

**Mémoire d'Habilitation à Diriger des Recherches
de l'Université des Sciences et Technologies de Lille**

Spécialité : Géomécanique

**Contribution à l'étude du comportement mécanique et
thermo-hydro-mécanique des argilites
du Callovo-Oxfordien**

- Application au stockage des déchets radioactifs

Présenté par : Kun SU

Le 06 décembre 2005 devant le JURY composé de :

Marc BOULON	Président
Robert CHARLIER	Rapporteur
Françoise HOMAND	Rapporteur
Pierre BEREST	Examineur
Charles FAIRHURST	Examineur
Mehdi GHOREYCHI	Examineur
Patrick LEBON	Examineur
Jian-Fu SHAO	Examineur

Avant Propos

Ces remerciements, destinés à ceux qui m'ont aidé et à ceux avec qui j'ai travaillé dans le cadre du présent mémoire, s'adressent en premier lieu à Monsieur Jian-Fu Shao, Professeur à l'Université des Sciences et Technologies de Lille, qui m'a accueilli au sein du Laboratoire de Mécanique de Lille pour passer mon habilitation, et m'a donné de précieux conseils pendant la rédaction du mémoire.

J'adresse également ma plus grande reconnaissance à Monsieur Marc Boulon, Professeur à l'Université Joseph Fourier – Grenoble I pour avoir accepté d'être le rapporteur de ce mémoire et avoir assuré la présidence du jury.

Monsieur Robert Charlier, Professeur à l'Université de Liège, Belgique, et Madame Françoise Homand, Professeur à l'Ecole Nationale Supérieure de Géologie de Nancy ont accepté d'être les rapporteurs du mémoire, et je leur en suis très reconnaissant.

Je tiens à remercier Monsieur Charles Fairhurst, Professeur à l'Université du Minnesota, USA, pour avoir examiné le mémoire et avoir apporté ses jugements sur les thèmes qui y sont abordés.

Monsieur Pierre Bérest, Directeur de Recherche à l'Ecole Polytechnique, et Monsieur Patrick Lebon, Adjoint au Directeur Scientifique de l'Andra ont accepté de lire le mémoire et d'y apporter leurs jugements et critiques, merci pour leurs précieuses remarques.

Je suis reconnaissant à Monsieur Mehdi Ghoreychi, Directeur des Risques, du Sol et du Sous-sol à l'Ineris qui m'a encouragé à mettre au point cette habilitation à plusieurs occasions ; il a accepté de participer au jury. Je le remercie également pour son soutien quand j'étais au G3S-Ecole Polytechnique entre 1990 et 1998.

Jean-Dominique Barnichon, Jérôme Gaombalet, Corinne Bauer, Delphine Texier ont été les premiers lecteurs de mon manuscrit et m'ont particulièrement aidés au cours de la rédaction du mémoire.

J'adresse également mes remerciements à Nasser Hoteit et Odile Ozanam pour leurs conseils et soutien, ils ont participé à beaucoup d'études citées dans ce mémoire.

Merci à Christian Ravenne, Patrick Landais, Jack-Pierre Piguet, Alain Trouiller, Béatrice Yven, Pascal Elion, Josiane Choisy, Daniel Guillemot, Hakim Benabderrahmane, Jacques Brulhet qui ont apporté aide et soutien indispensables dans diverses périodes de ce travail à l'Andra. Merci enfin à Yannick Wileveau, Gilles Armand et Jacques Morel pour les échanges techniques et scientifiques toujours fructueux.

Sans oublier les collègues extérieurs qui ont contribué à la réalisation des études de l'Andra cités dans ce mémoire.

Table des matières

Introduction	1
1. Le concept de stockage et l'identification des phénomènes THMC couplés.....	3
1.1. Les déchets radioactifs HAVL.....	3
1.2. Les argilites du Callovo-Oxfordien.....	4
1.3. Le concept de stockage.....	6
1.3.1. L'architecture générale.....	6
1.3.2. Les alvéoles de stockage des déchets B.....	6
1.3.3. Les alvéoles de stockage des déchets C.....	6
1.3.4. Les alvéoles de stockage des combustibles usés (CU).....	7
1.3.5. Les scellements du stockage.....	7
1.4. Les principaux phénomènes mécaniques autour des alvéoles de stockage.....	8
1.4.1. Les processus mécaniques.....	9
1.4.2. Les processus hydriques et hydrauliques.....	9
1.4.3. Les processus thermiques.....	10
1.4.4. Les processus chimiques.....	10
1.5. Conclusions et perspectives.....	11
2. Le transfert de chaleur	13
2.1. La mesure de la conductivité thermique des roches.....	13
2.1.1. La comparaison sur les matériaux de référence.....	14
2.1.2. La comparaison des mesures sur les roches.....	15
2.2. Les effets des perturbations mécaniques et hydriques sur la conductivité thermique..	16
2.2.1. Les effets de la désaturation-resaturation.....	16
2.2.2. Les effets de la contrainte mécanique.....	16
2.2.3. L'impact sur l'évolution de la température dans les alvéoles.....	16
2.3. La modélisation de la température dans le stockage.....	17
2.4. Conclusions et perspectives.....	17
3. Le comportement mécanique des argilites	19
3.1. La microgéomécanique des argilites.....	19
3.1.1. La texture et la porosité.....	20
3.1.2. La déformation et la rupture à l'échelle microscopique.....	21
3.1.3. L'impact de la composition chimique de l'eau sur la micro-fissuration des argilites.....	22
3.2. Le comportement macroscopique des argilites saturées.....	24
3.2.1. La méthodologie pour l'étude du comportement rhéologique des argilites saturées.....	24
3.2.2. L'analyse du comportement mécanique des argilites sous chargement déviatorique.....	25
3.2.3. L'endommagement élastique et hydraulique.....	28
3.2.4. Déformabilité des argilites.....	34
3.2.5. Contraintes à la rupture en compression uniaxiale (Rc).....	36
3.2.6. Contrainte à la rupture en compression triaxiale.....	37
3.2.7. Seuil d'endommagement.....	40
3.3. Le comportement viscoplastique des argilites.....	41
3.3.1. Fluage sous faible chargement mécanique.....	41
3.3.2. Fluage sous chargement déviatorique élevé.....	43
3.4. Conclusions et perspectives.....	45

4. Les couplages hydromécaniques et thermo-hydro-mécaniques.....	47
4.1. Mise en évidence des couplages hydromécaniques et thermo-hydro-mécaniques dans les argilites.....	47
4.1.1. Les effets du couplage hydromécanique des argilites à l'état saturé.....	47
4.1.2. Les effets du couplage hydrique-mécanique.....	49
4.1.3. Les effets du couplage thermo-hydro-mécanique des argilites saturées.....	50
4.2. La détermination des paramètres du couplage hydromécanique et thermo-hydro-mécanique	52
4.2.1. Les paramètres b et M	52
4.2.2. La mesure des paramètres du couplage hydrique-mécanique	54
4.2.3. Les paramètres du couplage TM et THM dans les argilites.....	59
4.2.4. Le couplage thermique sur le comportement mécanique différé - influence de la température sur la vitesse de fluage.....	60
4.3. Conclusions et perspectives.....	61
5. Les modélisations du comportement mécanique des argilites.....	63
5.1. Les modèles rhéologiques du comportement mécanique à court terme.....	63
5.1.1. Les modèles élastoplastiques parfaits (EPP).....	63
5.1.2. Les modèles élastoplastiques avec écrouissage (EPE).....	64
5.1.3. Les modèles élastoplastiques endommageables (EPD)	64
5.1.4. Les modèles poroélastoplastiques endommageables (EPDHM) – hydromécaniques couplés.....	65
5.1.5. Les modèles poroélastoplastiques endommageables en non saturé (EPNS) – hydromécaniques couplés.....	65
5.1.6. Le modèle discret – simulation du comportement de la roche par un assemblage de particules (AC/DC – code PFC)	66
5.2. Les modèles rhéologiques du comportement à long terme	66
5.2.1. Le modèle viscoplastique.....	67
5.2.2. Le modèle d'endommagement différé.....	68
5.3. Les modélisations d'une alvéole de stockage des déchets C	69
5.3.1. La géométrie des alvéoles de déchets C.....	69
5.3.2. L'évolution de l'EDZ sur la première dizaine d'années	70
5.3.3. Le comportement mécanique entre ~10 et 100 ans.....	73
5.4. Conclusions et perspectives.....	76
6. Conclusions et perspectives.....	79
6.1. Conclusions générales.....	79
6.2. Questions ouvertes et perspectives.....	81
7. Bibliographie	83
8. Publications	87

Annexe 1 - Curriculum Vitae

Annexe 2 – Sélection des publications

Annexe 3 – Résumés des thèses soutenues co-encadrées

NOTABENE

Dans le document, les références sont identifiées de la manière suivante :

- *les références « externes » sont indexées par le nom d'auteur, par exemple (Carslaw et Jaeger 1959)*
- *les références issues des études auxquelles j'ai participé ou que j'ai pilotées sont indexées par le nom de l'auteur en gras, par exemple (**Pepa 2004**)*
- *les publications personnelles sont numérotées de [1] à [106]*

INTRODUCTION

Dans une civilisation fondée sur la satisfaction de ses besoins en énergie par l'utilisation de combustibles fossiles, l'art minier s'est toujours trouvé à l'amont de la production d'énergie, qu'il s'agisse de l'extraction charbonnière ou de l'exploitation pétrolière. Dans cet art, la mécanique des roches est une des principales disciplines car elle est impliquée dans le dimensionnement des ouvrages et dans le contrôle de la sécurité de l'exploitation.

Avec l'énergie nucléaire, la mécanique des roches reste évidemment à l'amont pour la production du combustible mais elle est également chargée d'une nouvelle tâche : le projet du stockage des *déchets radioactifs de haute activité et à vie longue* (HAVL) en formation géologique profonde. Cette nouvelle tâche pose de nombreux problèmes complexes dont un aperçu détaillé est donné par de nombreux spécialistes français et étrangers depuis plusieurs décennies (Marsily *et al.* 1977, Habib et Bérest 1993, Fairhurst *et al.* 1996, Tsang C-F *et al.* 2005).

La question essentielle posée aux ingénieurs et chercheurs en sciences de la terre concerne l'évaluation du risque de transfert des radionucléides vers la biosphère à travers les formations géologiques. L'évaluation d'un tel risque commence par l'étude de l'hydrogéologie régionale et locale du site, qui est une tâche traditionnelle des géologues et des hydrogéologues (Habib et Bérest 1993). Ensuite, est évaluée, par des géomécaniciens (Ingénieurs en mécanique des roches), la variation des propriétés de confinement provoquée par le creusement des cavités et par le stockage lui-même dans le temps sur une durée allant jusqu'au million d'années.

Une telle tâche demande un changement des habitudes de pensée des chercheurs et ingénieurs en géomécanique. En effet, la stabilité des ouvrages souterrains classiques est usuellement calculée pour être garantie pendant quelques dizaines d'années, sachant qu'il est toujours possible de venir réparer les désordres observés. En outre, la connaissance actuelle ne dispose d'un retour d'expérience que d'une centaine d'années sur les ouvrages souterrains conçus de manière moderne. Or, pour le stockage des déchets, le comportement mécanique des ouvrages doit être évalué pour des milliers d'années, voire des centaines de milliers d'années.

Cette exigence, différente du génie civil usuel, impose une démarche spécifique en mécanique qui consiste en un modèle conceptuel, une stratégie de développement et une méthodologie de recherche spécifique aux différentes échelles de la roche : observations microscopiques, essais sur échantillons, expérimentations *in situ*, modèles physiques réduits, modèles rhéologiques, modélisations numériques, etc.

Sur la base des connaissances acquises depuis une quinzaine d'années, 1990-1998 au LMS-G3S-Ecole Polytechnique, et depuis 1999 jusqu'à présent à l'Andra, sur les différents aspects mécaniques et thermo-hydro-mécaniques (THM) couplés des roches, ce mémoire présente une synthèse sur :

- les phénomènes et les processus couplés avec la mécanique dans un stockage (chapitre 1),
- le comportement des argilites sous sollicitations thermiques, mécaniques, hydromécaniques et thermo-hydro-mécaniques couplées (chapitres 2 à 4),
- les modèles rhéologiques et les modélisations du comportement des argilites (chapitre 5).

Afin de mieux cerner la problématique du stockage, le concept d'un éventuel stockage dans la formation des argilites du Callovo-Oxfordien, élaboré par l'Andra entre 2003 et 2005 (Andra 2005a), est introduit en début du chapitre 1.

La base des données expérimentales sur échantillons ou *in situ* et la base des données numériques sur lesquelles les analyses sont effectuées sont issues, d'une part des études que j'ai réalisées (références notées de [1] à [106]) et des études auxquelles j'ai participé ou que j'ai pilotées (références notées en « **nom+année** »), d'autre part des données provenant d'autres projets d'étude de l'Andra ou de références bibliographiques (références notées en « nom+année »).

Les réflexions, les interprétations, les conclusions et les perspectives que je formule dans ce mémoire ne reflètent que mon point de vue personnel.

1. LE CONCEPT DE STOCKAGE ET L'IDENTIFICATION DES PHENOMENES THMC COUPLES

1.1. Les déchets radioactifs HAVL

Les fissions qui produisent l'énergie dans une centrale nucléaire ne sont rien d'autre que l'éclatement en deux ou trois morceaux des noyaux d'uranium (sous l'impact des neutrons). Les éléments produits à l'issue de la fission dans le cœur du réacteur, qu'ils soient plus ou moins lourds que l'uranium, sont tous radioactifs. Ces produits constituent une part essentielle des déchets radioactifs, contenant plus de 99% de la radioactivité générée dans les centrales électronucléaires (Carle et Patarin 2003).

De surcroît, durant le fonctionnement du réacteur, les neutrons ont également transformé une (petite) partie des matériaux de structure de la centrale, des fluides de refroidissement, etc. en produits radioactifs dits « d'activation ». Lorsque ceux-ci sont mobiles, ils sont piégés dans des filtres ou des résines échangeuses d'ions, qui, après usage, deviennent également des déchets radioactifs.

On distingue trois types des déchets HAVL :

- Les **déchets B** sont des déchets de moyenne activité qui contiennent une quantité significative de radioéléments à vie longue. Ils sont produits essentiellement au cours du retraitement du combustible, de la maintenance courante et des opérations d'entretien des usines de retraitement ou du parc électronucléaire. Le volume des déchets B cumulé à l'horizon 2040 sera de 73 000 à 81 000 m³ selon les scénarios de retraitement des déchets (Andra 2005b). La Figure 1-1 présente le schéma d'un colis primaire de déchets B.
- Les **déchets C** sont des déchets vitrifiés issus du retraitement des combustibles usés. Ils se répartissent en 5 colis type (C0 à C4). Ces déchets sont exothermiques. Les puissances thermiques résiduelles après la date de fabrication du colis de verre sont de 2000 à 2500 W/colis ; elles décroissent très rapidement avec le temps. Le volume cumulé des déchets vitrifiés est de l'ordre de 3000 à 7 000 m³ en 2040, en fonction des scénarii de retraitement (cf. Figure 1-1 pour le schéma du colis C).
- Les **combustibles usés** se présentent sous forme d'assemblages tels qu'existant en sortie de réacteur. Suivant leur nature et leur taux de combustion, les combustibles usés sont classés en 3 colis type de stockage :
 - les assemblages de type UOX/URE correspondent aux colis type CU1,
 - les assemblages de type MOX correspondent aux colis type CU2,
 - les combustibles CEA et propulsion navale correspondent aux colis type CU3.

Le nombre total de colis à stocker ou à retraiter est d'environ 15 000 à l'horizon 2040 (Andra 2005b).

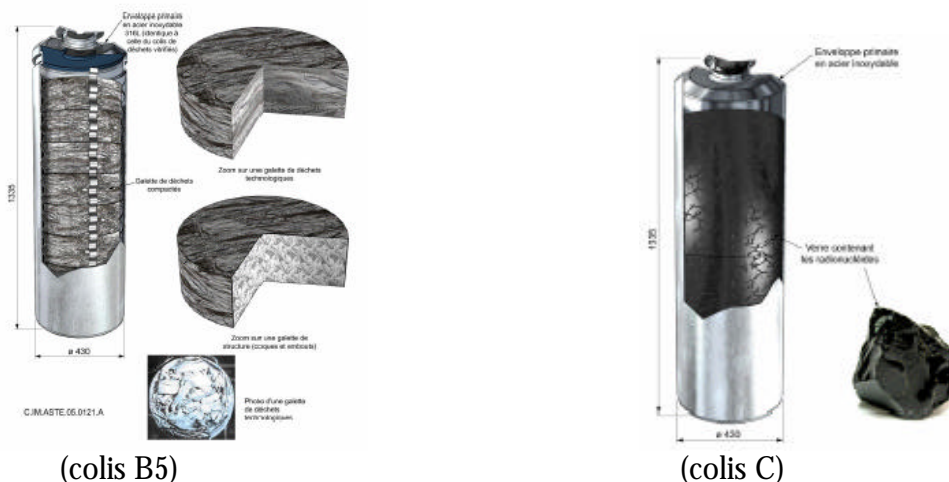


Figure 1-1 Schéma d'un colis primaire de déchets B (colis type B5) et d'un colis primaire de déchet C vitrifié (Andra 2005b)

1.2. Les argilites du Callovo-Oxfordien

La roche hôte d'un éventuel stockage géologique profond, étudiée par l'Andra depuis 1995, est une formation d'argilites du Callovo-Oxfordien, datant de 150 millions d'années. Elle est située à la frontière des départements de Meuse et de Haute-Marne à -500 m de profondeur environ.

Elle fait partie d'une série sédimentaire qui débute à la base du Jurassique moyen (Dogger) et se termine par les formations du Jurassique supérieur (Malm), soit une tranche de temps d'environ 40 millions d'années. Les argilites forment une couche à dominante argileuse, dont le toit et le mur sont situés respectivement à -420 et -550 m de profondeur à l'aplomb du Laboratoire de recherche souterrain de Meuse/Haute-Marne. En raison du pendage des couches vers le Nord-Ouest, la profondeur du toit augmente progressivement pour atteindre plus de 600 m à une quinzaine de kilomètres vers le Nord. Parallèlement, l'épaisseur de la couche varie de 130 à 160 m environ du Sud vers le Nord-Ouest (Figure 1-2 et Figure 1-3).

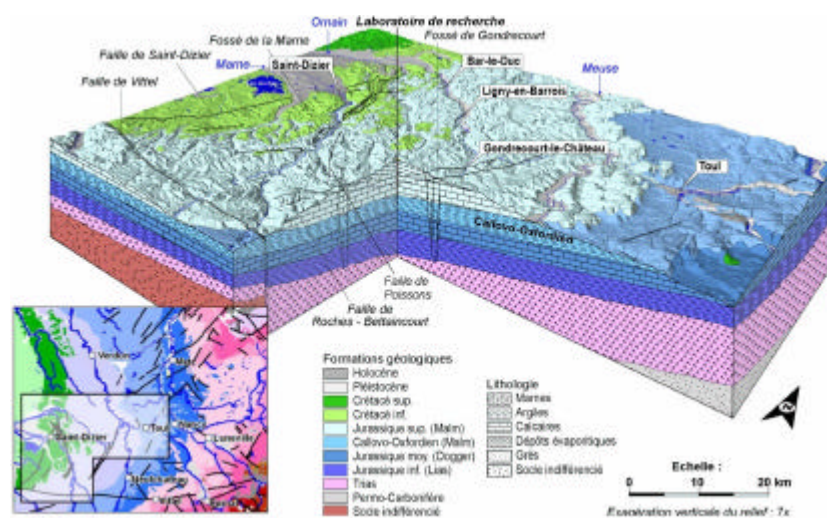


Figure 1-2 Bloc diagramme des formations géologiques à l'aplomb du site du Laboratoire souterrain de Meuse/Haute-Marne (Andra 2005b)

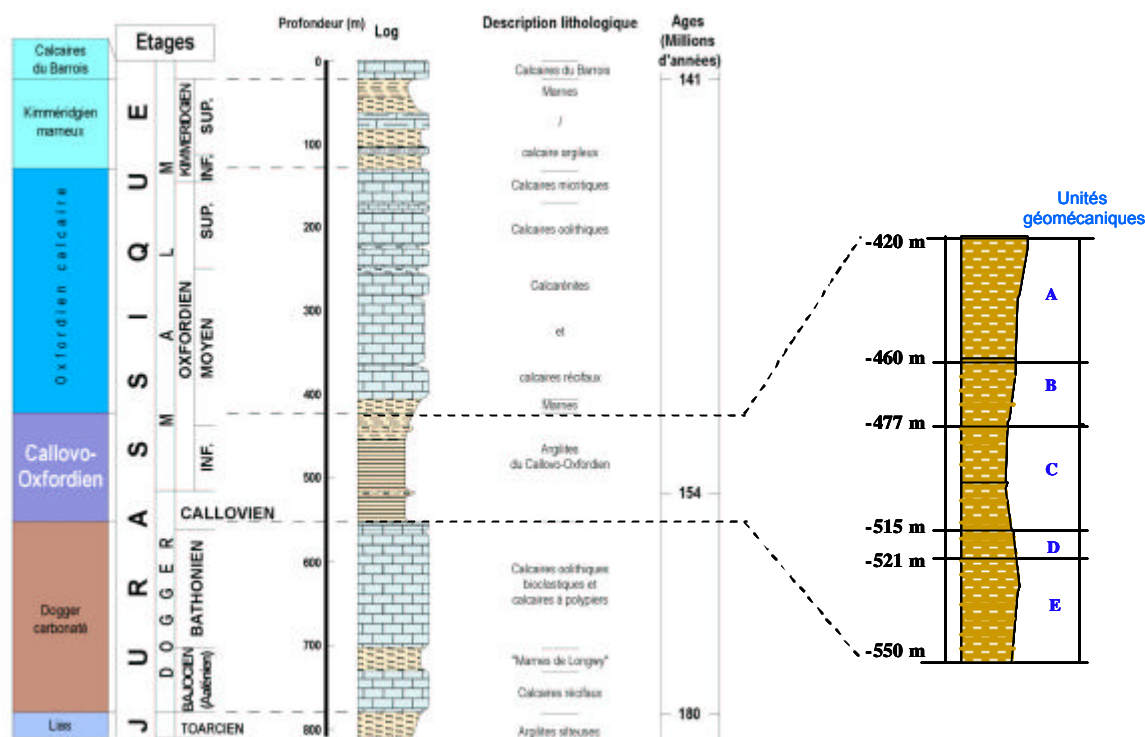


Figure 1-3

Coupe géologique au niveau du site de Meuse/Haute-Marne et définition des unités géomécaniques des argilites du Callovo-Oxfordien (Andra 2005c)

Les argilites du Callovo-Oxfordien contiennent en moyenne 40 à 45% de minéraux argileux. Cinq types sont représentés : illites, interstratifiés réguliers R1 illite-smectite, interstratifiés irréguliers R0 illite-smectite, chlorite et kaolinite.

Les carbonates sont présents, dans une proportion de 22 à 37%, sur l'ensemble de la formation. Le quartz est, quant à lui, dans une proportion proche des carbonates, constitué soit de cristaux de grande taille (>30 μm), arrondis, d'origine détritique, soit plus petits (< 5 μm), aux arêtes nettes, sans trace d'altération, d'origine secondaire (Andra 2005c).

Sur la base d'une analyse globale de la variabilité verticale des paramètres physiques mesurés en forage et sur échantillons (vitesse des ondes, densité, porosité, gamma ray, teneur en argiles, teneur en carbonates), et des paramètres mécaniques issus des essais d'identification mécaniques simples (module de déformation, résistance en compression uniaxiale) déterminés sur échantillons, la couche hôte a été découpée en 5 unités géomécaniques (notée A à E) (Figure 1-3), auxquelles on peut attribuer des paramètres mécaniques représentatifs de leur comportement [82] [83].

L'unité supérieure, unité A, dont la teneur en carbonates est la plus élevée, possède des propriétés mécaniques (résistance, module de déformation) supérieures à celles des unités B et C sous-jacentes. Dans cette unité, l'alternance de bancs plus ou moins carbonatés induit une dispersion des propriétés mécaniques. L'unité médiane, unité C, dans laquelle sont implantés les ouvrages de stockage, se caractérise par une argilosité maximale, ce qui se traduit par une plus grande déformabilité et une plus grande homogénéité des propriétés mécaniques [82] [83].

Le tableau 2-1 donne les principales caractéristiques thermiques et mécaniques des argilites.

Tableau 1-1 Caractéristiques mécaniques courantes des argilites de l'unité C situées au milieu de la couche d'argilites du Callovo-Oxfordien

Paramètres	Unité	Moyenne
γ	kN m ³	24 000
n	%	18
Rc	MPa	21
E	MPa	4 500
λ	W m ⁻¹ °C ⁻¹	1,3 (⊥ à la stratification) 1,9 (// à la stratification)
C	J °C ⁻¹ Kg ⁻¹	1 100
K	m s ⁻¹	5.10 ⁻¹³ à 5.10 ⁻¹⁴

1.3. Le concept de stockage

1.3.1. L'architecture générale

Le stockage est construit sur un seul niveau au sein de la couche d'argilites du Callovo-Oxfordien. Le niveau principal du stockage se situe au milieu de la couche hôte, soit à 65 m du toit de la couche, et à ~ 500 m de profondeur à l'aplomb du Laboratoire souterrain.

L'architecture générale du stockage repose sur trois principes (Andra 2005a) :

- un principe de compartimentation afin d'assurer une grande flexibilité dans la gestion des déchets, ainsi que dans la conception, l'exploitation et la réversibilité du stockage,
- un principe de « cul de sac » afin de limiter les circulations d'eau au sein du stockage,
- un critère de température maximale admissible dans le stockage de 90°C, notamment pour les colis de déchets C et les colis de combustibles usés CU.

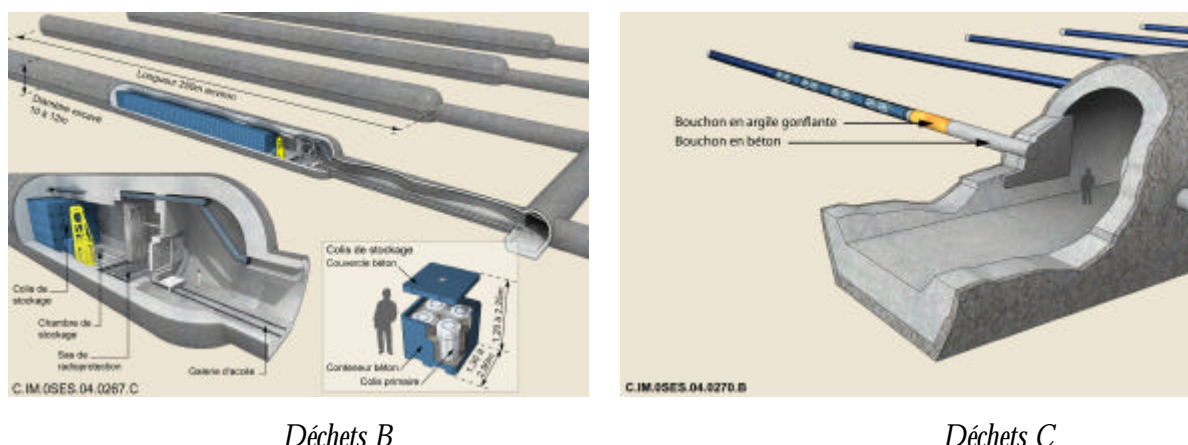
L'ensemble des infrastructures souterraines est constitué de deux parties : i) les infrastructures communes (puits d'accès, galeries de liaison et de ventilation), et ii) les zones de stockage pour les déchets B, les déchets C et les combustibles usés CU. La taille et le nombre de zones et sous-zones de stockage sont variables suivant le volume de déchets à stocker.

1.3.2. Les alvéoles de stockage des déchets B

Les alvéoles de stockage de déchets B sont des tunnels horizontaux borgnes d'un diamètre compris entre 9 et 12 m environ, et d'une longueur utile de 250 m. Ils sont revêtus de béton et comportent une dalle de roulement en béton sur laquelle sont déposés les colis de stockage de déchets B. Le revêtement et la dalle peuvent être localement renforcés par des armatures ou des fibres, afin d'assurer la stabilité mécanique de l'ouvrage pendant la phase d'exploitation (Figure 1-4).

1.3.3. Les alvéoles de stockage des déchets C

Les alvéoles de stockage des colis de déchets C sont des tunnels horizontaux borgnes de ~ 40 m de longueur et d'un diamètre de ~ 0,7 m (Figure 1-4). Chaque tunnel comporte un chemisage interne qui est un tube épais en acier non ou faiblement allié, dans lequel sont introduits les colis de stockage.



Déchets B

Déchets C

Figure 1-4 Schémas des alvéoles des déchets B et C (Andra 2005a)

1.3.4. Les alvéoles de stockage des combustibles usés (CU)

Le concept de stockage des combustibles usés est un tunnel de $\sim 2,5$ m de diamètre. L'espace entre la paroi du tunnel et les colis est rempli d'un matériau à base d'argile gonflante, constituant une barrière ouvragée de corps (BO). La distance entraxe des tunnels de stockage est de 10 à 13 m (Figure 1-5) [88].

1.3.5. Les scellements du stockage

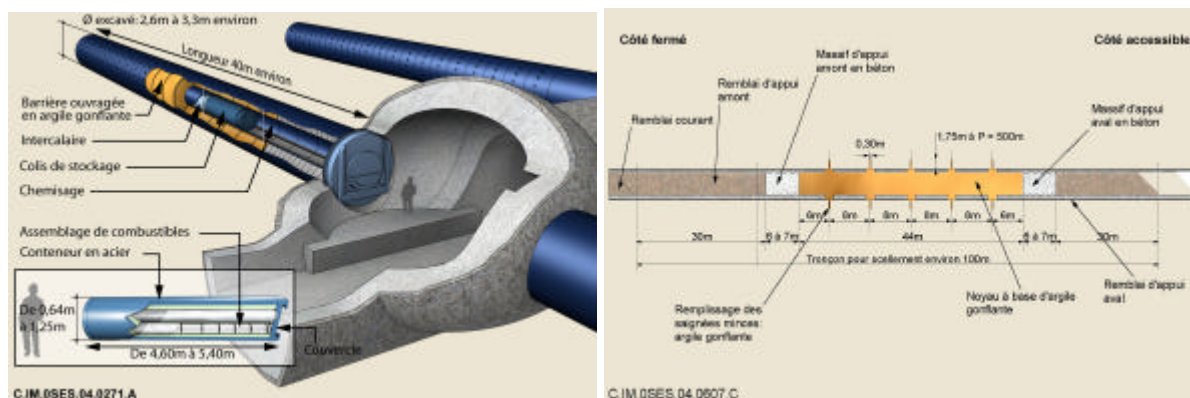
Pour la sûreté de stockage, les ouvrages de stockages sont scellés après une période d'exploitation et d'observation (dans une optique de réversibilité). Les ouvrages de scellement sont destinés à s'opposer aux circulations d'eau (faible perméabilité de l'ouvrage), à limiter le relâchement des radioéléments et à les immobiliser dans le stockage, mais aussi à fractionner le stockage.

On compte trois types de scellement : scellement d'alvéole, scellement de module de stockage, de zone de stockage et de galerie de liaison, et scellement de puits.

A titre d'exemple, le scellement de galerie est constitué des éléments suivants :

- un noyau de scellement à base d'argile gonflante complété par des saignées. Le rôle du noyau est d'assurer d'une part l'étanchéité de la section de galerie et de son interface avec les argilites, et d'autre part d'empêcher la propagation de l'EDZ¹ et de favoriser sa fermeture. Les saignées interrompent le revêtement et la zone fracturée de l'EDZ;
- deux massifs d'appui en béton de part et d'autre du noyau, qui ont pour rôle d'assurer son confinement mécanique afin que l'argile gonflante puisse développer et maintenir la pression de gonflement ;
- deux remblais d'appui présentant des propriétés de gonflement et de frottement suffisantes pour jouer le rôle d'appui au noyau de scellement si les massifs en béton viennent à se dégrader [86] [87].

¹ EDZ = Excavation Damaged Zone, elle est définie au §1.4, page14.



alvéole de combustibles usés

scellement de galerie

Figure 1-5 Schéma d'une alvéole de stockage de combustibles usés avec barrière ouvragée, et schéma d'un scellement de galerie (Andra 2005a)

1.4. Les principaux phénomènes mécaniques autour des alvéoles de stockage

La construction des alvéoles de stockage, la mise en place des colis, la fermeture de ces alvéoles et la mise en place des scellements initient et puis développent, dans les ouvrages de stockage et dans leur voisinage immédiat, divers phénomènes réversibles et irréversibles.

Du point de vue mécanique, on identifie 3 types de phénomènes majeurs ayant un impact direct sur le comportement mécanique des ouvrages et sur les propriétés de confinement de la roche.

- **La formation d'une EDZ dans les argilites adjacentes aux ouvrages** (Excavation Damaged Zone). L'EDZ est définie comme la zone où la redistribution de la contrainte induite par l'excavation a engendré des microfissures ou/et des fractures plus ou moins connectées. On distingue deux zones basées sur la définition de seuils d'initiation d'endommagement d'une part (zone microfissurée), et de seuil de rupture d'autre part (zone fracturée) ([6] [77] [79] [88]). Dans l'EDZ, la perméabilité peut augmenter de plusieurs ordres de grandeurs en fonction de la connectivité des fissures et des fractures (Bossart *et al.* 2002).

La détermination de l'amplitude et de l'extension d'EDZ, son évolution, et son interaction avec les autres composants de stockage dans le temps sous les effets des déformations différées de la roche et des différents processus (thermique, hydraulique et chimique) revêtent une importance primordiale dans l'étude géomécanique du stockage (Boulon 2000). Elles conditionnent l'évaluation de la réversibilité et de la sûreté de stockage à long terme.

Au-delà de l'EDZ, existe une zone appelée « la zone perturbée » et notée en EdZ pour "Excavation disturbed Zone" (Tsang *et al.* 2005). Dans cette zone, les contraintes mécaniques et la pression interstitielle sont modifiées mais sans qu'il y ait de modification des propriétés de transport.

- **Le couplage THM** : Les expérimentations hydrauliques et thermiques menées *in situ* au Mont-Terri (Wileveau 2005), à Tournemire et à Mol dans les roches argileuses, montrent que les roches au voisinage des alvéoles sont le siège de couplages thermo-hydro-mécaniques intenses. La variation d'humidité relative peut créer des fissures ou modifier

l'ouverture des fissures existantes à la paroi ([23] [57] [76] et Ramambaso 2001). L'échauffement de la roche induit des contraintes et des déformations thermiques (Bérest et Weber 1988), accélère le fluage des roches et augmente la pression interstitielle (Gasc-Barbier *et al* 2004 et [69]).

Le couplage THM dans les argilites affecte le dimensionnement thermique du stockage et influence l'évolution de l'EDZ [88]. Le couplage THM peut également modifier l'état de contrainte et de pression interstitielle dans le champ lointain [84].

- **Le couplage chimique et mécanique** : Une fois mis en place, les composants de l'alvéole subissent des attaques chimiques, telles que la corrosion des métaux, la dégradation des interfaces entre matériaux par transformation minéralogique, l'oxydation et l'alcalinisation et la dégradation des bétons. Ces phénomènes chimiques altèrent mécaniquement les éléments concernés, induisent une pression de gaz dans les alvéoles et affectent par conséquent le comportement mécanique des composants de l'alvéole et des interfaces entre les composants et des argilites avoisinantes [88].

Le couplage chimique est l'un des trois principaux facteurs (en plus du fluage de la roche et de la température) affectant le comportement mécanique des ouvrages dans le temps. La caractérisation de ce couplage est souvent difficile du fait qu'il s'agit d'un phénomène extrêmement lent et complexe.

Hormis ceux liés aux évolutions géodynamiques et aux sollicitations sismiques, les phénomènes évoqués ci-dessus et en particulier leur intensité dépendent des concepts et des processus d'exploitation du stockage ainsi que des propriétés intrinsèques de la formation hôte.

Les processus majeurs qui influencent les trois phénomènes cités ci avant sont classés en les 4 grands types suivants : thermiques (**T**), hydrauliques (**H**), mécaniques (**M**) et chimiques (**C**) [84] [88].

1.4.1. Les processus mécaniques

Le déconfinement des argilites résultant du creusement des ouvrages de stockage constitue une sollicitation mécanique majeure. Le creusement déclenche dans les argilites :

- une augmentation du déviateur de contrainte dans le champ proche,
- de la fissuration avec une augmentation limitée de la perméabilité au voisinage des ouvrages, et éventuellement de la fracturation en paroi avec une augmentation sensible de la perméabilité [8] [61],
- une diminution de la pression de pore dans des zones où il y a des déformations irréversibles dilatantes (M→H) ([11] [92]).

