide matrice argile(0)	$E^s = 5550\text{MPa}, \nu^s = 0.16$	$\eta = 0.49, \beta = 0.15, R_c = 0.0242, d_c = 10$ $\eta_{diff} = 0.15, \xi = 4 \times 10^{-5}, m = 1.2, n = 0.85$
Calcite (1)	$E^1 = 95\text{GPa}, \nu^1 = 0.27$	
Quartz (2)	$E^2 = 100\text{GPa}, \nu^2 = 0.06$	

Tableau 4.2 : Jeu de paramètres pour le modèle micromécanique du comportement de fluage de l'argilite : 1^{ère} loi subcritique

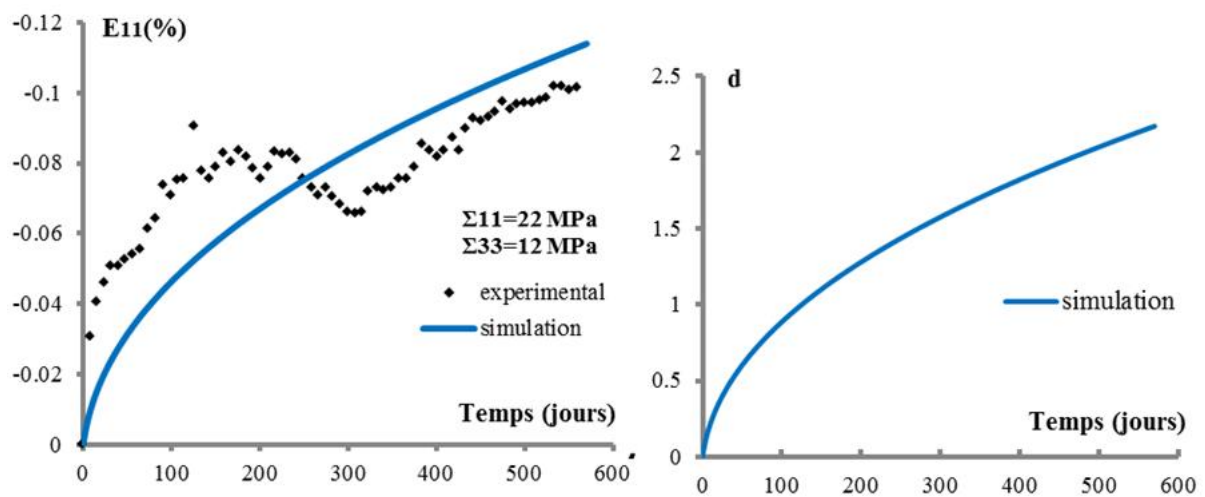


(a) $\Sigma_{11} = -9.9\text{MPa}, f_0 = 30\%, f_1 = 36\%, f_2 = 34\%$

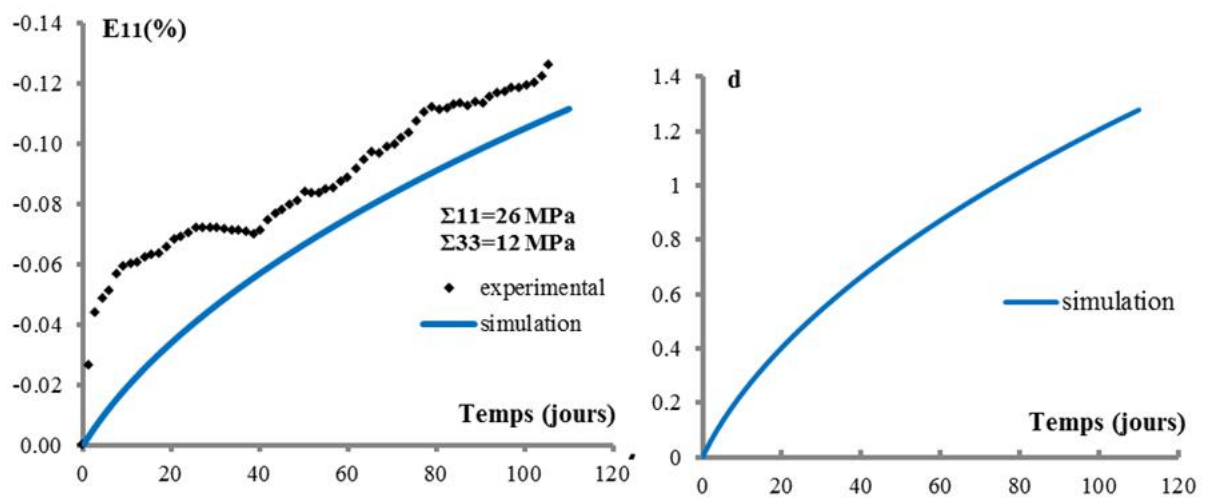


(b) $\Sigma_{11} = -8\text{MPa}, f_0 = 56\%, f_1 = 20\%, f_2 = 24\%$

Figure 4.7 Comparaison entre simulation et données expérimentales pour des essais de fluage en compression uniaxiale pour différentes compositions minéralogiques : déformation axiale/densité globale d'endommagement



(a) $f_0 = 56.9\%$, $f_1 = 21.6\%$, $f_2 = 21.5\%$



(b) $f_0 = 57\%$, $f_1 = 21.7\%$, $f_2 = 21.3\%$

Figure 4.8 Comparaison entre simulation et données expérimentales pour des essais de fluage en compression triaxiale pour différentes compositions minéralogiques : déformation axiale/densité globale d'endommagement

4.3 Modélisation du fluage par propagation subcritique : 2^{ème} Modèle

La prédiction complète du comportement de fluage nécessite de pouvoir simuler les phases primaire, secondaire et tertiaire de l'évolution de la déformation sous contraintes constantes. Cette phase tertiaire qui résulte d'un endommagement plus important du matériau, correspond à la coalescence des microfissures préexistantes aux phases précédentes et à la création de nouvelles fissures. Les équations constitutives écrites pour le fluage dans les sections précédentes s'appuient sur une représentation approximative de l'interaction entre les familles de microfissures. Chaque famille de microfissures contribue de façon individuelle à la déformation anélastique. Cette approximation ne nous permet donc pas d'intégrer de manière plus explicite le phénomène de coalescence de microfissures. Toutefois, la relation proportionnelle entre la déformation de fluage et les paramètres densité de microfissure, nous permet de construire une loi capable de contenir toutes les phases de fluage. Cela nous permettrait donc en exploitant la linéarité des équations constitutives de prédire le fluage tertiaire macroscopique. La modélisation de la déformation de fluage par la loi de propagation subcritique précédente bien que satisfaisante pour décrire le fluage non asymptotique de l'argilite, ne permet d'envisager une étude de la phase tertiaire du comportement de fluage. Nous proposons dans cette section une deuxième loi de propagation susceptible de prédire par sa formulation toutes les phases du fluage. Cette loi s'inspire des travaux pour la description du fluage des roches sédimentaires par le processus de pression-solution intergranulaire dans le cadre des modélisations du couplage chémo-plastique (*Shao et al., 2003, Pietruszczak et al., 2004, Lydzba et al., 2007*). Ces lois décrivent le fluage par la cinétique d'évolution d'un paramètre scalaire. Ce paramètre est une mesure de la dégradation progressive du matériau ou du réarrangement progressif des grains. Pour notre modélisation du fluage par le processus de propagation subcritique de microfissures, chaque paramètre de densité de microfissure $d_{cr}^r(t)$ est identifié comme représentation de la dégradation progressive des propriétés de l'argilite en fonction du temps. Et pour chaque famille de microfissures un paramètre scalaire est introduit pour décrire l'état d'endommagement du matériau \overline{d}^r . Cet état d'endommagement correspond à un état de pseudo équilibre du processus de microfissuration pour une histoire de chargement donné. Nous supposons donc que :

$$d_{cr}^r(t) \xrightarrow{t \rightarrow +\infty} \overline{d}^r$$

D'après les travaux de *Pietruszczak (Pietruszczak et al., 2004)*, la cinétique d'évolution du paramètre de dégradation peut s'exprimer en fonction de la déviation par rapport à l'état d'équilibre. Une relation linéaire de la forme suivante est supposée :

$$\dot{d}_{cr}^r = \xi (\bar{d}^r - d_{cr}^r) \quad (4.27)$$

Dans la relation (4.27), $\bar{d}^r \in [0, +\infty[$ et $d_{cr}^r \in [0, \bar{d}^r]$. Le paramètre qui définit l'état d'endommagement par rapport à la famille de microfissure r , s'exprime comme une fonction croissante de la densité de microfissures. Suivant en cela la relation proposée par (*Zhao et al., 2016*) pour le cas de l'endommagement isotrope, l'expression suivante est utilisée :

$$\bar{d}^r = \frac{(d^r)^2}{B + d^r} \exp\left(\frac{\langle d^r - d_c \rangle}{d_c}\right) \quad (4.28)$$

ξ et B sont les paramètres de la loi subcritique. d_c est le paramètre de densité de fissure critique défini au chapitre 3. Le terme exponentiel de la relation (4.28) permet de représenter le début de la phase tertiaire du fluage pour un paramètre de densité de microfissure égal à la densité de fissure critique.