Après l'excavation, le massif au voisinage des ouvrages continue à se déformer (déformations différées) notamment en cas d'absence de soutènement. Les déformations différées peuvent induire un développement supplémentaire de la fracturation et de la fissuration initiée lors du creusement [10].

1.4.2. Les processus hydriques et hydrauliques

Les ouvrages de stockage sont le siège de trois types de sollicitations hydriques et hydrauliques qui sont à l'origine de couplages hydromécaniques (H→M) : (i) la désaturation du massif induite par la ventilation, (ii) la resaturation des argilites et la saturation des composants des ouvrages (*e.g* barrière ouvragée, bouchon, bétons) initiées avec la fermeture des alvéoles et des galeries, et (iii)

l'accumulation progressive de l'hydrogène issu de la corrosion des éléments des ouvrages. Ces phénomènes sont également en interaction avec l'augmentation de la température après la mise en place des colis (couplage $T \rightarrow H \rightarrow M$).

- **Le couplage $H \otimes M$ pendant la désaturation** : La désaturation induit potentiellement quatre phénomènes : (i) l'augmentation de la rigidité des argilites [23] [57], (ii) l'initiation des déformations de type retrait susceptibles de provoquer des efforts de traction [51] [57], (iii) le freinage du fluage (**Zhang et al. 2002**), et (iv) l'accentuation du couplage hydromécanique due à la diminution de la pression.
- **Le couplage $H \otimes M$ pendant la saturation et resaturation** : La saturation augmente la pression de pore et provoque trois phénomènes concomitants : (i) le gonflement dans les argiles (dans le scellement) et argilites (**Jia et al. 2005**), (ii) l'augmentation de la vitesse de fluage des argilites, (iii) la fermeture et le colmatage des fissures hydriques qui auraient pu être créées par la désaturation (Homand 1998).
- **Le couplage $H \otimes C \otimes M$ à cause du gaz généré par la corrosion** : Les gaz sont générés principalement par la corrosion des composant métalliques et par la radiolyse de l'eau du champ proche. Ils sont générés massivement durant les premiers millénaires. Le gaz peut pénétrer dans les argilites lorsque sa pression dépasse un certain seuil, appelé pression d'entrée au gaz. Celle-ci devrait être plus faible pour les argilites de la zone facturée et endommagée et aux interfaces que pour les argilites non perturbées. Dans les zones où un flux d'hydrogène existe, le processus de resaturation des argilites est freiné et par conséquent les argilites peuvent être localement désaturées.

1.4.3. Les processus thermiques

L'élévation de la température dans et autour des alvéoles de déchets exothermiques (principalement C et CU) provoque les phénomènes d'origine thermique suivants :

- déformations/contraintes thermomécaniques ($T \rightarrow M$) qui s'additionnent aux déformations/contraintes mécaniques et hydromécaniques (Bérest et Weber 1988);
- augmentation de la pression de pore (résultant de la dilatation différentielle entre l'eau et la matrice solide), et donc diminution de la contrainte effective ($T \rightarrow M \rightarrow H$) ;
- augmentation de la vitesse de fluage ($T \rightarrow M$) ;
- diminution de la viscosité de l'eau ($T \rightarrow H$).

Les sollicitations thermiques et la réponse thermo-hydro-mécanique couplée des argilites et des argiles sont simulées en appliquant les théories de la thermo-poro-élasticité et la thermo-poro-élastoplasticité et en tenant en compte de phénomènes non linéaires tels que la variation de la viscosité de l'eau, de la vitesse de fluage et des propriétés mécaniques en fonction de la température.

1.4.4. Les processus chimiques

Les sollicitations chimiques (couplage $C \rightarrow M$) sont pilotées par les eaux apportées par la resaturation des argilites et la saturation des alvéoles. Elles sont accentuées par l'augmentation de la température ($T \rightarrow H \rightarrow C \rightarrow M$). Elles peuvent être classées en deux types :

- les couplages $C \rightarrow M$ au sein de l'alvéole, initiés avec la saturation. Leur impact sur le comportement mécanique des alvéoles se fait à travers la diminution de la section résistante des éléments intra-alvéoles ;

- les couplages C→M au sein de l'argile gonflante et l'EDZ dans les argilites. Il s'agit de phénomènes tels que l'alcalinisation et l'oxydation aux interfaces avec les autres composants, et les précipitations de calcite (dissolution, recristallisation) au droit des fractures et des fissures dans l'EDZ.

1.5. Conclusions et perspectives

La conceptualisation des phénomènes mécaniques et thermo-hydro-chimico-mécaniques couplés autour des ouvrages de stockage est un moyen permettant de mener une évaluation complète et globale du comportement mécanique des ouvrages.

Depuis l'excavation jusqu'au retour à l'état initial du massif à très long terme, le modèle conceptuel des perturbations montre que le processus mécanique est un des principaux moteurs de l'évolution. Il est affecté par la température, interagissent avec l'hydraulique et est influencé par la dégradation chimique des composants du stockage.

Les trois phénomènes majeurs en géomécanique, l'évolution et le développement de l'EDZ, le couplage THM et le couplage chimico-mécanique, sont des phénomènes produits autour de l'ouvrage, mais pas exactement dans le même rayon. Le couplage THM peut s'étendre sur plusieurs dizaines mètres, alors que le couplage chimico-mécanique est principalement circonscrit à l'intérieur de l'ouvrage.

Dans le temps, les trois phénomènes majeurs ne sont pas concomitants. Le développement de l'EDZ a lieu principalement à l'excavation, le couplage THM se produit essentiellement pendant une à quelques centaines d'années après la mise en place des colis, le couplage chimico-mécanique ne s'avère significatif qu'après plusieurs milliers ou dizaines de milliers d'années. Par ailleurs, les phénomènes associés à la resaturation du stockage se produisent principalement au cours du premier millier d'années.

Sur le processus purement mécanique, l'incertitude phénoménologique reste sur la nature et la connectivité des fractures autour des ouvrages. Cette incertitude affecte en effet le choix d'une hypothèse d'un milieu continu ou d'un milieu discret pour traiter et simuler le comportement de l'EDZ. Cette incertitude sera progressivement levée avec les observations et les mesures *in situ* menées dans le Laboratoire souterrain de Meuse/Haute-Marne.

L'autre incertitude phénoménologique concerne le rôle du gaz d'hydrogène sous pression produit par la corrosion des composants métalliques, et qui peut jouer sur le comportement mécanique des argilites. Ceci constitue la principale incertitude phénoménologique dans le couplage chimico-mécanique. Des études expérimentales sont nécessaires pour lever cette incertitude.

2. LE TRANSFERT DE CHALEUR

Au stade actuel du concept de stockage, la température maximale admissible considérée comme un critère de température dans le dimensionnement de stockage est de 90°C à la paroi des alvéoles (parement) pour les alvéoles de déchets C et dans la barrière ouvragée pour les alvéoles de combustibles usés CU (Andra 2005b, **Bauer 2005**). Ce critère est utilisé dans le calcul du dimensionnement thermique de stockage : espacement entre les colis, entraxe des alvéoles, distance entre les zones de stockage, etc. Pour cette raison, la conductivité thermique des roches est un paramètre dimensionnant qui détermine la densité du stockage, donc son volume excavé.

Ce chapitre présente deux problématiques en thermique : la détermination de la conductivité thermique des roches, et les modélisations numériques de la température d'un stockage.

2.1. La mesure de la conductivité thermique des roches

La détermination de la conductivité thermique sur les échantillons des roches, en dépit de la simplicité des méthodes expérimentales, est singulièrement complexe du fait des effets de perte de chaleur et des résistances thermiques pendant les mesures, ainsi que du fait de l'hétérogénéité, de l'anisotropie, de la fissuration, de la désaturation et de l'état de contrainte des échantillons ([1] [7] [16]).

On distingue deux catégories de méthodes de détermination de la conductivité thermique des roches : ① les méthodes en régime transitoire (flash laser, sonde de choc thermique axiale ou en anneau) ; et ② les méthodes en régime stationnaire (méthode dite de barres divisées).

Les études publiées dans les références [1] et [7] utilisent une méthode de régime transitoire dite de « choc thermique » développée pour le granite et les schistes, roches étudiés durant les années 1990 par l'Andra. La variation de la conductivité thermique en fonction de la température, de la contrainte et du degré de saturation fait l'objet d'essais sur échantillons de granite et de schistes ([16] [28]).

Sur les échantillons d'argilites du Callovo-Oxfordien, une centaine de mesures thermiques ont été réalisées par différents laboratoires ([68] **Andra 2005c**). Pour des échantillons venant de la même unité géomécanique, les valeurs de conductivité thermique fournies par différentes méthodes ont un écart d'environ 20% ([68] [73]).

Pour identifier les raisons qui ont conduit à cet écart, une intercomparaison des mesures de conductivité thermique a été menée entre cinq laboratoires (**Pepa 2004**), en utilisant différentes méthodes de mesure :

- deux méthodes indirectes en régime transitoire par mesure de la diffusivité thermique a par la méthode flash, $a = \lambda/\rho C$ (λ – conductivité thermique, ρ – masse volumique, C – chaleur spécifique) ;
- deux méthodes directes en régime permanent par les méthodes des barres divisées ;
- une méthode directe en régime transitoire par la méthode de la sonde à choc thermique circulaire.

Dans un premier temps, ce benchmark expérimental a consisté à réaliser les mesures sur deux matériaux de référence parfaitement homogènes, isotropes et secs : le verre Pyrex et la céramique (Mullite). Ensuite, les mesures ont été réalisées sur les éprouvettes d'argilites et de calcaire en provenance du site de Meuse/Haute-Marne.

2.1.1. La comparaison sur les matériaux de référence

Les éprouvettes des matériaux de référence ont été préparées préalablement par un même opérateur. Cependant, les dimensions des éprouvettes sont variables d'un laboratoire à l'autre car elles dépendent de la méthode et/ou du protocole de mesure.

Douze mesures ont été réalisées pour les méthodes en régime transitoire. En raison de la plus grande durée des essais, 3 mesures seulement ont été réalisées avec les méthodes en régime permanent. Les résultats sont reportés dans les Tableaux 2-1 et 2-2.

Tableau 2-1 Résultats du programme d'intercomparaison entre laboratoires pour le Pyrex (valeur fournisseur : $\lambda = 1,10 \text{ W/m/K}$)

Méthode	Dimension des éprouvettes (mm)	Valeur moyenne (W/m/K)	Ecart-type (W/m/K)	Ecart par rapport à la donnée fournisseur (%)
Méthode Flash - 1	Cylindre : D= 50 mm , H=10 mm	1,08	0,01	- 1,5
Méthode Flash - 2	Cylindre : D=30 à 40 mm, H=6 mm	1,07	0,01	- 3,0
Sonde circulaire	2 cylindres : D=75 mm, H=50 mm	1,12	0,02	+ 1,7
Barre divisée 1	5 Cylindres : D=30 mm, H=2, 4, 6, 8 et 10 mm	1,16	0,01	+ 5,5
Barre divisée 2	Cylindre : D=60 mm, H=25 mm	1,55	0,02	+ 41,2

Tableau 2-2 Résultats du programme d'intercomparaison entre laboratoires pour la céramique (valeur fournisseur : $\lambda = 2,50 \text{ W/m/K}$)

Laboratoire	Dimension des éprouvettes (mm)	Valeur moyenne (W/m/K)	Ecart-type (W/m/K)	Ecart par rapport à la donnée fournisseur (%)
Méthode Flash - 1	Cylindre : D= 50 mm , h=10 mm	2,81	0,03	+ 12,5
Méthode Flash - 2	Cylindre : D=30 à 40 mm, H=6 mm	2,78	0,01	+ 11,0
Sonde circulaire	2 cylindres : D=75 mm, h=50 mm	2,33	0,05	- 6,9
Barre divisée 1	5 Cylindres : D=30 mm, H=2, 4, 6, 8 et 10 mm	2,71	0,01	+ 8,5
Barre divisée 2	Cylindre : D=60 mm, h=25 mm	3,05	0,12	+ 22,0

On note que les méthodes flash donnent directement la diffusivité thermique. Les valeurs de la conductivité thermique données dans les tableaux sont calculées par la relation : $\lambda = a \rho C$, où les valeurs C et ρ sont données par le fournisseur des matériaux de référence. On note également que les valeurs de la conductivité thermique fournie par le fournisseur des matériaux ne sont pas des valeurs étalonnées.

L'analyse des résultats conduit aux conclusions suivantes :

- Les mesures fournies par la méthode « Barre divisée 2 » sont de 22 à 40% supérieures à celles données par le fournisseur ;
- En écartant ces mesures, les écarts de mesure entre les autres laboratoires sont de 8 à 20% ;
- L'écart est plus faible sur le matériau à faible conductivité thermique (verre Pyrex $\lambda = 1,1 \text{ W/m/K}$) 8% et contre 20% sur la céramique ($\lambda = 2,5 \text{ W/m/K}$) ;
- Il n'y a pas de tendance de variation des écarts avec la taille des éprouvettes ;
- En écartant les mesures de « Barre divisée 2 », les valeurs moyennes fournies par les quatre autres partenaires sont de : 1,11 W/m/K pour le verre Pyrex et 2,66 W/m/K pour la céramique, soit une différence de 1% pour le Pyrex et de 6% pour la céramique par rapport aux valeurs annoncées par le fournisseur.

Les mesures de conductivité obtenues par les méthodes directes ou indirectes sont donc globalement comparables, exception faite de la méthode de «Barres divisée 2», qui conduit à des conductivités (et donc des diffusivités) beaucoup plus élevées que les valeurs de référence (jusqu'à 40%). L'identification des sources d'erreur de mesure faites par ce laboratoire est en cours.

Ce benchmark expérimental sur des matériaux de référence met en évidence des écarts non négligeables sur les valeurs de conductivité thermique fournies par différentes méthodes de mesure. Il est par conséquent nécessaire d'utiliser plusieurs méthodes expérimentales afin d'obtenir une valeur moyenne fiable.

2.1.2. La comparaison des mesures sur les roches

Les mêmes méthodes expérimentales ont ensuite été appliquées aux argilites et calcaires du site de Meuse/Haute-Marne. Les échantillons proviennent d'une carotte d'argilites et d'une carotte de calcaire qui ont été sélectionnées pour leur homogénéité relative sur la base des données diagraphiques et du levé géologique.

En outre, les échantillons ont subi une dessiccation dans une étuve à 50°C pour les argilites et à 105°C pour les calcaires, selon une procédure commune mais réalisée indépendamment par les différents laboratoires. Cette procédure de préparation des éprouvettes permet d'assurer une teneur en eau des éprouvettes utilisées qui soit identique pour les différents laboratoires. Les résultats des mesures sont donnés dans le tableau ci-après.

Tableau 2-3 Résultats des mesures obtenues sur les argilites et les calcaires

Laboratoire	Argilites sèches	Calcaires secs
	Valeur moyenne (W/m/K)	Valeur moyenne (W/m/K)
Méthode Flash - 1	1,38	1,62
Méthode Flash - 2	1,30	1,66
Sonde circulaire	1,61	1,71
Barre divisée 1	1,31	1,73
Barre divisée 2	2,05	2,32

Comme pour les matériaux de référence, les mesures de «Barre divisée 2» sont sensiblement supérieures à celles des autres méthodes, ces mesures sont donc écartées. Sur les mesures des autres laboratoires, on constate que la variation des résultats des différentes méthodes pour les argilites (rapport de l'écart-type sur la valeur moyenne) est trois fois plus grande que celle pour le calcaire (10% pour l'argilite et 3% pour le calcaire). Elle est également supérieure à celle obtenue pour les matériaux de référence.

A l'issue de ce benchmark expérimental, on peut tirer les conclusions suivantes :

- La dispersion des mesures des conductivités des argilites initialement observée (~20%) est due aux différences des procédures de mesures d'une part, et d'autre part de la variabilité minéralogique,
- Il est nécessaire de s'appuyer sur plusieurs méthodes de mesure pour obtenir une valeur moyenne avec une précision de ~5% ; L'étalonnage périodique du système de mesure est nécessaire,
- La précision de mesure est sensible à la nature des matériaux. L'incertitude des mesures réalisées sur les argilites est plus forte que celle sur le calcaire et les matériaux de référence.

2.2. Les effets des perturbations mécaniques et hydriques sur la conductivité thermique

2.2.1. Les effets de la désaturation-resaturation

Une série d'essais sur les roches anisotropes montrent que la conductivité thermique peut augmenter jusqu'à 50% au passage de l'état sec à l'état saturé dans la direction perpendiculaire à la stratification, de 30% dans la direction parallèle, et ce malgré une faible porosité dans certaines roches (1,4% pour le schiste des Cévennes) ([1] [16] [28]) Les effets de la teneur en eau (ou du degré de saturation) sur la conductivité thermique dépendent largement de la forme des pores et de leur orientation.

Un modèle analogique combiné du modèle en série et modèle en parallèle de la loi de mélange (air, eau et matrice solide) de conductivité a été proposé. Il permet de caractériser non seulement l'anisotropie de la conductivité thermique, mais aussi la répartition des pores dans les roches anisotropes [16].

Sur les argilites de Meuse/Haute-Marne, selon l'étude réalisée par Homand (1998), la conductivité thermique dans la direction perpendiculaire à la stratification diminue de 26% lorsque le degré de saturation diminue de 100% à 0%. Dans la direction parallèle à la stratification, cette diminution est de 22%.

2.2.2. Les effets de la contrainte mécanique

Sur les roches granitiques, l'étude expérimentale montre que la contrainte mécanique a pour effet de fermer les fissures préexistantes et par conséquent d'augmenter légèrement la conductivité thermique lorsque celle-ci ne crée pas de nouvelles fissures [16].

Sur des échantillons d'argilites du Callovo-Oxfordien, une sollicitation de compression triaxiale (80% du déviateur à la rupture) ou une sollicitation de fluage (20% et 40% du déviateur à la rupture), réalisée préalablement à la mesure de la conductivité, donnent des valeurs de λ qui varient de +2% à -14% par rapport à celles des échantillons témoins (sans chargement) ([56] [75]).

Sur des échantillons sous chargement mécanique isotrope (de 0 à 40 MPa), l'intervalle de variation de la conductivité est de :

- 1,39 à 1,54 W/m/°C pour un échantillon prélevé à 473,7 m,
- de 1,44 à 1,70 W/m/°C pour un échantillon à 481,2 m.

Une augmentation de la conductivité d'environ 15% est observée lorsque la pression de confinement augmente de 0 à 40 MPa. Cette augmentation pourrait être due au rôle favorable joué par le confinement isotrope dans la fermeture des fissures préalablement créées (Andra 2005c).

2.2.3. L'impact sur l'évolution de la température dans les alvéoles

Pour évaluer l'impact de la désaturation et de la micro-fissuration des argilites de l'EDZ sur la température dans les alvéoles de stockage des déchets C et des combustibles usés CU, un modèle numérique prenant en compte la variation de la conductivité thermique dans l'EDZ a été élaboré [75]. La conductivité thermique varie de manière non-linéaire dans l'EDZ en fonction de la distance entre la paroi de l'alvéole et la limite de l'EDZ, l'extension de cette dernière étant supposée égale à un rayon d'alvéole. La conductivité thermique à la paroi est de 30% moindre que celle de la roche saine.

Les calculs numériques montrent que la baisse de la conductivité thermique dans l'EDZ, en raison de la désaturation et de la fissuration, a un impact de 5°C (augmentation) sur la température maximale dans les alvéoles, mais qu'elle est pratiquement sans impact sur la durée du paroxysme thermique. Ces modélisations montrent que la température à long terme dépend principalement de la conductivité thermique de la roche du champ lointain.

2.3. La modélisation de la température dans le stockage

Dans les publications [25] et [93], une solution analytique pour la température du stockage en milieu anisotrope a été développée à partir de la solution d'une source ponctuelle instantanée établie par Carslaw et Jaeger (1959). Le stockage est assimilé à une galette de 500 m de rayon. L'étude paramétrique, facile à réaliser avec la solution analytique, permet d'aboutir aux conclusions suivantes :

- La température maximum au centre du stockage décroît sensiblement avec l'augmentation de la conductivité thermique de la roche. Quand le milieu géologique est un schiste dont les feuilletés sont horizontaux, on trouve une température maximale en comparaison à tous les autres milieux étudiés (argile, granite, sel gemme) ;
- La profondeur du stockage n'a pas d'influence significative sur l'évolution de la température au centre du stockage lorsqu'il se trouve à plus de 100 m de profondeur ;
- Le temps correspondant au maximum de variation du gradient de température à la surface du sol est compris entre 500 et 5000 ans en fonction de la conductivité thermique (variant de 5 à 1 W/m/°C). Cependant, le gradient maximal (variation) est pratiquement insensible à la variation de la conductivité du milieu pour une profondeur donnée : il est de l'ordre de 0,01°C/m. On note que ce résultat est obtenu en imposant une température constante à la surface du sol.

2.4. Conclusions et perspectives

L'origine des écarts des valeurs de la conductivité thermique fournies par différentes méthodes de mesure a pu être identifiée grâce à des comparaisons sur différents matériaux de référence. Le protocole de certaines méthodes doit être revalidé. Par ailleurs, la précision de la mesure dépend de la nature du matériau testé.

La conductivité thermique des roches dépend du degré de saturation et de l'état de fissuration. Autour d'une alvéole de stockage, la conductivité thermique de l'EDZ est plus faible que celle de la roche non perturbée. Cependant, l'impact de cette zone sur l'évolution de la température dans les alvéoles n'excède pas 5°C.

Les conductivités thermiques mesurées sur échantillons seront validées par l'expérimentation thermique *in situ* TER prévue dans le Laboratoire souterrain de Meuse/Haute-Marne. En exploitant les températures mesurées autour de la sonde chauffante, les conductivités thermiques des argilites pourront être déterminées par une série de modélisations thermiques en minimisant l'écart entre les températures mesurées et les températures calculées.

L'expérimentation thermique HE-D menée dans le Laboratoire souterrain du Mont-Terri montre que les conductivités thermiques (parallèle et perpendiculaire aux stratifications) obtenues par méthode inverse sont 20 à 30% supérieures à celles obtenues sur échantillons. Cet écart important soulève la question de la représentativité du modèle numérique ou de la fiabilité des données *in situ*, notamment de la puissance thermique réellement injectée dans le massif via la sonde chauffante. En effet, les calculs de sensibilité par modèle numérique (Wileveau 2005) indiquent que la précision du calcul des conductivités thermiques dans l'inversion dépend directement de la précision sur la puissance de la source thermique. Dans l'expérimentation

HE-D, la perte de puissance thermique avant la sonde chauffante est négligeable selon les mesures de température dans la partie non chauffée du forage chauffant.

3. LE COMPORTEMENT MECANIQUE DES ARGILITES

Afin d'établir des modèles mathématiques du comportement mécanique et thermo-hydro-mécanique des argilites, permettant d'évaluer les phénomènes à court et long terme identifiés autour des alvéoles de stockage (§2), les argilites du Callovo-Oxfordien ont fait objet d'études de caractérisation du comportement mécanique à l'état saturé et non saturé.

Sur les échantillons d'argilites saturées, ont été réalisés :

1. des observations microscopiques sous chargement mécanique visant à établir la relation entre la microstructure (la texture), la composition minéralogique et le comportement mécanique de la roche à l'échelle macroscopique,
2. des essais de compression uniaxiale/triaxiale et de traction indirecte pour déterminer les caractéristiques mécaniques courantes, telles que les modules de déformation, la résistance, les déformations à la rupture ainsi que les critères d'endommagement et de rupture,
3. des essais d'identification des paramètres du couplage hydromécanique : coefficient de Biot et module de Biot,
4. des essais de fluage pour étudier le comportement viscoplastique des argilites,
5. et des essais mécaniques sous un chargement dynamique pour caractériser le comportement dynamique des argilites.

Sur les échantillons d'argilites non saturées, les études expérimentales menées ont porté sur :

1. la cinétique de désaturation et la courbe de rétention,
2. les déformations associées à la dessiccation, à la réhumidification, ou aux cycles dessiccation/réhumidification avec ou sans contrainte – essais hydriques sous contrainte imposée,
3. la variation de la résistance et du seuil d'endommagement de la roche due à la dessiccation – essais mécaniques sur échantillons à différents degrés de saturation,
4. l'influence de la désaturation sur la vitesse de fluage,
5. et la perméabilité relative à l'eau en fonction du degré de saturation.

Dans ce chapitre, nous présentons une synthèse des résultats de ces essais, principalement les essais sur échantillons saturés. Les résultats obtenus sur échantillons non saturés sont analysés dans le chapitre 4. Les modèles rhéologiques des argilites basés sur ces essais sont abordés dans le chapitre 5.

3.1. La microgéomécanique des argilites

Il est évident que le comportement macroscopique des roches est fonction de leur composition minéralogique et de leur texture (taille et forme des grains et des pores), du type de fluide poral et de la pression du fluide interstitiel. Les argilites ont une structure particulièrement complexe ; la géométrie des grains est irrégulière et le contact entre les grains est difficile à identifier géométriquement et mécaniquement.

Malgré ces difficultés intrinsèques, de multiples moyens expérimentaux ont été mis en œuvre pour l'observation microscopique des échantillons : MEB (microscopie électronique à balayage), microscopie optique, radiographie, tomographie, caméra numérique, porosimétrie au mercure.

3.1.1. La texture et la porosité

Au niveau microscopique, l'argilite se présente comme un assemblage de grains de quartz et de calcite liés par une fine matrice argilo-carbonatée renfermant localement de la matière organique et des sulfures. Structurellement, la roche est composée de deux ensembles de minéraux formant deux structures opposées : la charge en clastes (tectosilicates et carbonates) et la matrice argileuse, différenciées par leurs classes granulométriques, leur porosité, leurs degrés de connexions dans la roche (**Andra 2005c**).

Les grains de quartz sont sous forme plutôt arrondie, d'une taille variant de 10 à 100 μm . Ceux de calcite sont sous forme soit arrondie (d'origine détritique) ou rhomboédrique (d'origine diagénétique) et ont une dimension variant également de 10 à 100 μm . Les minéraux argileux sont groupés en amas de quelques microns d'envergure qui, localement, ne sont pas forcément parallèles à la stratification. Ils épousent très fortement la forme des grains qu'ils entourent.

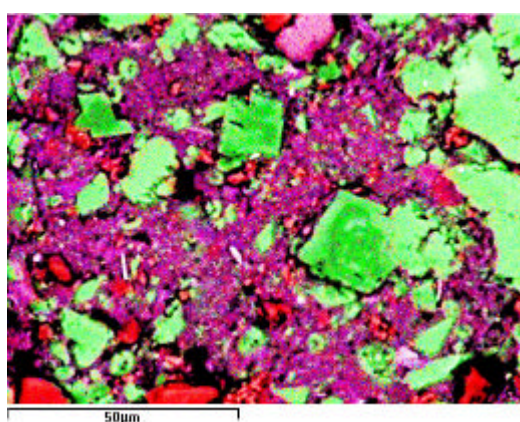


Figure 3-1 Image RVB obtenue par cartographies X élémentaires. Légende : **rouge** = quartz, **magenta** = feldspaths, **vert** = carbonates, **vert foncé** = dolomite, **violet** = matrice argileuse, **noir** = zone poreuse (Sammartino 2001)

Il y existe plusieurs définitions de porosité dans les roches : celles qui sont associées aux principes de mesure (porosité au mercure, porosité au pycnomètre hélium, porosité mesurée par le séchage – porosité pétrole, etc.), celles qui sont associées aux phénomènes étudiés (porosité ouverte, porosité cinématique associée à l'écoulement de fluide, porosité utilisée dans le couplage hydromécanique).

La compilation de l'ensemble des mesures sur échantillons d'argilites et en forage donne une porosité totale des argilites de 18% en moyenne, qui se répartit en de 10% de macropores (> 50 nm), 86% de mésopores (2 à 50 nm) et 4% de micropores (< 2 nm) (**Andra 2005c**).

Savoir quelle porosité prendre en compte dans le couplage hydromécanique et thermo-hydro-mécanique est très primordial, car les paramètres du couplage THM (b, M, α_m)² sont tous liés à la porosité, en raison du modèle conceptuel de milieu bi-phasique (eau – squelette) (Coussy 1991). Pour l'étude du comportement hydromécanique couplé des argilites, ce sont les pores contenant du fluide interagissant mécaniquement avec la matrice solide qui doivent être considérés dans le couplage entre la pression et la déformation du squelette. Il s'agit donc des pores connectés et non connectés. A partir de cette considération, c'est bien la porosité totale (18%) qui doit être prise en compte dans le couplage hydromécanique.

² B – coefficient de Biot, M – Module de Biot, α_m – coefficient de dilatation thermique différentielle

Par contre, pour caractériser l'écoulement de l'eau ou du gaz dans les argilites, c'est bien la porosité ouverte qui devrait être considérée.

3.1.2. La déformation et la rupture à l'échelle microscopique

Les propriétés mécaniques des cristaux présents dans les argilites sont très contrastées. Le module d'élasticité des cristaux de quartz et de calcite est de l'ordre de 100 GPa, tandis que celui des cristaux d'argile est de l'ordre de 10 GPa, soit 10 fois moins (Tableau 3-1). Ce contraste permet d'expliquer partiellement, pourquoi une teneur élevée en calcite ou en quartz se traduit par une grande rigidité de la roche, et qu'à l'inverse une forte teneur en minéraux argileux se traduit par une grande déformabilité. De surcroît, la porosité et la structure porale de la roche jouent également un rôle important dans la déformabilité de la roche.

Le contraste de déformabilité des minéraux conduit à des déformations locales élevées dans les amas d'argile, et faibles dans les gains de quartz et de calcite. Un tel contraste induit des concentrations des contraintes de cisaillement aux interfaces et peut conduire à des micro-fissures (décollement) aux interfaces intercrystallines argile/quartz et argile/calcite ou à des fractures intracrystallines locales dans les minéraux.

Le champ de déformation mis en évidence par analyse d'images d'échantillon captées par caméra numérique haute résolution, montre que les déformations se concentrent principalement dans des bandes passant par la matrice argileuse. Sur l'exemple montré dans la Figure 3-2, les déformations peuvent atteindre localement 2%, alors que la déformation moyenne de l'éprouvette n'est que de 0,76% (**Bornet 2001**).

Tableau 3-1 Propriétés mécaniques et thermiques des principaux minéraux des argilites (données collectées à partir des références : Lide 2004, Panet et Fourmaintraux 1976)

Minéraux/ Matériaux	r (g/cm ³)	Vp (km/s)	Vs (km/s)	E (GPa)	n	Cp (J/kg/°C)	l (W/m/°C)
Quartz	2,65	6,06	4,11	101	0,06	712	13,88
Calcite	2,71	6,65	3,45	95	0,27	808	4,36
Minéraux argileux	2,0-2,4	1,8-2,4	0,2-0,8	4~20	-	800	2,0-3,5
Eau	1	1,5	-	2 (module de compressibilité)	-	4183	0,6
Air	0,0012	0,34	-	-	-	1004	0,025

D'une part, les mesures d'émission acoustique montrent qu'un échantillon d'argilites saturées produit plus d'émissions acoustiques à faible chargement déviatorique qu'un échantillon non saturé (**Valès 2004, 2005**). On peut interpréter ce phénomène par l'action du fluide interstitiel dans les échantillons saturés. L'augmentation de la pression de pore avec le chargement mécanique peut initier des microfissurations par fissuration hydraulique à l'échelle microscopique.

D'autre part, grâce aux mesures de porosité au mercure sur les échantillons des argilites ayant subis un chargement mécanique, on constate que les micro-fissures créées dans les argilites sont d'ordre micrométrique (Gasc 2002, **Gasc et Malinsky 2002**). L'endommagement de la roche n'affecte donc pas la distribution des pores en dessous du micromètre, c'est-à-dire ne modifie pas la méso- et micro-porosité.

L'ensemble des mesures d'émission acoustique et de porosité sur échantillons indique que c'est dans les pores de taille supérieure au micromètre que se produisent les microfissurations hydrauliques sous chargement mécanique.

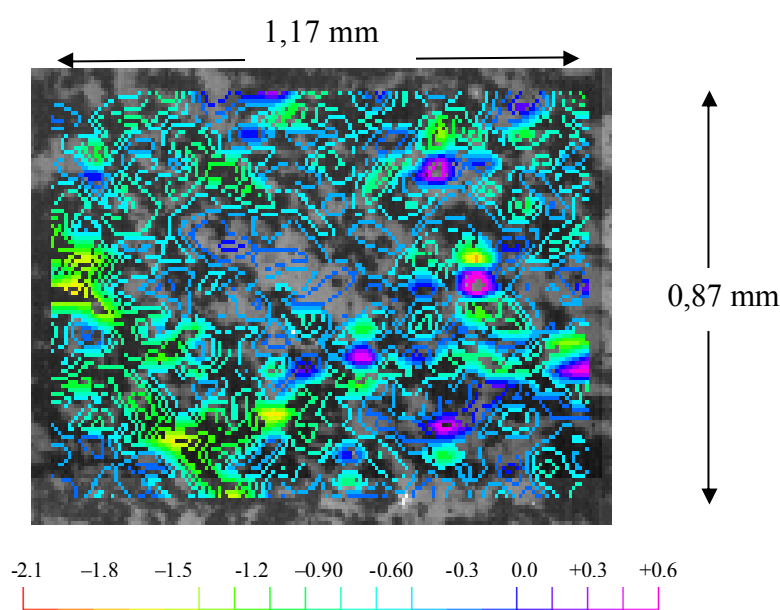


Figure 3-2 Champ de déformation axiale (en %) d'une partie d'un échantillon d'argilites sous compression uniaxiale de 43 MPa, champ d'observation = $1,17 \times 0,87 \text{ mm}^2$ (Bornet 2001)

3.1.3. L'impact de la composition chimique de l'eau sur la micro-fissuration des argilites

La fissuration des argilites du Callovo-Oxfordien dépend également de la composition chimique de l'eau avec laquelle l'échantillon est en contact ([62], Freissmuth 2002).

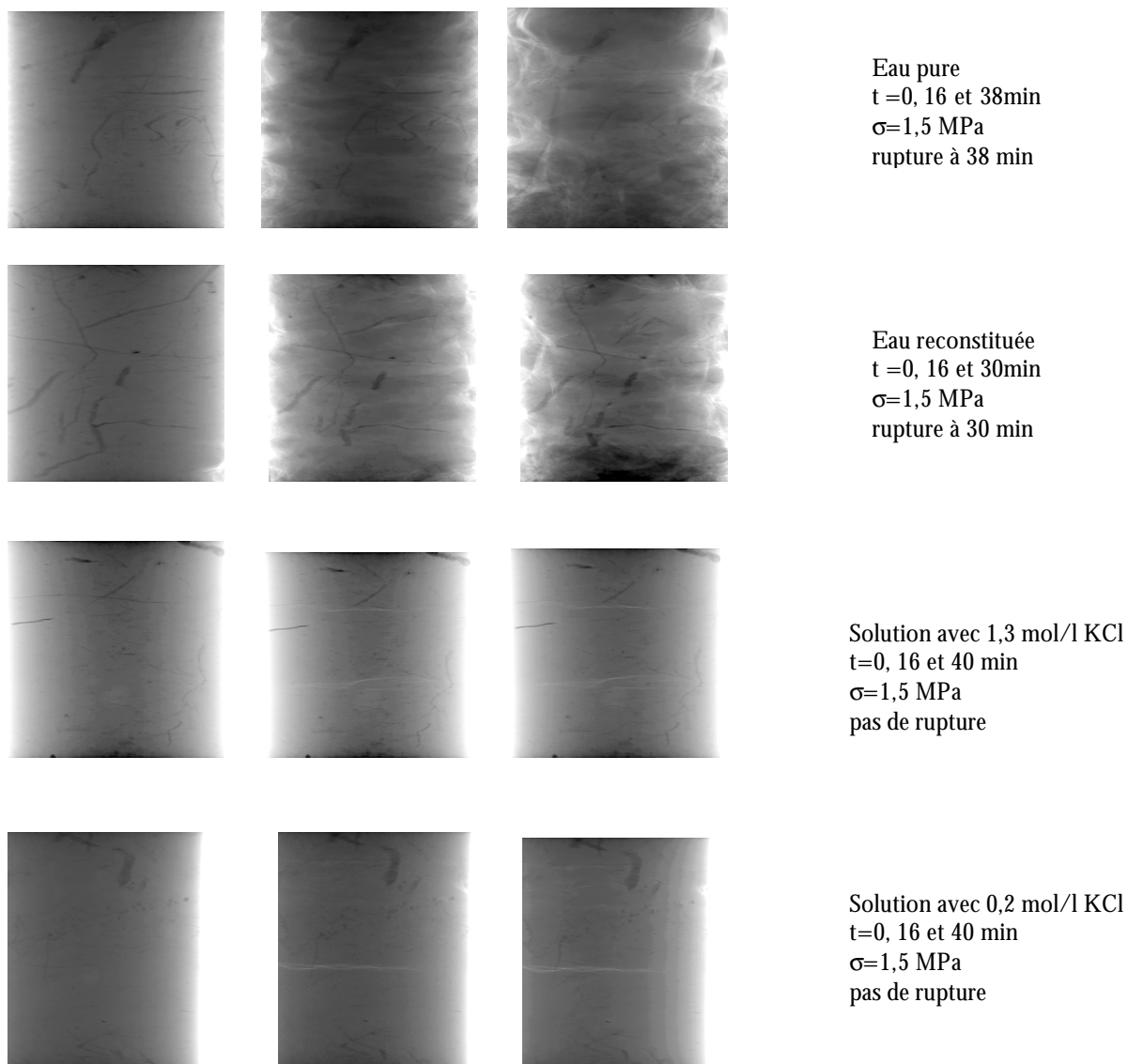
Pour mettre en évidence cet effet, l'éprouvette prélevée à partir d'une carotte d'argilites (à -482 m) est d'abord micro-radiographiée dans son état initial sans chargement mécanique. Ensuite, l'éprouvette est placée dans un récipient spécialement conçu, et elle est soumise à un chargement uniaxial de 1,5 MPa. Puis, le récipient est rempli d'une solution, et une micro-radiographie est prise juste après le remplissage du récipient. Ensuite, au cours de l'essai, une micro-radiographie est prise toutes les deux minutes jusqu'à la rupture de l'éprouvette ou la fin de l'essai (durée maximum 45 min).

Les micro-fissures qui se développent peuvent être classées en deux groupes : les fissures orientées dans le plan de la stratification et les fissures sans orientation préférentielle. L'eau pure, l'eau reconstituée et les solutions ayant une concentration de 0,2 mol/l provoquent plus de micro-fissures sans orientation préférentielle que les solutions à 1,3 mol/l. La rupture des échantillons se produit dans le cas de l'eau pure, de l'eau reconstituée en concentration 0,2 mol/l de Ca^{++} , Na^+ et en concentration 1,3 mol/l de Na^+ (cf. Figure 3-3).

La désintégration, le degré de friabilité et la déformation des échantillons dépendent aussi du type d'ions présents dans la solution. Ces réactions macroscopiques sont fonction de la capacité d'hydratation des ions présents à la fois dans les argilites et dans la solution. L'hydratation des ions se produit principalement dans les interstratifiés illites-smectites de la matrice d'argilites et se traduit macroscopiquement par un gonflement (déformation positive) de la roche.

Les ions Na^+ , Mg^{++} et Ca^{++} s'hydratent plus vite et attirent plus de molécules d'eau que l'ion K^+ . Par conséquent, l'amplitude de gonflement des argilites en présence des ces ions (Na^+ , Mg^{++} et Ca^{++}) à 1,3 mol/l de concentration (sel correspondant) est 20 à 30% plus élevée que les solutions

avec l'ion K^+ . Cette amplitude de gonflement est environ 30% plus grande que celle obtenue dans les solutions « eau pure » et « eau reconstituée ». La faible capacité d'hydratation de l'ion K^+ se traduit par un gonflement moins élevé. L'examen des micro-radiographies montre l'existence de seulement quelques micro-fissures dans le plan de stratification au bout de 45 min. Dans les autres cas, la quantité de micro-fissures générées est nettement plus élevée et donc difficilement quantifiable (Figure 3-3).



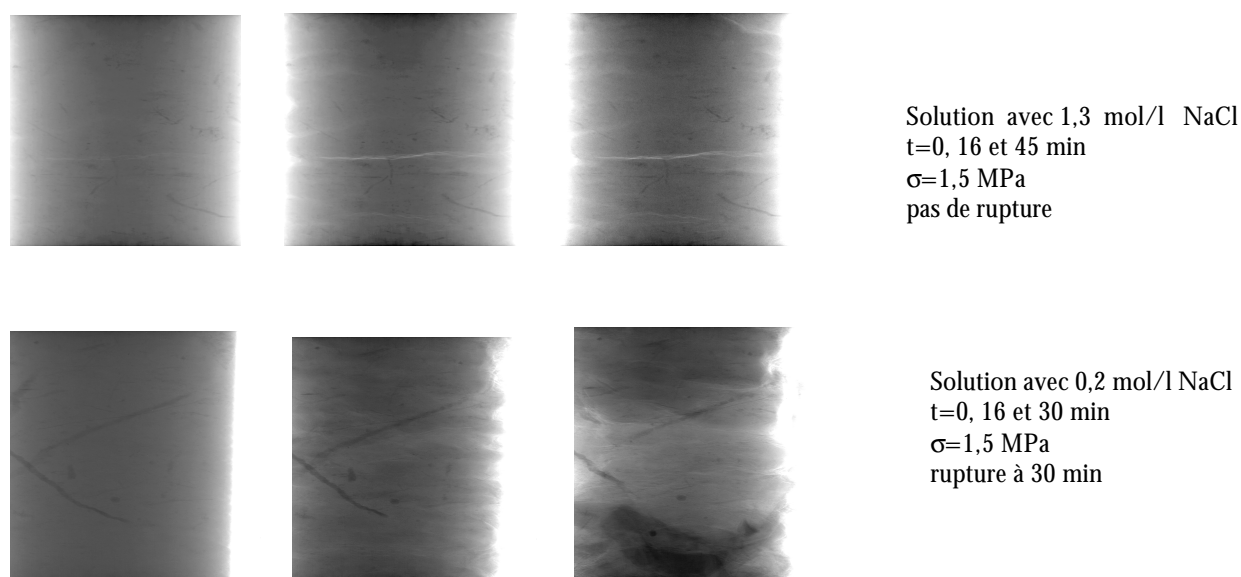


Figure 3-3 Micro-radiographies des échantillons ($D \times L = 16 \times 30 \text{ mm}$) d'argilites (EST205 à -482m) à différentes durées d'immersion dans des solutions à différentes concentrations (**Freissmuth 2002**, [62]).

3.2. Le comportement macroscopique des argilites saturées

3.2.1. La méthodologie pour l'étude du comportement rhéologique des argilites saturées

Afin d'étudier le comportement rhéologique des argilites, des essais mécaniques avec 8 types de trajets de chargement ont été réalisés sur échantillons. Ces 8 types de chargement sont représentés graphiquement à la fois dans le plan $\sigma_1 - \sigma_3$ et dans le plan P-Q (contrainte moyenne – contrainte déviatorique), cf. Figure 3-4. Ils peuvent être regroupés en trois catégories :

- 1- Compression triaxiale : types de chargement ①, ③, ④ et ⑧ (cf. Figure 3-4),
- 2- Extension triaxiale: types de chargement ⑤, ⑥ et ⑦ (cf. Figure 3-4),
- 3- Compression isotrope : type de chargement ②.

Chaque type de chargement permet de caractériser certains comportements et paramètres mécaniques de la roche.

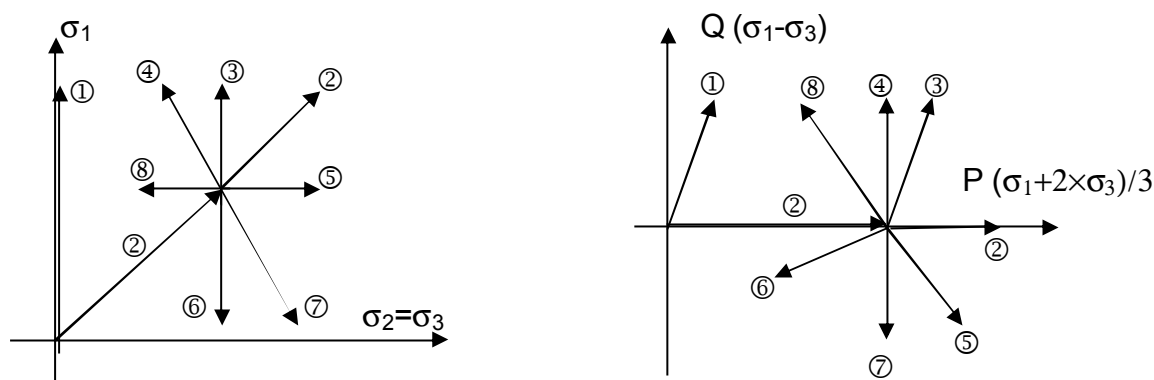


Figure 3-4 Trajets de chargement utilisés pour étudier le comportement rhéologique des argilites (s_1 : axiale, s_2, s_3 : latérale) : ① compression uniaxiale, ② compression isotrope, ③ compression triaxiale classique, ④ compression triaxiale à s_m^3 constante, ⑤ extension axiale à s_m croissante, ⑥ extension axiale à s_m décroissante, ⑦ extension axiale à s_m constante, ⑧ compression triaxiale à s_m décroissante (extension latérale à s_m décroissante).

3.2.2. L'analyse du comportement mécanique des argilites sous chargement déviatorique

Les Figure 3-5 à Figure 3-8 présentent des courbes typiques effort-déformation provenant des essais de compression (trajet③) et d'extension (trajet⑦). Les essais ont été réalisés au LaEGO sans resaturation et sans pression interstitielle imposée. Par conséquent ils sont considérés comme non-drainés. On effectue ci-après une analyse détaillée du comportement sur échantillons d'argilites.

A faible contrainte déviatorique

La réponse des argilites est linéaire (relation effort-déformation) tant que le niveau de contrainte déviatorique reste en dessous d'environ 50% de la résistance à la rupture (cf. Figure 3-5 et Figure 3-6).

La linéarité de la courbe effort-déformation témoigne simplement de l'existence d'une proportionnalité constante entre effort et déformation, mais elle n'est pas pour autant synonyme de comportement élastique linéaire réversible. Les décharges réalisées durant cette phase montrent l'apparition d'une déformation irréversible contractante (cf. de la courbe déformation volumique à la Figure 3-7) en compression triaxiale.

La coexistence entre un comportement macroscopique linéaire et des déformations irréversibles à faible chargement peut être expliquée soit par un modèle de compaction, soit par deux mécanismes de déformation (**Aublivié 2003**) : d'une part les grains minéraux se déforment élastiquement et d'autre part les grains ou des parties de grains se déplacent légèrement sous la contrainte appliquée et glissent librement les uns par rapport aux autres.

³ σ_m désigne la contrainte moyenne dans l'éprouvette : $\sigma_m = (\sigma_1 + 2 \times \sigma_2) / 3$

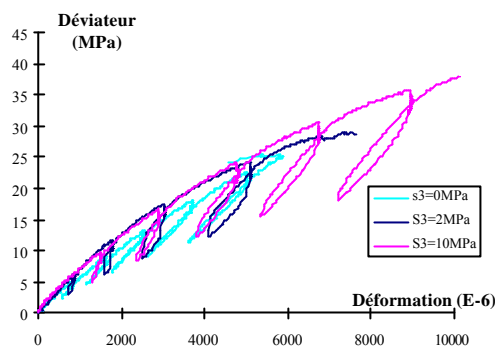


Figure 3-5 Courbes contrainte-déformation axiale pour différentes pressions de confinement – échantillon forage EST205, n° EST05716, -496,2 m - type de chargement n°③ (Hoxha, 2004)

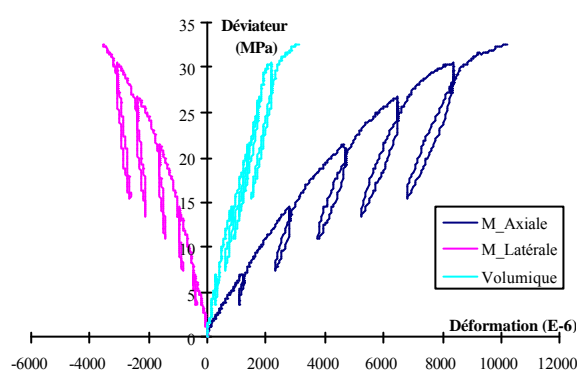


Figure 3-6 Courbe contrainte-déformation d'un essai de compression triaxiale, $s_3=5\text{MPa}$, sans pression de pore imposée ni resaturation -Echantillon forage EST205, n° EST05736, -501 m - type de chargement n°③ (Hoxha, 2004)

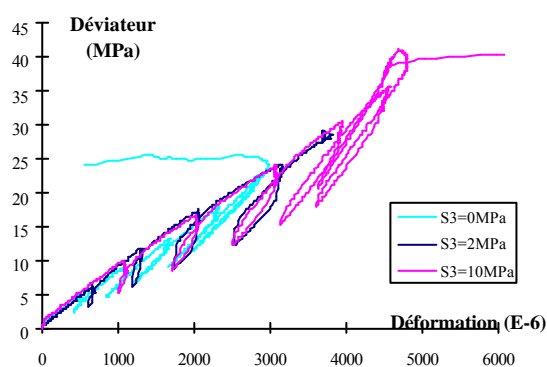


Figure 3-7 Comparaison des courbes effort-déformation volumique pour différentes pressions de confinement (les 3 éprouvettes ont été taillées à partir d'une même carotte – EST05716 -496,2 m) (type de chargement n°③) (Hoxha 2004)

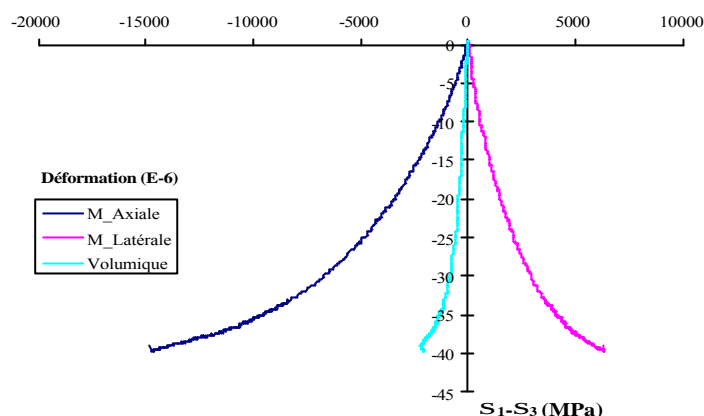


Figure 3-8 Courbes contrainte-déformation obtenues dans un essai d'extension axiale à contrainte moyenne constante - EST05746 -503 m (type de chargement n°⑦) (Hoxha 2004)

A contrainte déviatorique élevée

La perte de linéarité des courbes effort-déformation axiale (ϵ_a) et déformation latérale (ϵ_l) apparaît quand le niveau de contrainte dépasse un seuil d'environ 50% de la contrainte à la rupture en compression. On note que la courbe de la déformation volumique reste linéaire jusqu'à un niveau de contrainte très élevée, à 80-90% de la résistance.

Ce seuil de contrainte qui sépare le comportement macroscopique linéaire et non linéaire marque : i) la fin du glissement libre entre les grains, ii) le début de glissement « empêché », iii) le début et la propagation stable de la micro-fissuration.

A l'aide d'observations microscopiques réalisées sur des échantillons avant et après essai mécanique (Chiarelli 2000), un scénario d'endommagement sans considération du couplage hydromécanique est proposé, qui met en évidence l'influence de la composition minéralogique. Un endommagement anisotrope se manifeste par des clivages dans les grains de calcite et par des microfissures qui se créent et se propagent à l'interface entre les grains de calcite et de quartz et la matrice, puis dans la matrice elle-même selon une direction préférentielle (principalement parallèle à la contrainte principale majeure axiale). La quantification de l'évolution de l'endommagement mécanique et hydraulique des argilites est détaillée dans la section §3.2.3.

Propagation instable des fissures et la rupture

Le seuil de propagation instable des fissures dans les argilites est d'environ 90% de la résistance. Les déformations dans l'éprouvette deviennent fortement hétérogènes et se localisent le long de bandes de cisaillement. Le seuil de localisation constitue le véritable point d'initiation de la rupture. Sur les courbes contrainte-déformation volumiques, la propagation instable des fissures est marquée par une accélération des déformations dilatantes. Le volume de l'échantillon augmente, essentiellement en raison de la dilatance de la bande de cisaillement.

La rupture des argilites en compression et en extension est plutôt fragile. L'augmentation de la pression de confinement pendant les essais en compression (trajet de chargement n°③) confère progressivement aux argilites un comportement ductile. A 20 MPa de pression de confinement, le comportement des argilites devient quasiment ductile (Hoxha 2004).

Phase résiduelle et réseau de fractures

Tout le domaine post-pic correspond au développement de l'endommagement de la zone de déformation localisée donnant naissance, dans le cas de l'essai triaxial, au classique plan de rupture en cisaillement, et dans le cas de l'essai d'extension axiale, au plan de rupture transversal.

Le développement de la rupture en compression conduit à la phase résiduelle : ① l'effondrement de l'échantillon dans le cas sans confinement, ② avec une résistance résiduelle quasi constante qui correspond à la résistance au cisaillement des plans de glissement dans le cas avec confinement.

Le réseau de fractures créé à la rupture a été investigué sur des essais en tube épais à l'aide de microtomographies. Les fissures qui affectent majoritairement l'éprouvette prennent une forme de spirale logarithmique (Figure 3-9), ce qui rappelle des ruptures par cisaillement. Cependant, d'autres familles de fissures (notamment radiales et orthoradiales) semblent suggérer que la rupture peut aussi résulter d'interférences entre différents mécanismes complexes de fissuration [63].

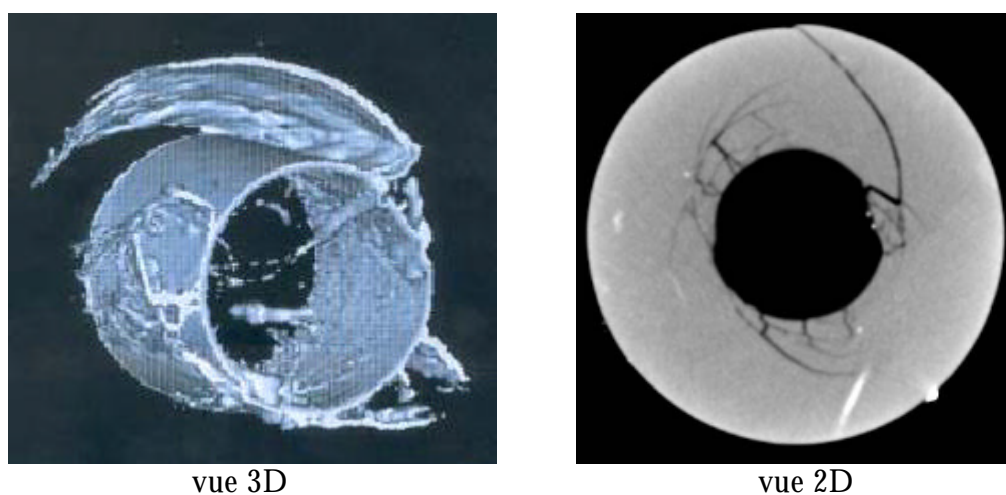


Figure 3-9 Image du réseau des fissures de l'échantillon en tube épais ($D \sim L$: 100 ~ 120 mm avec un trou de 40 mm de diamètre, pression à la paroi extérieure = 30 MPa, pression intérieure = 1,8 MPa) – [63]

3.2.3. L'endommagement élastique et hydraulique

La Figure 3-10 illustre l'évolution de l'endommagement en terme de diminution du module de déformation axiale en fonction du déviateur de contrainte (**Hoxha 2004**). On observe une diminution du module de déformation même dans la partie linéaire des courbes effort-déformation. Le module est divisé par un facteur 2 à 3 lorsque le déviateur de contrainte s'approche de la résistance de la roche.

En comparaison au granites [9], on constate que l'endommagement élastique en compression des argilites se produit plus tôt (30~40% de la résistance), tandis que l'endommagement du granite se produit principalement à partir de 90% de la rupture. Dans cette étude sur le granite [9], la baisse du module d'Young est exprimée en fonction de la déformation volumique irréversible. On constate que plus la contrainte de confinement est élevée, moins l'endommagement évolue vite (Figure 3-11). Cependant pour les argilites, plus le confinement est grand, plus l'endommagement élastique est fort à même taux de déviateur de contrainte (Figure 3-10). Cette évolution de l'endommagement en fonction du confinement semble contraire à celle observée pour le granite.

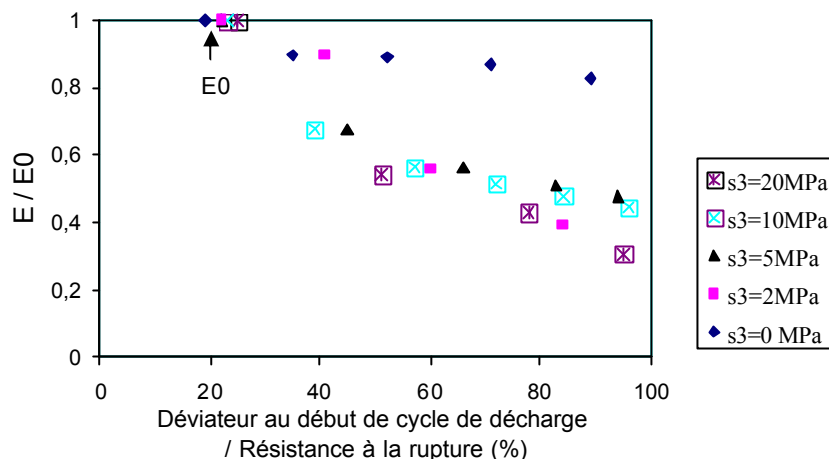


Figure 3-10 Evolution du module d'élasticité des argilites mesuré sur les trajets décharge-recharge (Hoxha 2004)

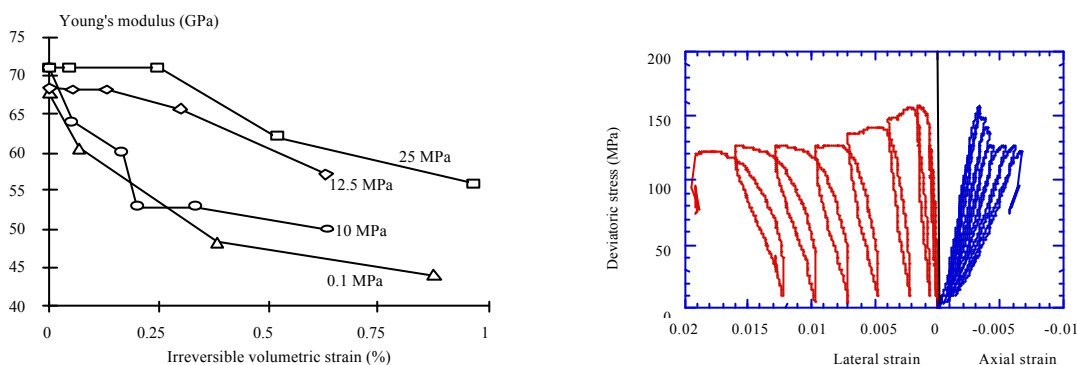


Figure 3-11 Evolution du module d'élasticité mesuré sur les trajets décharge-recharge d'un granite du centre de la France [9] [53] [105]

Comme déjà mentionné dans l'Introduction, un des objectifs principaux de l'étude de l'endommagement mécanique réside dans la caractérisation de l'évolution de la perméabilité de la roche.

Sur des échantillons d'argilites sous sollicitation mécanique, les mesures de perméabilité radiale en régime permanent ont été réalisées au LMS ([61] et **De Greef 2004**).

L'éprouvette est un cylindre de roche de 100 mm de diamètre, avec au centre une cavité cylindrique de 4 à 6 mm de diamètre, de même axe et placée dans le tiers central en hauteur.

L'éprouvette est sollicitée par trois pressions distinctes : ① la pression de fluide dans la cavité centrale, notée P_{cav} ; ② la pression de fluide à la paroi extérieure (le fluide est contenu dans un milieu poreux remplissant l'espace compris entre l'éprouvette et une jaquette souple) appelée P_{surf} ; ③ la pression de fluide de confinement appliquée sur la jaquette, appelée P_{conf} . Ces trois pressions sont contrôlées de manière indépendante, de manière à produire les conditions hydromécaniques proches à celles *in situ* : pression lithostatique, pression de pore initiale, gradient de pression. La pression de cavité P_{cav} est en général plus grande que la pression extérieure P_{surf} , provoquant un écoulement principalement radial divergent que l'on mesure en régime permanent pour déterminer la perméabilité.

En compression déviatorique, les mesures hydrauliques confirment l'absence de variation de la perméabilité. En d'autres termes, l'endommagement mécanique et l'endommagement hydraulique ne sont pas concomitants en compression (trajet n°3 - Figure 3-4), car la déformation irréversible est contractante.

Par contre, en extension, la pression de cavité étant supérieure à la pression de confinement ($P_{cav} > P_{conf}$), la déformation irréversible étant dilatante, l'endommagement mécanique et l'endommagement hydraulique devient concomitants. Les perméabilités mesurées montrent une augmentation presque d'un ordre de grandeur lorsque la pression dans la cavité centrale est 1,5 MPa plus élevée que la pression de confinement ([61] et De Greef *et al.* 2004) (cf. Figure 3-13).

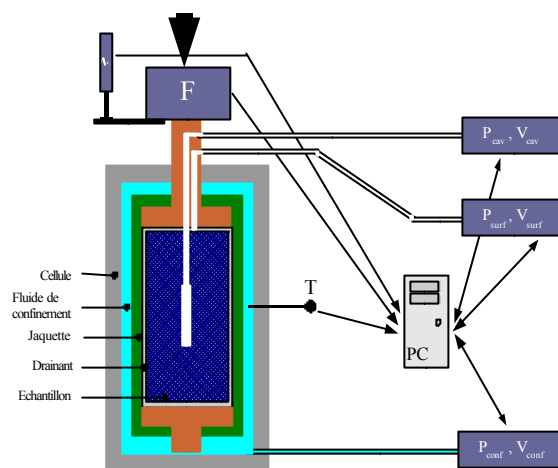


Figure 3-12

Illustration du montage expérimental (De Greef 2004 et [61])

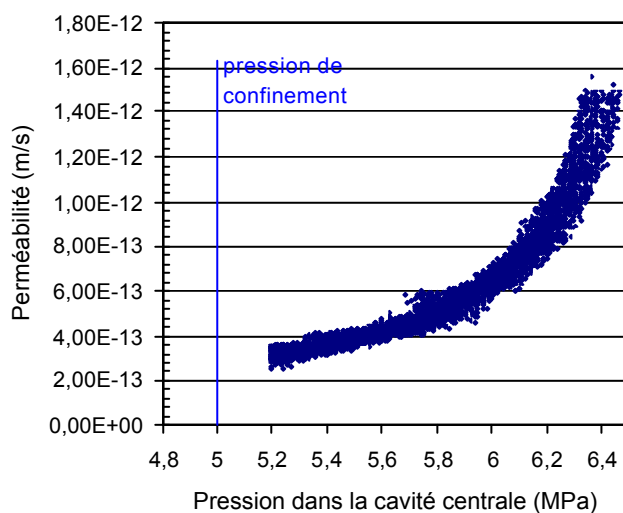


Figure 3-13 Evolution de la perméabilité en fonction de la pression à l'intérieur de la cavité centrale (De Greef *et al.* 2003, [61])

Comparaison du comportement hydraulique des argilites avec celui des granites endommagés

L'étude réalisée en 1998 ([89] [102]) sur le granite provenant du département de la Vienne a permis de mettre au point un dispositif expérimental de mesure de la perméabilité au gaz et à l'eau dans la direction axiale et latérale pendant un essai de compression triaxiale.

Pour la mesure de la perméabilité axiale, il s'agit d'un dispositif classique utilisant des talons poreux en contact avec les deux extrémités de l'échantillon.

Pour la mesure latérale, la méthode développée consiste à imposer une différence de pression de fluide sur deux surfaces latérales en positions diamétralement opposées. Sur chaque face, seule une partie de la surface est soumise à une pression imposée, le reste de la surface étant condition de flux nul imposé à l'aide de la jaquette.

En régime stationnaire et avec un fluide incompressible, le débit volumique traversant la surface de la paroi latérale de l'éprouvette est exprimé par la relation suivante (Collins 1952) :

$$Q = \frac{K}{m} DP \times L \quad \text{Équation 3-1}$$

où L est l'hauteur de l'éprouvette. Dans le cas d'un fluide compressible (gaz), on utilise la solution numérique pour calculer la perméabilité.

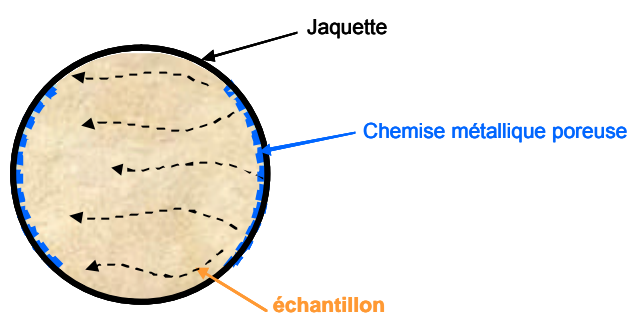


Figure 3-14 Principe de mesure de perméabilité latérale [102]

Sur la Figure 3-15, l'évolution des perméabilités axiale et latérale est comparée. Lorsque la déformation irréversible est très faible, c'est-à-dire que l'endommagement est faible, la perméabilité axiale et latérale évolue dans la même direction. Lorsque la déformation volumique irréversible est supérieure à 0,1%, la différence entre la perméabilité axiale et latérale devient très significative. La différence du comportement hydraulique dans les deux directions est liée à la localisation des fissures dans la phase avancée de l'endommagement du granite après le pic de résistance. Par ailleurs, on note que les cornes formées aux extrémités des éprouvettes ont pour l'effet de diminuer la perméabilité axiale par rapport à celle latérale. L'anisotropie de perméabilité observée sur échantillon doit donc être prise en compte avec prudence, car elle se produit dans les conditions de l'essai de compression triaxiale classique ($\sigma_2 = \sigma_3$).

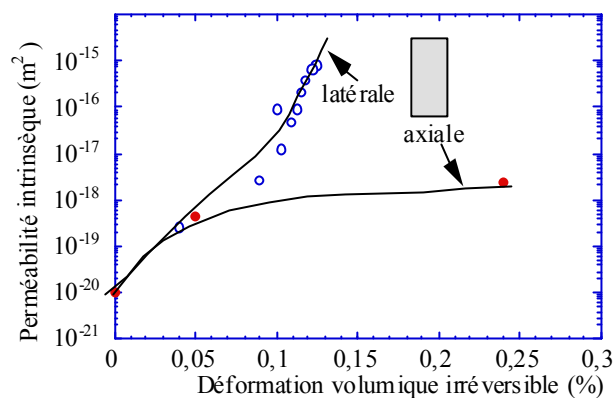


Figure 3-15 Variation des perméabilités axiale et latérale mesurées au gaz en fonction de la déformation volumique irréversible d'un échantillon granite [89] [102]

La perméabilité des fractures dans les argilites a été mesurée en laboratoire sur échantillons d'argilites fracturés par essais brésiliens et *in situ* à Mont-Terri dans la zone fracturée. Les mesures montrent que la perméabilité décroît très rapidement jusqu'à une contrainte normale d'environ 6 MPa. En décharge, la fermeture est en grande partie irréversible. Pour des contraintes normales supérieures, la perméabilité continue à décroître, mais selon une pente plus faible (**Andra 2005c**).

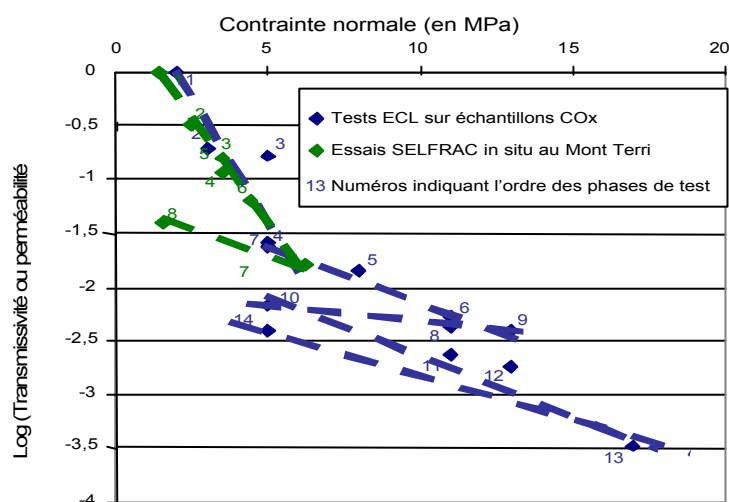


Figure 3-16 Comparaison entre test à l'eau sur échantillon fracturée d'argilites du Callovo-Oxfordien et essai *in situ* SELFRAC au Mont Terri (**Andra 2005c**)

Sur des fractures naturelles dans le granite de la Vienne, un dispositif spécifique a été élaboré pour effectuer des mesures de perméabilité au gaz et à l'eau. Ce dispositif permet d'effectuer dans une cellule triaxiale des essais de cisaillement et de compression sur une fracture colmatée ou non [8] (Figure 3-17). Les mesures sont également interprétées par un modèle numérique THM couplé [3]. Ce type d'essais fournit des données rhéologiques pour la modélisation THM des réseaux des fractures ([17] [31] [32]).

Sur plusieurs fractures naturelles, les essais mécaniques avec différents chargements sont effectués. Ils sont accompagnés de tests hydrauliques au gaz et à l'eau. Ainsi, on obtient les propriétés mécaniques et hydrauliques des fractures de même que les paramètres de couplage.

On constate que le comportement mécanique des fractures colmatées du granite est plutôt linéaire tant que les fractures sont fermées. La perméabilité hydraulique initiale des fractures colmatées est du même ordre de grandeur que celles du granite non fracturé ($\sim 10^{-20} \text{ m}^2$). La perméabilité augmente significativement lorsque la résistance au cisaillement est atteinte. L'ouverture hydraulique au gaz est de l'ordre de $20 \mu\text{m}$ une fois la fracture naturelle rompue par le cisaillement. La perméabilité à l'eau, mesurée après la mesure au gaz, est cinq fois faible que celle au gaz.

Cette différence de perméabilité au gaz et à l'eau est liée aux effets suivants.

- Par cisaillement, le remplissage de la fracture est broyé et devient un matériau poreux. Ce matériau, initialement sec, devient saturé ou partiellement saturé sous l'effet de l'injection d'eau. Les particules de remplissage peuvent être transportées par l'eau et boucher plus loin les canaux de circulation,
- Des réactions chimiques entre l'eau et certains minéraux de remplissage se produisent dans la fracture. On constate, après l'essai, que le matériau de remplissage se transforme en une sorte de pâte. Ainsi la circulation de l'eau peut être complètement bloquée, ce qui a été observé sur certaines éprouvettes.

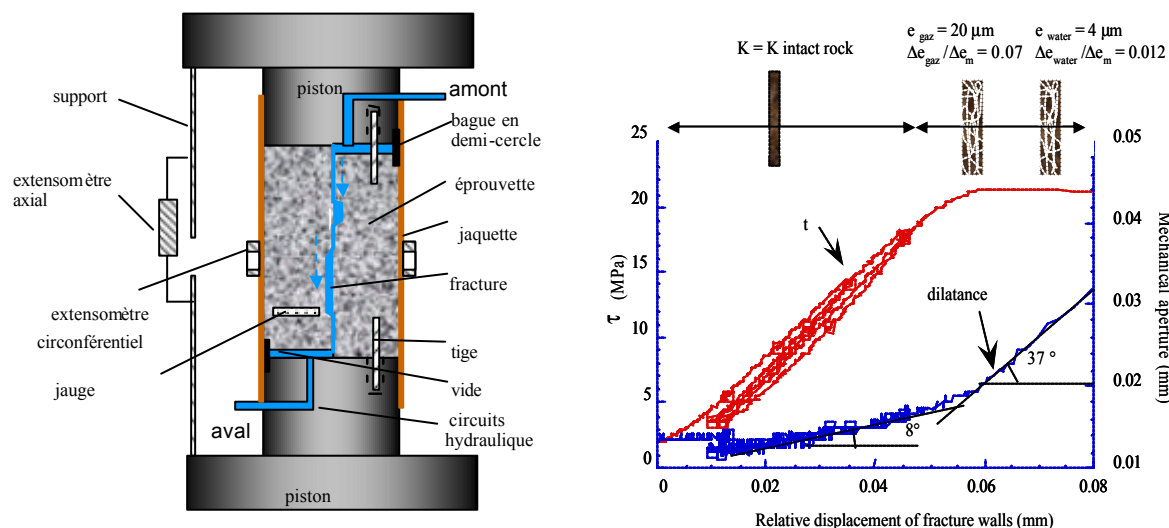


Figure 3-17 Schéma de principe de l'essai de cisaillement sur fractures naturelles avec la mesure de perméabilité au gaz et à l'eau dans une cellule triaxiale et comportement hydromécanique d'une fracture (joint) naturelle d'un échantillon de granite de la Vienne ([8] [18] [106])

Les mêmes types de résultats sont également obtenus sur les fractures dans les argilites, d'autant plus qu'il existe un fort potentiel d'interaction entre l'eau et les minéraux des argilites. L'expérimentation EZ-A à Mont-Terri a démontré que les perméabilités à l'eau sont beaucoup plus faibles que les perméabilités au gaz, dans un rapport de 10^{-4} à 10^{-3} , excepté pour les fractures les plus ouvertes et les plus proches du radier de la galerie, pour lesquelles le rapport des perméabilités est de 10^{-2} à 10^{-1} (Andra 2005c).