Par transformée de *Laplace* et produit de convolution appliqués à la relation 4.27, nous pouvons écrire d_{cr}^r sous la forme de fonction intégrale suivante avec $d_{cr}^r(0) = 0$:

$$d_{cr}^r(t) = \int_0^t \bar{d}^r(\tau) \xi e^{-\xi(t-\tau)} d\tau \quad (4.29)$$

Pour une histoire de chargement donnée et un incrément de temps dt , la relation 4.29 peut être calculée, pour le pas de temps k , par la formule d'intégration suivante (*Zhu et al., 2016*):

$$d_{cr(k)}^r = d_{cr(k-1)}^r e^{-\xi dt_k} + \xi \left(\frac{\bar{d}_{(k)}^r + \bar{d}_{(k-1)}^r}{2} \right) e^{-\frac{1}{2}\xi dt_k} dt_k \quad (4.30)$$

4.3.1 Capacités prédictives : analyse de sensibilité des paramètres

Nous nous intéressons, particulièrement pour cette loi, à la prédiction du fluage tertiaire. Aussi pour l'évaluation des capacités prédictives, seule l'étude de sensibilité est effectuée. Nous réalisons une simulation d'un essai de fluage en compression uniaxiale ($\Sigma_{11} = 8MPa$) avec la composition minéralogique pour toutes les simulations $f_0 = 56\%$, $f_1 = 20\%$, $f_2 = 24\%$. Les paramètres pour décrire le comportement instantané sont les mêmes que ceux du tableau 4.1. Nous pouvons observer sur la Figure 4.9 que le paramètre ξ contrôle la vitesse de fluage primaire et la plage de variation de la déformation de fluage. La déformation de fluage de la phase primaire augmente avec une augmentation de la valeur de ξ . Le paramètre B contrôle la transition entre la phase primaire et la phase tertiaire du fluage. Cette transition est de plus en plus courte avec une diminution de la valeur du paramètre. Cette nouvelle modélisation est bien capable de prédire les trois phases classiques du comportement de fluage. La phase tertiaire abrupte prédite est la conséquence de l'utilisation de la fonction exponentielle pour décrire l'accélération de la vitesse de fluage. Cette accélération de la vitesse de déformation est la conséquence d'une évolution instable de l'endommagement du matériau.

4.3.2 Calibration et validations expérimentales

L'objectif de ce modèle est d'étudier les caractéristiques de la phase tertiaire du comportement de fluage pour l'argilite. Les essais expérimentaux, desquels sont obtenues les données expérimentales, n'ont pas permis d'observer la phase tertiaire de fluage. Une campagne d'essai de fluage jusqu'à la rupture serait nécessaire pour une première validation du modèle. Toutefois nous présentons les comparaisons pour les simulations des deux essais de fluage en compression uniaxiale $\Sigma_{11} = 8MPa$, $\Sigma_{11} = 9.9MPa$. La procédure d'identification des paramètres de loi de propagation subcritique consiste encore en une calibration itérative sur un essai, pour ajuster au mieux les résultats de simulation à celles des données expérimentales. Les paramètres ainsi identifiés, sont ensuite utilisés pour les autres simulations. L'ensemble des paramètres est résumé dans le Tableau 4.3. L'observation de la Figure 4.10(b) montre que le modèle, avec la deuxième loi de propagation subcritique, ne permet pas de rendre suffisamment compte de l'influence combinée du déviateur de

contrainte et de la composition minéralogique. Des développements sont encore nécessaires pour une meilleure formulation de la loi de propagation par cette approche. Rappelons que l'intérêt que nous visons avec cette formulation est la description de la rupture par fluage.

constituant	Paramètres élastiques	Paramètre frottement-endommagement : Instantané/subcritique
Phase solide matrice argile(0)	$E^s = 5550MPa, \nu^s = 0.16$	$\eta = 0.49, \beta=0.15, R_c = 0.0242, d_c=10$ $\eta_{diff} = 0.15, \xi = 3 \times 10^{-6}, B=0.97$
Calcite (1)	$E^1 = 95GPa, \nu^1 = 0.27$	
Quartz (2)	$E^2 = 100GPa, \nu^2 = 0.06$	

Tableau 4.3 : Jeu de paramètres pour le modèle micromécanique du comportement de fluage de l'argilite : 2^{ème} loi subcritique

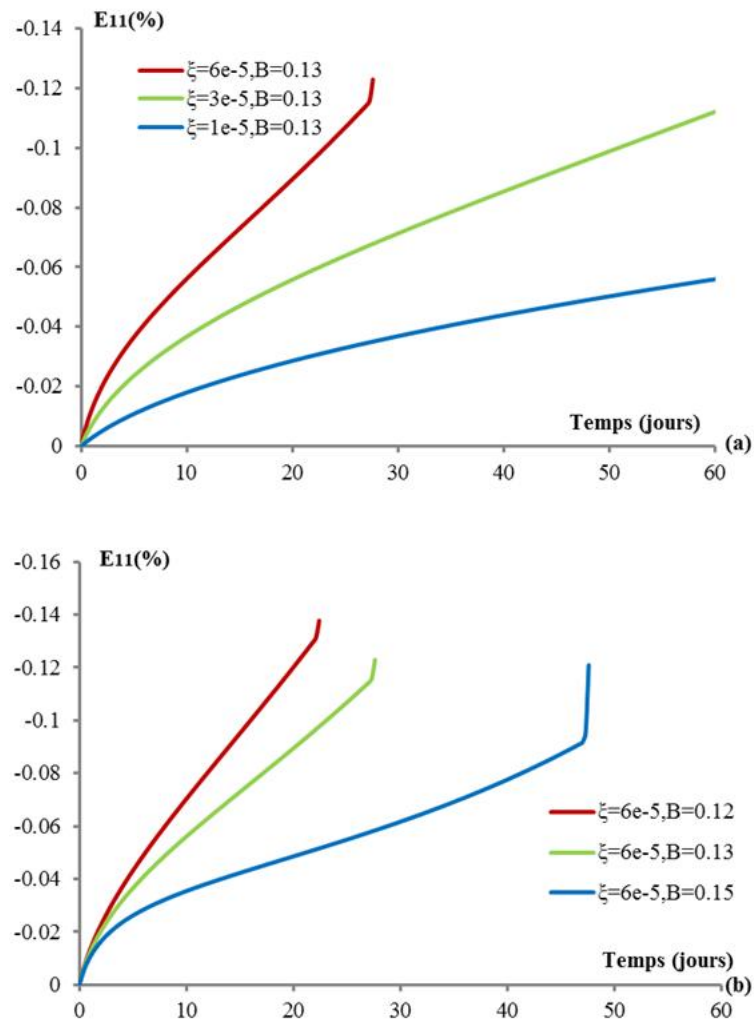
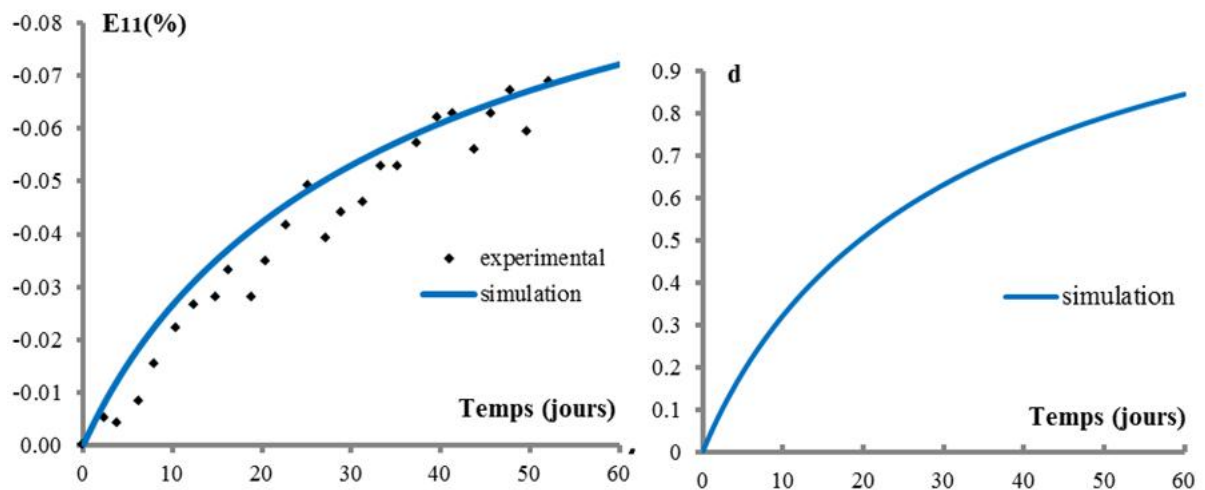
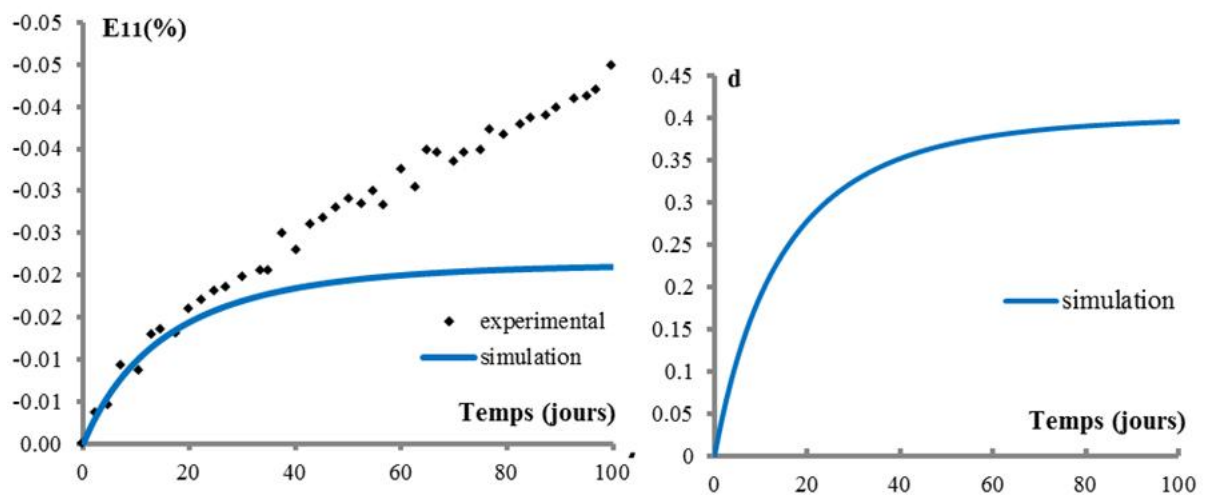


Figure 4.9 Analyse de sensibilité des paramètres du deuxième modèle pour un essai de fluage en compression uniaxiale



(a) $\Sigma_{11} = -8MPa, f_0 = 56\%, f_1 = 20\%, f_2 = 24\%$



(b) $\Sigma_{11} = -9.9MPa, f_0 = 30\%, f_1 = 36\%, f_2 = 34\%$

Figure 4.10 Comparaison entre simulation du deuxième modèle et données expérimentales pour des essais de fluage en compression uniaxiale pour différentes compositions minéralogiques : déformation axiale/densité globale d'endommagement