Ces résultats montrent l'importance de distinguer la perméabilité au gaz de l'EDZ avant sa resaturation de sa perméabilité à l'eau après la resaturation. La perméabilité intrinsèque mesurée au gaz ne permet pas de calculer directement la perméabilité relative à l'eau. En d'autres termes,

on doit être prudent dans l'utilisation de la notion de perméabilité intrinsèque dans les argilites, car la structure porale du matériau évolue en fonction de la teneur en eau.

3.2.4. Déformabilité des argilites

Bien que la définition du module de déformation soit simple, sa détermination sur échantillons d'argilites est délicate du fait de la non linéarité du comportement, de la dispersion naturelle, des différentes méthodes de mesures de déformation (globale, locale).

Les courbes effort-déformation axiale (ϵ_a) obtenues à partir d'essais de compression et d'extension permettent de calculer trois types de module de déformation (Figure 3-18) :

- un module déterminé sur les cycles de décharge-recharge (E_c),
- un module tangent (E_t),
- un module sécant (E_s).

Le module sur cycle E_c , déterminé sur les cycles de décharge-recharge, est considéré comme un module d'élasticité avec l'hypothèse du blocage des déformations plastiques/irréversibles ($\Delta\epsilon^{irr}=0$) pendant les cycles. On a donc la relation :

$$E_c = \frac{\Delta s_a}{\Delta e_a^e}$$

Le module tangent E_t représente la pente de la courbe effort-déformation à un niveau de contrainte (ou de déformation) donné, il ne dissocie pas les déformations élastiques et plastiques :

$$E_t = \frac{ds_a}{de_a} = \frac{ds_a}{de_a^e + de_a^{irr}}$$

Le module sécant est un module à déformation totale à un niveau de chargement :

$$E_s = \frac{s_a}{e_a} = \frac{s_a}{e_a^e + e_a^{irr}}$$

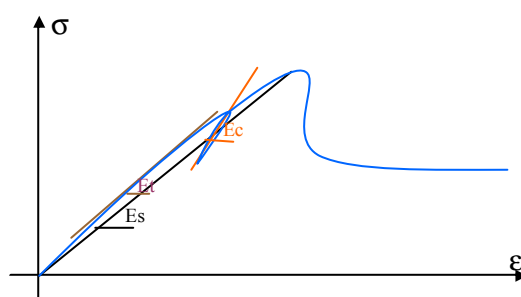


Figure 3-18

Définition des modules de déformation sur cycle (E_c), tangent (E_t) et sécant (E_s)

La Figure 3-19 illustre la relation entre les modules E_c , E_t et E_s en fonction du niveau de contrainte déviatorique dans trois essais de compression.

On note que les rapports entre les modules évoluent de manière non linéaire avec la contrainte déviatorique. Ceci résulte d'une part de l'augmentation progressive des déformations irréversibles au cours du chargement, et d'autre part de l'endommagement élastique (diminution du module d'élasticité, cf. Figure 3-10). Dans une première approche simplifiée, on suppose que les rapports entre les modules sont constants. En valeur moyenne, les rapports entre les modules sont :

- en compression uniaxiale $E_t/E_c = 0,56$; $E_s/E_c = 0,72$ (Équation 3-2)

- et en compression triaxiale $E_t/E_c = 0,30$; $E_s/E_c = 0,43$ (Équation 3-3)

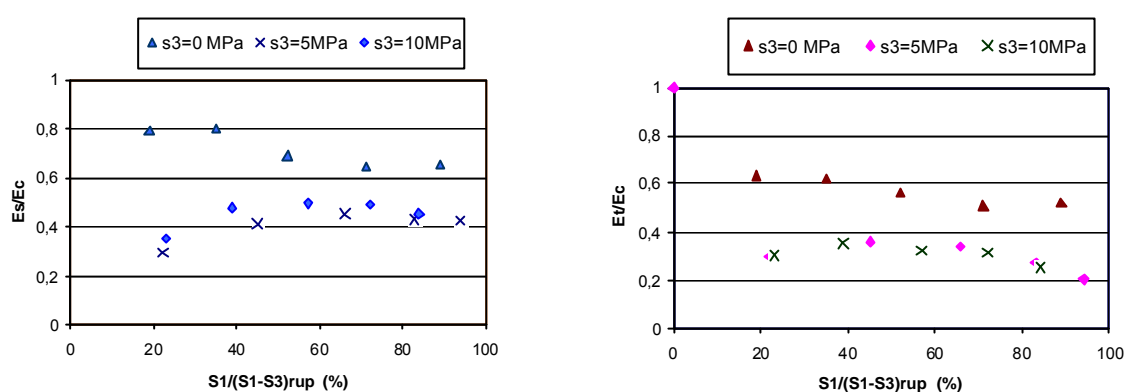


Figure 3-19 Corrélation entre le module sur cycles, le module tangent et le module sécant (rapports calculés à partir des données issues des essais sur les carottes EST205-5716 - 496 m et 5736 - 500 m – **Hoxha 2004**)

En utilisant ces relations, et sur la base des modules tangents (E_t) provenant de différentes études les modules sécants et sur cycles correspondants ont été déterminés. Les résultats sont présentés dans le Tableau 3-2.

En compression uniaxiale, le profil de variation du module tangent E_t en fonction de la profondeur montre une grande dispersion naturelle. Ces variations reflètent le découpage géomécanique de la couche hôte:

- l'unité géomécanique A, plus rigide, est caractérisée par un module de déformation E_t voisin de 4900 MPa, mais avec une grande dispersion ($\delta/m \sim 45\%$),
- les unités B, C et E, plus homogènes avec une dispersion un peu moins importante (20-30%) et plus argileuses, ont un module $E_t \sim 4400$ MPa pour les unités B et C et 5400 MPa pour l'unité E,

l'unité D plus carbonatée est plus rigide : le module tangent E_t est de l'ordre de 6700 MPa, avec une dispersion d'environ 20%.

Tableau 3-2 Valeurs statistiques des modules de déformation par unité géomécanique déterminées à partir des essais en compression uniaxiale sur les carottes de MSE101, les déformations axiales sont mesurées par un capteur LVDT

En compression uniaxiale						
Unités géomécaniques		A	B	C	D	E
Cote équivalente du forage EST104		422-460m	460-477 m	477-515 m	515-521 m	521-552m
E_t (MPa)	m	4915	4444	4349	6694	5431
	δ	2166	1001	1475	1229	1313
E_s (MPa)	m	6194	5600	5480	8435	5844
E_c (MPa)	m	8778	7937	7766	11954	9700

m : valeur moyenne, δ : écart-type

Des mesures dilatométriques ont été réalisées *in situ* dans l'unité géomécanique B (**Andra 2005c**). Les premières interprétations montrent que le module de déformation calculé pendant la phase de chargement primaire varie de 4850 à 5260 MPa. Le module sur cyclique E_c varie de 6700 à 12100 MPa. Ces valeurs sont en bonne cohérence avec le module sur cycles moyens mesurés sur échantillons (tableau ci-avant).

Le type de module à utiliser dépend de l'objectif de l'étude et du modèle rhéologique utilisé. Le Tableau 3-3 propose des choix de modules en fonction de l'objectif d'étude. Dans ce tableau, on distingue deux types d'étude : ① les études du comportement rhéologique de la roche visant à déterminer l'extension et l'amplitude des perturbations (EDZ) au voisinage de la paroi des ouvrages, ② les études de dimensionnement des ouvrages.

Tableau 3-3 Domaine d'utilisation des modules de déformation E_t, E_s et E_c

	Etude rhéologique : EDZ, perturbation THM					Dimensionnement des ouvrages (Ingénierie)
	Elasto-Endommageable	Elasto-plastique endommageable	Elastique non linéaire	Elasto-plastique avec écrouissage	Elasto-plastique parfait	
Module sur cycles décharge-recharge (E _c)		✓		✓	✓	✓
Module tangent (E _t)	✓		✓	✓		
Module sécant (E _s)	✓		✓		✓	✓

3.2.5. Contraintes à la rupture en compression uniaxiale (R_c)

Contrairement à la détermination du module de déformation, la résistance à la rupture des échantillons en compression uniaxiale dépend essentiellement de la composition minéralogique, et peu de la méthodologie expérimentale.

Les résultats de R_c correspondant au milieu de la couche (unités B et C) et pour plusieurs forages sont tracés sur un diagramme fréquence cumulée-valeur de résistance (Figure 3-20).

On constate que [83] :

- il existe une similitude de la distribution de résistance R_c entre les forages MSE101, HTM102 et EST204/205, malgré un décalage des valeurs moyennes. Par contre, les résistances R_c des échantillons du forage EST104 ont une répartition différente de celles des autres forages.

- l'étude de variabilité des argilites montre que la nature de la boue de forage utilisée affecte sensiblement l'état mécanique des carottes récupérées, donc les caractéristiques mécaniques mesurées sur les échantillons provenant de ces carottes. Les forages EST204/205 ont été forés avec une boue à l'huile, tandis que les forages MSE101, HTM102 et EST104 réalisés auparavant ont été forés avec une boue à base d'eau. L'étude comparative montre que la boue à l'huile limite l'altération des argilites pendant la foration et la mise en cellule de conservation en surface. Ceci explique une résistance R_c de 17% plus élevée pour les forages EST204/205 par rapport au forage EST104, alors que ces forages ne sont distants que de ~200 m.

En regroupant l'ensemble des données, la valeur de référence de la résistance en compression uniaxiale (R_c) des argilites situées au milieu de la couche (zone B et C) est $R_c = 21$ MPa en valeur moyenne, avec un écart-type de 6,9 MPa. La résistance correspondant au fractile 10%⁴ est égale à 12 MPa.

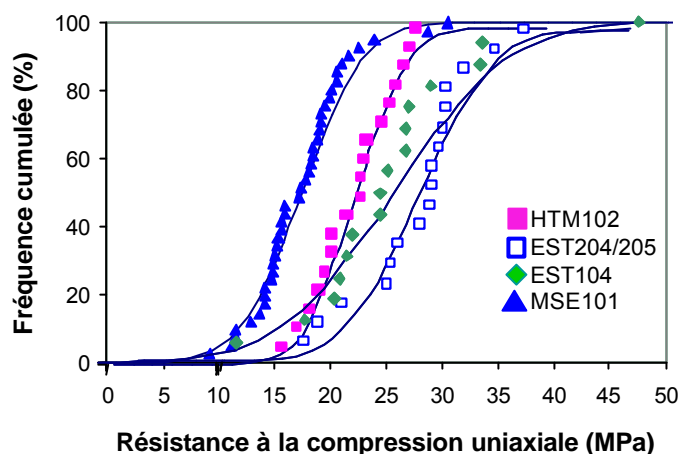


Figure 3-20 Distribution statistique de l'ensemble des valeurs R_c et simulation de la distribution par une loi gaussienne (en supposant une loi de distribution gaussienne, la valeur moyenne d'une population est égale à la valeur de la fréquence cumulée à 50%)[83]

3.2.6. Contrainte à la rupture en compression triaxiale

La résistance à la rupture de la roche en fonction de la contrainte moyenne est analysée à partir des essais de compression triaxiale à différentes pressions de confinement. Les résultats expérimentaux obtenus sur les unités géomécaniques B et C sont groupés afin d'obtenir un nombre suffisant d'essais pour effectuer des analyses statistiques représentatives.

Comme pour le module de déformation et pour la résistance à la compression uniaxiale, la dispersion naturelle des résultats en compression triaxiale est significative. Ceci est dû en grande partie à la variabilité minéralogique verticale de la couche d'argilite.

L'interprétation des valeurs expérimentales est faite suivant un critère de forme parabolique défini par Hoek et Brown (Hoek *et al.* 1980), usuellement utilisé pour les roches fracturées. Cette interprétation a été réalisée dans le cadre du projet Modex-Rep ([6] [58] [90]).

⁴ La valeur fractile à x% signifie qu'il y a x% de mesures inférieures à cette valeur.

Etant donné que les argilites du Callovo-Oxfordien ne présentent pas de fractures à l'état initial, les significations des paramètres du critère de rupture ont été modifiées pour tenir compte de la dispersion des résistances et non pour tenir compte de l'état initial de la fracturation.

Le critère s'écrit :

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \left(\sigma_3 \cdot \sigma_c \cdot m + S \cdot \sigma_c^2 \right)^{1/2} \quad \text{Équation 3-4}$$

où :

- σ_1 et σ_3 sont les contraintes principales majeure et mineure à la rupture,
- m est un paramètre du calage du modèle,
- σ_c représente la résistance en compression uniaxiale moyenne de la roche ($\sigma_c = \sim 21$ MPa pour les unités géomécaniques B et C),
- S est un paramètre permettant de prendre en compte la variabilité de la résistance de la roche dans le calcul de la résistance du massif à l'échelle de l'ouvrage. C'est donc un paramètre qui prend en compte l'effet de la dispersion (paramètre statistique) et l'effet d'échelle.

On introduit la notion de la résistance à la compression uniaxiale des argilites à l'échelle des ouvrages (noté R_{cm} , appelée également la résistance du massif), elle vaut :

$$R_{cm} = \sqrt{S} \sigma_c \quad \text{Équation 3-5}$$

On note que dans la définition initiale du critère de Hoek et Brown, σ_c représente la résistance de la roche saine en compression uniaxiale et le paramètre S représente l'état de la fissuration de la roche, $S = 1$ correspondant à la roche saine, $S = 0$ à la roche complètement fracturée.

Dans notre cas, S est un paramètre permettant d'obtenir la résistance au fractile $x\%$. En supposant une distribution normale (gaussienne) de la résistance à la compression uniaxiale de la roche, la résistance du massif au fractile $x\%$ est égale à :

$$R_{cm} = \sigma_c - \alpha \delta \quad \text{Équation 3-6}$$

où δ est l'écart-type des valeurs de résistance mesurées, α varie en fonction du fractile, selon la loi de distribution normale,

$$\begin{array}{ll} \alpha = 1,65 & \text{au fractile 5\%,} \\ \alpha = 0,84 & \text{au fractile 20\%,} \end{array} \quad \begin{array}{ll} \alpha = 1,28 & \text{au fractile 10\%,} \\ \alpha = 0,00 & \text{au fractile 50\%.} \end{array}$$

Ainsi on obtient :

$$S = (1 - \alpha V)^2 \quad \text{Équation 3-7}$$

où V représente la variabilité des résistances en compression uniaxiale (rapport écart-type sur moyenne $V = \delta / \sigma_c$).

Dans la pratique, le pourcentage du fractile de résistance à prendre en compte dans la détermination du critère de rupture dépend de la variabilité des propriétés mécaniques de la roche et du type d'étude. Plus la variabilité est faible, plus le pourcentage du fractile est élevé dans le calcul de R_{cm} . En d'autres termes, la valeur du paramètre S est plus grande et celle de α est plus petite lorsque la roche est plus homogène.

Afin de maîtriser les incertitudes liées aux divers effets (effet d'échelle, effet du temps, conditionnement des échantillons, etc.), deux critères sont déterminés pour les argilites (dans le cadre du projet Européen Modex-Rep [6]) :

- le critère moyen, dont le R_{cm} correspond au fractile à 50% ($\alpha = 0$, $S = 1$, $R_{cm} = \sigma_c$), qui passe au milieu du nuage de points expérimentaux sur une plage de contrainte de confinement : $0 < \sigma_3 < 25$ MPa,
- le critère inférieur, dont le R_{cm} correspond au fractile à 10% ($\alpha = 1,28$, $S = 0,343$, $R_{cm} = 12$ MPa), qui traverse la limite inférieure des points expérimentaux.

En appliquant la relation (3-6) et les données statistiques de la résistance en compression uniaxiale et triaxiale, les valeurs du paramètre m sont ensuite déterminées par ajustement de la courbe. On obtient ainsi les valeurs suivantes pour les paramètres des critères de rupture des argilites (cf. Tableau 3-4). Les critères sont tracés sur la Figure 3-21 dans le repère σ_1 - σ_3 en comparaison avec les mesures sur échantillons.

Pour vérifier la cohérence des critères moyen et inférieur par rapport aux données expérimentales, la Figure 3-22 présente l'histogramme des écarts entre les mesures sur échantillons et les valeurs fournies par les critères. On constate que la distribution des écarts possède une allure de distribution normale (gaussienne), ce qui confirme le choix des paramètres du critère. Par ailleurs, l'histogramme correspondant au critère inférieur se décale par rapport à celui du critère moyen. Ce décalage montre en quelque sorte l'écart de la contrainte σ_1 à la rupture entre le critère moyen et le critère inférieur.

Tableau 3-4 Valeurs des paramètres des critères de rupture en compression de Hoek-Brown pour les unités géomécaniques B et C

Unités géomécaniques	Données d'entrée sur la variabilité de R_c				Fractile	S	m	S_c (MPa)	R_{cm} (MPa)
	σ_c (MPa)	δ (MPa)	V δ/σ_c	a					
B et C	21,3	6,9	33%	1,28	fractile à 10% (critère inférieur)	0,343	3,145	21,3	12,30
				0	fractile à 50% (critère moyen)	1	3,932	21,3	21,30

Jusqu'ici on considère que le critère de Hoek-Brown a trois paramètres. Mais mathématiquement, ce critère n'a que deux paramètres indépendants parmi les trois paramètres m , S et σ_c . En d'autres termes, deux points placés dans le repère (σ_1, σ_3) suffisent à caler les paramètres. Le critère de Hoek-Brown à deux paramètres indépendants s'exprime [90] :

$$s_1 = s_3 + (s_3 \cdot A + B)^{1/2}$$

avec $A = m \sigma_c$ et $B = S \sigma_c^2$.

Cette écriture du critère est impérative quand on fait évoluer le critère de rupture en fonction de l'endommagement via les paramètres A et B dans un modèle élastoplastique avec écrouissage.

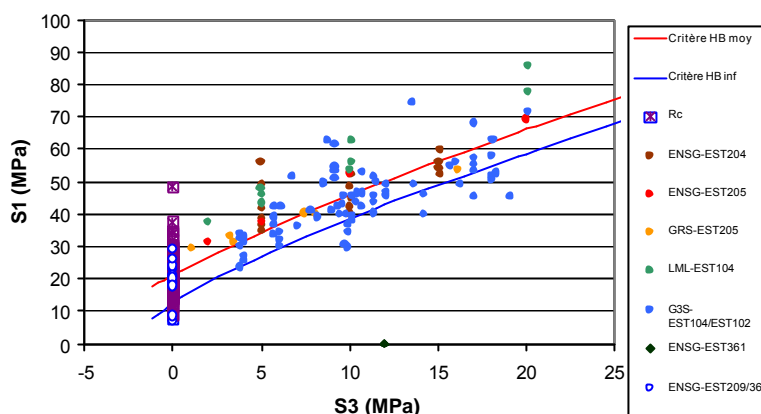


Figure 3-21 Résistance à la rupture des argilites des unités géomécaniques B&C en compression triaxiale sans phase de resaturation et à une vitesse de chargement $\sim 10^5$ /s en déformation axiale

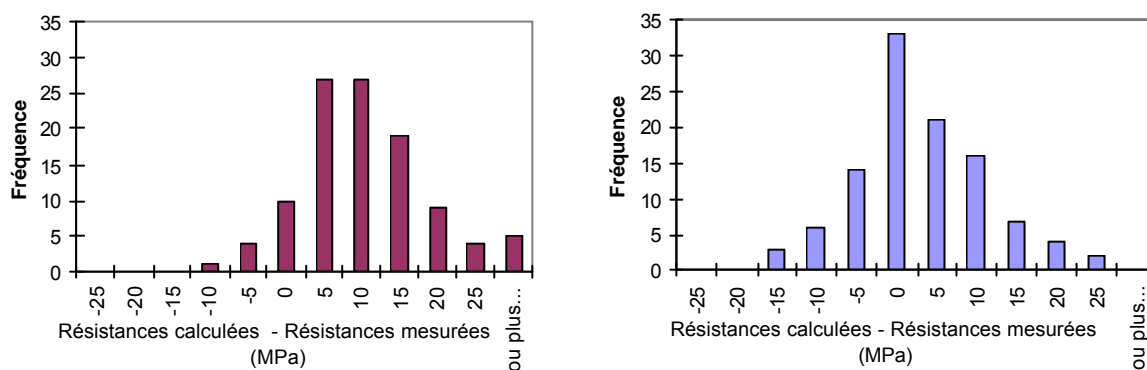


Figure 3-22 Répartition des fréquences des écarts par rapport aux critères de rupture (unités B et C)

3.2.7. Seuil d'endommagement

La démarche adoptée de caractérisation de l'endommagement des argilites est basée sur les observations des courbes effort-déformation des essais en compression et en extension. L'endommagement correspond à la perte de linéarité du comportement des argilites.

Dans la pratique, l'identification du point de perte de linéarité n'est pas toujours évidente sur les courbes expérimentales. Elle peut comporter une incertitude de 5 à 10% en termes de contrainte déviatorique.

L'analyse faite sur une série d'essais de compression uniaxiale et triaxiale montre que la contrainte déviatorique q_{end} correspondant à la limite de linéarité indiquée précédemment est corrélée à la contrainte déviatorique à la rupture q_{rupt} . La relation moyenne obtenue entre ces deux contraintes est : $q_{\text{end}} = 0,6 q_{\text{rupt}} - 2$ (en MPa) (Andra 2005c) pour les essais en compression triaxiale et $q_{\text{end}} = 0,7 q_{\text{rupt}}$ pour les essais en compression uniaxiale.

Sur la base de ces hypothèses, les nuages des points de mesure correspondant à l'initiation de l'endommagement sont tracés dans le repère $\sigma_1 - \sigma_3$. Un critère d'endommagement moyen et un critère inférieur, exprimés suivant l'expression de Hoek et Brown sont ainsi établis. Le calage des

paramètres suit la même démarche que celle pour les critères de rupture. Les paramètres obtenus sont donnés dans le Tableau 3-5.

Rappelons que le seuil d'endommagement proposé est caractérisé par la perte de linéarité du comportement mécanique macroscopique. L'endommagement mécanique ainsi défini n'est pas concomitant avec l'endommagement des propriétés hydrauliques (cf. §3.2.3) des argilites. Cette définition n'est pas unique en mécanique de l'endommagement. D'autres types de critère, par exemple, le début de la dégradation du module de déformation ou le début d'augmentation de la perméabilité peuvent conduire à des fonctions mathématiques différentes.

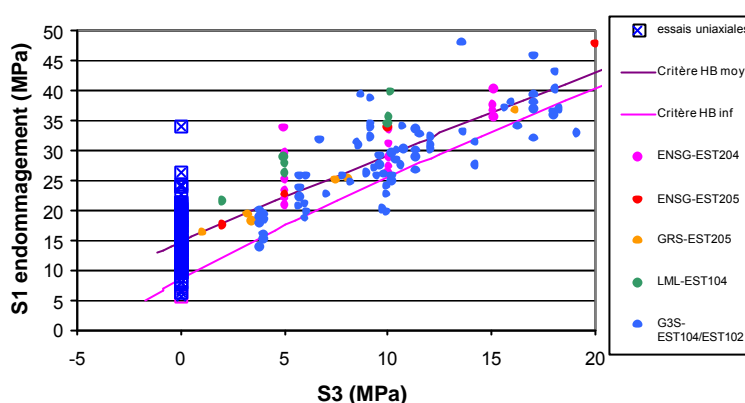


Figure 3-23 Contraintes à la limite de la linéarité recalculées à partir des contraintes à la rupture et comparaison avec les critères d'endommagement – unités B et C

Tableau 3-5 Valeurs des paramètres des critères d'initiation d'endommagement en compression de Hoek-Brown pour les argilites des unités géomécaniques B et C

Unités géomécaniques	Données d'entrée sur la variabilité de s à l'endommagement				Fractile	S	m	S_c (MPa)	R_{cm} (MPa)
	σ_{end} (MPa)	δ (MPa)	V δ/σ	a					
B et C	14,8	4,1	33%	1,28	fractile à 10% (critère inférieur)	0,338	1,15	14,8	8,6
				0	fractile à 50% (critère moyen)	1	1,05	14,8	14,8

3.3. Le comportement viscoplastique des argilites

Pour caractériser le comportement différé lié à la viscosité des argilites, des essais de fluage à différents niveaux de contraintes ont été réalisés : faible (0,3 à 1 MPa) et forte contrainte déviatorique (2 à 15 MPa).

3.3.1. Fluage sous faible chargement mécanique

Concernant le comportement différé des argilites, une question essentielle qui demeure porte sur l'existence ou non d'un seuil de contrainte de fluage en-dessous duquel le fluage des argilites est bloqué. Théoriquement, ce seuil devrait exister et correspondre a minima au déviateur des contraintes naturelles *in situ*.

Pour répondre à cette question, des essais de fluage sous faible déviateur de contrainte (0,1 à 1 MPa) sans pression de confinement déviateurs ont été réalisés sur les échantillons d'argilites dans la mine de sel de Varangéville (**Charpentier 2001**). Le choix de réaliser les essais sur échantillons en souterrain est motivé par le souci d'obtenir une condition thermique et hydrique parfaitement stable. Pour mesurer les très faibles déplacements, allant jusqu'à 1/100 μm , on utilise un capteur de déplacement à haute résolution (de l'ordre du nanomètre) mis au point à l'Institut de Physique du Globe de Paris (Bérest *et al.* 2005). On souligne la grande difficulté de l'isolation hydrique des échantillons vis-à-vis de l'air ambiant. En effet des phénomènes de gonflement au lieu de fluage ont été observés sur plusieurs échantillons en raison des échanges d'eau entre l'échantillon et l'air ambiant.

Sous une contrainte déviatorique de 0,13 MPa, une température de 13,5°C et une hygrométrie de 64%, la déformation des argilites se stabilise à une vitesse de $1,4 \cdot 10^{-12} \text{ s}^{-1}$. Une vitesse de déformation aussi faible correspond ici (éprouvette de 140 mm de hauteur) à une vitesse de déplacement de 6 $\mu\text{m}/\text{an}$, ce qui reste au dessus de la limite de mesure des capteurs haute précision utilisés ici. Cette vitesse de déformation est du même ordre que celle mesurée sur du sel gemme sous un déviateur de 0,1 MPa, soit 10^{-12} s^{-1} (Bérest *et al.* 2005).

Des essais de fluage monopulier de longue durée en conditions uniaxiales sous faible déviateur (0,73 à 1 MPa) ont également été réalisés en laboratoire de surface (**Zhang et al. 2004**) sur des échantillons du forage EST205. Les résultats ne confirment pas non plus l'existence d'un seuil de fluage sur échantillons. Les courbes de fluage montrent une vitesse de fluage quasi-constante (de 4,4 à 6,7 $\cdot 10^{-11} \text{ s}^{-1}$) au delà de 2 mois (cf. Figure 3-24).

Discussion sur le seuil de fluage : La contrainte verticale (σ_v) *in situ* à 500 m de profondeur est de ~ 12 MPa, le rapport d'anisotropie des contraintes est $\sim 1,3$ (rapport $\sigma_{\text{majeure}}/\sigma_{\text{mineure}}$) (**Andra 2005c**), le déviateur de contrainte naturelle est de 3,6 MPa. L'absence du seuil de fluage montrée par les essais sur échantillons est incompatible a priori avec l'anisotropie des contraintes naturelles, sous l'hypothèse d'une vitesse de fluage nulle à l'état initiale.

Cette incompatibilité est due essentiellement à la non-représentativité de l'état physico-chimique des échantillons par rapport aux argilites *in situ*. En effet, l'état des échantillons évolue depuis le prélèvement *in situ* jusqu'à l'essai de fluage : déconfinement mécanique, changement de température, relaxation différée, désaturation, oxydation, etc. Le matériau testé en laboratoire est altéré et n'est plus le même matériau qu'avant son extraction à plusieurs centaines mètres de profondeur.

Le gonflement observé sur plusieurs échantillons sous très faible chargement montre que l'état physico-chimique des échantillons n'est pas en équilibre avec l'environnement et/ou n'est pas non plus homogène au sein des échantillons.

L'incompatibilité entre l'absence de seuil de fluage des argilites et le déviateur des contraintes *in situ* pose un problème mathématique en modélisation numérique. D'une part, l'absence du seuil de fluage signifie que les argilites fluent dans leur état initial avant excavation, ce qui est difficilement concevable.

D'autre part, on ne sait pas caler une loi de fluage classique avec un seuil si les essais montrent l'absence de seuil.

Comment traiter cette incompatibilité en modélisation? On tentera d'apporter des pistes des réponses à cette question dans le chapitre 5 consacré à la modélisation du comportement mécanique des argilites.

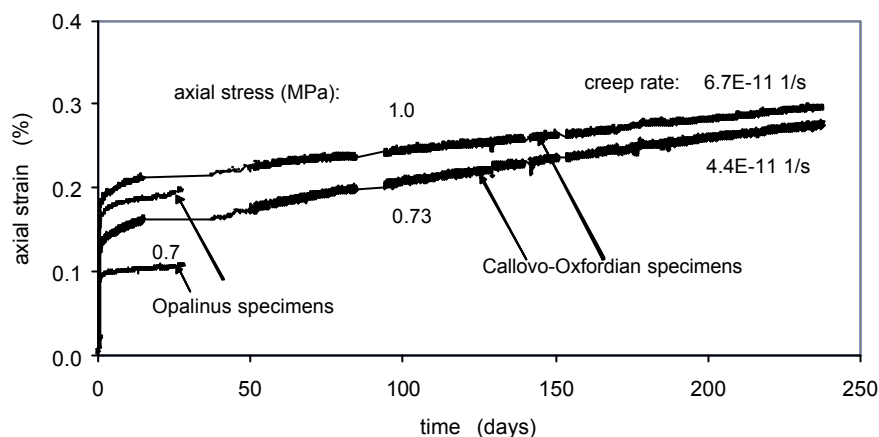


Figure 3-24 Essais de fluage uniaxial sous faible chargement déviatorique sur les argilites du Calloxo-Oxfordien et sur l'argile à Opalinus (**Zhang et al. 2004**)

3.3.2. Fluage sous chargement déviatorique élevé

Sous des chargements déviatoriques élevés, le comportement différé des argilites est caractérisé par :

- une phase de fluage primaire, au cours de laquelle la vitesse de fluage décroît rapidement; son temps caractéristique est d'environ 2 à 5 jours et la vitesse de fluage au début de cette phase est de l'ordre de $1 \cdot 10^{-7} \text{ s}^{-1}$.
- une phase de fluage secondaire au cours de laquelle la vitesse de fluage est approximativement constante, mais dont l'amplitude dépend de la durée de l'essai.
 - i) essais de courte durée (quelques semaines à quelques mois): de 10^{-10} à 10^{-9} s^{-1} ;
 - ii) essais de très longue durée (~ 3 ans) : de $8 \cdot 10^{-12}$ à $4,5 \cdot 10^{-11} \text{ s}^{-1}$.

La vitesse de fluage secondaire dépend également de la contrainte déviatorique appliquée. Les essais menés dans le cadre du projet Européen Modex-Rep, (**Zhang et al. 2002**) montrent que la vitesse de déformation varie linéairement avec le déviateur appliqué (compris entre 5 et 15 MPa), et qu'il n'y a pas d'effet d'échelle entre des petits échantillons ($\phi = 45 \text{ mm}$, $L = 90 \text{ mm}$) et des plus grands ($\phi = 100 \text{ mm}$, $L = 200 \text{ mm}$). De plus, le comportement différé est isotrope.

- une phase de fluage tertiaire qui peut se produire quand la déformation viscoplastique totale dépasse un seuil qui est de l'ordre de 0,5 à 0,6%. En déformation totale, le seuil de fluage tertiaire est d'environ 1,0 à 1,5%.

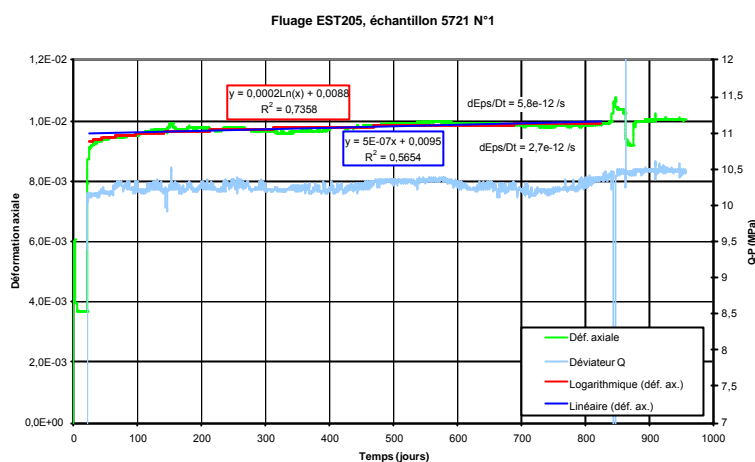


Figure 3-25 Essais de fluage triaxial monopulier longue durée (3 ans), sur les échantillons d'argilite EST205 5721-1 (2½ ans) et EST205 5721-2 de l'unité géomécanique C, modifié d'après **Chancholle (2004)**. Les ajustements linéaires et logarithmiques sont utilisés pour estimer la vitesse moyenne de fluage sur les 100 derniers jours.

L'ordre de grandeur des vitesses de fluage obtenues (10^{-11} à 10^{-12} s $^{-1}$) pose des questions sur la fiabilité de la mesure de vitesses aussi faibles et sur des durées aussi longues (3 ans pour les essais les plus longs). En considérant un échantillon de 70 mm de hauteur, ces vitesses de déformation correspondent respectivement à des déplacements de 22 à 2,2 $\mu\text{m}/\text{an}$. De tels déplacements sont à la limite de détection des appareillages classiques utilisés pour la mesure des déplacements.

Discussion sur le seuil de rupture en déformation pour le comportement à long terme : A l'échelle du temps des essais sur échantillons en laboratoire (maximum quelques années), les déformations des argilites à la rupture, que ce soit dans les essais de compression à court terme, ou dans les essais de fluage de longue durée, sont comprises entre 1 et 2%. Il s'agit des déformations totales cumulant les déformations élastiques, plastiques et viscoplastiques.

Cela signifie que l'on peut déterminer un critère de rupture en déformation des argilites pour le comportement à court et long terme, en plus du critère de rupture en contraintes à court terme (§3.2.6). Le même type d'analyse de rupture, notamment pour la surveillance du comportement des ouvrages *in situ* est proposé par Sakurai (1999). Pour les ouvrages de stockage, ce critère en déformation est notamment applicable pour étudier l'évolution à long terme de l'EDZ. En effet le déviateur de contrainte dans le champ proche d'un ouvrage décroît dans le temps si on prend en compte les effets viscoplastiques. De ce fait l'état de contrainte s'éloigne nécessairement du critère de rupture initial en contraintes.

Si on considère un critère de rupture en déformation pour le comportement à long terme, il est donc possible de déterminer l'évolution d'endommagement et de fracturation par l'analyse du cumul des déformations élastoplastiques et viscoplastiques. Pour les argilites, la déformation à rupture est de $\sim 1,5\%$ en valeur moyenne, et de $\sim 0,5\%$ pour l'initiation de l'endommagement ([6] et **Andra 2005c**).

3.4. Conclusions et perspectives

Comportement à l'échelle microscopique

Les observations microscopiques ont fourni des données quantitatives et qualitatives permettant de décrire les mécanismes de déformation et de rupture des argilites. De fortes hétérogénéités du champ de déformation entre la matrice argileuse et les grains de quartz et de calcite ont été mises en évidence.

La fissuration à l'échelle micrométrique par un mécanisme de fracturation hydraulique a également été mise en évidence. Un échantillon saturé émet plus et plutôt des émissions acoustiques qu'un échantillon désaturé.