4.4 Conclusions

Ce chapitre était consacré à la modélisation micromécanique du comportement différé de fluage de l'argilite hétérogène. Le mécanisme de déformation différée est celui de la propagation subcritique des microfissures fermées frottantes dans la phase argileuse. Nous avons utilisé une approche micromécanique dans laquelle la présence des inclusions minérales renforce uniquement les propriétés élastiques de la matrice argileuse à l'échelle mésoscopique du composite d'argilite. Avec cette hypothèse nous avons pu, de façon unifiée, élaborer un modèle par homogénéisation non linéaire analytique, pour prédire le comportement macroscopique instantané et différé de l'argilite sous sollicitations mécaniques de compression triaxiale. Les équations constitutives obtenues avec notre modélisation, ont permis d'établir une relation linéaire entre la vitesse de la déformation macroscopique et la cinétique d'évolution des paramètres de densité de microfissure. La cinétique d'évolution des paramètres de densité des microfissures a d'abord été décrite par la loi de propagation définie au chapitre 2. Sous conditions de chargement de fluage, la comparaison aux données expérimentales des prédictions du modèle avec cette loi a permis une première validation de notre modélisation micromécanique. Les équations constitutives pour le fluage avec cette première loi de propagation ne permettent pas de décrire une phase tertiaire accélérée de la vitesse de déformation. Nous avons présenté une seconde loi basée sur l'hypothèse du mécanisme de dégradation et de réarrangement des grains pour les roches sédimentaires. La nouvelle modélisation micromécanique permet bien d'observer toutes les phases du fluage. Toutefois le modèle n'a pas pu être validé avec les données expérimentales disponibles. Des futurs travaux pourront, avec des données expérimentales complètes de fluage, permettre de mieux développer le modèle pour le fluage tertiaire.

Conclusion générale et perspectives

Ce travail de thèse a consisté en la modélisation micromécanique du comportement mécanique différé de l'argilite hétérogène sous sollicitations multiaxiales. Une synthèse bibliographique des études expérimentales, *in situ* à l'échelle du stockage et en laboratoire sur échantillons carottés, a permis de révéler l'hétérogénéité de la roche et l'importance de la fissuration sur le comportement de l'argilite. La roche argileuse apparaît ainsi comme un matériau multi-échelle composé de trois phases principales : les minéraux argileux, les grains de calcite et les grains de quartz. Le réseau de fracturation macroscopique est la résultante d'un processus de microfissuration à une échelle plus fine du matériau. Plus précisément une microstructure de type matrice/inclusion est définie pour décrire la microstructure de l'argilite. A l'échelle mésoscopique l'argilite est vue comme un composite constitué d'une matrice argileuse dans laquelle sont noyées les inclusions minérales.

Nous avons choisi d'étudier la non linéarité du comportement macroscopique, tel qu'observé sur les essais triaxiaux, par le mécanisme d'endommagement par microfissuration. Le comportement différé dans ce contexte est attribué au processus de propagation subcritique des microfissures, de différentes orientations, distribuées aléatoirement dans la matrice argileuse. Une schématisation simplifiée consiste à décomposer la matrice argileuse, à l'échelle submicroscopique, en une phase solide supposée élastique linéaire isotrope et en une phase vide constituée des pores de forme sphérique. A l'échelle mésoscopique, les inclusions sont supposées avoir un comportement élastique linéaire isotrope.

Notre démarche de modélisation débute au chapitre 2, pour l'étude du comportement à long terme par propagation subcritique des microfissures. L'endommagement par microfissuration, considéré comme le seul mécanisme de dissipation, affecte les propriétés élastiques de la matrice argileuse et par conséquent le comportement mécanique macroscopique. Le comportement macroscopique non linéaire, obtenu en exploitant le cadre de la thermodynamique, est écrit sous la forme incrémentale d'une relation linéarisée entre les incréments de déformation, de contrainte et de temps. Cette linéarisation pour chaque intervalle de temps fait intervenir un tenseur d'élasticité macroscopique homogénéisé sécant. Ce tenseur est fonction des valeurs des paramètres de densité de microfissures et il intègre l'influence de la composition minéralogique. En condition de chargement de fluage, nous avons défini une loi qui décrit la cinétique d'évolution dans le temps des différentes

microfissures. Nous avons montré avec ce modèle, pour des simulations d'essais de fluage en traction et en compression, que le schéma d'homogénéisation, pour la matrice argileuse fissurée, influence de façon significative la déformation de fluage macroscopique. Pour ces deux types de sollicitations le schéma de *Ponte Castañeda et Willis* permet d'obtenir des résultats plus en accord avec les résultats expérimentaux que ceux obtenus avec le schéma dilué. Ce qui souligne l'influence importante de l'interaction des microfissures et leur distribution spatiale sur le comportement de fluage. Cette influence est beaucoup plus prononcée pour le cas de traction par rapport à celui de la compression. Notre modèle permet également de décrire l'anisotropie de l'endommagement induite par la microfissuration. Cette anisotropie, révélée par l'évolution des modules de déformation, est la conséquence de la propagation orientée des microfissures selon des directions préférentielles.

Le travail a ensuite été poursuivi pour ajouter la dissipation due au frottement sur les lèvres de microfissures fermées. En effet, le frottement par glissement induit des déformations macroscopiques anélastiques. Les modélisations sont formulées dans ce cas pour les chemins de sollicitation de compression triaxiale. Dans le chapitre 3 nous avons premièrement intégré le mécanisme de frottement par glissement et endommagement par microfissuration, pour l'étude du comportement instantané sous sollicitations. A la différence des modèles classiques d'endommagement couplé au frottement par glissement, la prise en compte de l'effet des inclusions nous a amené à comparer deux modélisations micromécaniques pour la description du comportement macroscopique de l'argilite hétérogène. Cette comparaison était nécessaire en vue de la validation en première approche de la démarche pour l'étude du comportement macroscopique différé. Pour les deux modélisations, une première étape d'homogénéisation linéaire, permet d'introduire l'influence de la porosité submicroscopique sur le comportement de la matrice argileuse. Dans la première modélisation, l'homogénéisation non linéaire macroscopique, par la méthode incrémentale de *Hill*, utilise à l'échelle mésoscopique : le comportement local de la matrice argileuse, déterminé par un modèle micromécanique pour un matériau quasi-fragile avec microfissures fermées frottantes, et le comportement local élastique des inclusions. La deuxième modélisation micromécanique pour l'argilite est celle d'une matrice argileuse quasi-fragile avec microfissures fermées frottantes dont les propriétés élastiques sont renforcées par les inclusions. Nous avons montré que les deux modélisations étaient équivalentes pour prédire le comportement mécanique macroscopique. Notamment l'influence de la composition minéralogique sur la réponse macroscopique est assez similaire. La porosité affaiblit la matrice argileuse, le matériau est plus déformable et la résistance à la

rupture diminue. La deuxième modélisation, formulée pour le comportement instantané, a ensuite été utilisée dans le chapitre 4 pour la modélisation micromécanique du comportement à long terme par propagation subcritique des microfissures fermées frottantes. Le modèle pour le comportement mécanique macroscopique global a été réécrit, de façon unifiée, pour décrire le comportement instantané et le comportement différé. Le frottement par glissement conditionne la propagation instantanée et la propagation subcritique des microfissures. Nous faisons usage, pour les conditions de glissement dans les deux cas, de deux coefficients de frottement différents. Comme au chapitre 3, les lois d'états et lois d'évolutions sont exprimées en se plaçant dans le cadre thermodynamique des processus irréversibles. Nous avons, pour la phase différée du comportement mécanique, analysé la réponse pour deux lois de propagation subcritique.

Globalement, nos modélisations prédisent qualitativement les principales caractéristiques du comportement mécanique de l'argilite. Par comparaison avec quelques données expérimentales nous obtenons une assez bonne concordance avec les prédictions des modèles. Ces résultats satisfaisants encouragent la poursuite des travaux de recherche pour améliorer notre démarche.

Avec un faible jeu de paramètres le modèle, pour les essais de fluage, prédit bien l'évolution dans le temps de la déformation de fluage axiale pour des échantillons de différentes compositions minéralogiques. L'influence du niveau de contrainte est bien prise en compte. Des données expérimentales supplémentaires, notamment pour la déformation latérale et la déformation volumique, sont nécessaires pour réaliser des validations additionnelles du modèle. Des données expérimentales de fluage en compression triaxiale pour différentes pressions de confinement permettront aussi de mieux développer le modèle pour capturer l'influence de la pression de confinement. Les données expérimentales de la phase tertiaire du fluage de l'argilite sont également nécessaires pour valider les prédictions et améliorer la formulation du modèle pour les fissures fermées frottantes.

Pour le comportement instantané avec microfissures fermées frottantes, la dilatance volumique, observée sur les essais expérimentaux, est mieux prédite en adoptant une formulation non associée du modèle micromécanique pour l'argilite avec couplage des mécanismes de frottement par glissement et d'endommagement par microfissuration. Avec la formulation non associée le modèle prédit assez bien le comportement de l'argilite jusqu'à la rupture pour des faibles niveaux de confinement (0-5MPa). Une limitation du modèle dans sa

capacité à prédire l'évolution de la déformation axiale jusqu'à la rupture a été observée pour des confinements plus élevés ($\geq 10\text{MPa}$). Une amélioration peut être apportée en ajoutant à la description des déformations anélastiques, la déformation plastique de la phase solide de la matrice argileuse.

Un autre avantage de nos modélisations micromécaniques, en plus de la prise en compte de la composition minéralogique, se trouve dans la description de la distribution des microfissures sous sollicitations mécaniques, à l'échelle microscopique dans la matrice argileuse. Des observations expérimentales microscopiques avec analyse de la distribution des microfissures sont nécessaires pour une validation plus profonde de nos modèles d'endommagement.