Compte tenu de la complexité de la texture des argilites, la description quantitative des phénomènes à l'échelle microscopique reste encore un sujet ouvert. Il manque encore des données permettant de décrire à l'échelle microscopique les effets de l'eau, de la composition chimique de l'eau, du gaz (ou de l'air) sur les déformations (notamment les déformations différées) et sur la rupture des argilites. Ces données sont nécessaires pour valider certains modèles fondamentaux, tels que le modèle des milieux poreux de Biot, la loi de Darcy pour l'écoulement du fluide interstitiel.

Comportement macroscopique des argilites saturées.

Une description détaillée du comportement macroscopique des argilites avant la rupture et à la rupture a été présentée dans ce mémoire sur la base d'essais sur échantillons. A l'aide de cette analyse, une relation entre les modules de déformation (sécant, tangent et sur cycles) est proposée, l'endommagement élastique est également caractérisé.

Les mesures de perméabilité à l'eau et aux gaz réalisées sur les argilites ont été analysées et comparées avec les mesures *in situ* et les mesures sur échantillons de granite. L'augmentation de la perméabilité n'est observée que sur le trajet de chargement en extension. Les mesures montrent que la perméabilité des argilites dépend du type de fluide, donc la notion de la perméabilité intrinsèque n'est pas applicable aux argilites. Les perméabilités à l'eau et au gaz sont très différentes. Celle à l'eau est de 3 à 4 ordres de grandeur inférieure à celle au gaz. Est-ce que l'altération des chemins d'écoulement (macro- et micro-fissures) par la réaction avec l'eau est l'unique explication de cette différence du comportement? Des études expérimentales complémentaires sur échantillons d'argilites et *in situ* sont nécessaires pour apporter des réponses à cette question.

La notion statistique de la résistance du massif en fonction du fractile considéré est proposée pour un milieu peu fracturé ou sans fractures. Le paramètre S du critère de Hoek-Brown a été redéfini pour un tel milieu. Une relation permettant de calculer S en fonction de la dispersion de la résistance en compression uniaxiale est établie : $S = 1 - \alpha V$,

- $S = 1$ quand le milieu est très homogène (la dispersion $V \approx 0$), la résistance du massif est égale à la valeur moyenne des mesures sur échantillons,
- $S < 1$ quand le milieu est hétérogène, la résistance du massif est égale à un certain fractile. Plus la dispersion est élevée, plus la valeur α est grande. En supposant une loi de distribution normale des résistances sur échantillons, $\alpha = 1,28$ pour un fractile à 10%.

Grâce cette notion, les critères de rupture et d'endommagement ont été établis pour les argilites. Cette modification de la définition du paramètre S du critère Hoek-Brown permet de traiter la

dispersion naturelle des résistances à la compression. Cette méthode nécessite des tests d'application sur d'autres types de roche pour établir une relation empirique du calcul de la valeur α en fonction de la dispersion et peut-être du type d'ouvrages.

Les principales caractéristiques du fluage des argilites ont été analysées. Les mesures sur échantillons, dont l'état physico-chimique est différent de celui des argilites *in situ*, ne met pas en évidence l'existence d'un seuil de fluage. Théoriquement le seuil de fluage des argilites doit exister et devrait être égal *a minima* au déviateur des contraintes naturelles, sous l'hypothèse d'une vitesse de fluage nulle à l'état initial.

Existe-t-il un moyen *in situ* ou sur échantillons pour caractériser ce seuil de fluage ? La procédure des essais de fluage classique, notamment le trajet de chargement, est-elle appropriée pour identifier ce seuil ? Des investigations *in situ* ou sur échantillons sont encore nécessaires pour apporter des réponses à cette question.

Les critères de rupture et d'endommagement en contraintes sont nécessaires pour calculer l'EDZ à l'excavation. Cependant, pour évaluer l'évolution de l'EDZ à long terme, notamment sous l'effet des déformations viscoplastiques, l'utilisation de critères en déformation s'avère nécessaire. Une question essentielle se pose alors : Est-il légitime d'utiliser le seuil de rupture en déformations obtenues sur des essais de courte durée (au maximum quelques années) pour évaluer la rupture sur des durées séculaires à millénaires ? Le suivi des déformations *in situ* sur une période de quelques années dans le Laboratoire de Meuse/Haute-Marne permettra d'apporter certains éléments de réponse à cette question (cf. le programme des expérimentations géomécaniques dans [35] [36] [40] [47] [52]).

4. LES COUPLAGES HYDROMECHANIQUES ET THERMO-HYDRO-MECANIQUES

4.1. Mise en évidence des couplages hydromécaniques et thermo-hydromécaniques dans les argilites

4.1.1. Les effets du couplage hydromécanique des argilites à l'état saturé

Le terme « couplage hydromécanique » désigne l'interaction entre la pression interstitielle et le comportement mécanique.

En laboratoire, deux effets hydromécaniques couplés ont pu être observés sur les échantillons d'argilites : ① l'augmentation de la pression de pore pendant les essais mécaniques et, ② la constance de la valeur du déviateur de contrainte à la rupture à différents confinements effectifs constants (confinement total variable) (Andra 2005c).

Cependant, soulignons que si l'effet du couplage hydromécanique peut être observé qualitativement sur échantillons en laboratoire, sa quantification reste néanmoins incertaine. Une mesure directe de la pression de pore au cœur d'une éprouvette n'étant pas réalisable techniquement, celle-ci ne peut être mesurée qu'aux deux extrémités de l'éprouvette par le biais de talons poreux saturés en eau. Or, la représentativité de ces mesures reste sujette à caution pour une roche peu perméable et sensible au contact avec l'eau. Ainsi, par exemple, l'étude menée dans le cadre d'une thèse de l'Andra (Escoffier 2002) montre que la corrosion des talons poreux est susceptible de générer une surpression significative dans le circuit hydraulique introduisant ainsi une source d'incertitude dans la mesure de la pression de pore.

La Figure 4-1 présente un essai de compression isotrope non drainé avec mesure de la pression de pore [12]. L'échantillon est préalablement resaturé durant 30 jours sous une pression de confinement de 5 MPa et une pression d'injection de 3 MPa. Lors de la compression isotrope, on constate une augmentation de la pression de pore dans les réservoirs connectés aux deux extrémités de l'échantillon. Cependant, lorsque le confinement est maintenu constant, la pression de pore continue à augmenter dans les réservoirs montrant ainsi que la pression de pore au sein de l'échantillon est supérieure à la pression dans les réservoirs. Ces observations indiquent que la vitesse de chargement mécanique est nettement supérieure au temps caractéristique du processus d'équilibre de pression entre les réservoirs et l'échantillon. Ce dernier dépend de la perméabilité et des dimensions de l'échantillon.

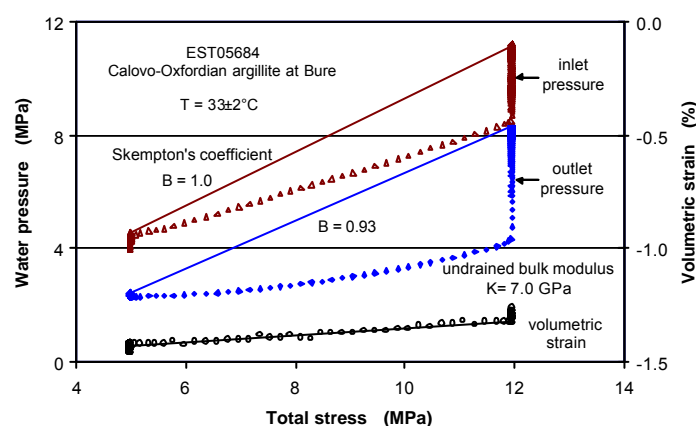


Figure 4-1 Pressions de l'eau mesurée sur les deux extrémités d'un échantillon d'argilites pendant la compression isotrope [12]

In situ, dans le Laboratoire souterrain de Meuse/Haute-Marne, l'évolution de la pression de pore dans les argilites à différentes distances de la paroi du puits d'accès est suivie par des capteurs de pression mis en place dans des forages avant le passage du front d'excavation. Les résultats sont en cours d'analyse, notamment dans le cadre du projet Européen Modex-Rep pour les résultats obtenus pendant l'excavation du puits [91].

Les premiers résultats montrent que la pression de pore décroît dans le massif au voisinage immédiat de la paroi des ouvrages (0 à ~4 m) (Figure 4-2). L'évolution de la pression est corrélée avec l'avancement du front d'excavation. Dans les zones de concentration des contraintes (liées à l'état de contrainte initial *in situ*), des surpressions transitoires sont également mesurées [92].

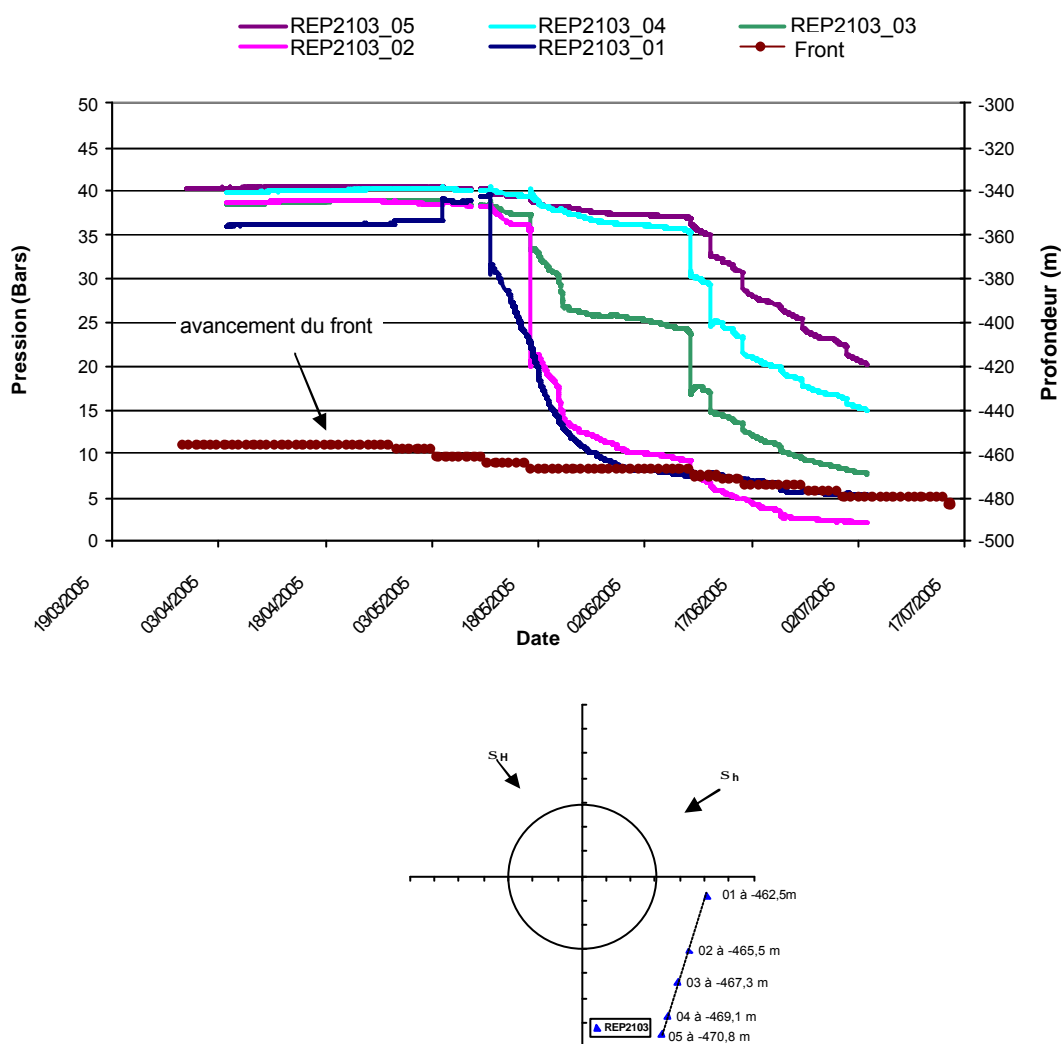


Figure 4-2 Evolution de la pression de pore dans le massif adjacent pendant le creusement du puits principal [92]

Ces résultats montrent que, pendant l'excavation, la pression de pore dans le champ proche est affectée principalement par la variation des contraintes engendrée par l'excavation. Il s'agit donc d'un couplage de la mécanique vers l'hydraulique. Par contre, compte tenu de la faible perméabilité des argilites, le drainage de la paroi des ouvrages n'a qu'un effet limité sur la

distribution de pression de pore pendant la durée de l'excavation (couplage de l'hydraulique vers la mécanique).

4.1.2. Les effets du couplage hydrique-mécanique

Le couplage hydrique-mécanique désigne les effets de la désaturation et de la re-saturation sur le comportement mécanique des argilites.

Les essais sur échantillons d'argilites montrent que la désaturation augmente le module d'élasticité par un facteur de 2 à 6 pour une variation de l'humidité relative (H_r) de 90-100% à 50% ([23], [39], [57], [76], Chiarelli 2000, **Nguyen Minh et al. 1999**). La résistance en compression uniaxiale R_c , le déviateur à la rupture $(\sigma_1 - \sigma_3)_{\max}$ sous chargement triaxial et la résistance à la traction R_t augmentent également lorsque le degré de saturation S_r diminue. Par exemple, la résistance à la compression uniaxiale R_c augmente de façon quasi linéaire d'un facteur pouvant avoisiner 10 entre un échantillon saturé et un échantillon totalement désaturé.

L'effet de la désaturation sur les propriétés mécaniques peut s'expliquer par la succion, qui joue le même rôle qu'une pression de confinement, en refermant certaines micro-fissures préexistantes et en améliorant la cohésion du matériau. Ceci conduit à une augmentation du module d'élasticité et de la résistance mécanique.

Cependant, une hétérogénéité de la succion existe au sein de l'échantillon en raison de l'hétérogénéité de la taille des pores et du gradient hydrique pouvant exister dans le matériau pendant la phase transitoire de désaturation. Des déformations différentielles peuvent ainsi se créer au sein du matériau et induire des micro-fissures hydriques. L'hétérogénéité de la succion (vraisemblablement d'autant plus forte que l'hygrométrie imposée est faible) conduit alors à réduire l'augmentation du module d'élasticité et de la résistance du matériau lorsque le chargement hydrique est brutal [23][57].

Il y a ainsi une compétition entre l'effet de confinement apporté par la succion et les microfissurations induites par l'hétérogénéité du degré de saturation dans l'échantillon. Les résultats expérimentaux semblent montrer que le premier phénomène est généralement prédominant [23] [57]. Toutefois, en ce qui concerne le module d'élasticité, il semble que le second phénomène devienne prépondérant lorsque l'humidité relative est inférieure à 50% ou la teneur en eau est inférieure à ~1,8%.

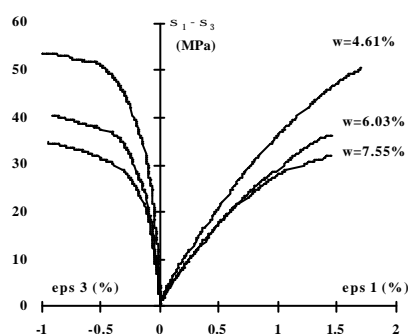


Figure 4-3 Essais de compression triaxiale à différentes teneurs en eau avec $s_3 = 10 \text{ MPa}$ ([39], Chiarelli 2000)

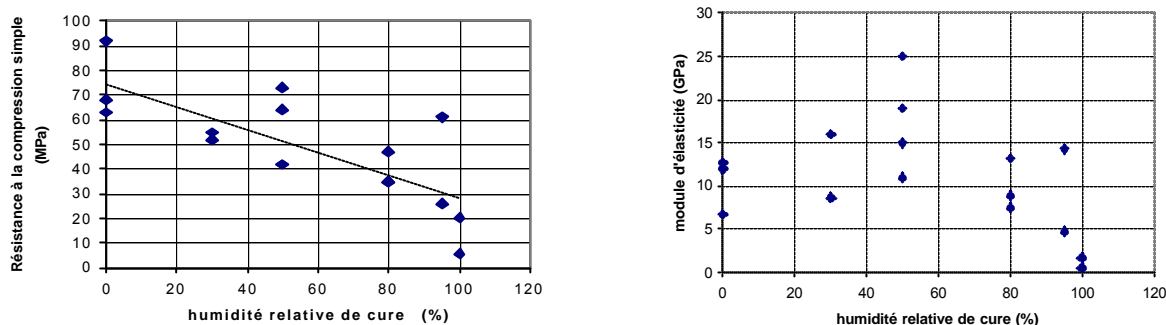


Figure 4-4 Module d'élasticité des argilites en fonction de la teneur en eau des échantillons soumis à une compression uniaxiale ([23] [57] et **Nguyen Minh et al. 1999**)

4.1.3. Les effets du couplage thermo-hydro-mécanique des argilites saturées

L'effet le plus marqué du couplage thermo-hydro-mécanique est la surpression de pore générée par une élévation de la température. Afin de mettre en évidence cet effet de couplage, un essai de fracturation par surpression d'origine thermique a été réalisé sur des échantillons d'argilites [102].

L'essai consiste à placer un échantillon d'argilites cylindrique de 24 mm en diamètre et en hauteur dans un four à micro-ondes. Ceci permet d'obtenir une élévation de la température homogène et rapide dans les échantillons. Les surfaces de l'échantillon sont libres de déplacement. La température dans l'échantillon est suivie par une caméra infrarouge.

Les essais montrent que la rupture par surpression est brutale voire explosive, dans les conditions d'essai. Le temps d'échauffement pour atteindre la rupture est d'environ 2 secondes pour une puissance d'échauffement de 700 W (pleine puissance du four à micro-ondes utilisé).

Un calcul analytique thermique et thermo-hydro-mécanique couplé montre que la température de l'échantillon à 2 secondes d'échauffement par le four à micro-ondes est d'environ 70°C, la pression de pore générée à cet instant est d'environ 2,1 MPa, (calcul utilisant les paramètres des couplages tels que : b-coefficient de Biot, M-module de Biot, α -dilatation thermique, α_m -dilatation thermique différentielle), ce qui conduit à une contrainte effective en traction de 1,3 MPa. Cette contrainte dépasse à la résistance à la traction des argilites, ce qui conduit à la rupture des argilites [102].

In situ, dans le Laboratoire souterrain du Mont-Terri, l'expérimentation thermique HE-D montre une augmentation de la pression de pore en fonction de la température en champ proche d'une source chauffante, ce qui corrobore l'existence d'un fort couplage thermo-hydro-mécanique dans un milieu poreux peu perméable (Figure 4-6) (**Wileveau 2005**). Le taux d'augmentation de pression de pore mesuré en un point durant l'essai est de 0,1 à 0,13 MPa/°C. Ce taux, qui apporte des informations sur les paramètres du couplage THM, dépend non seulement de l'élévation de la température, des propriétés THM couplées, mais aussi de la vitesse d'augmentation de la température (**Malinsky 2000**). Quand la vitesse d'augmentation de température est faible, le phénomène de diffusion intervient de manière prépondérante pour diffuser la surpression thermique.

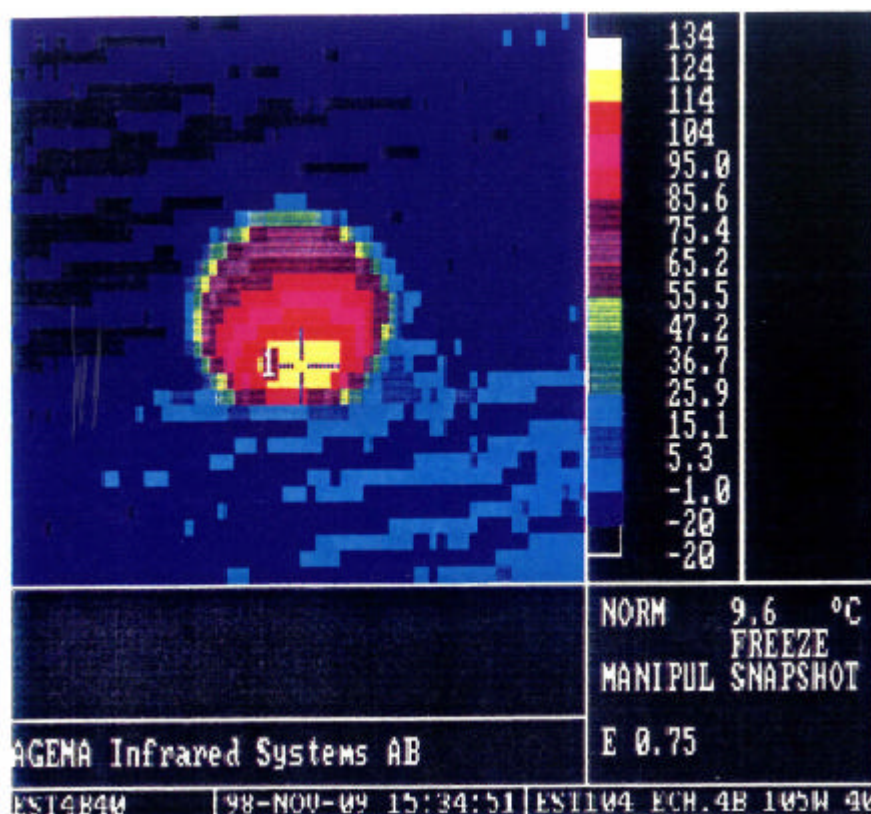


Figure 4-5 Champ de température mesurée par une caméra infra-rouge d'un échantillon ($D \times L = 24 \times 24 \text{ mm}$) après 40 secondes d'échauffement dans un four à micro-ondes à 105W [102].

La Figure 4-6 fait apparaître un paroxysme de surpression thermique lors de la 2^{ème} phase de chauffage. Ce paroxysme a deux explications possibles :

- soit la pression de pore atteint la pression de fracturation hydraulique et le fluide diffuse à travers les fractures créées (une des contraintes principales *in situ* au Mont-Terri n'est que $\sim 2 \text{ MPa}$) ;
- soit le phénomène de diffusion (drainage) devient prépondérant en comparaison avec la surpression générée par la diffusion de la chaleur lorsque la température augmente à faible vitesse (couplage THM).

Les modélisations numériques interprétatives de HE-D [14] montrent que c'est plutôt le couplage THM qui a créé ce paroxysme de surpression, car si c'était la fracturation hydraulique, la chute de pression devrait être plus brutale.

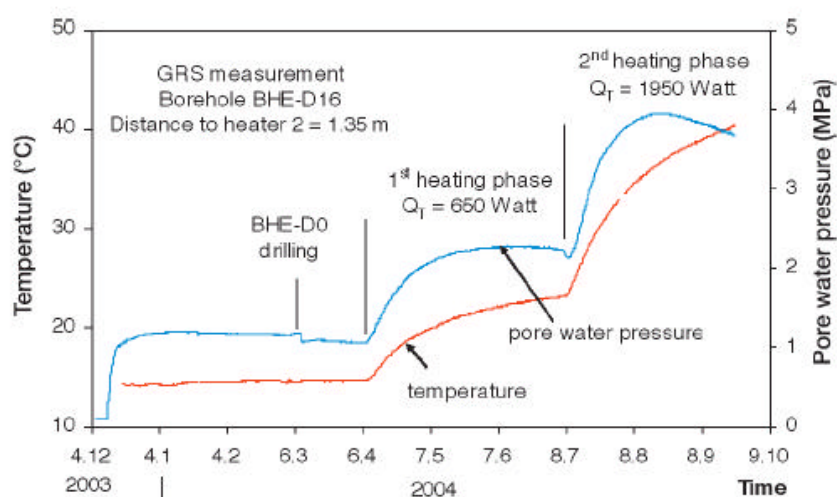


Figure 4-6 Evolution de la pression de pore dans les argilites à l'Opalinus à 1,35 m d'une sonde chauffante ($L = 6$ m, $D = 0,3$ m) (Wileveau 2005)

4.2. La détermination des paramètres du couplage hydromécanique et thermo-hydro-mécanique

4.2.1. Les paramètres b et M

Deux protocoles expérimentaux ont été développés pour déterminer les paramètres du couplage hydromécanique des argilites (coefficient de Biot b et module de Biot M) : ① méthode en cellule œdométrique et ② méthode en cellule triaxiale.

En cellule œdométrique, la détermination du coefficient de Biot b s'effectue par la réalisation de deux types de trajets de chargement hydromécanique successifs :

- un cycle de déchargement/chargement en contrainte axiale à pression interstitielle (P) constante,
- et un cycle de chargement/déchargement en pression interstitielle en maintenant la contrainte axiale constante (σ_1).

Le rapport des pentes des droites $(\epsilon_1 - \sigma_1)$ à P constante et $(\epsilon_1 - P)$ à σ_1 constante permet d'obtenir la valeur du coefficient de Biot relative à une plage de contrainte donnée (Boutéca *et al.* 1999, Bemer *et al.* 2004, Escoffier 2002).

En cellule triaxiale, la détermination des paramètres du couplage hydromécanique s'effectue par les mesures des déformations volumiques et de la pression de fluide au cours du chargement. Plusieurs types de trajets de chargement hydromécanique ont été exploités. Chaque trajet permet de déterminer les produits de b et M avec les autres paramètres mécaniques qui peuvent être déterminés à partir d'essais mécaniques purs (Escoffier 2002).

La valeur moyenne de b fournie par ces méthodes est de 0,60 avec un écart type de 0,20 pour les échantillons d'argilites situées au milieu de la couche (unités géomécaniques B et C). Les valeurs du module de Biot M déterminées sur les échantillons sont comprises entre 470 MPa et 10 600 MPa. Elles sont très variables selon la méthode expérimentale utilisée.

Incertitudes des mesures

Ces méthodes restent des méthodes indirectes, c'est-à-dire que les paramètres b et M sont calculés à partir des grandeurs physiques mesurées sur deux ou trois trajets de chargement

mécanique et hydraulique différents en condition drainée ou non drainée. Le calcul des paramètres b et M s'appuie sur les relations déduites du modèle poroélastique (Coussy 1991). Tel que souligné dans le paragraphe précédent (§4.1.1), la pression mesurée dans les talons poreux ne représentant pas réellement la pression au sein de l'échantillon, les mesures des coefficients b et M sur échantillons sont entachées d'incertitudes difficiles à quantifier.

Théoriquement, la valeur du module de Biot des argilites est au minimum celle du rapport (K_f/b) , soit 3 300 MPa si on considère que $b=0,6$. Les valeurs trop faibles de M déterminées sur échantillons sont vraisemblablement dues à une faible désaturation des échantillons, ou aux gaz piégés dans les pores malgré la phase de resaturation. Etant donné que l'air possède une très grande compressibilité, le module de Biot peut diminuer d'environ un ordre de grandeur s'il reste 1% de pores non remplis d'eau (soit 99% du degré de saturation en eau). Ceci montre combien les mesures hydromécaniques sont sensibles à l'état hydrique initial de la roche.

Dans les nombreuses relations des paramètres du couplage hydromécanique, on retient les trois relations suivantes :

- modules de compressibilité drainé K_0 et non drainé K : $K_0 = K - b^2M$
- coefficient de Biot b : $b = 1 - K_0/K_s$
- module de Biot M : $1/M = (b-\phi)/K_s + \phi / K_f$

On constate que, parmi les nombreux paramètres qui interviennent dans les relations ci-dessus, peuvent être considérés comme connus (avec une assez faible incertitude) la porosité (ϕ), le module de compressibilité non drainé (K), le module de compressibilité du fluide (K_f), le module d'élasticité non drainé (E), le coefficient de Poisson non drainé (ν). Les autres paramètres sont mal connus ou connus avec beaucoup d'incertitude.

En se basant sur ces relations, la gamme de variation des paramètres peu connus (b , M , K_0 , E_0 , ν_0) peut être calculée à partir des paramètres connus (K_f , K , E , ν). La Figure 4-7 illustre la variation du module M en fonction du module d'élasticité non drainé. Pour des modules d'élasticité non drainé variant de 4000 à 6000 MPa, le module de Biot M varie de 4300 à 8 300 MPa. De surcroît, les variations des coefficients b et M sont contraintes par plusieurs inégalités, par exemple, le coefficient de Poisson drainé doit être supérieur à zéro ($\nu_0 > 0$).

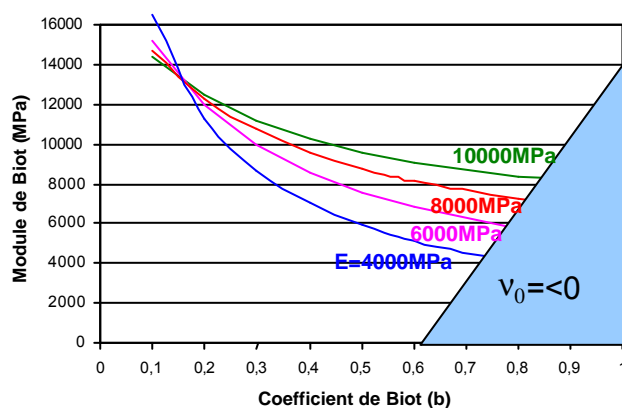


Figure 4-7 Relation entre le module de Biot et le coefficient de Biot pour différents modules de déformation non drainé avec une hypothèse de porosité de 15%

4.2.2. La mesure des paramètres du couplage hydrique-mécanique

Courbe de rétention

La courbe de rétention qui décrit la relation entre la pression de succion et le degré de saturation est déterminée par des essais de désaturation réalisés à différentes humidités relatives. Les données expérimentales ont été interprétées à l'aide de la loi proposée par Vauclin-Vachaud (Homand 1998):

$$S = \frac{100a}{a + (100P_c)^b} \quad \text{Équation 4-1}$$

où a et b sont les coefficients de la loi. Les données expérimentales peuvent aussi être représentées par la loi de Van Genuchten (1980), couramment utilisée en mécanique des sols. La loi et les paramètres associés sont les suivants:

$$p(S_r) = p_r \left[S_r^{\frac{-1}{m}} - 1 \right]^{\frac{1}{n}} \quad \text{Équation 4-2}$$

où m , n et P_r sont les paramètres de la loi.

Ces deux lois sont très proches l'une de l'autre sur la plage de variation de degré de saturation de 25 – 80%. Cependant, l'écart se creuse entre les deux lois à l'approche de la saturation totale ou de la désaturation complète. Dans ces conditions, des investigations complémentaires sont nécessaires pour savoir quelle loi est la plus pertinente.

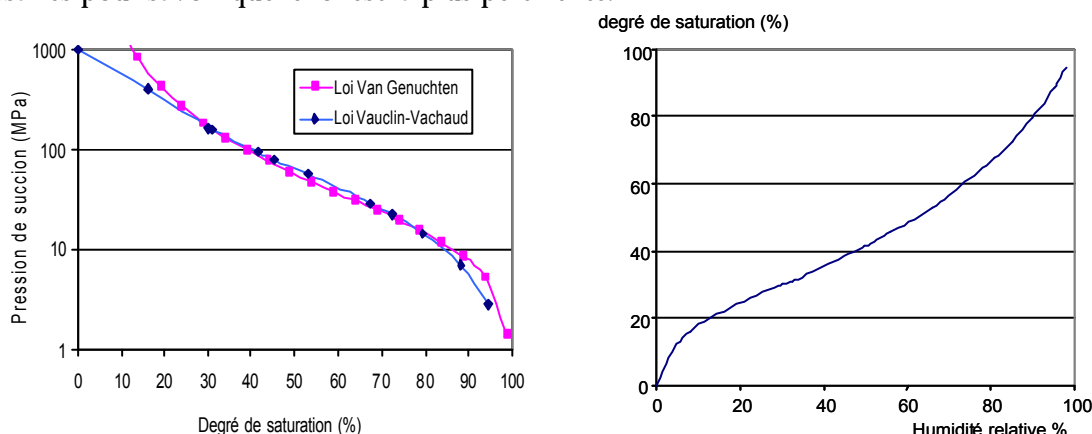


Figure 4-8 Courbe de rétention des argilites : Gauche - loi de Vauclin-Vachaud ($a = 2842$, $b = 0,906$) et loi de van Genuchten ($m = (n-1)/n$, et $n = 1,49$, $P_r = 15$ MPa) pour les argilites ; et Droite - relation moyenne entre le degré de saturation des argilites (S) et l'humidité relative de l'air (Hr)

Il est également possible de calculer le degré de saturation en fonction de l'humidité relative Hr en utilisant la courbe de rétention de la roche. Un degré d'hygrométrie (Hr) de 90% correspond à un degré de saturation des argilites de l'ordre de 80% (Figure 4-8).

Toutes les études réalisées jusqu'à présent soulignent la difficulté de calculer le degré de saturation à partir de la mesure de la teneur en eau et de la porosité. Compte tenu de sa grande sensibilité à de faibles variations de la porosité, l'erreur relative sur le degré de saturation peut atteindre $\pm 10\%$, ce qui conduit dans certains cas à des saturations calculées supérieures à 100%. Cette imprécision réside dans le fait que la porosité ou l'indice de vide varie non seulement

naturellement au sein d'un échantillon, mais également au cours de la désaturation de l'échantillon.

Perméabilité à l'eau en fonction de désaturation [61]

Par la méthode en régime transitoire, la mesure de la variation de la masse d'un échantillon au cours du temps pendant une cure hydrique permet de déterminer la perméabilité relative à l'eau en fonction de la désaturation. La Figure 4-9 montre les courbes expérimentales obtenues sur une petite galette d'argilites ($d = 50 \text{ mm}$, $h = 20 \text{ mm}$) et les courbes numériques obtenues par méthode inverse pour le premier palier de chargement hydrique (désaturation : Hr passe de 98% à 94%). Ces courbes représentent, en fonction du temps, la masse de liquide échangée rapportée à la valeur de la masse initiale de l'éprouvette en début de palier. La perméabilité à l'eau liquide déterminée par cette méthode est de $1,88 \cdot 10^{-14} \text{ m/s}$.

Le palier suivant entre 85 et 75% d'humidité relative donne une perméabilité à l'eau liquide de $1,57 \cdot 10^{-15} \text{ m/s}$, soit un ordre de grandeur de moins que pour le palier précédent.

La Figure 4-9 illustre l'évolution de la perméabilité en fonction de l'humidité relative. On constate qu'en échelle semi-logarithmique, la relation K_{lq} -Hr est quasi linéaire dans l'intervalle d'humidité relative de 60-100% [61] soit :

$$K_{lq} = K_0 \cdot e^{\alpha \cdot Hr} \quad \text{Équation 4-3}$$

avec $\alpha = 0,15$ et $K_0 = 1,7 \cdot 10^{-20} \text{ m/s}$.

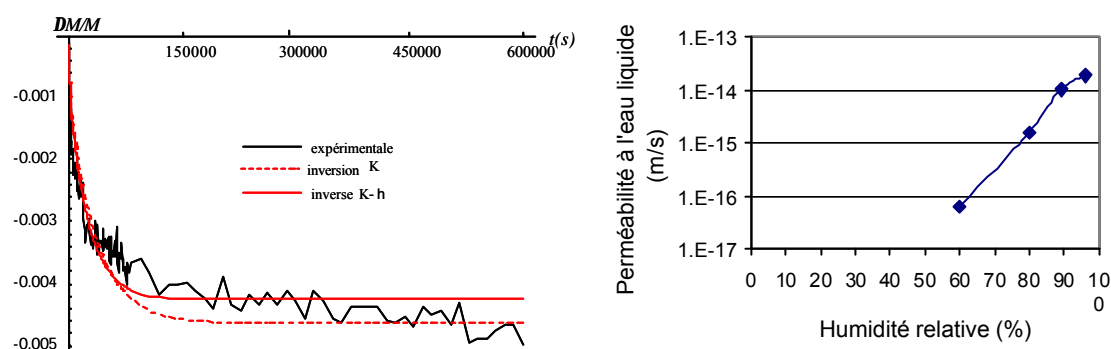


Figure 4-9 Variation relative de la masse au cours du palier Hr 98% - 94% (échantillon EST5743 issu du forage EST205 à - 502m) et évolution de la perméabilité relative des argilites à l'eau liquide en fonction de l'humidité relative de l'air ([61] et Hoxha 2004)

Cette méthode de mesure est relativement simple à réaliser techniquement, mais l'interprétation nécessite des calculs numériques complexes et des hypothèses sur la non linéarité des paramètres hydriques et hydrauliques. Il est intéressant d'exploiter des méthodes en régime permanent pour comparer les résultats et évaluer les incertitudes.

Déformation associée à la désaturation et resaturation

Les mesures réalisées sur échantillons d'argilites montrent que les déformations induites par la désaturation sont contractantes, et qu'elles sont relativement importantes : de l'ordre de 0,5% (contractance/retrait) lorsque l'humidité relative passe de 100% à 66%. Elles sont comparables

aux déformations mécaniques générées à la paroi d'une galerie creusée dans les argilites du Callovo-Oxfordien [23] [57].