D'autres travaux de recherche peuvent également être menés, pour améliorer notre modélisation du fluage :

- Pour compléter la description du comportement mécanique par le mécanisme d'endommagement par microfissuration, il est serait intéressant d'étudier l'influence de l'anisotropie initiale de la matrice argileuse et l'influence de l'interface matrice/inclusion sur la propagation des microfissures.
- Comme nous l'avons déjà évoqué, la modélisation du comportement, à court et à long terme, de l'argilite doit être réalisée de façon globale dans le cadre du couplage thermo-hydro-mécanique. Pour la modélisation de l'endommagement par microfissuration dans cette perspective, il est nécessaire d'étudier l'influence des conditions saturées et désaturées sur l'évolution de l'état d'endommagement.
- Pour une meilleure description de la propagation subcritique des microfissures dans la matrice argileuse, il serait intéressant d'étudier l'évolution de la porosité et le mouvement relatif des particules d'argilite à l'échelle nanométrique. Des travaux dans ce sens ont été initiés dans le cadre de cette thèse. Ils ont consisté à utiliser les méthodes de dynamique moléculaire, pour observer le mouvement relatif, dans le temps et sous compression, des particules d'argile dans une représentation simplifiée de l'agrégat. Le modèle construit n'a pas pu pour l'instant être validé.

Annexe A

Rappel des méthodes d'homogénéisations linéaire et non linéaire

A-1 Séparation d'échelle et élasticité macroscopique

Le calcul de structure à l'échelle macroscopique, celui du dimensionnement d'ouvrage, s'appuie sur la schématisation de la mécanique des milieux continus qui introduit la notion de point matériel représentant d'un volume de matière correspondant au volume élémentaire représentatif (VER) matériau dont les propriétés sont homogènes. Pour les matériaux hétérogènes comme l'argilite, ce volume correspond donc plutôt à celui de ses propriétés effectives ou moyennes qu'il faudra déterminer à partir des caractéristiques de la microstructure. Il est donc posé un problème d'homogénéisation qui consiste à résoudre un problème structure sur le VER. Pour que cette démarche soit opérationnelle le VER considéré doit satisfaire aux conditions de séparation d'échelle :

- sa taille caractéristique, l doit être suffisamment faible devant celle caractéristique de la structure à l'échelle macroscopique L ($l \ll L$) pour que le matériau homogène équivalent ainsi défini forme un milieu continu au sens de la mécanique des milieux continus
- sa taille caractéristique, l doit être suffisamment grande de celle des hétérogénéités de la microstructure ($l \gg \lambda$) pour être représentative de la distribution des phases à l'échelle microscopique.

Dans le contexte des milieux à microstructure aléatoire comme celui de l'argilite le VER est définie comme une région de microstructure statistiquement uniforme. Afin de pouvoir résoudre le problème de structure sur le VER, il est nécessaire de définir les conditions aux limites qui s'y appliquent. Si nous notons V le volume du VER et ∂V la surface de sa frontière, les conditions aux limites de deux types sont les suivantes :

$$\text{Condition de déplacement affine : } u(x) = Ex \quad \forall x \in \partial V \quad (\text{A.1})$$

\mathbf{E} représente le tenseur de déformation macroscopique homogène au contour, \mathbf{u} le vecteur déplacement, \mathbf{x} représente le vecteur position dans le VER. En considérant cette condition, la moyenne volumique du tenseur de déformation microscopique sur le VER est égale au tenseur de déformation homogène macroscopique.

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_V = \frac{1}{V} \int \boldsymbol{\varepsilon} dV = \mathbf{E} \quad (\text{A.2})$$

$$\text{Condition de contrainte homogène : } \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{x})\mathbf{n}(\mathbf{x}) = \boldsymbol{\Sigma}\mathbf{n}(\mathbf{x}) \quad \forall \mathbf{x} \in \partial V \quad (\text{A.3})$$

$\boldsymbol{\Sigma}$ représente le tenseur de contrainte homogène macroscopique, $\mathbf{n}(\mathbf{x})$ le vecteur normal à la frontière ∂V au point \mathbf{x} , $\boldsymbol{\sigma}$ tenseur de déformation microscopique. Cette condition permet d'écrire la moyenne volumique du tenseur de contrainte microscopique égale au tenseur de déformation macroscopique homogène

$$\langle \boldsymbol{\sigma} \rangle_V = \frac{1}{V} \int \boldsymbol{\sigma} dV = \boldsymbol{\Sigma} \quad (\text{A-4})$$

Le VER définissant un matériau homogène équivalent, la réponse constitutive est identique sous ces deux conditions : la moyenne volumique du tenseur des contraintes calculer sous la première condition correspond aussi à la contrainte homogène macroscopique de même la moyenne volumique du tenseur de déformation calculée sous la deuxième condition correspond à la déformation homogène macroscopique. Dans la suite pour l'écriture de nos algorithmes, nous travaillerons sous la première condition.

Les conditions aux limites définies, le problème d'homogénéisation linéaire s'écrit :

$$\begin{aligned} \text{div}(\boldsymbol{\sigma}(\mathbf{x})) &= \mathbf{0} \\ \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{x}) &= \frac{1}{2}(\mathbf{gradu}(\mathbf{x}) + {}^t\mathbf{gradu}(\mathbf{x})) \\ \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{x}) &= \mathbb{C} : \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{x}) \\ \text{avec } \mathbf{u}(\mathbf{x}) &= \mathbf{E}\mathbf{x} \quad \forall \mathbf{x} \in \partial V \end{aligned} \quad (\text{A.5})$$

Construisons à présent le tenseur d'élasticité macroscopique. L'hypothèse de linéarité considérée implique également l'existence d'une relation linéaire entre le tenseur de déformation microscopique et le tenseur de déformation homogène macroscopique. Cette

relation fait intervenir le tenseur d'ordre 4 \mathbb{A} , appelé tenseur de localisation des déformations.

$$\boldsymbol{\varepsilon}(x) = \mathbb{A}(x) : \mathbf{E} \quad (\text{A-6})$$

La compatibilité de l'équation (A.6) avec la définition (A.2) impose : $\langle \mathbb{A} \rangle_V = \mathbb{I}$ (A-7)

\mathbb{I} est le tenseur identité d'ordre 4

Nous avons en combinant (A.6),(A.5) et (A.4) :

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\sigma}(x) &= \mathbb{C}(x) : \boldsymbol{\varepsilon}(x) = \mathbb{C}(x) : \mathbb{A}(x) : \mathbf{E} \\ \langle \boldsymbol{\sigma} \rangle_V &= \langle \mathbb{C}(x) : \mathbb{A}(x) \rangle : \mathbf{E} \Rightarrow \boldsymbol{\Sigma} = \mathbb{C}^{\text{hom}} : \mathbf{E} \\ \text{avec } \mathbb{C}^{\text{hom}} &= \langle \mathbb{C}(x) : \mathbb{A}(x) \rangle \end{aligned} \quad (\text{A.8})$$

\mathbb{C}^{hom} représente le tenseur d'élasticité homogénéisé de la loi de comportement élastique du matériau hétérogène. Pour un matériau constitué de N phases en explicitant l'opérateur de moyenne $\langle \ \rangle$, et en intégrant la fraction volumique de chaque phase f_r , le tenseur d'élasticité homogénéisé s'écrit :

$$\mathbb{C}^{\text{hom}} = \sum_r f_r \mathbb{C}^r : \mathbb{A}^r \quad (\text{A.9})$$

\mathbb{C}^r tenseur d'élasticité de la phase r , \mathbb{A}^r tenseur de localisation moyen de la phase r .

Pour des morphologies de type matrice/inclusion, En attribuant le numéro (0) à la phase matrice, (A.7) peut être développée sous la forme :

$$f_0 \mathbb{A}^0 = \mathbb{I} - \sum_{r=1}^N f_r \mathbb{A}^r \quad (\text{A.10})$$

N représente le nombre de phases d'inclusion. (A.10) avec (A.9) permet d'écrire :

$$\mathbb{C}^{\text{hom}} = \mathbb{C}^0 + \sum_{r=1}^N f_r (\mathbb{C}^r - \mathbb{C}^0) : \mathbb{A}^r \quad (\text{A.11})$$

L'expression des tenseurs de localisation des inclusions \mathbb{A}^r dépendra du schéma d'homogénéisation adopté. Ces schémas découlent des résultats du problème de l'inclusion

équivalente d'*Eshelby* (*Eshelby 1957*). La méthode pourra donc bien être employée pour la modélisation du comportement de l'argilite.

A-2 Formulation incrémentale de HILL pour l'homogénéisation non linéaire

La méthode d'homogénéisation linéaire présentée au paragraphe ne permet que de formuler le comportement élastique linéaire du matériau hétérogène en considérant uniquement un comportement linéaire de ses phases constituantes. Lorsque le comportement des phases devient non linéaire, la résolution du problème d'homogénéisation doit se construire sur d'autres formulations. Plusieurs formulations sont proposées dans la littérature. Un historique de ces méthodes avec leur spécificité peut être consulté dans les travaux de *Bornert* (*Bornert 1996*). Nous présentons ici l'approche incrémentale de *Hill* (*Hill 1965*) qui a déjà été employé dans de nombreux travaux pour les modèles de l'argilite (*Abou-Chackra Guery et al., 2009, Huang et al 2014, Shen et al 2012*). Cette approche consiste en une linéarisation incrémentale du problème d'homogénéisation linéaire. Elle repose sur une formulation en vitesse de la loi de comportement microscopique :

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}(x) = \mathbb{L}_t(x) : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(x) \quad (\text{A.9})$$

$\dot{\boldsymbol{\sigma}}(x)$ taux de contrainte microscopique, $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(x)$ taux de déformation microscopique, $\mathbb{L}_t(x)$ l'opérateur tangent non linéaire.