Compte tenu de la microstructure des argilites, où les feuillets d'argile sont majoritairement orientés horizontalement lors de la sédimentation, ces déformations hydriques sont anisotropes : celles perpendiculaires à la stratification sont plus élevées que celles parallèles à la stratification.

La déformation des argilites de Meuse/Haute-Marne produite par la désaturation est comparable à celle observée sur les argilites du site de Tournemire. La déformation volumique atteint 1,5% pour une diminution de l'humidité relative de 100% à 15%, soit une déformation linéique de 0,5% ([23], [57] et Ramambasoa 2001). Sous certaines conditions aux limites mécaniques, cette contraction est responsable de contraintes en traction et elle est susceptible de produire un endommagement hydrique de la roche.

Pendant les phases de resaturation (réhumidification), une dilatance traduisant le gonflement des argilites est observée, mais avec une amplitude environ 4 à 5 fois plus faible que celle de la contractance induite par la désaturation. Ainsi un cycle de désaturation-resaturation génère des déformations hydriques irréversibles [23].

Sans confinement, mais sous une contrainte axiale de 1,5 à 4 MPa, le gonflement de l'échantillon peut atteindre plus de 1% à 2% entre 30% et 100% d'humidité relative (Figure 4-10) [62]. On constate également une phase d'accélération du gonflement entre 70% et 99% d'humidité. 80% du gonflement de l'échantillon est produit au cours de cette phase. Entre 40% et 70% d'humidité relative, le gonflement est quasi linéaire par rapport à la variation de l'humidité, le taux de gonflement (déformation α_h) est de $1,6 \cdot 10^{-4}$ /degré d'humidité. Entre 70% et 100% d'humidité relative, le gonflement est fortement non linéaire, le taux de gonflement atteint 310^{-3} /degré d'humidité, beaucoup plus élevé que dans la phase linéaire.

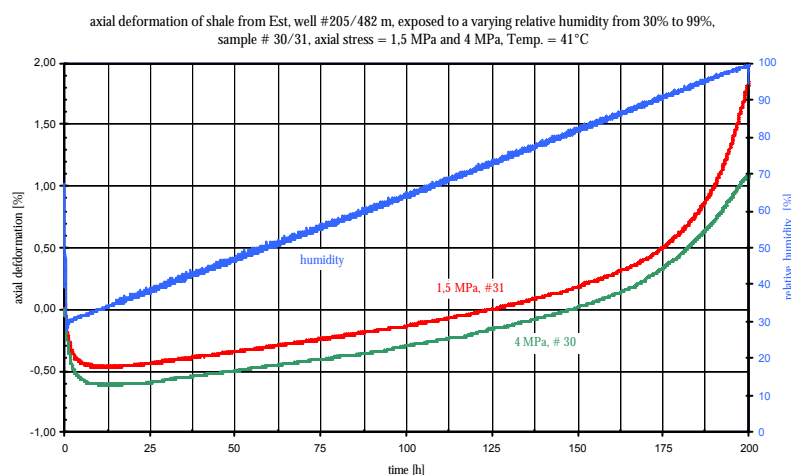


Figure 4-10 Evolution de la déformation axiale d'un échantillon d'argilites sur un trajet de taux de réhumidification constant (Freissmuth 2002)

La notion de taux de déformation associée à la variation d'humidité relative a un grand intérêt dans la modélisation numérique. En effet, elle autorise le traitement du couplage hydrique-mécanique d'une manière similaire à celui du couplage thermomécanique : le gonflement et le retrait peuvent être traités comme la dilatation thermique ou la contraction thermique sans passer par le formalisme du milieu continu non saturé.

En comparaison avec le coefficient de dilatation thermique, la déformation engendrée par une variation d'un degré d'humidité relative est supérieure à celle d'une variation de température de 10°C. Ainsi, pendant le prélèvement, le transport et la conservation des échantillons, l'impact de

la variation d'humidité relative sur l'état physico-chimique des argilites est bien plus important que celui induit par la variation de la température.

Pression de gonflement des argilites

Le gonflement des argilites dû à un changement de teneur en eau peut se produire dans deux cas :

- lors du processus de resaturation lorsque les argilites se trouvent dans un état partiellement saturé. Dans ce cas, le gonflement est une dilatance provoquée par la diminution de la pression capillaire (phénomène inter particulaire) et par l'absorption de l'eau par des ions présents dans les interfeuillets des argiles, principalement des smectites (phénomène intraparticulaire),
- lors d'un apport de fluide extérieur, même si les argilites sont initialement totalement saturées. Dans ce cas, les ions dans les espaces des interfeuillets d'argile continuent à absorber de l'eau jusqu'à atteindre un nouvel équilibre chimico-mécanique. Ceci se traduit par un écartement des feuillets de smectites, et macroscopiquement par un gonflement.

Le gonflement peut se traduire sous la forme d'une déformation lorsque le matériau n'est pas confiné ou sous forme d'une pression lorsque les déformations macroscopiques sont empêchées.

A l'instar de la contrainte thermomécanique, on ne peut pas déterminer une pression de gonflement sans définir la gamme de variation de humidité relative ou de teneur en eau et sans définir les conditions aux limites mécaniques.

Parmi les différentes définitions et protocoles de mesure de pression de gonflement dans la littérature, on distingue deux types de pression de gonflement :

- la première est une pression générée à volume constant lors d'une réhydratation, notée $P_{g\varepsilon}$
- la deuxième est un seuil de contrainte (ou pression) pour lequel les déformations macroscopiques en réhydratation sont bloquées, notée $P_{g\sigma}$, c'est-à-dire pour lequel il n'y a ni variation de déformation ni variation de contrainte (qui a été imposée) dans le matériau en présence d'une source d'hydratation, ou qu'il y a égalité entre la dilatance liée au gonflement et la contractance induite par la plasticité du matériau engendrée pendant la hydratation.

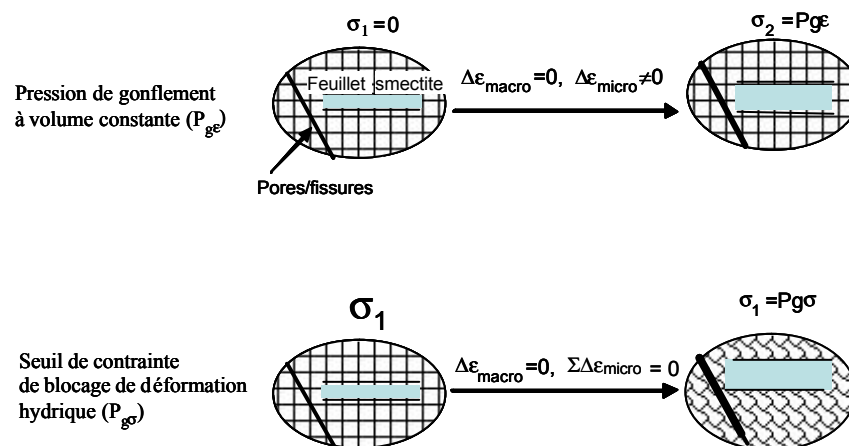


Figure 4-11 Modèles conceptuels de l'évolution mécanique à l'échelle microscopique pour les deux définitions de la pression de gonflement

Dans le premier cas ($P_{g\varepsilon}$), l'hydratation des feuillets d'argile et l'absorption de l'eau par force capillaire des pores ont lieu partiellement du fait du volume constant imposé au matériau. Un ré-équilibre en déformation à l'échelle microscopique se produit au sein du matériau :

l'augmentation des espaces inter-feuillets est absorbée partiellement par les déformations de la matrice solide tout en maintenant la déformation macroscopique du matériau nulle.

Dans le deuxième cas ($P_{g\sigma}$), le processus de re-hydratation est partiellement bloqué par la présence d'un niveau de contrainte suffisamment élevé. Le gonflement des feuillets d'argile est soit empêché parce qu'un équilibre chimico-mécanique est établi dans les espaces inter-feuillets, soit par un équilibre entre le gonflement des feuillets d'argile et la contractance de la matrice solide due à la plasticité associée à la hydratation.

Les deux contraintes ($P_{g\sigma}$ et $P_{g\epsilon}$) se rapprochent lorsque le matériau a une teneur élevée en smectites, elles s'écartent lorsque la teneur en argile gonflante est faible. En général, la valeur $P_{g\sigma}$ devrait être supérieure à $P_{g\epsilon}$.

$$P_{g\sigma} > P_{g\epsilon}$$

L'essai à volume constant dans un œdomètre donne la pression de gonflement ($P_{g\epsilon}$), tandis que les essais de type Fredlund et Huder-Amberg (cf. Bultel 2001) donnent le seuil de contrainte permettant de bloquer les déformations hydriques macroscopiques ($P_{g\sigma}$).

Les mesures de pression de gonflement des argilites de Meuse/Haute-Marne ont été principalement réalisées sur les argilites de la partie supérieure de la couche. Ils s'agit de mesures sur des échantillons d'argilites à l'état naturel (carottes) qui sont partiellement désaturées ($S_0 \sim 70$ à 90%) en raison de la conservation des échantillons et de la fabrication des éprouvettes.

On constate que la pression de gonflement à volume constant $P_{g\epsilon}$ est de 0,6 MPa pour les argilites de l'unité A (partie supérieure de la couche d'argilite). La contrainte permettant de bloquer la déformation macroscopique (essais de type Huder-Amberg) en hydratation $P_{g\sigma}$ est 1,0 MPa ([19], **Andra 2005c**). Les mesures sur les argilites provenant du milieu de la couche sont en cours de réalisation.

Difficultés expérimentales

Si le phénomène de gonflement est observé qualitativement en laboratoire, il est cependant très difficile de caractériser quantitativement les paramètres $P_{g\epsilon}$ et $P_{g\sigma}$.

En effet, l'hydratation est un processus lent du fait de la très faible perméabilité et de la faible porosité des argilites. La durée d'homogénéisation à un degré de saturation donné est estimée à plusieurs semaines voire à plusieurs mois pour un échantillon de quelques centimètres d'épaisseur. De surcroît, il est impossible *a priori* d'hydrater un échantillon sans créer un fort gradient hydrique au sein de celui-ci. Le choc hydrique peut créer de l'endommagement (microfissuration) et par conséquent modifier la microstructure et la réponse hydrique-mécanique couplée de la roche.

Pour les argilites saturées, la composition chimique de l'eau joue un rôle essentiel dans le gonflement[62]. Nous avons constaté au §3.1 que les ions Ca^{++} , Na^+ et Mg^{++} ont une grande capacité d'hydratation, ce qui favorise le phénomène de gonflement et crée des fissures. L'ion K^+ possède une faible capacité d'hydratation, il se substitue aux cations initialement présents dans les interstratifiées I/S et donc diminue le potentiel de gonflement de la roche. D'autres phénomènes chimiques complexes de second ordre (réaction chimique des minéraux avec l'eau non équilibrée, hydrolyse, etc.) peuvent également faire varier le volume de la roche. Ceci montre combien les mesures du potentiel de gonflement sont complexes et délicates à réaliser.

4.2.3. Les paramètres du couplage TM et THM dans les argilites

En mécanique des milieux poreux, les principaux paramètres caractérisant le couplage thermomécanique et thermo-hydro-mécanique sont :

- le coefficient de dilatation thermique linéique non drainé α ,
- et le coefficient de dilatation thermique différentielle α_m

Les coefficients de dilatation thermique ($//$ et \perp à la stratification) des argilites peuvent mesurés à l'aide d'un dilatomètre automatique sur des éprouvettes ou à l'aide d'un système de bain chauffant sur des échantillons munis des jauges de déformation, sans confinement ou avec confinement (cellule triaxiale classique). Au stade actuel des connaissances, le coefficient de dilatation thermique des argilites entre 20 et 90°C est compris entre 0,8 et $1,2 \cdot 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ dans la direction parallèle à la stratification, et entre 1,2 et $1,9 \cdot 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ dans la direction perpendiculaire à la stratification (**Andra 2005c**).

Sur les argilites à Opalinus du Mont-Terri, on constate qu'en refroidissement, le coefficient de contraction thermique est inférieur au coefficient de dilatation :

- $1,6 \cdot 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ en dilatation et $0,9 \cdot 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ en contraction dans la direction \perp à la stratification
- et $1,5 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ en dilatation et $2 \cdot 10^{-7} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ en contraction dans la direction $//$ à la stratification [12].

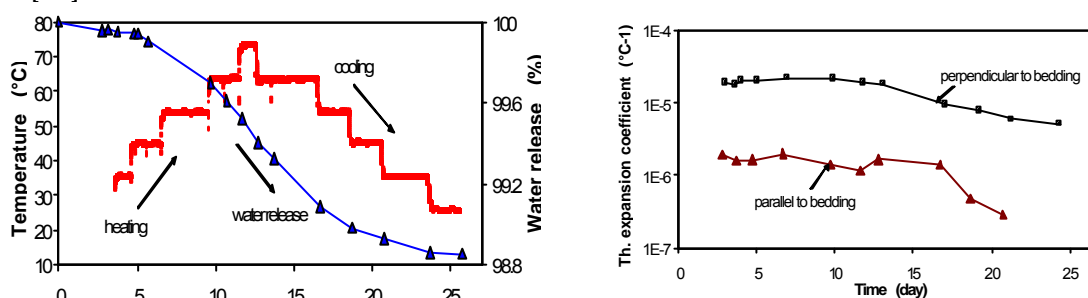


Figure 4-12 Résultats des mesures des coefficients de dilatation ou de contraction thermique sur les argilites à l'Opalinus [12]

Ces résultats suggèrent que les déformations thermiques ne sont pas réversibles. Toutefois ce résultat est à prendre avec précaution, car ce phénomène thermomécanique dépend sans doute à la fois de l'amplitude de variation de température, mais aussi de la vitesse de variation de la température et de la condition hydraulique de l'essai.

Une fois encore, on souligne la difficulté de savoir si les essais thermiques sont réellement en condition drainée ou non drainée pendant les mesures de dilatation ou contraction.

Le coefficient de dilatation thermique différentiel α_m est également appelé le « coefficient d'apport de masse fluide thermique drainé isochore ». Au stade actuel des connaissances, il n'existe pas de méthode de mesure directe de ce coefficient α_m . Cependant, il existe un modèle théorique permettant de déterminer ce coefficient à partir du coefficient de dilatation thermique non-drainé, de la porosité du matériau et des paramètres du couplage hydromécanique b et M :

$$\left. \begin{aligned}
 \mathbf{a}_m &= (b-f) \mathbf{a}_0 + f \mathbf{a}_f \\
 \mathbf{a}_0 &= \frac{\mathbf{a} - B_s f \mathbf{a}_f}{1 - B_s f} \\
 B_s &= \frac{bM}{K}
 \end{aligned} \right\} \text{Équation 4-4}$$

En se basant sur les valeurs des coefficients du couplage hydromécanique, la valeur du coefficient α_m est estimée entre 1 à $2 \cdot 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ (**Andra 2005c**).

Soulignons qu'il s'agit d'une valeur théorique. L'incertitude de α_m dépend des incertitudes sur le coefficient de Biot, de la porosité et du coefficient de dilatation thermique non-drainé.

Afin de lever les incertitudes sur les paramètres du couplage THM, l'interprétation des mesures thermomécaniques et THM dans des expérimentions thermiques *in situ* est privilégié. L'avantage des mesures THM *in situ*, par rapport aux mesures sur échantillons est que :

- les conditions initiales des roches sont maîtrisées,
- l'état hydraulique des roches est moins perturbé,
- la base des mesures de déformations thermiques est généralement métrique, soit un ordre de grandeur de plus que sur échantillons,
- et la surpression induite par la dilatation thermique différentielle peut être mesurée car l'échauffement concerne plusieurs dizaines m^3 de roche, tandis que sur échantillons, ce type de mesure est irréaliste (cf. au §4.1 la discussion sur la mesure de pression interstitielle sur échantillon).

4.2.4. Le couplage thermique sur le comportement mécanique différé - influence de la température sur la vitesse de fluage

Les essais de fluage sous température montrent que :

- la vitesse de fluage augmente avec la température, elle est pratiquement multipliée par un facteur de 1,5 lorsque la température augmente de 30°C (de 20°C à 50°C) et par un facteur d'environ 3 en moyenne lorsque la température augmente de 60°C (de 20 à 80°C) (**Andra 2005c**).
- les essais multipaliers à une température constante de 80°C montrent que la vitesse de fluage moyenne varie de $3,5 \cdot 10^{-11}$ à $3,5 \cdot 10^{-10} \text{ s}^{-1}$ selon le niveau du déviateur et la durée de l'essai. Cependant, comme le montre la Figure 4-13, la vitesse de fluage en température décroît progressivement au cours du temps pour le palier à déviateur limité ($\sigma_d = 10 \text{ MPa}$) et reste à une valeur d'environ 10^{-10} s^{-1} pour le palier à déviateur élevé ($\sigma_d = 15 \text{ MPa}$).

En refroidissement, une diminution de la température de 60°C à 40°C bloque la déformation viscoplastique. Au bout de 3 mois, le fluage n'est toujours pas ré-activé. Il ne redémarre que lorsque la température est de nouveau augmentée à 60°C [12]. A partir de ce résultat, on ne peut pas conclure que le fluage est définitivement bloqué, car le temps d'essai est relativement court. Il n'en demeure pas moins une interrogation sur la raison et le mécanisme de blocage du fluage sur une si longue durée (3 mois).

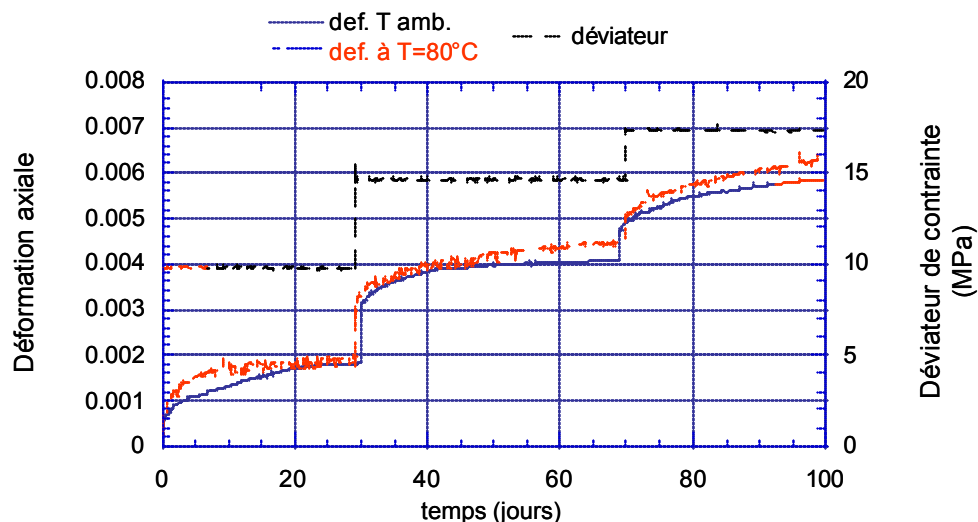


Figure 4-13 Influence de la température sur le fluage : déformation axiale dans le temps pour trois déviateurs à température ambiante et à 80°C (Gasc et al. 2002)

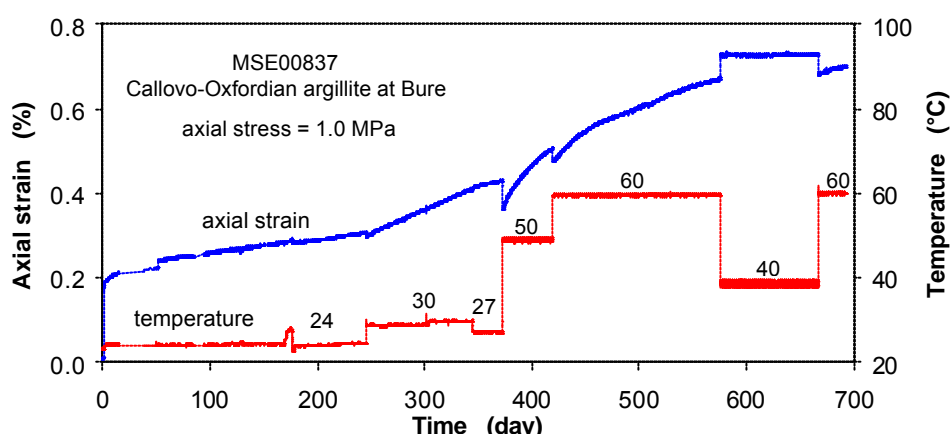


Figure 4-14 Essais de fluage à différents paliers de température[12].

4.3. Conclusions et perspectives

Les résultats expérimentaux exposés dans ce chapitre illustrent le potentiel de couplage entre le comportement mécanique des argilites, la pression d'eau, le degré de saturation et la température.

Entre la mécanique et la pression d'eau, le couplage est très difficile à quantifier en raison des fortes incertitudes qui existent sur la représentativité des mesures de la variation de pression interstitielle du fait de la très faible perméabilité des argilites. L'évolution de la contrainte mécanique pendant les essais est souvent beaucoup plus rapide que la diffusion de la pression. Pour cette même raison, les mesures des paramètres du couplage hydromécaniques b et M sur échantillons sont entachées d'incertitudes difficiles à quantifier.

Les déformations liées à la désaturation et à la resaturation sont importantes. Le taux de déformation est compris entre $1 \cdot 10^{-4}$ à $3 \cdot 10^{-3}$ par degré de variation d'humidité relative, très variable en fonction de l'humidité relative. Ces déformations hydriques sont suffisamment élevées pour créer des contraintes de traction et par conséquent entraîner une fissuration hydrique, sous certaines conditions mécaniques.

En comparaison avec le coefficient de dilatation thermique, la déformation engendrée par une variation d'un degré d'humidité relative est supérieure à celle d'une variation de température de 10°C. Ainsi, pendant le prélèvement, le transport et la conservation des échantillons, l'impact de la variation d'humidité relative sur l'état physico-chimique des argilites est bien plus important que celui induit par la variation de la température.

Deux définitions de pression de gonflement sont proposées, $P_{g\epsilon}$ et $P_{g\sigma}$. La première est une pression générée à volume constant lors d'une réhydratation, la seconde est un seuil de contrainte auquel les déformations macroscopiques en réhydratation sont bloquées. Cette distinction permet d'expliquer l'écart des mesures fourni par différents protocoles d'essai. La pression de gonflement n'est pas une propriété intrinsèque de la roche, elle dépend de l'état initial de la roche et du protocole expérimental.

L'augmentation de la pression de pore et l'éventuelle fracturation des argilites par la surpression d'origine du couplage THM ont été mises en évidence. Cependant, pour déterminer les coefficients de dilatation thermique α et α_m , on se heurte à la représentativité de la condition hydraulique (drainée ou non drainée) pendant les essais sur échantillons.

C'est par méthode inverse et par l'interprétation des mesures THM dans les expérimentations thermiques *in situ* que l'on doit pouvoir réduire les incertitudes sur les paramètres du couplage THM, notamment sur le paramètre de dilatation différentielle α_m .

La vitesse de fluage est sensible à la température. Elle est multipliée par un facteur 3 en moyenne lorsque la température passe de 20 à 80°C. Une baisse brutale de la température de 60 à 40°C annule le fluage pendant 3 mois. La raison pour laquelle la baisse de température peut freiner le fluage sur un temps si long reste encore une question ouverte.

5. LES MODELISATIONS DU COMPORTEMENT MECANIQUE DES ARGILITES

Les modélisations numériques du comportement mécanique des ouvrages de stockage sont de première importance pour démontrer la faisabilité d'un stockage. Alors que le comportement des ouvrages à court terme peut être démontré par la construction des ouvrages similaires à ceux d'un stockage dans le Laboratoire souterrain, leur comportement à long terme (au-delà de quelques années à quelques décennies) ne peut être évalué que par modélisations numériques utilisant des modèles rhéologiques mécaniques et THM couplés développés à partir d'essais sur échantillons et d'expérimentations *in situ*.

La première partie de ce chapitre est consacrée à une synthèse des modèles rhéologiques de prédiction du comportement à court terme et à long terme des argilites. Ces modèles ont été développés à partir des essais sur échantillons. Leurs validations font l'objet d'expérimentations *in situ* actuellement en cours dans le Laboratoire souterrain de Meuse/Haute-Marne.

La deuxième partie de ce chapitre est dédiée à une analyse des phénomènes mécaniques et thermo-hydro-mécaniques couplés sur la base des modélisations numériques du comportement d'une alvéole de déchets vitrifiés (déchets C).

5.1. Les modèles rhéologiques du comportement mécanique à court terme

Sur la base des observations et des mesures sur échantillons, six catégories de modèle rhéologique des argilites de Meuse/Haute-Marne ont été élaborées dans différentes études, notamment dans le projet Européen Modex-Rep [6], [54],[58]. Parmi celles-ci, deux prennent en compte le couplage hydromécanique en conditions saturées ou non saturées. De surcroît, chaque catégorie peut comporter plusieurs formulations mathématiques selon les phénomènes que le développeur du modèle désire étudier en priorité. Ces modèles sont :

- 1) des modèles élastoplastiques parfaits, notés **EPP**,
- 2) des modèles élastoplastiques avec écrouissage, notés **EPE** dans lesquels l'endommagement est traduit par un écrouissage positif du critère de plasticité et la phase post-rupture par un écrouissage négatif du critère de rupture,
- 3) des modèles élastoplastiques endommageables, **EPD**, basés sur la mécanique de l'endommagement,
- 4) des modèles élastoplastiques endommageables hydromécaniques couplés à l'état saturé, **EPDHM**, basés à la fois sur la mécanique de l'endommagement et sur la mécanique des milieux poreux,
- 5) des modèles élastoplastiques endommageables hydrique-mécaniques couplés pour modéliser le comportement des argilites partiellement saturées, notés **EPNS**,
- 6) enfin un modèle discret utilisé par ITASCA (code PFC-AC/DC), simulant le comportement de la roche par un assemblage de particules [6].

5.1.1. Les modèles élastoplastiques parfaits (EPP)

Ces modèles répondent essentiellement à un objectif d'ingénierie qui est le dimensionnement des soutènements et revêtements définitifs. Ils sont caractérisés par un critère de rupture de type Mohr-Coulomb. Les modèles EPP présentent l'avantage de pouvoir être utilisés avec des solutions analytiques ou semi-analytiques pour un tunnel circulaire, et avec la méthode convergence-confinement (Panet et Fourmaintraux 1976) dans le dimensionnement des ouvrages : méthode d'excavation, épaisseur de revêtement, distance de pose du revêtement.

Les modèles EPP, qui considèrent un comportement élastique linéaire avant la résistance au pic, surestiment l'extension des zones fracturées car ils ne tiennent pas compte du comportement non linéaire de la roche avant rupture.

5.1.2. Les modèles élastoplastiques avec écrouissage (EPE)

Les modèles EPE sont développés respectivement par (Ghoreychi 1997, **Miehe 2004**), ainsi que dans le cadre du projet Modex-Rep ([5] [6] [21] [24] [90]). Ils sont caractérisés par :

- un critère de plasticité pour simuler l'initiation de l'endommagement,
- un écrouissage positif du critère d'endommagement et un potentiel d'écoulement plastique pour caractériser le développement des déformations plastiques avant la rupture,
- un critère de rupture et un écrouissage négatif du critère de rupture pour reproduire le comportement post-rupture du matériau,
- une loi d'écoulement associée ou non associée pour calculer les déformations plastiques de façon à caractériser l'endommagement et la fracturation,
- un comportement élastique linéaire en décharge, sans endommagement élastique,
- la non prise en compte du couplage hydromécanique.

Le critère de plasticité proposé est soit dérivé du critère de Drucker-Prager en prenant en compte la géométrie du tenseur de contrainte (Ghoreychi 1997), soit du critère de Hoek-Brown développé dans le cadre du projet européen Modex-Rep ([5] [6] [21] [24] [90]), soit du critère de Mohr-Coulomb (**Miehe 2004**).

Ces modèles ont l'avantage de rester simples avec un nombre limité des paramètres (pas de variable d'endommagement), tout en permettant de reproduire facilement les courbes expérimentales des argilites saturées. Ils permettent d'estimer l'extension de la zone fracturée et microfissurée autour d'une structure souterraine.

Cependant, les modèles EPE ne prennent pas en compte l'évolution des propriétés élastiques du matériau, car l'endommagement est traité au travers de la formulation de la plasticité. Ils ne simulent pas l'état mécanique à l'échelle microscopique du matériau : taux de fissuration, contrainte effective. Enfin, leur potentiel d'écoulement plastique est difficile à caler à partir des essais sur échantillons car l'endommagement élastique n'est pas pris en compte dans la déformation totale.

5.1.3. Les modèles élastoplastiques endommageables (EPD)

Les modèles EPD ([11], **Aublivé 2003**, **Hoxha et al. 2003**, Chiarelli 2000, Chiarelli 2003) sont caractérisés par :

- un comportement élastique endommageable caractérisé par un module d'Young qui décroît, de manière isotrope ou anisotrope, en fonction de l'intensité de la microfissuration,
- un critère d'endommagement exprimé en termes de déformations élastiques,
- un critère de plasticité dépendant de la géométrie des contraintes,
- un couplage entre la plasticité et l'endommagement, par l'application simultanée des conditions de cohérence sur les critères de plasticité et d'endommagement,
- une loi d'écoulement non associée pour calculer les déformations plastiques irréversibles.

La surface de charge plastique est de forme parabolique et dépend des trois invariants des contraintes et de la variable d'endommagement. La loi d'écoulement non associée permet de décrire la transition entre contractance et dilatance observée sur les courbes de déformations

volumiques des essais. Le comportement post-rupture radoucissant des argilites est reproduit par la combinaison du modèle d'endommagement et du critère de plasticité parfaite.

Ces modèles tiennent compte de la dégradation des propriétés élastiques des argilites au cours de chargement. Ils séparent le phénomène d'endommagement (dégradation des propriétés élastiques) et la plasticité (déformations irréversibles).

5.1.4. Les modèles poroélastoplastiques endommageables (EPDHM) – hydromécaniques couplés

Les modèles EPDHM ([11], **Aublivé 2003, Hoxha et al. 2003, Jia 2004**) sont caractérisés par :

- une approche poromécanique, c'est-à-dire la prise en compte de la pression de pore dans le tenseur de contrainte effective via le coefficient de Biot,
- un comportement endommageable caractérisé par les variations du module d'Young, du coefficient de Biot et du module de Biot en fonction de l'intensité de l'endommagement,
- un critère d'endommagement exprimé en terme de déformation,
- un critère de plasticité exprimé en contrainte effective,
- une loi d'écoulement non associée pour calculer les déformations plastiques irréversibles.

Comme pour les modèles EPD, les critères d'initiation de la plasticité et de la rupture sont basés sur une extension du critère de Drucker-Prager. Ils dépendent des trois invariants du tenseur des contraintes et de la variable d'endommagement. La loi d'écoulement non associée permet de décrire les déformations volumiques irréversibles.

Avec ces modèles, les déformations volumiques génèrent des variations de pression de pore (couplage M→H) et la pression de pore influe sur les contraintes effectives (couplage H→M) et donc sur l'initiation et le développement de l'endommagement et de la fissuration. Ils permettent de relier la perméabilité de la roche et l'état de fissuration de la roche via le paramètre d'endommagement et le tenseur des déformations plastiques.

La principale difficulté de l'utilisation de ces modèles réside dans la détermination des critères de rupture et d'endommagement des argilites en contraintes effectives. En effet, les essais sur échantillons d'argilites sont dans la plupart des cas non drainés. Des hypothèses supplémentaires sont nécessaires pour établir les critères en contraintes effectives (Kharkhour 2001, Kharkhour et Jabbouri 2001). La validité de ces hypothèses demeure néanmoins difficile à vérifier, tant par essais sur échantillon que par expérimentations *in situ*.

5.1.5. Les modèles poroélastoplastiques endommageables en non saturé (EPNS) – hydromécaniques couplés

Ces modèles (*Ata et al. 2000, Bourgeois 2002, Hoxha et al. 2003, Jia 2004*) prennent en compte les déformations et les contraintes induites par la désaturation.

Ils sont caractérisés par :

- une description du milieu poreux saturé en deux phases : une phase liquide et une phase gazeuse composée d'un mélange d'air sec et de vapeur d'eau,
- une loi d'homogénéisation pour l'expression de la contrainte effective mécanique (contrainte nette) en tenant compte des pressions du fluide et du gaz,
- une distinction entre les déformations plastiques dues à la contrainte et celles dues à la succion, ce qui permet de décrire la compaction plastique et le gonflement du matériau sous l'effet d'une variation de succion à contrainte nette constante,

- une loi d'écoulement plastique non associée pour les déformations plastiques induites par la contrainte,
- une déformation plastique volumique due à la succion.

La plasticité induite par la contrainte est décrite par un critère de type Drucker-Prager auquel est ajouté l'effet de la géométrie des contraintes (l'angle de Lode) et de la succion. Pour la plasticité induite par la succion, une loi associée est utilisée.

5.1.6. Le modèle discret – simulation du comportement de la roche par un assemblage de particules (AC/DC – code PFC)

A l'opposé des modèles présentés précédemment basés sur la mécanique des milieux continus, ce modèle repose sur une description du milieu représenté comme un assemblage de particules sphériques de diamètre variable, liées les unes aux autres par des liaisons cimentées permettant de reproduire la cohésion interparticulaire. Chaque contact inter-particulaire est matérialisé par un matériau dit "Parallel Bond", caractérisé par une contrainte limite de rupture à la traction et au cisaillement. Ainsi des forces de traction peuvent être générées sur ces contacts, tout en conservant le contact physique entre les particules.

Une dizaine de paramètres élastoplastiques des particules et des « Parallel Bond » sont nécessaires pour définir le comportement macroscopique du matériau ([5] [6] [58]). Ces paramètres sont : ① les rigidités normales et tangentielles des particules ; ② leur coefficient de frottement ; ③ les rigidités normales et tangentielles des liaisons « Parallel Bond » et leur limite de rupture en traction et cisaillement. Le calage de ces paramètres a été effectué en simulant des essais de compression triaxiale sur des argilites dans le cadre du projet Modex-Rep [6]. La difficulté majeure dans cette approche réside dans la détermination des propriétés microscopiques des contacts entre particules permettant de reproduire le comportement macroscopique du matériau physique. Dans ce cas, il faut tout d'abord déterminer le comportement représentatif du matériau étudié, puis choisir les micro propriétés appropriées, par l'intermédiaire d'un processus de calage dans lequel la réponse du matériau synthétique est comparée directement à la réponse du matériau de référence.

Le modèle discret est performant pour la compréhension des phénomènes tels que la contrainte de traction due à l'hétérogénéité, l'initiation d'endommagement et le développement de la fissuration et de la localisation des fissures.

Commentaires sur les modèles rhéologiques: Au stade actuel des connaissances, on ne dispose pas suffisamment d'éléments pour dire quels modèles sont les plus pertinents et lesquels le sont moins. L'un des objectifs principaux des expérimentations mécaniques *in situ* dans le Laboratoire souterrain de Meuse/Haute-Marne, est justement de tester la capacité des modèles à reproduire les phénomènes *in situ* et d'améliorer les modèles rhéologiques des argilites. C'est dans ce sens que le projet Européen Modex-Rep a été mis en place en 2000 pour valider les modèles hydromécaniques des argilites en analysant les mesures obtenues pendant l'excavation du puits du Laboratoire souterrain de Meuse/Haute-Marne.

De surcroît, selon le type de chargement mécanique (avec ou sans ventilation, température, resaturation) et en fonction de l'objectif des modélisations, la performance des modèles varie.

5.2. Les modèles rhéologiques du comportement à long terme

Deux types de modèles du comportement différé des argilites ont été développés : les modèles viscoplastiques et les modèles à endommagement différé.

Les modèles viscoplastiques se basent sur l'existence d'un potentiel de déformation viscoplastique exprimé en contrainte, alors les modèles d'endommagement différé sont fondés

sur l'évolution différée de la microstructure (endommagement élastique, écrouissage du critère de rupture) dont la vitesse de l'évolution ne dépend que de la déformation actuelle.