Avec une loi linéarisée sous la forme (A.9), on utilise également un opérateur tangent de localisation défini pour le matériau linéaire de comparaison, qui relie le taux de déformation microscopique au taux de déformation macroscopique :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(x) = \mathbb{A}_t(x) : \dot{\boldsymbol{E}} \quad (\text{A.10})$$

La loi de comportement macroscopique s'écrit :

$$\dot{\boldsymbol{\Sigma}} = \mathbb{L}_t^{\text{hom}} : \dot{\boldsymbol{E}} \quad \text{avec} \quad \mathbb{L}_t^{\text{hom}} = \langle \mathbb{L}_t(x) : \mathbb{A}_t(x) \rangle \quad (\text{A.11})$$

Afin de pouvoir utiliser la solution d'*Eshelby*, la formulation linéarisée de *Hill* qui s'appuie sur la notion de matériau linéaire de comparaison, utilise donc à chaque itération un opérateur tangent local des phases uniforme ; ce qui implique de négliger l'hétérogénéité local du champ de déformation plastique autour et dans l'inclusion. Cet opérateur local des phases n'étant pas uniforme en général, des simplifications sont utilisées. L'approximation suivante est introduite :

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}(x) = \mathbb{L}_t^r : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}(x) \quad \forall x \in V_r \quad (\text{A.12})$$

\mathbb{L}_t^r représente maintenant l'opérateur tangent uniforme de la phase r , pris pour un état de référence de la déformation $\boldsymbol{\varepsilon}$. Le choix le plus largement utilisé est celui de la déformation moyenne dans la phase r . La relation incrémentale de localisation s'écrit maintenant :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_r = \mathbb{A}_t^r : \dot{\boldsymbol{E}} \quad (\text{A.13})$$

\mathbb{A}_t^r étant l'opérateur tangent de localisation des déformations moyennes dans la phase r . Il sera déterminé selon le schéma d'homogénéisation employé. L'opérateur tangent homogénéisée peut alors être évalué par :

$$\mathbb{L}_t^{\text{hom}} = \sum_r \mathbf{f}_r \mathbb{L}_t^r : \mathbb{A}_t^r \quad (\text{A.14})$$

Annexe B

Algorithme d'intégration locale des modèles

B-1 Bloc intégration modèle micromécanique du comportement frottement par glissement et endommagement par microfissuration

Nous présentons l'algorithme d'intégration locale du modèle micromécanique pour un milieu fissuré avec plusieurs familles de microfissures de différentes orientations. L'algorithme est écrit en déformation contrôlée.

Supposons que l'histoire de chargement sur un intervalle de temps $[0, t]$, soit décomposée de façon incrémentale sur plusieurs intervalles de la forme $[t_k, t_{k+1}]$. Pour un intervalle incrémentale $[t_k, t_{k+1}]$, supposons qu'à l'instant t_k , la contrainte macroscopique, la déformation macroscopique et les variables internes associées aux familles de microfissures soient déterminées. Le problème discret suivant doit être résolu pour déterminer l'actualisation de leurs valeurs à l'instant t_{k+1} pour un incrément de chargement $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(k+1)}$ donné.

$$\begin{aligned}\boldsymbol{\varepsilon}_{(k+1)} &= \boldsymbol{\varepsilon}_{(k)} + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(k+1)} \\ \boldsymbol{\sigma}_{(k+1)} &= \mathbb{C}^m : \boldsymbol{\varepsilon}_{m(k+1)} = \mathbb{C}^m : \left(\boldsymbol{\varepsilon}_{(k+1)} - \sum_{r=1}^{33} 2w_r \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^r \right) \\ \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^r &= \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k)}^r + \Delta \lambda_{(k+1)}^r \mathbf{D}_{naf(k+1)}^r \\ d_{(k+1)}^r &= d_{(k)}^r + \Delta d_{i(k+1)}^r \\ \boldsymbol{\sigma}_{f(k+1)}^r &= \boldsymbol{\sigma}_{(k+1)} - \frac{1}{d_{(k+1)}^r} \mathbb{C}_f^r : \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^r \\ \forall r = 1, \dots, 33 &\begin{cases} \Delta \lambda_{f(k+1)}^r \geq 0, f_{(k+1)}^r \leq 0, \Delta \lambda_{f(k+1)}^r f_{(k+1)}^r = 0 \\ \Delta d_{i(k+1)}^r \geq 0, \mathbf{g}_{(k+1)}^r \leq 0, \Delta d_{i(k+1)}^r \mathbf{g}_{(k+1)}^r = 0 \end{cases}\end{aligned}$$

w_r représente le poids d'intégration pour la famille r dans le schéma d'intégration à 33 points de Gauss repartis sur l'hémisphère de rayon unité.

La résolution de ce problème se fait en adoptant un schéma de décomposition : prédiction élastique, correction frottement-endommagement. Ce schéma est appliqué pour l'algorithme numérique « Cutting Plane Algorithm » en plasticité multisurface (Simo and Hughes, 1998)

Prédiction élastique

$$\begin{aligned}\boldsymbol{\varepsilon}_{(k+1)} &= \boldsymbol{\varepsilon}_{(k)} + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(k+1)} \\ \boldsymbol{\sigma}_{(k+1)}^{elas} &= \mathbb{C}^m : \boldsymbol{\varepsilon}_{m(k+1)} = \mathbb{C}^m : \left(\boldsymbol{\varepsilon}_{(k+1)} - \sum_{r=1}^{33} 2w_r \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^{r(elas)} \right) \\ \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^{r(elas)} &= \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k)}^r \\ \boldsymbol{d}_{(k+1)}^{r(elas)} &= \boldsymbol{d}_{(k)}^r\end{aligned}$$

On définit l'ensemble des familles de microfissures potentiellement activé par :

$$R_{pact(k+1)} = \left\{ r^* \in \{1, \dots, 33\} \mid f_{(k+1)}^{r^*(elas)} \left(\boldsymbol{\sigma}_{f(k+1)}^{r^*(elas)} \right) > Tolérance \right\}$$

Si $card(R_{pact(k+1)}) = 0 \Rightarrow (\bullet)_{k+1} = (\bullet)_{k+1}^{elas}$

Sinon, procéder à la correction frottement-endommagement

Correction frottement-endommagement

On définit $R_{act(k+1)}$ l'ensemble des familles de microfissures réellement activées à l'instant t_{k+1}

Initialisation i=0, Boucle externe d'actualisation de la contrainte et des variables internes

$$R_{act(k+1)}^{(0)} = R_{pact(k+1)}, \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^{r^*(0)} = \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k)}^{r^*}, \boldsymbol{d}_{(k+1)}^{r^*(0)} = \boldsymbol{d}_{(k)}^{r^*}, f_{(k+1)}^{r^*(0)} = f_{(k+1)}^{r^*(elas)}, \Delta \lambda_{(k+1)}^{r^*(0)} = 0$$

A-Boucle interne d'actualisation de l'ensemble des familles activée : Début j=0

1-Prédiction du glissement sans endommagement : $\boldsymbol{d}_{(k+1)}^{r^*(j)} = \boldsymbol{d}_{(k)}^{r^*(j)}$

- multiplicateurs de frottement

$$\begin{aligned}M_{s^*r^*} &= \boldsymbol{D}_f^{s^*} : \mathbb{C}^m : \boldsymbol{D}_f^{r^*} + I_{s^*r^*} \frac{1}{d^s} \boldsymbol{D}_f^{s^*} : \mathbb{C}_f^{s^*} : \boldsymbol{D}_f^{s^*} ; s^*, r^* \in R_{act(k+1)}^{(j)} \\ \left\{ \Delta \lambda_{f_j} \right\}_{R_{act(k+1)}^{(j)}} &= M^{-1} \left\{ f_{(k+1)}^{(j)} \right\}_{R_{act(k+1)}^{(j)}}, \Delta \lambda_{(k+1)}^{r^*(j)} = \Delta \lambda_{(k+1)}^{r^*(j)} + \Delta \Delta \lambda_{(k+1)}^{r^*(j)}\end{aligned}$$

- actualisation de l'ensemble des familles de microfissure activées

Si pour tout $r^* \in R_{act(k+1)}^{(j)} \Delta \lambda_{(k+1)}^{r^*(j)} > 0$, aller à 2 avec $R_{act(k+1)}^{(j)} = R_{act(k+1)}^{(j)}$

Sinon $j=j+1$, $R_{act(k+1)}^{(j+1)} = \left\{ r^* \in R_{act(k+1)}^{(j)} \mid \Delta \lambda_{(k+1)}^{r^*(j)} > 0 \right\}$ retourner à 1

Fin boucle J

2-actualisation du paramètre de densité de microfissure

- Evaluer le critère d'endommagement

$$g_{(k+1)}^{r^*(j)} \left(\boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^{r^*(i)}, d_{(k)}^{r^*(i)} \right) \quad \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^{r^*(i)} = \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k)}^{r^*(i)} + \Delta \lambda_{(k+1)}^{r^*(i)} \mathbf{D}_{naf(k+1)}^{r^*}, \quad r^* \in R_{act(k+1)}^{(i)}$$

Si $g_{(k+1)}^{r^*(i)} \left(\boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^{r^*(i)}, d_{(k)}^{r^*(i)} \right) > 0$, déterminer $d_{(k+1)}^{r^*(i)}$ en résolvant $g_{(k+1)}^{r^*(i)} \left(\boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^{r^*(i)}, d_{(k+1)}^{r^*(i)} \right) = 0$

Sinon $d_{(k+1)}^{r^*(i)} = d_{(k)}^{r^*(i)}$

3-actualisation de la contrainte $\boldsymbol{\sigma}_{(k+1)}^i = \mathcal{C}^m : \left(\boldsymbol{\varepsilon}_{(k+1)} - \sum_{r=1}^{33} 2w_r \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^{r(i)} \right)$

4- évaluation du critère de frottement pour l'ensemble des familles activées

Si pour tout $r^* \in R_{act(k+1)}^{(i)}$, $f_{(k+1)}^{(i)} \leq \text{Tolérance}$, aller à 5.

Sinon $i=i+1$, retourner à A.