5.2.1. Le modèle viscoplastique

Modèle de Lemaître sans seuil

En s'appuyant sur les résultats des essais de fluage à température ambiante et à température élevée, et des essais de relaxation, un modèle de type Lemaître⁵ (ou Norton modifié) a été proposé (Ghoreychi 1997, Gasc 1999). Il tient compte de la non-linéarité du fluage par rapport à la température :

$$\dot{\mathbf{e}}^{vp} = A(T) \left(\frac{Q}{\sigma_0} \right)^n (\mathbf{e}_{eq}^{vp})^m \frac{\partial Q}{\partial \mathbf{s}} \quad \text{Équation 5-1}$$

où $A(T)$ est la fonction exprimant l'influence de la température :

$$A(T) = A_0 \exp\left(-\frac{B}{RT}\right) \quad \text{Équation 5-2}$$

σ_0 est une contrainte de référence, qui vaut 1 MPa ;

B est l'énergie d'activation ($\text{J}\cdot\text{mol}^{-1}$) ;

R est la constante de Boltzmann ($R = 8,32 \text{ J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) ;

T est la température absolue (K) ;

Q est le déviateur de contrainte, $Q = \sqrt{\frac{3}{2}} s : s$, s étant le tenseur de contrainte déviatorique ;

\mathbf{e}_{eq}^{vp} est la distorsion viscoplastique $\mathbf{e}_{eq}^{vp} = \sqrt{\frac{2}{3}} \boldsymbol{\varepsilon}^{vp} : \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$.

Cette loi comporte quatre paramètres à identifier : A_0 , B , n et m . Les paramètres obtenus à partir des essais sur échantillons d'argilites provenant du milieu de la couche d'argilites du Callovo-Oxfordien sont :

$$A = 4,17 \cdot 10^{-11} \text{ heure}^{-1}$$

$$B = 63 \text{ kJ}\cdot\text{mol}^{-1}$$

$$n = 6,8$$

$$m = -2,7$$

Modèle de Lemaître avec seuil

Nous avons évoqué au §3.3 qu'il existe une contradiction entre l'anisotropie de contrainte *in situ* et l'absence de seuil de fluage selon les mesures sur échantillons.

Cette contradiction pose un problème en modélisation numérique, car l'absence de seuil de fluage signifie que les argilites fluent dans leur état initial avant excavation, ce qui est difficilement concevable.

Pour résoudre ce problème, un seuil de fluage variable en fonction de l'écart entre l'état de contrainte *in situ* et l'état de contrainte dans le massif autour des ouvrages est proposé. On suppose que le fluage des argilites est activé dans les endroits où les contraintes sont différentes de l'état de contrainte naturelle. L'état de contrainte est caractérisé par deux invariants : la contrainte moyenne σ_m et le déviateur de contrainte Q :

⁵ L'appellation complète de ce modèle est modèle de Lemaître-Menzel-Schreiner

La fonction qui caractérise l'écart entre l'état de contrainte naturelle (σ_{m0}, Q_0) et l'état de contrainte autour d'un ouvrage (σ_m, Q) est écrit comme suit :

$$g = \exp \left[- (|\sigma_m - \sigma_{m0}| + |Q - Q_0|)^\beta \right] \quad \text{Équation 5-3}$$

où β est un paramètre du modèle, tel que $\beta > 0$

Dans les zones situées hors de la perturbation des contraintes induites par l'excavation, la fonction g est égale à 1. Cette fonction est proche de 0 dans les zones proches des ouvrages de stockage où l'état de contrainte est très différent de celui de l'état initial. En utilisant cette fonction, le modèle viscoplastique Lemaître avec un seuil variable s'écrit :

$$\dot{\mathbf{e}}^{vp} = A(T) \left(\frac{Q - Q_0 g}{\mathbf{s}_0} \right)^n (\mathbf{e}_{eq}^{vp})^m \frac{\partial Q}{\partial \mathbf{s}}$$

Le paramètre β est un paramètre non mesurable sur échantillons. Il ne peut être déterminé que par méthode inverse en interprétant les mesures des déformations différées des ouvrages *in situ*.

5.2.2. Le modèle d'endommagement différé

Dans le cadre du projet Modex-Rep, un modèle d'endommagement différé a été développé pour les argilites ([6] [10] [58]). Ce modèle traduit le comportement différé des argilites par un modèle dans lequel les déformations différées sont essentiellement associées à l'évolution dans le temps de la microstructure : ① la propagation sub-critique de microfissures, ② le glissement lent des feuilletts d'argile, ③ l'effondrement progressif des pores dans les roches très poreuses et ④ des processus de dissolution chimique.

Le modèle de base de l'endommagement différé est celui du modèle d'endommagement court terme (modèle EPD) développé par Chiarelli (2000). Pour la représentation quantitative de l'évolution de la microstructure dans le temps, une variable interne scalaire fonction des déformations plastiques est introduite :

$$\zeta(t) = \zeta \left(\varepsilon_{ij}^p(t) \right) \quad \text{Équation 5-4}$$

De plus, on suppose que $\zeta \rightarrow \bar{\zeta}$ quand $t \rightarrow \infty$. Ainsi, pour une histoire de chargement donnée, $\bar{\zeta}$ représente un état stationnaire associé à un équilibre de la microstructure. Les effets de la dégradation matérielle différée sur le comportement mécanique macroscopique sont traduits par une diminution du module élastique et du paramètre de la surface de rupture A (diminution de la résistance mécanique) :

$$E = (1 - \alpha \zeta) E_0, \quad A = (1 - \alpha_1 \zeta) A_0 \quad \text{Équation 5-5}$$

La fonction de dégradation est formellement exprimée par :

$$\zeta(t) = \bar{\zeta}(t) - \int_0^t \frac{\partial \bar{\zeta}}{\partial \tau} e^{-\gamma(t-\tau)} d\tau \quad \text{Équation 5-6}$$

où γ , α et α_1 sont trois paramètres du modèle.

Les paramètres du modèle pour les argilites ont été calés sur plusieurs essais de fluage. Leurs valeurs sont données dans le Tableau 5-1.

Tableau 5-1 Valeurs des paramètres du modèle d'endommagement différé [10]

Paramètres	Valeurs
α	1
α_1	0,65
γ	10^{-5} s^{-1}

L'avantage de ce modèle est qu'il ne nécessite pas de seuil pour annuler le fluage des argilites hors zone d'influence de l'excavation. La déformation différée n'est pas activée tant qu'il n'y a pas eu un début d'endommagement.

La Figure 5-1 compare un essai de fluage multi-paliers et un essai de relaxation avec le modèle proposé. L'évolution des déformations dans le temps est bien reproduite par le modèle à la fois pour l'essai de fluage et pour l'essai de relaxation.

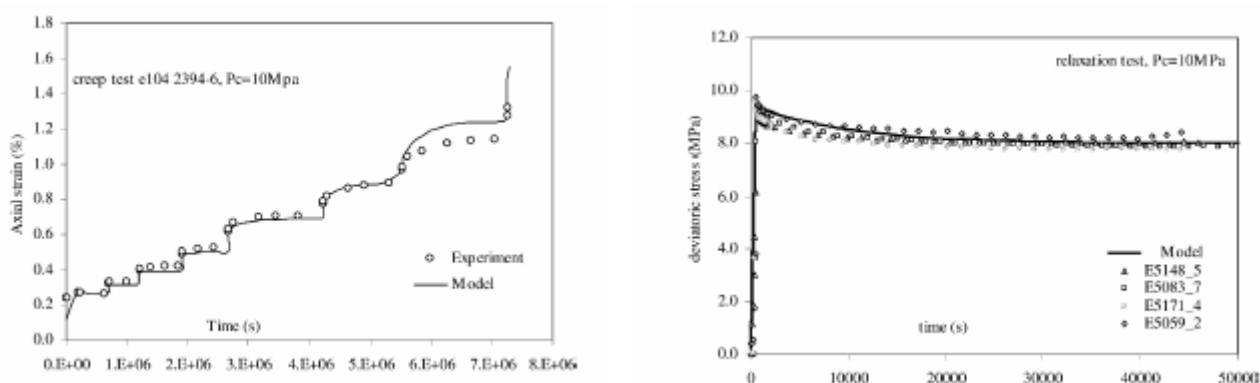


Figure 5-1 Simulation d'un essai de fluage et de quatre essais de relaxation avec le modèle d'endommagement différé [10]

5.3. Les modélisations d'une alvéole de stockage des déchets C

De nombreuses modélisations numériques visant à étudier le comportement mécanique et thermo-hydro-mécanique des ouvrages de stockage ont été réalisées ou pilotées par l'auteur ([84] [85] [86] [87] [88]). Seules les modélisations sur le comportement mécanique des alvéoles des déchets vitrifiés (déchets C) pendant la première centaine d'années réalisées récemment sont présentées dans ce mémoire ([88]). L'accent de l'analyse est mis sur les effets THM qui sont susceptibles de faire évoluer l'EDZ.

5.3.1. La géométrie des alvéoles de déchets C

L'alvéole de déchets C est un tunnel horizontal borgne, creusé perpendiculairement à la galerie d'accès, d'un diamètre excavé de 0,7 m et de ~40 m de longueur totale (Andra 2005a). Les dimensions radiales sont indiquées en Tableau 5-2. Ce tunnel est revêtu d'un chemisage métallique d'une épaisseur de 25 mm. On note tout particulièrement qu'il y a un jeu fonctionnel de 12,5 mm entre les argilites et le chemisage au moment de sa mise en place. L'alvéole est orientée selon la direction de la contrainte horizontale majeure σ_H .

Tableau 5-2 Dimensions radiales de l'alvéole de déchets C (Andra 2005a)

Composant	Libellé	Dimension (Coli R7T7)
Colis de stockage	Épaisseur du conteneur	55 mm
	Diamètre « gabarit » du colis de stockage	570 mm
Jeu colis-chemisage (vide annulaire, au rayon)		J1 ~ 25 mm
Chemisage	Diamètre intérieur du chemisage	~ 0,62 m
	Épaisseur du chemisage	25 mm
Jeu chemisage-excavation (vide annulaire, au rayon)		J2 = 12,5 mm
Excavation	Diamètre de l'excavation	~ 0,7 (±0,05) m

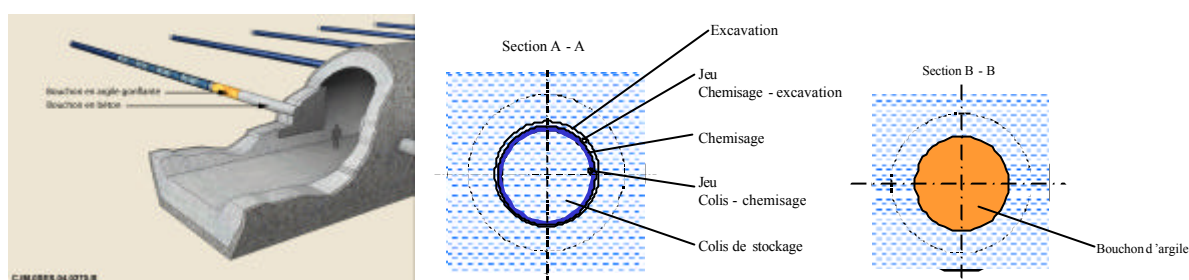


Figure 5-2 Alvéole des déchets C, sections transversales de la partie utile et du bouchon

5.3.2. L'évolution de l'EDZ sur la première dizaine d'années

La première dizaine d'années englobe l'excavation, l'attente de la mise en place des colis, la mise en place des colis et l'attente de la mise en place du bouchon d'alvéole.

Au moment de l'excavation

Pour une alvéole située à 500 m de profondeur, les résultats des modélisations montrent l'absence d'une zone fracturée autour de l'alvéole liée à l'excavation. Les perturbations en champ proche sont uniquement de type microfissuration.

L'extension de la zone microfissurée est estimée en se calant par rapport aux critères de rupture et d'endommagement des argilites selon les lois de type Hoek-Brown ou Drucker-Prager (critère en contraintes). Elle est égale à $0,5 R$ à partir de la paroi, soit 0,2 m (Jia *et al.* 2005, Hoxha 2005).

Pendant la mise en place des colis et l'attente de la mise en place du bouchon de l'alvéole

Cette phase dure quelques années : elle comprend 1 an d'attente entre l'excavation de l'alvéole et la mise en place des colis, et plusieurs années d'attente entre la mise en place des colis et la mise en place du bouchon de l'alvéole.

Pendant l'année qui suit le creusement, en attente de la mise en place des colis, la convergence des argilites en paroi augmente de 0,2% sous l'effet du fluage, sans apparition de zone fracturée. Le jeu fonctionnel (argilite/chemisage) se réduit de 2 mm environ (initialement il est de 12,5 mm).

Après le remplissage de l'alvéole (~1 an après l'excavation), un bouchon métallique est mis en place devant le dernier colis. En plus de son rôle de radioprotection, il assure également l'étanchéité hydrique de l'alvéole. L'échange hydrique de l'alvéole avec l'extérieur ne se produit ainsi que pendant la phase de mise en place des colis (qui dure une semaine environ). L'effet mécanique associé à cette courte durée d'échange hydrique est négligeable

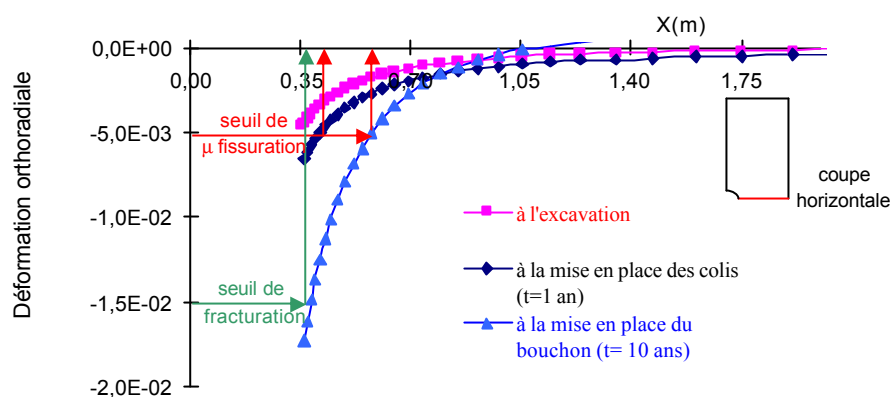


Figure 5-3 Alvéole C - Evolution de la déformation orthoradiale selon le profil horizontal depuis l'excavation de l'alvéole jusqu'à sa fermeture (modélisation 2D THM couplée) [88]

Dès la mise en place des colis, la température des argilites en paroi augmente rapidement pour atteindre 70°C. Le fluage des argilites, accéléré par l'élévation de la température, accentue les déformations différées pour atteindre vers 10 ans, une convergence totale de 1,7 à 2,1%. Les jeux fonctionnels (roche-chemisage) diminuent d'ouverture mais restent importants à la fin de cette phase (7 mm).

En outre, l'élévation de la température modifie l'état de contrainte autour de l'alvéole. Du fait des interactions avec les alvéoles voisines, l'état de contrainte initialement isotrope dans le plan perpendiculaire à l'axe d'alvéole devient anisotrope : la contrainte orthoradiale ($\sigma_{\theta\theta}$) en voûte et radier est supérieure de 3 MPa à celle en piédroits.

Couplage THM : L'augmentation de la température et la dilatation différentielle entre la matrice solide et l'eau interstitielle induisent des surpressions hydrauliques dans une zone de 10 à 15 m d'extension autour de l'alvéole (Figure 5-4). La pression de pore augmente jusqu'à atteindre 9 MPa depuis la paroi de l'alvéole jusqu'à une distance d'environ 7 m (à 10 ans), soit une surpression de 4 MPa par rapport à la pression initiale (Jia *et al.* 2004). La pression reste inférieure à la pression de fracturation des argilites.

Ces résultats sont corroborés avec ceux obtenus *in situ* dans le cadre de l'expérimentation thermique HE-D du Mont-Terri. La surpression mesurée est de 2,3 MPa pour une élévation de température de 30°C à 1 m de la paroi environ.

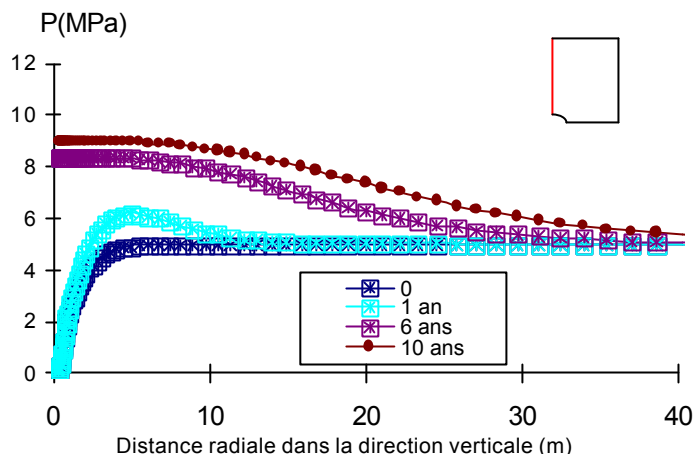


Figure 5-4 Alvéole C – Profil vertical de la variation de la pression interstitielle dans la roche (modélisation 2D THM couplée) (Jia et al. 2004)

Evolution EDZ de la section courante de l'alvéole : Durant cette phase, la zone microfissurée créée par le creusement est affectée par le chargement thermique, la surpression hydraulique et le fluage accéléré par la température. Les estimations de l'extension et de l'intensité de l'EDZ varient selon le mode d'interprétation des résultats numériques.

- En se basant sur la comparaison entre l'état de contrainte autour de l'alvéole et les critères de fracturation et d'endommagement en contrainte, on note un accroissement de la zone microfissurée créée par le creusement sans que celle-ci se transforme en zone fracturée. La zone microfissurée s'ovalise en augmentant essentiellement en voûte et en radier.
- En se basant sur la comparaison entre l'état de déformation autour de l'ouvrage et les critères d'endommagement (0,5%) et de rupture (1,5%) en déformation, une zone fracturée en voûte et en radier de 0,1 R d'extension se développe. L'extension de la zone microfissurée augmente à 0,6 R en piédroits et 1 R en voûte et en radier (par rapport à 0,5 R au creusement) (Figure 5-5).

L'évaluation de l'EDZ à partir des critères de déformation a été retenue en raison de son caractère pénalisant.

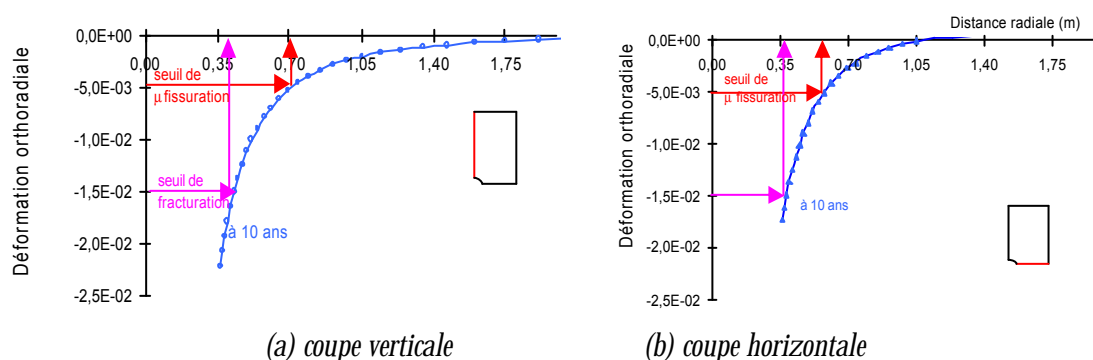


Figure 5-5 Alvéole C - Evolution de la déformation orthoradiale autour de l'alvéole et comparaison avec les critères d'endommagement et de rupture en déformation (Jia et al. 2004)

EDZ au droit du bouchon : Au droit du bouchon d'alvéole, l'élévation de la température est moins importante qu'au droit de la partie utile (écart de 15°C au niveau de la face interne du bouchon à 40°C au niveau de la face externe) (**Bauer 2005**). La charge thermique moindre entraîne ainsi une surpression interstitielle limitée et influence peu la vitesse de fluage des argilites. Dans ces conditions, les déformations différées des argilites sont moins importantes : l'extension de la zone microfissurée est inférieure à celle de la partie utile et l'apparition d'une zone fracturée est peu probable à cette échelle de temps.

5.3.3. Le comportement mécanique entre ~10 et 100 ans

Après la mise en place du bouchon d'alvéole en argile gonflant et le massif d'appui en béton, la resaturation de l'alvéole, et notamment du bouchon d'alvéole commence.

Le comportement thermo-hydro-mécanique des argilites, argiles gonflantes du bouchon et autres composants de l'alvéole est piloté principalement par la saturation, l'évolution de la température et la production de gaz par corrosion et radiolyse des composants métalliques de l'alvéole.

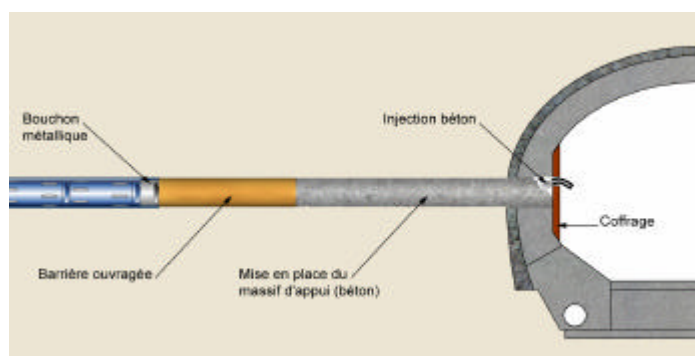


Figure 5-6 Alvéole de déchets C et alvéole de combustibles usés au moment de la pose des bouchons (Andra 2005)

Le développement de la pression de gonflement dans le bouchon d'alvéole

L'argile gonflante du bouchon, saturée à 70-80% au moment de sa mise en place, se resature au bout de quelques années. Le bouchon développe progressivement une pression de gonflement à l'interface avec les argilites. Celle-ci spécifiée à 7 MPa en contrainte effective atteint 10,5 MPa en contrainte totale à 1 an et se stabilise à 11,4 MPa en quelques années (Figure 5-3).

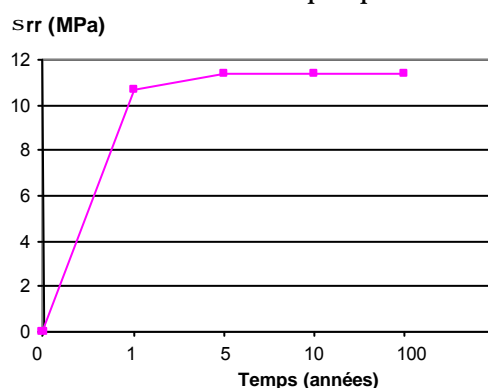


Figure 5-7 Alvéole C - Evolution de la pression de gonflement à l'interface bouchon / argilites générée par le gonflement de l'argile gonflante du bouchon

Après la mise en place du bouchon (degré de saturation initial de 70-80%), les argilites en contact avec le bouchon se désaturent légèrement et de manière transitoire ($S_r > 90\%$ durant 2 à 3 ans puis $S_r > 97\%$) sur une épaisseur de quelques centimètres (Figure 5-8). L'impact de cette désaturation sur le comportement mécanique des argilites est négligeable en raison de sa faible extension et de la limitation de la désaturation.

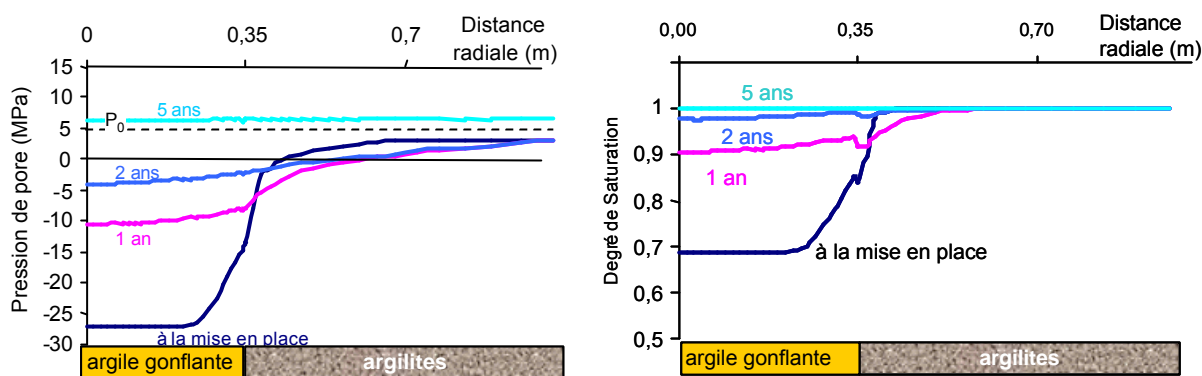


Figure 5-8 Alvéole C - Evolution de la pression de pore et du degré de saturation dans le bouchon d'alvéole et dans les argilites (Hoxha 2005)

La corrosion et la production de gaz

La saturation de l'alvéole initie la corrosion des composants métalliques, avec une vitesse de 2 à 5 $\mu\text{m}/\text{an}$, et la production d'hydrogène.

L'épaisseur corrodée sur une période de 100 ans ne dépasse pas 1 mm (l'épaisseur initiale du chemisage des alvéoles C est de 25 mm). La corrosion n'affecte pas la stabilité mécanique des structures en raison des faibles épaisseurs altérées.

Avant la resaturation et le gonflement de l'argile gonflante du bouchon d'alvéole C, l'hydrogène produit par corrosion migre sans entrave vers la galerie d'accès. Après quelques années, lorsque le bouchon est resaturé, la pression d'hydrogène augmente progressivement dans l'alvéole mais reste peu significative à l'échelle de 100 ans.

EDZ au droit de la section courante de l'alvéole

Pour l'alvéole des déchets C, le paroxysme thermique est atteint vers 15-20 ans avec une température de 90°C à la paroi de l'alvéole. Au-delà, la température diminue : à 100 ans, elle est de l'ordre de 70°C (Figure 5-9).

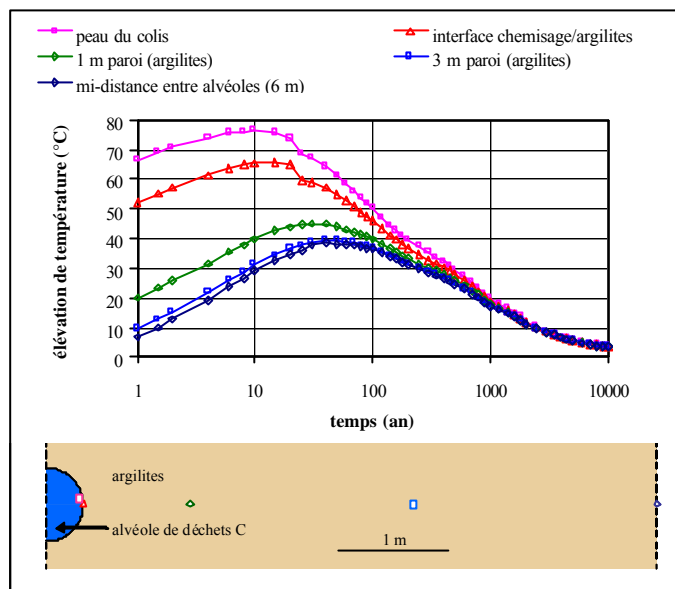


Figure 5-9 Alvéole C - Evolution temporelle de l'élévation de la température radialement à une alvéole de déchets C1 - Modélisation 3D (Bauer 2005)

Dans les deux cas, le fluage des argilites demeure actif compte tenu des jeux fonctionnels non encore comblés. La convergence des argilites se poursuit jusqu'à la fermeture complète des jeux fonctionnels vers 100 ans. La convergence totale des argilites correspondante est de 3% (Figure 5-10).

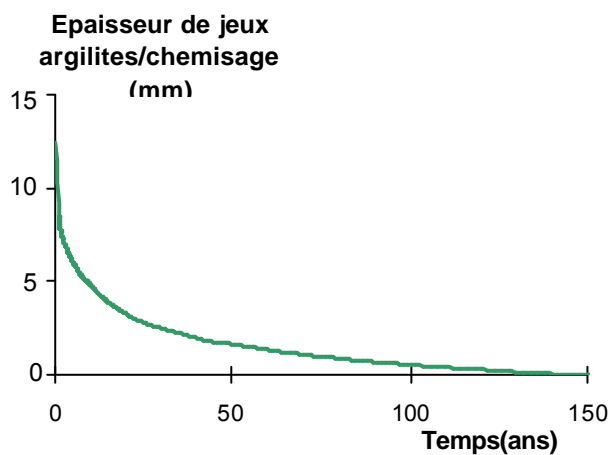


Figure 5-10 Alvéole C - Evolution des jeux fonctionnels entre les argilites et le chemisage - Modélisation 2D

Avec le fluage, le déviateur de contrainte dans les argilites diminue. Les déformations plastiques et viscoplastiques des argilites s'accumulent. Si on se base sur un critère en déformation, elles ont pour effet une amplification de l'extension de l'EDZ :

- l'extension de la zone fracturée atteint $0,4 R \pm 0,1 R$,
- l'extension de la zone microfissurée atteint jusqu'à 1,4 à 1,5 R.

EDZ au droit du bouchon de l'alvéole

Le bouchon en argile gonflante est mis en place sans jeu fonctionnel. L'augmentation progressive de la pression de gonflement de l'argile gonflante du bouchon empêche la convergence des argilites en paroi comprimant ainsi l'EDZ et fermant progressivement les microfissures existantes, orientées préférentiellement parallèlement à l'axe de l'alvéole.

La fermeture des fissures avec la resaturation et l'application d'une force normale aux lèvres des fissures a pu être observée avec les travaux menés sur échantillons et *in situ* au Mont Terri avec les expérimentations SELFRAC et EH (Figure 5-11). L'expérience ayant consisté à appliquer une contrainte normale de quelques MPa aux parois d'un tunnel au Mont Terri a montré que la recompression des fissures s'accompagne d'une diminution de la perméabilité évaluée à deux ordres de grandeur.

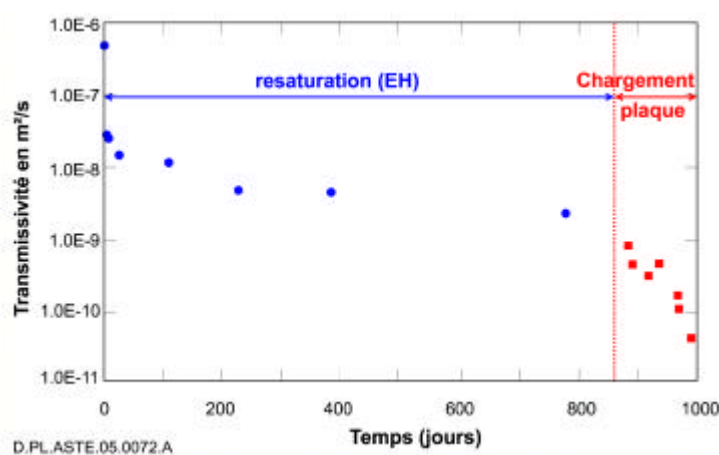


Figure 5-11 Expérimentation EH au Mont-Terri - Diminution de la transmissivité en fonction du temps sous l'effet de la saturation et de chargement (**Andra 2005c**)

Ainsi, si on se réfère aux travaux cités ci-avant, vers 100 ans, la zone endommagée autour du bouchon de l'alvéole C peut être considérée mécaniquement fermée. La perméabilité des argilites de la zone endommagée tend vers celle des argilites saines.

Au droit des massifs d'appui en béton, le béton, en contact avec les argilites, confine rapidement les argilites et bloque les déformations. Des interactions chimiques dues aux eaux cimentaires au moment de la coulée du béton sont susceptibles de se produire mais demeurent peu significatives.

5.4. Conclusions et perspectives

Le projet de l'étude de faisabilité de stockage géologique profond des déchets radioactifs est un défi pour tous ceux qui travaillent sur les modélisations numériques en géomécanique. Sur le plan théorique, il est nécessaire d'établir des modèles rhéologiques capables de prédire le comportement de la roche pour tous les trajets de chargement possibles rencontrés *in situ* avec les couplages thermo-hydro-mécanique et chimique-mécanique, sur une échelle du temps allant jusqu'à 10^6 ans. Sur le plan numérique, beaucoup de configurations ne peuvent être traitées qu'avec un modèle numérique 3D, ce qui conduit à des temps de calculs extrêmement longs avec les moyens informatiques actuels.

Il n'est pas possible de juger de la pertinence des modèles rhéologiques présentés dans ce chapitre sans les avoir comparés avec le comportement réel du massif *in situ*. Cette évaluation fait l'objet

de l'étape suivante des études géomécaniques. De plus, la pertinence d'un modèle dépend également des phénomènes que l'on cherche à reproduire, et de la phase de vie des ouvrages que l'on modélise.

Un modèle rhéologique avec un certain nombre de paramètres peut toujours reproduire les courbes expérimentales. Cependant, un bon modèle reproduit non seulement le comportement macroscopique, mais fournit également les variables internes décrivant l'évolution de la microstructure de la roche (taux de déformation irréversible, variation de porosité, densité des fissures, variation de perméabilité). En effet, ces paramètres permettent d'évaluer l'impact de l'évolution de l'EDZ qui est d'importance lorsque l'on considère la performance d'un stockage.

Concernant la loi de fluage de Lemaître utilisée pour prédire le comportement à long terme, un seuil variable en fonction de l'écart entre l'état de contrainte actuel et l'état de contrainte initiale *in situ* est proposé. La validation de cette loi avec un seuil variable se fait par l'interprétation des déformations différées mesurées *in situ*. Le modèle d'endommagement différé offre une autre approche pour traduire les déformations différées. Des études expérimentales supplémentaires sont nécessaires pour vérifier si les déformations différées conduisent à des endommagements prédits par la loi.

La question essentielle sur le comportement différé de la roche reste la validité de l'extrapolation dans le temps d'une loi calée sur des essais, qui durent au maximum quelques années, sur une période de 10^2 à 10^6 ans. Pour y répondre, il est important de comprendre les mécanismes de déformation différée à l'échelle microscopique, tels que la viscoplasticité, la diffusion hydraulique, l'endommagement différé, la dissolution et la recristallisation. La compréhension des phénomènes à l'échelle microscopique permet d'encadrer la vitesse des déformations différées à très long terme.

Basée sur des modélisations numériques, l'analyse effectuée sur le comportement des alvéoles de déchets vitrifiés montre la nécessité d'utiliser des critères de rupture et d'endommagement en déformation pour déterminer l'évolution de l'EDZ dans le temps. Les interactions hydrique, hydraulique et mécanique entre le bouchon en argile gonflante et les argilites ont été modélisées. L'EDZ au droit du bouchon d'une alvéole de déchets vitrifiés est considéré mécaniquement fermée en raison du développement de la pression de gonflement qui atteint 7MPa après sa resaturation.

La modélisation du comportement à très long terme des alvéoles nécessite la prise en compte des phénomènes complexe tels que :

- la dégradation chimique des matériaux,
- le gonflement généré par les produits de corrosion,
- la pression du gaz d'hydrogène induite par la corrosion.

Le couplage chimique-mécanique devient de plus en plus prépondérant avec le temps. De nombreux sujets restent ouverts à la fois sur le plan rhéologique et sur le plan numérique. Par exemple, quelles sont les propriétés mécaniques des produits de corrosion ? Comment réagissent les structures métalliques corrodées de l'alvéole avec la pression provenant des argilites après la fermeture des jeux fonctionnels ? Comment modéliser la fermeture des jeux fonctionnels ou le remplissage des jeux par les produits de corrosion ?

6. CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

6.1. Conclusions générales

La problématique en géomécanique dans un stockage géologique profond est abordée par la conceptualisation des phénomènes mécaniques purs et couplés avec les autres phénomènes (THMC) autour des ouvrages de stockage. Cette conceptualisation offre un moyen pour mener une analyse complète et globale du comportement mécanique des ouvrages durant leurs différentes phases de vie.

La création et l'évolution de l'EDZ, le couplage THM et le couplage chimico-mécanique représentent les trois phénomènes majeurs en géomécanique. Dans le temps, ces trois phénomènes majeurs ne sont pas tout à fait concomitants. Le développement de l'EDZ se produit d'abord à l'excavation ; il est suivi du couplage THM pendant l'exploitation et pendant la phase thermique du stockage qui dure de une à quelques centaines d'années ; enfin, le couplage chimico-mécanique devient significatif après plusieurs milliers ou dizaines de milliers d'années. Spatialement, l'EDZ se limite dans une zone dont l'extension est du même ordre de grandeur que l'ouverture des ouvrages, le couplage THM s'étend sur plusieurs dizaines mètres, alors que l'étendue du couplage chimico-mécanique est principalement circonscrite à l'alvéole.

En raison de leur rôle clef dans le dimensionnement du stockage, les mesures de conductivité thermique des argilites sur échantillons ont fait l'objet d'une intercomparaison utilisant des matériaux de référence parfaitement homogènes et secs. Nous avons constaté qu'il est nécessaire d'utiliser plusieurs méthodes pour obtenir une valeur moyenne avec une précision supérieure à 5%. Autour d'une alvéole de stockage, les conductivités thermiques des argilites de l'EDZ sont plus faibles que celle des argilites non perturbées à cause de la désaturation et de la fissuration. Cependant, l'impact de cette zone sur l'évolution de la température dans les alvéoles n'excède pas 5°C en raison de l'extension limitée de cette zone.