Fin boucle i

5- Valeurs actualisées de la contrainte et des variables internes

$$\boldsymbol{\sigma}_{(k+1)} = \boldsymbol{\sigma}_{(k+1)}^i, \quad \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^{r^*} = \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^{r^*(i)}, \quad d_{(k+1)}^{r^*} = d_{(k+1)}^{r^*(i)}, \quad R_{act(k+1)} = R_{act(k+1)}^{(i)}$$

7-Calcul de l'opérateur tangent \mathbb{L}_t par la relation (3.37) sur l'ensemble $R_{act(k+1)}$

B-2 Intégration locale du modèle micromécanique du comportement à court terme de l'argilite : Modèle 1

1. Calcul du tenseur élastique homogénéisé de la matrice argileuse pour la valeur de la porosité donnée. Schéma de *Mori-Tanaka*

2. Données d'entrée pour le pas de chargement (n+1): $\Sigma_{(n)}, \mathbf{E}_{(n)}, \Delta \mathbf{E}_{(n+1)}$

Les champs de déformation et les variables internes locaux dans les différentes phases constituantes sont :

- matrice argileuse poreuse homogénéisée : $\boldsymbol{\varepsilon}_{(n)}^0, \boldsymbol{\varepsilon}_{f(n)}^r, \mathbf{d}_{(n)}^r$ ($r = 1, \dots, 33$), $\mathbf{R}_{act(n)}$
- Grains de calcite : $\boldsymbol{\varepsilon}_{(n)}^1$
- Grains de quartz : $\boldsymbol{\varepsilon}_{(n)}^2$

3. Attribution des champs de déformations d'essai pour les inclusions

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{1(0)} = \Delta \mathbf{E}_{(n+1)}; \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{2(0)} = \Delta \mathbf{E}_{(n+1)}$$

4. Début de la boucle de distribution du champ de déformation dans les phases $i=0$

5. Déformation locale de la matrice argileuse fissurée homogénéisée

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{0i} = \frac{\Delta \mathbf{E}_{(n+1)} - f_1 \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{1i} - f_2 \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{2i}}{1 - f_1 - f_2} \quad \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{0i} = \boldsymbol{\varepsilon}_{(n)}^{0i} + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{0i}$$

6. Etape d'homogénéisation de la matrice argileuse fissurée

Appel du bloc B-1 : actualiser les variables internes et calculer l'opérateur tangent \mathbb{L}_t^{0i}

7. Calcul de l'opérateur tangent isotropisé $\mathbb{L}_{t(iso)}^{0i}$ et des tenseurs de concentration des phases $\mathbb{A}_0^i, \mathbb{A}_1^i, \mathbb{A}_2^i$ par le schéma de *Mori-Tanaka*

8. Vérification de la compatibilité des incréments de déformation locale, entre deux itérations, pour la phase (1) et la phase (2)

$$\mathbb{R}_1^i = \mathbb{A}_1^i : \Delta \mathbf{E}_{(n+1)} - \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{1i}, \mathbb{R}_2^i = \mathbb{A}_2^i : \Delta \mathbf{E}_{(n+1)} - \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{2i}$$

Si $\|\mathbb{R}_1^i\| < \text{Tolérance1}$ et $\|\mathbb{R}_2^i\| < \text{Tolérance2}$, La compatibilité est assurée

Sinon, procéder à une nouvelle itération jusqu'à ce que les critères de convergence soient satisfaits.

Calculer $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{1(i+1)} = \mathbb{R}_1^i + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{1i}$, $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{2(i+1)} = \mathbb{R}_2^i + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{(n+1)}^{2i}$ et retourner à 4

9. Fin de la boucle itérative i
10. Calcul de l'opérateur tangent macroscopique $\mathbb{L}_{t(n+1)}^{\text{hom}}$
11. Actualiser la contrainte macroscopique au pas $(n+1)$ $\boldsymbol{\Sigma}_{(n+1)} = \boldsymbol{\Sigma}_{(n)} + \mathbb{L}_{t(n)}^{\text{hom}} : \Delta \boldsymbol{E}_{(n+1)}$

B-3 Intégration locale du modèle micromécanique du comportement à court terme de l'argilite : Modèle 2

1. Calcul du tenseur élastique homogénéisé de la matrice argileuse pour la valeur de la porosité donnée. Schéma de *Mori-Tanaka*
2. Calcul du tenseur d'élasticité de la matrice argileuse renforcée par les deux phases d'inclusion (1) et (2) \mathbb{C}^{hom}
3. Données d'entrée pour le pas de chargement $(n+1)$: $\boldsymbol{E}_{(n)}$, $\Delta \boldsymbol{E}_{(n+1)}$

Les champs de déformation de la matrice argileuse renforcée: $\boldsymbol{\varepsilon}_{(n)}^m$

Les variables internes du comportement frottement-endommagement sont :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{f(n)}^r, \boldsymbol{d}_{(n)}^r \quad (r = 1, \dots, 33), R_{act(n)}$$

4. Appel du bloc B-1 pour l'actualisation des variables internes et de la contrainte macroscopique

$$\boldsymbol{E}_{(n+1)} = \boldsymbol{E}_{(n)} + \Delta \boldsymbol{E}_{(n+1)}$$

$$\boldsymbol{\Sigma}_{(n+1)} = \mathbb{C}^{\text{hom}} : \left(\boldsymbol{E}_{(n+1)} - \sum_{r=1}^{33} 2w_r \boldsymbol{\varepsilon}_{f(n+1)}^r \right)$$

- 5- Calcul de de l'opérateur tangent $\mathbb{L}_t^{\text{hom}}$ par la relation (3.37) pour l'ensemble des familles de microfissures activées $R_{act(n+1)}$

B-4 Intégration locale du modèle micromécanique du comportement de mécanique de l'argilite avec microfissures frottantes (avec comportement de fluage)

Nous présentons l'algorithme pour le calcul de la déformation de fluage. L'intégration numérique locale est présentée en contrainte contrôlée.

1. Calcul du tenseur élastique homogénéisé de la matrice argileuse pour la valeur de la porosité donnée. Schéma de *Mori-Tanaka*
2. Calcul du tenseur d'élasticité de la matrice argileuse renforcée par les deux phases d'inclusion (1) et (2) \mathbb{C}^{hom}

3. **Phase de l'application du chargement** : l'influence du temps physique est négligée $t \approx 0$

La résolution du problème se fait par appel de la procédure B-2

4. **comportement différé. Prise en compte du temps physique**

- 4.1 Les variables suivantes sont supposées être connues à l'instant $t_{(n)}$:

$$\mathbf{E}_{(n)}, \boldsymbol{\Sigma}_{(n)}, \boldsymbol{\varepsilon}_{f(n)}^r, \mathbf{d}_{(n)}^r \quad (r = 1, \dots, 33), \mathbf{R}_{act(n)}$$

Pour la deuxième loi de propagation subcritique : $\mathbf{d}_{cr(n)}^r, \overline{\mathbf{d}_{(n)}^r}$

Pour un nouvel incrément de temps $\Delta t_{(n+1)}$ Condition de fluage : $\Delta \boldsymbol{\Sigma}_{(n+1)} = 0$

$$\Rightarrow \boldsymbol{\Sigma}_{(n+1)} = \boldsymbol{\Sigma}_{(n)}, t_{(n+1)} = t_{(n)} + \Delta t_{(n+1)}$$

- 4.2 Avec le coefficient de frottement différé η_{diff} , vérifier le critère de frottement pour toutes les familles de microfissure

Si les critères de frottement et d'endommagement, pour une famille de microfissure, sont satisfaits, calculer les multiplicateurs $\Delta \lambda_{fci(n+1)}^r, \Delta d_{ci(n+1)}^r$ par les relations (4.20) et (4.19)

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{f(n+1)i}^r = \boldsymbol{\varepsilon}_{f(n)}^r + \Delta\lambda_{fci(n+1)}^r \mathbf{D}_{naf(n+1)}^r, d_{(n+1)i}^r = d_{(n)}^r + \Delta d_{ci(n+1)}^r, \text{ calculer } \overline{d_{(n+1)i}^r} \text{ par (4.28)}$$

4.3 Initialisation j=0, pour la deuxième loi de propagation subcritique

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{f(n+1)}^{r(0)} = \boldsymbol{\varepsilon}_{f(n+1)i}^r, d_{(n+1)}^{r(0)} = d_{(n+1)i}^r, \overline{d_{(n+1)}^{r(0)}} = \overline{d_{(n+1)i}^r}$$

4.4 **Bloc loi de propagation subcritique**

- Pour la première loi, pour chaque famille de microfissure, le calcul de Δd_{cr}^r est explicite en utilisant (4.23) et (4.26)

- Calculer ensuite $\Delta\lambda_{fcr(n+1)}^r$ par la relation (4.22).

- Actualiser les variables internes

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{f(n+1)}^r = \boldsymbol{\varepsilon}_{f(n+1)i}^r + \Delta\lambda_{fcr(n+1)}^r \mathbf{D}_{naf(n+1)}^r, d_{(n+1)}^r = d_{(n+1)i}^r + \Delta d_{cr(n+1)}^r$$

- Aller à l'étape 4.5

- Pour la deuxième loi, le calcul n'est plus implicite. La résolution utilise une méthode à point fixe

- Pour chaque famille de microfissure, calculer $d_{cr(n+1)}^r$ en utilisant la relation (4.30) puis, calculer Δd_{cr}^r en utilisant de façon explicite (4.23)

- Calculer ensuite $\Delta\lambda_{fcr(n+1)}^r$ par la relation (4.22).

- Actualiser les variables internes

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{f(n+1)}^{r(j+1)} = \boldsymbol{\varepsilon}_{f(n+1)i}^r + \Delta\lambda_{fcr(n+1)}^r \mathbf{D}_{naf(n+1)}^r, d_{(n+1)}^{r(j+1)} = d_{(n+1)i}^r + \Delta d_{cr(n+1)}^r, \overline{d_{(n+1)}^{r(j+1)}} \text{ par (4.28)}$$

Si pour toutes les familles de microfissures $(d_{(n+1)}^{r(j+1)} - d_{(n+1)}^{r(j)}) \leq \text{Tolérance}$, Aller à 4.5

Sinon poser j=j+1 et refaire la boucle itérative pour les familles qui ne satisfont pas au critère de convergence

4.5 Calculer la déformation totale $\mathbf{E}_{(n+1)} = \mathbf{E}_{(n)} + \sum_{r=1}^{33} 2w_r \boldsymbol{\varepsilon}_{f(k+1)}^r$

Annexe C

Poids d'intégration et cosinus directeurs des 33 points pour l'intégration numérique sur la sphère unité

r	Poids d'intégration (w_r)	$\underline{n}^r \cdot \underline{e}^1$	$\underline{n}^r \cdot \underline{e}^2$	$\underline{n}^r \cdot \underline{e}^3$
1	9.85353993433E-03	1.000000000000	0.000000000000	0.000000000000
2	9.85353993433E-03	0.000000000000	1.000000000000	0.000000000000
3	9.85353993433E-03	0.000000000000	0.000000000000	1.000000000000
4	1.62969685886E-02	0.707106781187	0.707106781187	0.000000000000
5	1.62969685886E-02	0.707106781187	-0.707106781187	0.000000000000
6	1.62969685886E-02	0.707106781187	0.000000000000	0.707106781187
7	1.62969685886E-02	0.707106781187	0.000000000000	-0.707106781187
8	1.62969685886E-02	0.000000000000	0.707106781187	0.707106781187
9	1.62969685886E-02	0.000000000000	0.707106781187	-0.707106781187
10	1.34788844008E-02	0.933898956394	0.357537045978	0.000000000000
11	1.34788844008E-02	0.933898956394	-0.357537045978	0.000000000000
12	1.34788844008E-02	0.357537045978	0.933898956394	0.000000000000
13	1.34788844008E-02	0.357537045978	-0.933898956394	0.000000000000
14	1.34788844008E-02	0.933898956394	0.000000000000	0.357537045978
15	1.34788844008E-02	0.933898956394	0.000000000000	-0.357537045978
16	1.34788844008E-02	0.357537045978	0.000000000000	0.933898956394
17	1.34788844008E-02	0.357537045978	0.000000000000	-0.933898956394
18	1.34788844008E-02	0.000000000000	0.933898956394	0.357537045978
19	1.34788844008E-02	0.000000000000	0.933898956394	-0.357537045978
20	1.34788844008E-02	0.000000000000	0.357537045978	0.933898956394
21	1.34788844008E-02	0.000000000000	0.357537045978	-0.933898956394
22	1.75759129880E-02	0.437263676092	0.437263676092	0.785875915868
23	1.75759129880E-02	0.437263676092	0.437263676092	-0.785875915868
24	1.75759129880E-02	0.437263676092	-0.437263676092	0.785875915868
25	1.75759129880E-02	0.437263676092	-0.437263676092	-0.785875915868
26	1.75759129880E-02	0.437263676092	0.785875915868	0.437263676092
27	1.75759129880E-02	0.437263676092	0.785875915868	-0.437263676092
28	1.75759129880E-02	0.437263676092	-0.785875915868	0.437263676092
29	1.75759129880E-02	0.437263676092	-0.785875915868	-0.437263676092
30	1.75759129880E-02	0.785875915868	0.437263676092	0.437263676092
31	1.75759129880E-02	0.785875915868	0.437263676092	-0.437263676092
32	1.75759129880E-02	0.785875915868	-0.437263676092	0.437263676092
33	1.75759129880E-02	0.785875915868	-0.437263676092	-0.437263676092

Tableau C.1 : Poids d'intégration et cosinus directeurs des 33 points de Gauss pour l'intégration numérique sur la sphère unités (Bazant and Oh, 1986)

Références bibliographiques

- Abou-Chakra Guery, A., Cormery, F., Shao, J.F., Kondo, D., 2008. A micromechanical model of elastoplastic and damage behavior of a cohesive geomaterial. *Int. J. Solids Structures* 45, 1406-1429.
- Abou-Chakra Guery, A., Cormery, F., Shao, J.F., Kondo, D., 2009. A multiscale modeling of damage and time-dependent behavior of cohesive rocks. *Int. J. for numerical and analytical methods in Geomechanics* 33, 567-589.
- Abou-Chakra Guery, A., Cormery, F., Shao, J.F., Kondo, D., 2010. A comparative micromechanical analysis of the effective properties of a geomaterial: Effect of mineralogical compositions. *Computers and Geotechnics* 37, 585-593.
- Anderson, O.L., Grew, P.C., 1977. Stress corrosion theory of crack propagation with application to geophysics. *Rev. Geophys. Space Phys.* 15, 77-104.
- ANDRA, 2005. Dossier Argiles 2005, Referentiel du site Meuse/Haute Marne.
- Armand, G., Leveau, F., Nussbaum, C., de La Vaissiere , R., Noiret, A., Jaeggi , D., Landrein , P., Righini, C., 2014. Geometry and Properties of the Excavation-Induced Fractures at the Meuse/Haute-Marne URL Drifts. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 47, 21-41.
- Atkinson, B.K., 1982. Subcritical crack propagation in rocks: theory, experimental results and applications. *J. Struct. Geol.* 4, 41-56.
- Atkinson, B.K., 1984. Subcritical crack growth in geological materials. *J. Geophys. Res* 89, 4077-4114.
- Atkinson, B.K., Meredith, P.G., 1987. The theory of subcritical crack growth with applications to minerals and rocks, In: Atkinson (1987) *Fracture Mechanics of Rock*. Academic press, pp. p.111-162, p. 477-526.
- Balieu, R., Lauro, F., Bennani, B., Delille, R., Matsumoto, T., Mottola, E., 2013. A fully coupled elastoviscoplastic damage model at finite strains for mineral filled semi-crystalline polymer. *Int. J. Plast.* 51, 241-270.
- Baud, P., Meredith, P.G., 1997. Damage accumulation during triaxial creep of Darley Dale sandstone from pore volumetry and acoustic emission. *Int. J. Rock Mechanics & Mining Sciences* 34, 3-4.
- Bazant, Z.P., Oh, B.H., 1986. Numerical integration on the surface of a sphere. *ZAMM, Z. angew. Math. U. Mech.* 66, 37-40.
- Bikong, C., Hoxha, D., Shao, J.F., 2015. A micro-macro model for time-dependent behavior of clayey rocks due to anisotropic propagation of microcracks. *International Journal of Plasticity* 69, 73-88.
- Boidy, E., 2002. Modélisation numérique du comportement différé des cavités souterraines. Université Joseph Fourier-Grenoble 1.

- Bornert, M., 1996. Morphologie microstructurale et comportement mécanique ; caractérisations expérimentales, approches par bornes et estimations autocohérentes généralisées. Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Bornert, M., 2001. Macro-et méso-hétérogénéités dans une argilite, Rapport ANDRA BRP 0 LMS 2001-01 / A.
- Bornert, M., Vales, F., Gharbi, H., Nguyen, M.D., 2010. Multiscale full-field strain measurements for micromechanical investigations of the hydromechanical behaviour of clayey rocks. *Strain* 46.
- Brunig, M., Ricci, S., 2005. Nonlocal continuum theory of anisotropically damaged metals. *Int. J. Plast.* 21, 1346-1382.
- Budiansky, B., O'Connell, R.J., 1976. Elastic moduli of a cracked solid. *Int. J. Solids Structures* 12, 81-97.
- Chaboche, J.L., 1981. Continuous damage mechanics – A tool to describe phenomena before crack initiation. *Nuclear Engineering and Design*, 233-247.
- Chanchole, S., 2004. Etude expérimentale du comportement différé des argilites de l'Est à l'aide des essais sur échantillons de longue durée, Rapport final. Rapport ANDRA D RP 0 G.3S 2004-01/A, pp. 1409-1434.
- Charles, R.J., 1958. Static fatigue of glass. *J. Appl. Phys.* 29, 1549-1560.
- Chau, K.T., Shao, J.F., 2006. Subcritical crack growth of edge and center cracks in façade rock panels subject to periodic surface temperature variations. *Int. J. Solids Structures* 43, 807-8027.
- Chiarelli, A.-S., Shao, J.F., Hoteit, N., 2003. Modeling of elastoplastic damage behaviour of a claystone. *Int. J. Plast.* 19, 23-45.
- Chiarelli, A.S., 2000. Etude expérimentale et modélisation du comportement mécanique de l'argilite de l'est. Université Lille 1.
- Comi, C., Perego, U., 2010. Anisotropic Damage Model for Concrete Affected by Alkali-Aggregate Reaction. *Int. J. Damage Mechanics* 20, 598-617.
- Escoffier, S., 2002. Caractérisation expérimentale du comportement hydromécanique des argilites Meuse/Haute Marne. Institut National Polytechnique de Lorraine.
- Eshelby, J., 1957. The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion and related problems. *Proc. R. Soc. London A.* 241-375.
- Esteban, L., 2006. Anisotropies magnétique et de porosité des argilites du Callovo-Oxfordien du laboratoire souterrain de l'Andra (Meuse/Haute-Marne, Bassin de Paris). Université Toulouse III-Paul-Sabatier.
- Fabre, G., 2005. Fluage et endommagement des roches argileuses: Evolution de la microstructure et modélisation phénoménologique. Université Joseph Fourier-Grenoble 1.

- Gambarotta, L., 2004. Friction-damage coupled model for brittle materials. *Engineering Fracture Mechanics* 71, 829–836.
- Gasc, M., Bauer, C., Ghohreychi, M., Chanchole, S., 1998. Comportement différé compte-tenu des couplages thermo-hydro-mécanique des argilites silto-carbonatées de l'Est, rapport G3S pour l' ANDRA n°B RP 0 G3S 98-007/A
- Hajdu, A., 2003. Modélisation numérique du comportement viscoplastique endommageable des roches et application aux ouvrages souterrains de stockage. Université Joseph Fourier-Grenoble 1.
- Halm, D., Dragon, A., 1996. A model of anisotropic damage by mesocrack growth: unilateral effect. *Int. J. Damage Mechanics* 5, 384-402.
- Hardy, H.R., Kim, R.Y., Stefanko, R., Wang, Y., 1969. Creep and microseismic activity in geologic materials, In: Proceedings of 11th symposium on rock mechanics. Berkeley, or AIME, pp. 377-413.
- Hayakawa, K., Murakami, S., 1997. Thermodynamical modeling of elastic-plastic damage and experimental validation of damage potential. *Int. J. Damage Mechanics* 6, 333-363.
- Heap, M.J., 2009. Creep: Time-dependent brittle deformation in rocks. University College London.
- Henry, J.P., J., P., Tancrez, J.P., 1977. Experimental study of crack propagation in calcite rocks. *Int. J. Rock Mech Min Sci Geomech Abstr* 14, 85-91.
- Hill, R., 1965. Continuum-micromechanics of elastoplastic polycrystals. *J. Mech. Phys. Solids* 13, 89-101.
- Hoxha, D., Giraud, A., Homand, F., Auvray, C., 2007. Saturated and unsaturated behaviour modelling of Meuse Haute Marne argillite. *Int. J. Plasticity* 23, 733-766.
- Hu, D.W., Zhang, F., Shao, J.F., 2014a. Experimental study of poromechanical behavior of saturated claystone under triaxial compression. *Acta Geotechnica* (2014) 9.
- Hu, D.W., Zhang, F., Shao, J.F., Gatmiri, B., 2014b. Influences of mineralogy and water content on the mechanical properties of argillite. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 47.
- Huang, Y., Shao, J.F., 2013. A micromechanical analysis of time-dependent behavior based on subcritical damage in claystones. *Int. J. Damage Mechanics* 22, 773–790.
- Huang, Y., Shen, W.Q., Abou-Chakra Guery, A., Jia, Y., 2014. Multi-scale modeling of time-dependent behavior of a claystones with a viscoplastic compressible porous matrix. *Mechanics of Materials* 79, 25-34.
- Jia, Y., Bian, H., Duveau, G., Su, K., Shao, J.F., 2008. Hydromechanical modelling of shaft excavation in Meuse/Haute-Marne laboratory. *Physics and Chemistry of the Earth* 33, 422-435.

- Jia, Y., Bian, H., Su, K., Kondo, D., Shao, J.F., 2010. Elastoplastic damage modelling of desaturation and resaturation in argillites. *Int. J. for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 34, 187-220.
- Ju, J.W., 1989. On energy based coupled elastoplastic damage theories: constitutive modeling and computational aspects. *Int. J. Solids Structures* 25, 803-833.
- Khan, A.S., Liu, H.W., 2012. Strain rate and temperature dependent fracture criteria for isotropic and anisotropic metals. *Int. J. Plasticity* 37, 1-15.
- Lebon, P., Mouroux, B., 1999. Knowledge of the three French underground laboratory sites. *Engineering Geology* 52, 251-256.
- Lemaitre, J., 1996. *A course of damage mechanics*, Second edition ed. Springer.
- Lemaitre, J., Chaboche, J.-L., 1996. *Mécanique des matériaux solides*, 2ème edition ed. Dunod.
- Lenoir, N., 2006. Comportement mécanique et rupture dans les roches argileuses étudiées par microtomographie à rayons X. Université Joseph Fourier-Grenoble 1.
- Lide, D.-R., 2004. *Handbook of chemistry and physics*. CRC press.
- Lubarda, V.A., Krajcinovic, D., 1995. Some fundamental issues in rate theory of damaged elastoplasticity. *Int. J. Plasticity* 11, 763-798.
- Lydzba, D., Pietruszczak, S., Shao, J.F., 2007. Intergranular pressure solution in chalk: a multiscale approach. *Computer and Geotechnics* 34, 291–305.
- Maghous, S., Dormieux, L., Barthélémy, J.F., 2009. Micromechanical approach to the strength properties of frictional geomaterials. *European Journal of Mechanics- A/solids* 28, 179-188.
- Mori, T., Tanaka, K., 1973. Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions. *Acta Metallurgica* 21, 571-574.
- Nara, Y., Kaneko, K., 2005. Study of subcritical crack growth in Andesite using the Double Torsion test. *Int. J. Rock Mechanics & Mining Sciences* 42, 521-530.
- Nara, Y., Kaneko, K., 2006. Sub-critical crack growth in anisotropic rock. *Int. J. Rock Mechanics & Mining Sciences* 43, 437–453.
- Nemat-Nasser, S., Hori, M., 1993. *Micromechanics: overall properties of heterogeneous materials*. North-Holland, Amsterdam.
- Ohnaka, M., 1983. Acoustic emission during creep of brittle rock. *Int. J. Rock Mech Min Sci Geomech Abstr* 20, 121-134.
- Perzyna, P., 1966. Fundamental problems in viscoplasticity. *Advance in Applied Mechanics* 9, 243-377.
- Pietruszczak, S., Lydzba, D., Shao, J.F., 2004. Description of creep in frictional materials in terms of microstructure evolution. *Journal of Engineering Mechanics ASCE* 130, 681-690.

- Ponte-Castaneda, P., Willis, J.-R., 1995. The effect of spatial distribution of effective behavior of composite materials and cracked media. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 43, 1919-1951.
- Rabotnov, Y.N., 1969. *Creep Problems in Structural Members*. North-Holland, Amsterdam.
- Rashid, K., Al-Rub, A., Darabi, Masoud, K., 2012. A thermodynamic framework for constitutive modeling of time- and rate-dependent materials. Part I: Theory. *Int. J. Plast.* 34, 61-92.
- Rinne, M., 2008. Fracture mechanics and subcritical crack growth approach to model time-dependent failure in brittle rock. Helsinki University of Technology.
- Robinet, J.C., 2008. Mineralogie, porosité et diffusion des solutes dans l'argilite du callovo-oxfordien de bure (meuse/haute-marne, France) de l'échelle centimétrique à micrométrique. University of Poitiers, France.
- Sammartino, G., 2001. Construction d'un modèle conceptuel d'organisation de la porosité et de la minéralogie des argilites du site de bure, Rapport final. Rapport ANDRA DRP0ERM01 — 018/A.
- Shao, J.F., Chau, K.T., Feng, X.T., 2006a. Modeling of anisotropic damage and creep deformation in brittle rocks. *Int. J. of Rock Mechanics and Mining Sciences* 43, 582-592.
- Shao, J.F., Y., J., Kondo, D., Chiarelli, A.S., 2006b. A coupled elastoplastic damage model for semi-brittle materials and extension to unsaturated conditions. *Mechanics of Materials* 38, 218-232.
- Shao, J.F., Zhu, Q.Z., Su, K., 2003. Description of creep in rock materials in terms of material degradation. *Computer and Geotechnics* 30, 549-555.
- Shen, W.Q., Shao, J.F., Kondo, D., Gatmiri, B., 2012. A micro-macro model for clayey rocks with a plastic compressible porous matrix. *Int. J. Plasticity* 36, 64–85.
- Shojaei, A., Taleghani, A.D., Li, G., 2014. A continuum damage failure model for hydraulic fracturing of porous rocks. *Int. J. Plasticity* 59, 199-212.
- Simo, J.C., Hughes, T.J.R., 1998. *Computational Inelasticity*. Springer, New York.
- Vales, F., 2008. Modes de deformation et d'endommagement de roches argileuses profondes sous sollicitations hydro-mecaniques. Ecole Polytechnique.
- Voyiadjis, G.Z., Al-Rub, A., Rashid, K., Palazotto, A., 2004. Thermodynamic framework for coupling of non-local viscoplasticity and non-local anisotropic viscodamage for dynamic localization problems using gradient theory. *Int. J. Plasticity* 20, 981-1038.
- Voyiadjis, G.Z., Shojaei, A., Li, G.Q., 2012. A generalized coupled viscoplastic viscodamage viscohealing theory for glassy polymers. *Int. J. Plasticity* 28, 21-45.
- Voyiadjis, G.Z., Taqieddin, Z.N., Kattan, P.I., 2008. Theoretical Formulation of a Coupled Elastic-Plastic Anisotropic Damage Model for Concrete using the Strain Energy Equivalence Concept. *Int. J. Damage Mechanics* 18, 603-638.

- Wang, L., 2012. Micromechanical experimental investigation and modelling of strain and damage of argillaceous rocks under combined hydric and mechanical loads. Ecole Polytechnique.
- Waza, T., Kurita, K., Mizutani, H., 1980. The effect of water on the subcritical crack growth in silicate rocks. *Tectonophysics* 67, 25-34.
- Wright, H., 2001. Rôle de la minéralogie, de la texture et de la structure dans la déformation et la rupture des argillites de l'Est. Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Wu, F.J., Thomsen, L., 1975. Microfracturing and deformation of Westerly granite under creep condition. *Int. J. Rock Mech Min Sci Geomech Abstr* 12, 167-173.
- Yang, D.S., Billiotte, J., Su, K., 2010. Characterization of the hydromechanical behavior of argillaceous rocks with effective gas permeability under deviatoric stress. *Engineering Geology* 114, 116-122.
- Yang, D.S., Bornert, M., Chanchole, S., Gharbi, H., Valli, P., Gatmiri, B., 2012. Dependence of elastic properties of argillaceous rocks on moisture content investigated with optical full-field strain measurement techniques. *Int. J. Rock Mechanics & Mining Sciences* 53, 45–55.
- Zhang, C., 2004. Thermo-Hydro-Mechanical and Geochemical behaviour of the Callovo-Oxfordian Argillite and the Opalinus Clay, in: GRS-202 (Ed.), Internal Report n°ISBN3-931995-69-0
- Zhang, C., Dittrich, J., Muller, J., Rothfuchs, T., 2002. Experiment study of hydromechanical behavior of callovo-oxfordian argillites, Rapport GRS-187 ISBN3-931995-55-0.
- Zhao, L.Y., Zhu, Q.Z., Xu, W.Y., Dai, F., Shao, J.F., 2016. A unified micromechanics-based damage model for instantaneous and time-dependent behaviors of brittle rocks. *Int. J. Rock Mechanics & Mining Sciences* 84, 187-196.
- Zhou, H., Jia, Y., Shao, J.F., 2008. A unified elastic - plastic and viscoplastic damage model for quasi brittle rocks. *Int. J. Rock Mechanics & Mining Sciences* 45, 1237-1251.
- Zhu, H.R., Sun, L., 2013. A viscoelastic-viscoplastic damage constitutive model for asphalt mixtures based on thermodynamics. *Int. J. Plasticity* 40, 81-100.
- Zhu, Q.Z., Kondo, D., Shao, J.F., 2008a. Micromechanical analysis of coupling between anisotropic damage and friction in quasi brittle materials: role of the homogenization scheme. *Int. J. Solids Structures* 45, 1385-1405.
- Zhu, Q.Z., Kondo, D., Shao, J.F., Pensee, V., 2008b. Micromechanical modelling of anisotropic damage in brittle rocks and application. *Int. J. Rock Mechanics & Mining Sciences* 45, 467-477.
- Zhu, Q.Z., Shao, J.F., 2015. A refined micromechanical damage–friction model with strength prediction for rock-like materials under compression. *Int. J. Solids Structures* 60-61, 75-83.