Les fortes hétérogénéités du champ de déformation entre la matrice argileuse et les grains de quartz et de calcite constituent un des principaux mécanismes de fissuration dans les argilites. La fissuration à l'échelle micrométrique par fissuration hydraulique, mise en évidence par les mesures d'émissions acoustiques et de porosité constitue l'autre mécanisme. De surcroît, la fissuration des argilites dépend sensiblement de la composition chimique de l'eau.

Sur la base d'essais sur échantillons d'argilites, une relation entre différents modules de déformation (sécant, tangent et sur cycles) est proposée. Les mesures de perméabilité à l'eau et au gaz réalisées sur les argilites ont été analysées et comparées avec les mesures *in situ* et les mesures sur échantillons de granite. Sur échantillons, l'augmentation de la perméabilité n'est observée que sur le trajet de chargement en extension. La perméabilité des argilites dépend du type de fluide. La perméabilité à l'eau est de 3 à 4 ordres de grandeur inférieure à celle au gaz.

Pour traiter la dispersion naturelle des résistances en compression uniaxiale sur échantillons, due à la variabilité minéralogique d'une formation peu fracturée ou sans fracture, une notion de résistance du massif dans une telle formation à l'échelle de l'ouvrage est proposée, par une re-définition du paramètre S du critère de rupture de Hoek-Brown. Une relation entre le paramètre

S et la dispersion est établie à partir de la loi de distribution normale (gaussienne). Ainsi les critères d'endommagement et de rupture des argilites ont été proposés.

Les essais de fluage sur échantillons ne mettent pas en évidence l'existence d'un seuil de fluage, alors que les contraintes *in situ* sont anisotropes. Une piste pour traiter cette contradiction, sous l'hypothèse d'une vitesse de fluage nulle, est l'introduction d'un seuil de fluage variable en fonction de l'écart entre l'état de contraintes actuel et l'état de contraintes initiales *in situ*. Ceci permet de modéliser le comportement différé des ouvrages du stockage. Par ailleurs, une approche de l'interprétation des déformations différées par endommagement différé est proposée. Les paramètres du modèle ont été caractérisés.

Pour évaluer l'évolution de l'EDZ à long terme, notamment sous l'effet des déformations viscoplastiques, la notion des critères d'endommagement et de rupture en déformation est introduite pour les argilites.

Le couplage hydromécanique est très difficile à quantifier en raison des incertitudes qui existent sur la représentativité des mesures de la variation de pression interstitielle sur échantillons. Pour cette raison, les mesures des paramètres du couplage hydromécaniques b et M sur échantillons sont entachées d'incertitudes difficiles à quantifier.

En comparaison avec le coefficient de dilatation thermique, la déformation engendrée par une variation d'un degré d'humidité relative est de même ordre de grandeur que celle induite par une variation de température de 10°C. Pendant le prélèvement, le transport et la conservation des échantillons, l'impact de la variation d'humidité relative sur l'état physico-chimique des argilites est bien plus important que celui induit par une variation de la température.

Deux définitions de pression de gonflement sont proposées, $P_{g\epsilon}$ et $P_{g\sigma}$. La première est une pression générée à volume constant lors d'une réhydratation, la seconde est un seuil de contrainte auquel les déformations macroscopiques en réhydratation sont bloquées. Cette distinction permet d'expliquer l'écart des mesures fournies par différents protocoles d'essai.

L'augmentation de la pression de pore et l'éventuelle fracturation des argilites par la surpression d'origine du couplage THM ont été mises en évidence. La détermination des coefficients de dilatation thermique α et α_m se heurte à la représentativité de la condition hydraulique (drainée ou non drainée) pendant les essais sur échantillons.

Les modèles rhéologiques développés dans différentes études pour les argilites ont été présentés. L'évaluation de la pertinence des modèles fait l'objet de l'étape suivante des études géomécaniques, notamment dans le cadre du projet Européen Modex-Rep.

Les modélisations du comportement mécanique des alvéoles de déchets vitrifiés montre la nécessité d'utiliser des critères de rupture et d'endommagement en déformation pour déterminer l'évolution de l'EDZ dans le temps. Les interactions hydrique, hydraulique et mécanique entre le bouchon en argile gonflante et les argilites ont été quantifiées. L'EDZ au droit du bouchon d'une alvéole de déchets vitrifiés est considéré fermée en raison du développement de la pression de gonflement qui atteint 7 MPa après sa resaturation.

6.2. Questions ouvertes et perspectives

Sur les sujets relatifs au comportement mécanique et thermo-hydro-mécanique des argilites traités dans ce mémoire, les questions essentielles restantes portent sur les aspects suivants :

Nature et connectivité des fractures de la zone EDZ : il s'agit d'une question phénoménologique. La réponse de cette question affecte en effet le choix d'une hypothèse d'un milieu continu ou d'un milieu discret pour traiter et simuler le comportement mécanique et hydraulique de l'EDZ. Cette incertitude sera progressivement levée avec les observations et les mesures *in situ* réalisées dans le Laboratoire souterrain de Meuse/Haute-Marne.

Mécanismes de déformation : Compte tenu de la complexité de la texture des argilites, la description quantitative des phénomènes à l'échelle microscopique reste encore un sujet ouvert. Il manque des données permettant de décrire à l'échelle microscopique les effets de l'eau, de la composition chimique de l'eau, du gaz (ou de l'air) sur les déformations (notamment les déformations différées) et sur la rupture des argilites. Ces données sont nécessaires pour valider ou chercher la limite de validation de certains modèles fondamentaux, tels que le modèle des milieux poreux de Biot, la loi de Darcy pour l'écoulement du fluide interstitiel.

Seuil de fluage : Existe-t-il un moyen *in situ* ou sur échantillons pour caractériser le seuil de fluage ? La procédure des essais de fluage classiques, notamment le trajet de chargement, est-elle appropriée pour identifier ce seuil ? Des études théoriques et des investigations *in situ* ou sur échantillons sont nécessaires pour apporter des réponses à ces questions. La loi de Lemaître avec un seuil variable proposé dans ce mémoire nécessite d'être validée par l'interprétation des déformations différées mesurées *in situ*.

L'arrêt du fluage pendant 3 mois sur un trajet de refroidissement est observé. La question de la raison pour laquelle la baisse de température peut bloquer le fluage sur un temps aussi long reste ouverte.

Critère d'endommagement et de rupture en déformation à long terme : Les critères de rupture et d'endommagement en déformation sont nécessaires pour calculer l'EDZ à long terme, notamment sous l'effet des déformations viscoplastiques. Une question essentielle se pose alors : est-il légitime d'utiliser le seuil de rupture en déformation obtenu sur des essais de courte durée (au maximum quelques années) pour évaluer la rupture sur des durées séculaires à millénaires ? Le suivi des déformations *in situ* dans le Laboratoire souterrain de Meuse/Haute-Marne permettra d'apporter des éléments de réponse à cette question.

Validation de l'approche statistique de la résistance du massif sur d'autres types de roches : la modification de la définition du paramètre S du critère Hoek-Brown permet de traiter la dispersion naturelle des résistances à la compression uniaxiale. Cette méthode nécessite des tests d'application sur d'autres types de roche pour établir une relation empirique du calcul de la valeur α (équation 3-7) en fonction de la dispersion et peut-être du type d'ouvrages.

Paramètres du couplage THM : C'est par méthode inverse et par l'interprétation des mesures hydromécaniques et THM dans les expérimentations *in situ* que l'on doit pouvoir réduire les incertitudes sur les paramètres de couplage, notamment sur le paramètre de dilatation différentielle α_m . Par ailleurs, par la méthode inverse, les conductibilités thermiques peuvent être déterminées en interprétant les essais thermiques *in situ*. Cependant la précision d'une telle méthode n'est pas connue au stade actuel des connaissances.

Modèles rhéologiques et modélisations numériques : En raison de la faible perméabilité, et de la non-linéarité du comportement et des couplages, les modèles rhéologiques complexes et les modélisations numériques interviennent à la fois dans la prédiction du comportement des ouvrages de stockage mais également en amont dans la détermination des paramètres des couplages et des paramètres des lois rhéologiques par l'interprétation des mesures sur échantillons et *in situ*.

Dans cette démarche, on doit se poser la question, avant de mener l'interprétation par modélisation, sur la cohérence et la représentativité des mesures des grandeurs mécaniques, thermiques et hydrauliques sur échantillons et *in situ*.

Comment juger la pertinence des modèles rhéologiques avec les données *in situ*? Comment évaluer la capacité des modèles à reproduire les phénomènes? Il est nécessaire d'établir préalablement des critères d'évaluation en concertation avec les développeurs et les modélisateurs.

Rôle du gaz : Il s'agit également d'une question phénoménologique. Le gaz d'hydrogène sous pression produit par la corrosion a-t-il un impact sur le comportement mécanique des argilites? Le modèle des milieux poreux non saturés (Coussy 1991) est-il adapté pour traiter ce problème? Des études expérimentales et théoriques sont nécessaires pour apporter des éléments de réponse à ces interrogations.

Couplage chimique-mécanique : Le couplage chimique-mécanique devient de plus en plus prépondérant avec le temps. De nombreux sujets restent ouverts à la fois sur le plan rhéologique et sur le plan numérique. Par exemple, quelles sont les propriétés mécaniques des produits de corrosion? Comment réagissent les structures métalliques corrodées de l'alvéole avec la pression provenant des argilites après la fermeture des jeux fonctionnels? Comment modéliser la fermeture des jeux fonctionnels ou le remplissage des jeux par les produits de corrosion?

Extrapolation temporelle : La question essentielle sur le comportement différé de la roche reste la validité de l'extrapolation dans le temps d'une loi calée sur des essais qui durent au maximum quelques années, sur une période de 10^2 à 10^6 ans. Pour y répondre, il est important de comprendre les mécanismes de déformation différée à l'échelle microscopique, tels que la viscoplasticité, la diffusion hydraulique, l'endommagement différé, la dissolution et la recristallisation. La compréhension des phénomènes à l'échelle microscopique permet d'encadrer la vitesse des déformations différées à très long terme.

7. BIBLIOGRAPHIE

(en gras les études auxquelles j'ai participé ou que j'ai pilotées)

- Andra 2005a – Dossier 2005 Argile - Tome Architecture et gestion du stockage géologique
- Andra 2005b – Dossier 2005 Argile - Tome Evolution phénoménologique du stockage géologique
- Andra 2005c** – Dossier 2005 Argile - Référentiel du site de Meuse/Haute-Marne. Rapport Andra n° C.RP.ADS.04.0022.A
- Aublivé-Conil N. (2003)** Modélisation du comportement mécanique des argiles raides avec prise en compte de l'endommagement : application aux argilites de l'Est, Thèse de doctorat, Université de Cergy-Pontoise
- Bauer C. (2005)** La charge thermique d'un stockage – Site de Meuse/Haute-Marne. Rapport Andra n° C.RP.ASIT.03.118
- Bemer E., Longuelare P., Vincké O. (2004) Poroelastic parameters of Meuse/Haute-Marne argillites: effect of loading and saturation states. *Applied Clay Science* 26 (2004) 359-366.
- Bérest P. et Weber P. (1988). La thermomécanique des roches. Edition BGRM
- Bérest P., Blum PA., Charpentier JP., Gharbi H. & Valès F. (2005) Very slow creep tests on rock samples, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, In Press, Corrected Proof, Available online 22 April 2005
- Bornet M. (2001)** Géomicromécanique des argilites du site Meuse/Haute-Marne- projet 1A- extensométrie. Rapport Andra N° B.RP.0LMS.01-001.
- Bossart P, Meier P.M., Moeri A., Trick T., Mayor J.-C. (2002) Geological and hydraulic characterisation of the excavation disturbed zone in the Opalinus Clay of the Mont Terri Rock Laboratory. *Engineering Geology*, 2040 , Volume 66, Issues 1-2, October 2002, 19-38
- Bourgeois F. (2002) Modélisation du couplage thermo-hydro mécanique des argiles partiellement saturés avec prise en compte de la microfissuration. Thèse de l'Université de Lille
- Boutéca M., Sarda J. P., Vincké O., Longuemare P et Bemer E. (1999) Réflexion sur l'origine et l'évolution du coefficient de Biot des argilites au cours d'un chargement oedométrique. Etude pour la faisabilité des Stockages de déchets radioactifs, Acte des Journées Scientifiques de l'ANDRA, Nancy, pp381-396.
- Boulon M. (2000) Etude du comportement hydromécanique de l'interface entre noyau de serrement et liant hydraulique et roche en paroi de galerie. Rapport Andra n° D.RP.0L3S00.001
- Bultel F. (2001) Prise en compte du gonflement des terrains pour le dimensionnement des revêtements des tunnels, Thèse de l'Ecole Nationale des ponts et chaussées
- Chancholle 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 n° D.RP.0G3S.2004.01/A.
- Carle R., Patarin L. (2003) Les déchets radioactifs : Un problème résolu ? *Revue Générale Nucléaire* N°1/2003, 74-92.
- Carslaw, H. S. and Jaeger, J. C. (1959) *Conduction of Heat in Solids*. Oxford University Press, 510p.
- Charpentier J.P. (2001)** Fluage sous faible contrainte déviatorique. Argilites de l'Est. Rapport final. Rapport Andra n° B.RP.0LMS.2001.03/A.
- Chiarelli A.S. (2000) Etude expérimentale et modélisation du comportement mécanique des argilites de l'Est – influence de la profondeur et de la teneur en eau. Thèse de l'Université des Sciences et Techniques de Lille.

- Chiarelli A.S., Shao J.F. and Hoteit N. (2003), Modelling of elastoplastic damage behaviour of a claystone, *International Journal of Plasticity* 19, 23-45
- Collins R.E. (1952) Determination of transverse permeability of large core sample from petroleum reservoirs. *J. of Appl. Phys.*, 23. 681-684
- Coussy O. (1991) *Mécanique des milieux poreux*, Edition Technip, Paris
- De Greef V. (2003)** Mesure de perméabilité des argilites du Callovo-Oxfordien saines et endommagées. Rapport Andra n° C.RP.0LMS.03.0003
- Escoffier S. (2002) Caractérisation expérimentale du comportement hydromécanique des argilites de Meuse/Haute-Marne. Thèse de INPL, École Nationale Supérieure de Géologie de Nancy.
- Fairhurst, C., and B. Damjanac. "The Excavation Damage Zone — An International Perspective," in *Proceedings of the Excavation Disturbed Zone Workshop on Designing the Excavation Disturbed Zone for a Nuclear Repository in Hard Rock*. Winnipeg, September 1996.
- François O. (1998) Propriétés thermiques et thermomécaniques des argilites silto-carbonatées de l'Est. Rapport Andra n° D.RP.AGEM.98.081.
- Freissmuth H.J (2002)** L'influence de l'eau sur le comportement mécanique des roches argileuses. Thèse de l'École des Mines de Paris, France, 122 p.
- Gasc .M. (1999) Calage des modèles à partir des résultats des essais thermo-hydro-mécaniques sur les argilites de l'Est et les siltites du Gard. Rapport Andra n° B.RP.0G3S.99.001
- Gasc M., Malinsky L. (2002)** Elaboration d'un ou de plusieurs modèles de comportement différé des argilites de l'Est.; Rapport Andra n° D.RP.0G3S.02.04.
- Gasc-Barbier M. (2002) Etude des mécanismes de déformation de roches argileuses profondes : apport de la microstructure et des analyses pétrophysiques. Thèse de l'Université de Paris VI, 2002.
- Gasc-Barbier M., Chanchole S., Bérest P. (2004) Creep behaviour of Bure clayey rock. *Applied Clay Science* 26 (2004) 449-458.
- Ghoreychi M. (1997) Comportement rhéologique et couplages thermo-hydro-mécaniques dans les argilites de l'Est : expérience macroscopiques et analyse microscopiques - Actes des Journées scientifiques CNRS/ANDRA, Bar-le-Duc, 20-21/10/1997, pp. 109-126.
- Gratier JP., Jenatton L., Tisserand D. & Guiguet R.(2004) Indenter studies of the swelling, creep, and pressure solution of Bure argillite, *Applied Clay Science* 26 (2004) 459-472
- Habib P., and Bérest P. (1993) Rock mechanics for under- ground nuclear waste disposal in France, *Comprehensive rock engineering*, Vol. 5, Pergamon Press, 547-563
- Hoek E., Brown E.T. (1980) Empirical strength criterion for rock masses. *J. Geotech. Eng. Div. ASCE*, 106, No GT9, 1013-1035.
- Homand F. (1998a) Mesures thermiques sur le site Est. Rapport Andra n° B.RP.0ENG.98.009.
- Homand F. (1998b) Etude sur l'évolution des fissures produites par un chargement mécanique et/ou thermique des siltites et des argilites. Rapport Andra n° D.RP.0ENG.98.0013.
- Hoxha D. (2004)** Résultats des essais sur échantillons pour le développement des modèles rhéologique HM et THM des argilites. Rapport Andra N° C.RP.0ENG.03.0380.
- Hoxha D. (2005)** Evaluation du comportement thermo-hydro-mécanique (THM) dans et autour des alvéoles de stockage des déchets C et des combustibles usés CU. Rapport Andra n° C.RP.0ENG.04.0589
- Hoxha D., Giraud A., Blaisonneau A., Homand F., Chavant C. (2004) Poroplastic modelling of the excavation and ventilation of a deep cavity. *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 2004, 28, 339-364

- Jia Y. (2004)** Modélisation hydromécanique des argilites de Meuse Haute Marne(MHM) : Rapport de model, Rapport Andra n° D.RP.0LML.04.003
- Jia Y., Shao J.F. (2005)** Evaluation du comportement thermo-hydro-mécanique (THM) dans et autour des alvéoles de stockage des déchets C et CU: résultats des modélisations 2D. Rapport Andra n° C.RP.0LML.2005-001
- Kharkhou H. et Jabbouri A. (2001) Comparaison théorique de la pertinence des approches monophasique et biphasique pour l'étude des ouvrages souterrains dans les argiles raides, Revue Française de Géotechnique, n° 94, pp. 1-8, 2001.
- Kharkhour H. (2001) Hiérarchisation des phénomènes hydromécaniques intervenant dans les perturbations du champ proche de stockage. Rapport Andra n° D.RP.0G3S 01.002
- Kharkhour H. (2002) Modélisation des couplages thermo-hydro-mécaniques et de l'endommagement des roches viscoplastiques dans le contexte du stockage de déchets radioactifs. Thèse de l'Ecole des Mines de Paris.
- Lide D.R. (2004) Handbook of Chemistry and Physics, CRC Press.
- Marsily G. de, Barbreau A., Ledoux E., Margat J. (1977) Nuclear waste disposal : can the geologist guarantee isolation ? Science 197, 519-527
- Malinsky L. (2000)** Evaluation préliminaire de la réponse thermo-hydro-mécanique de l'Essai TER. Rapport Andra n° D.RP.0G3S.00.012.
- Miehe B (2004)** Modélisation de la zone endommagée induite par le creusement du puits d'accès au laboratoire souterraine de Meuse/Haute-Marne (argilite de l'Est). Thèse de l'Ecole des Mines de Paris.
- Nguyen Minh D., Bergues J. (1999)** Comportement différé des argilites de l'Est – Influence du degré de saturation, écrouissage, extension, relaxation. Rapport Andra n° D.RP.0LMS.99.0
- Panet M., Fourmaintraux D. (1976) La mécanique des roches appliquée aux ouvrages du génie civil – Presse de l'Ecole Nationale des Pontes et Chaussées.
- Pepa S. (2004)** Intercomparaison des mesures de conductivité thermique sur échantillons d'argilites et de calcaires de Meuse/Haute-Marne. Rapport Andra n° C.RP.0MEM.04.003.
- Ramambasoa N. (2001). Etude du comportement hydromécanique des argilites – Application au site de Tournemire. Thèse de l'Ecole Polytechnique. Janvier 2001.
- Sakurai S. (1999) Interpretation of field measurements in tunnelling practice. 9th International Congress on Rock Mechanics.
- Sammartino S. (2001) Construction d'un modèle conceptuel d'organisation de la porosité et de la minéralogie dans les argilites du site de Bure. Rapport Andra N° D RP 0ERM 01-018.
- Tsang C.-F., Bernier F., and Davies C. (2005) Geohydromechanical Processes in the Excavation Damaged Zone in Crystalline Rock, Rock Salt, and Indurated and Plastic Clays. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 42(1):109-125.
- Valès F. (2001)** Etude géomicromécanique-parties expérimentales de l'approche géomicromécanique des argilites du site de Meuse/Haute-Marne- Partie 1B : analyse microstructurale. Rapport Andra N° B.RP.0LMS.01-002.
- Valès F, Nguyen Minh D, Gharbi H., Rejet A. (2004) Experimental study of the influence of the degree of saturation on physical and mechanical properties on Tournemire shale (France) Applied Clay Science 26 (2004) 197-207.
- Valès F. (2004)** Effets de la désaturation sur le comportement mécanique des argilites. Rapport Andra n° C.RP.0LMS.04.0001.

- Valès F. (2005).** Effets de la désaturation sur le comportement mécanique des argilites. Rapport Final. Rapport Andra n° C.RP.0LMS.05.0001.
- van Genuchten M. Th. (1980) A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, Soil Sci. Soc. Am. J. n°44, pp. 892-898
- Wileveau Y. (2005)** Premiers enseignements de l'expérimentation HE-D au Mont-Terri – Période septembre 2003 à Octobre 2004. Rapport Andra n° D.RP.ADPE.05.0199
- Zhang C.-L., Dittrich J., Müller J., Rothfuchs T. (2002)** European Modex-Rep project - Experimental study of the hydromechanical behaviour of the Callovo-Oxfordian argillites. Rapport GRS-187, ISBN3-931995-55-0.
- Zhang C.-L., Rothfuchs T., Jockwer N., Kröhn K.-P., Mieke R., Moog H. (2004)** Results of laboratory investigation on clays. DISTEC International conference on radioactive waste disposal, April 26-28, Berlin.
- Zhang C.-L. Rothfuchs T. (2004)** Experimental study of the hydro-mechanical behaviour of the Callovo-Oxfordian argillite. Applied Clay Science 26 (2004) 325-336.

8. PUBLICATIONS

(en bleu, le texte complet ou le résumé est joint dans l'Annexe 2)

Thèse :

- [1] Contribution à l'étude des propriétés thermiques de roches anisotropes en relation avec l'enfouissement géologique de déchets radioactifs. Institut National Polytechnique de Lorraine. Novembre, 1990.

Ouvrages collectifs :

Organisateur de conférence, Editeur

- [2] Proceeding of International Workshop on Geomechanics – Hydromechanical and Thermohydromécanique Behaviour of Deep Argillaceous Rocks, Paris. Balkema, 295 Pages, (co-éditeurs : N. Hoteit, J.F. Shao, M. Tijani), ISBN 9058095339, 1992.

Contribution à l'édition

- [3] Su K., Ghoreychi M. (1995) Etude numérique du comportement thermo-hydro-mécanique d'une fracture. Des géomatériaux aux ouvrages. Edition Hermes, 241-257, 1995.
- [4] Manuel de Mécanique des roches - Chapitre 22 – Stockage des déchets radioactifs, 231-258. 2004, ISBN 2-911762-45-2. Ouvrage coordonné par P. Duffaut.

Coordinateur du projet Européen Modex-Rep et des publications issues du projet

- [5] Analysis of the capacity of numerical models to simulate excavation in deep argillaceous rock – project EC MODEX-REP - FIKW-CT2000-00029. Compilé par K. Su, 2002.
- [6] Constitutive model of the Meuse/Haute-Marne Argillites. EC Modex-Rep project – contract FIKW-CT-2000-0029- Deliverable 2&3. Compilé par K. Su, 2003.

Reuves à comité de lecture :

Articles publiés

- [7] Su K., Weber Ph. (1991) Détermination des caractéristiques thermiques des roches anisotropes par une méthode de choc thermique. Revue Française de Géotechnique, 55, 63-74.
- [8] Su K. (1998) Comportement hydromécanique des fractures dans la granodiorite de la Vienne, Revue Française de Géotechnique, 84-4, 65-75.
- [9] Su K., Ghoreychi M., Chanchole S. (2000) Experimental Study of Damage of Granite, GEOTECHNIQUE, 50-3, 235-241.
- [10] Shao J.F., Zhu Q.Z., Su K. (2003) Description of Creep in Rock Materials in Termes of Mmaterial Degradation, Computer & Geotechnics 30, 549-555.
- [11] Conil-Aublivé N., Djeran-Maigre I., Cabrillac R., Su K. (2004) Poroplastic damage model for claystones, Applied Clay Science, 26, 473-487.

Articles soumis

- [12] Zhang C-L., Rothfuchs T., Su K., Hoteit N. (2005) Experimental Study of the Thermo-hydro-mechanical Behavior of Indurated Clays. in "Clay in Natural & Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement". Proceedings International Meeting (Tours, 2005). Physics and Chemistry of the Earth, special issue (Elsevier Ed.). Submitted to publication.
- [13] Cai M., Kaiser P.K., Suorineni F., Su K. (2005) A study on the Dynamic Behavior of the Meuse/Haute-Marne Argillite. in "Clay in Natural & Engineered Barriers for Radioactive Waste

- Confinement". Proceedings International Meeting (Tours, 2005). Physics and Chemistry of the Earth, special issue (Elsevier Ed.). Submitted to publication.
- [14] Jia Y., Song X.C., Duveau G., Shao J.F., Su K., Wileveau Y. (2005) Thermo-elastoplastique damage modelling of saturated argillites and application. International journal of rock mechanics and mining sciences. Submitted to publication
- [15] Jia Y., Song X.C., Duveau G., Su K., Shao J.F. (2005) Elastoplastic damage modelling for argillite in partially saturated condition and application. Canadian Geotechnical Journal. Submitted to publication

Actes de congrès à comité de lecture:

- [16] Su K., Lebon P., (1993) Influence of temperature and stress on the thermal properties of rocks 34 th U.S. Symposium on Rock Mechanics, 241-244. June 27-30, 1993, Wisconsin, USA.
- [17] Su K., Ghoreychi M., Coste F., Pouya A.. (1995) Modelling of thermo-hydro-mechanical couplings in fractured media - application for deep geothermal, The 8th Int. Congress on rock mechanics, 711-714, September 25-30, 1995, Tokyo, Japan.
- [18] Su K., Ghoreychi M. (1999) Experimental study of hydromechanical behavior of closed fractures in a granite, The 9th Int. Congress on rock mechanics, 781-786, Paris, France, 1999.
- [19] Hoteit, K. Su, F. Masroui (2002) : Swelling in the Callovo-Oxfordian Argillites – Characterisation and design parameters. 1171-1178, Narm's 2002, July, Toronto.
- [20] Hoteit N., Lebon P., Su K. (2002) : Underground research laboratory, geomechanical model of Meuse/Haute-Marne site : representativeness of data obtained on samples, in boreholes and in experimental galleries for a large area. 1179-1185, Narm's 2002, Toronto.
- [21] Su K. (2003) Development of hydromechanical constitutive models for Callovo-Oxfordien argillites : The Modex-Rep project. Proceedings of a European Commission CLUSTER conference, 242- 247, Luxembourg, November 2003.
- [22] Ozanam O., Su K. (2003) Study of EDZ Cutting-off Solutions for Designing Repository Seals, Proceedings of a European Commission CLUSTER conference, 115-120Luxembourg 3-5 November 2003.
- [23] Su K., Hoteit N., Ozanam O. (2003). Desiccation and rehumidification effects on the thermo-hydro-mechanical behaviour of the Callovo-Oxfordian argillaceous rock. GEOPROC conference, Nov. 2003. Stockholm.
- [24] Souley M., Su K, K. Ghoreychi M., ARMAND G. (2003) - Constitutive models for rock mass : numerical implementation, verification and validation in FLAC and Numerical Modeling in Geomechanics, Brummer et al. (eds), 2003 Swets & Zeitlinger B.V., Lisse, ISBN 90 5809 581 9, 71-80.

Actes des congrès

- [25] Su K., Ghoreychi M, Giraud A. (1992) Effect of Underground Waste Disposal on the Thermal and Mechanical Evolution at the Ground Level. 2nd Int. Conf. on Environmental Issues and Management of Waste in Energy and Mineral Production. 725-733. Septembre 1992, Calgary Alb. Canada.
- [26] Su K. (1992) Influence de l'anisotropie structurale sur le comportement thermomécanique d'un milieu hôte d'un stockage de déchets radioactifs. Colloque International Géotechnique et Informatique. 497-504. juin 29-30, 1992, Paris, France.
- [27] Ghoreychi M, Coste F., Su K. (1992) Anisotropy induced by cracking and its incidence on thermomechanical coupling. Colloque René Houpert, 313-324. Septembre 1992, Nancy, France.

- [28] Su K., Lebon P. (1993) Influence of water content, temperature and pressure on the heat conductivity of anisotropic rocks. Safety and Environmental Issues in Rock Engineering, EUROCK'93. 409-416. Juin 1993, Lisboa, Portugal.
- [29] Su K., Ghoreychi M. (1995) Modelling of coupled thermo-hydro-mechanical behaviour of fractured rocks. MJFR-2, Second Int. Conf. on mechanics of Jointed and Faulted Rock . 429-435, April 1995, Vienna, Autriche.
- [30] Thorel L., Ghoreychi M., Su K. (1996), Instantaneous plasticity and damage of rocksalt applied to underground structures. EUROCK'96, 1119-1126 September 1996, Torino, Italy.
- [31] Didry O., Su K., (1996) Numerical evaluation of thermo-hydro-mechanical coupling in a fractured zone. 1996 CNS Deep Disposal Conference, September 1996, Pinawa, Canada.
- [32] Didry O., Su K. (1996) Assessment of thermo-hydro-mechanical interactions for a fractured rock using a finite difference method. EUROCK'96, 1379- 1386, September 1996, Torino, Italy.
- [33] Thorel L., Chanchole S., Su K. (1996) Assurance qualité d'essais de laboratoire en mécanique des roches : exemple d'une mise en oeuvre concrète. Journées d'études international de Chambéry, 209-214, Octobre 1996.
- [34] Su K. Hoteit N. (1997) Mechanical Characterisation of an Underground Laboratory Site in Granite. IACMAG'97, 821-826, November 1997, Wuhan
- [35] Hoteit N., Ozanam O., Su K. (1999) Geomechanical investigation of an argillaceous formation in the east of France - International Workshop on the rock mechanics of nuclear waste repositories, June 1999, Vail, Colorado, USA.
- [36] Su K., N. Hoteit, O. Ozanam, (2000) Geomechanical investigation programme in the Meuse/Haute-Marne Underground Research Laboratory, Proceeding of International Workshop on Geomechanics – Thermo-hydro-mechanical coupling of deep argillaceous rocks, October 2000, Paris. 229-238.
- [37] Hoteit N., SU K., Ozanam O. (2000) Geological Radioactive Waste Disposal Project in France: Conceptual Model of a Deep Geological Formation and Underground Research Laboratory in Meuse/Haute-Marne Site, North American Rock Mechanics Symposium (NARMS2000), Seattle, 30 July-2 August, USA, 2000.
- [38] Ozanam O., Su K., Hoteit N. (2000) First *in situ* experiment in the French underground laboratory: vertical mine-by-test in the main shaft, Waste Management (WM'00) conference, Tucson, March 2000.
- [39] Hoteit N., Ozanam O., Su K., Chiarelli AS. (2000) Thermo-hydro-mechanical behaviour of deep argillaceous rocks, North American Rock Mechanics Symposium (NARMS2000), Seattle, 30 July-2 August, USA, 2000.
- [40] Su K., Hoteit N., Ozanam O. (2000) Geomechanical investigation plan in an underground research laboratory for feasibility study of radioactive waste repository in deep argillaceous rock – International Conference on Tunnels and Underground Structure (ICTUS), Singapour, 26-29 November 2000.
- [41] Aublivé N., Djeran-maigre I., Cabrillac R., Su K., 2001, Coupled hydromechanical damage behavior of deep argillaceous rocks, 6th KIWIR, International Workshop on Key Issues in Waste Isolation Research, 417-422., 28-30 nov. 2001.
- [42] Escoffier S., Homand F., Giraud A., Su K. (2002) Mesure de la perméabilité et du coefficient de biot dans les argilites de l'Est. Actes du XVème Congrès Français de Mécanique. Cédérom, article 405, 6 pages, Nancy, septembre 2001.
- [43] Aublivé-Conil N., Djeran-Maigre I., Cabrillac R., Su K. (2002) Coupled numerical development for modelling the mechanical behaviour of deep argillaceous rocks, NUMGE 5th European Conference on Numerical Methods in Geotechnical Engineering, Paris, 4-6 September 2002.
- [44] Aublivé-Conil N., Djeran-Maigre I., Cabrillac R., Su K. (2002) Poroplastic damage modelling for claystones, International Workshop on Environmental Geomechanics, Ascona, Switzerland, June 30 - July 5, 2002.

- [45] Aublivé-Conil N., Djeran-Maigre I., Cabrillac R., Su K. (2002) Poroplastic modelling including damage for deep argillaceous rocks, 2nd BIOT Conference on Poromechanics, Grenoble, August 26-28, 2002.
- [46] Kadiri I., Merrien-Soukatchoff V., Su K. (2002) Discontinuous hydromechanical numerical modelling of the Febex Experience (Grimsel underground research laboratory, Switzerland), NUMGE 5ème Conférence Européenne, Méthodes numériques en géotechnique, Paris, le 4-6 Septembre 2002.
- [47] Su K., Hoteit N., Ozanam O. (2003) Geomechanical Investigation of the Callovo-Oxfordian Argillaceous Formation at the Meuse/Haute-Marne Site of France, Clausthal Kolloquium zur Endlagerung 2003.
- [48] Volckaert G., Bernier F., Sillen X., Van Geet M., Mayor J., Göbel I., Blümling P., Su K. (2004) Similarities and Differences in the Behaviour of Plastic and Indurated Clays. Euradwaste 2004.
- [49] Jia Y., Su K., Shao J-F. (2005) Thermo-poromechanical modelling of a tunnel submitted to heating. International Symposium on Design, Construction and Operation of Long Tunnels, Taiwan, November, 2005

Articles publiés dans les « Bilans des études et travaux de l'Andra »

- [50] Ozanam O., Su K. (1999) Evolution de la perméabilité des argilites sous sollicitations thermiques, mécaniques et hydriques, Bilan des études et travaux de l'Andra 1999, 230-237.
- [51] Ozanam O., Su K. (1999) Modélisations en milieux poreux non saturés. Bilan des études et travaux de l'Andra 1999, 257-263
- [52] Su K., Ozanam O., Hoteit N. (1999) Première expérimentation *in situ* dans le laboratoire souterrain : la réponse hydromécanique des argilites au fonçage du puits – objectifs scientifiques, étude numérique associées, innovations. Bilan des études et travaux de l'Andra 1999, 264-273
- [53] Su K., Ghoreychi M. (2000) Etude expérimentale de l'endommagement des granites et du comportement hydromécanique des fractures. Bilan des études et travaux de l'Andra 2000, 225-226.
- [54] Ferreri R., Su K., Tijani M. (2001) Développement des modèles hydromécaniques couplés dans les argilites du Callovo-Oxfordien – Résultats de la première année de Modex-Rep. Bilan des études et travaux de l'Andra 2001, 119-124.
- [55] Escoffier S., Hoteit N., Su K. (2001) Mesures de la perméabilité des argilites de Meuse/Haute-Marne sous chargement mécanique Bilan des études et travaux de l'Andra 2001, 131-136.
- [56] Su K., Hoteit N., Homand F. (2001) Effets des perturbations mécaniques et hydriques sur la conductivité thermiques des argilites. Bilan des études et travaux de l'Andra 2001, 137-142.
- [57] Su K., Ozanam O., Hoteit N. (2001) Comportement hydrique-mécanique couplés des argilites – revue des études sur l'interaction entre la désaturation et le comportement mécanique des argilites Bilan des études et travaux de l'Andra 2001, 149-153.
- [58] Su K., Shao J-F, Dedecker F. (2002) Modèle de comportement court et long terme des argilites de Meuse/Haute-Marne – Résultats de la deuxième année du projet européen Modex-Rep. Bilan des études et travaux de l'Andra 2002, 94-98.
- [59] Maleki K., Pouya A., Courtois A., Su K. (2002) Modélisation du couplage entre endommagement et perméabilité dans les argiles (application à l'étude des ouvrages de stockage souterrain) Bilan des études et travaux de l'Andra 2002, 99-103.
- [60] Giot R., Giraud A., Homand F., Hoxha D., Su K. (2002) Identification des contraintes naturelles par méthode inverse. Bilan des études et travaux de l'Andra 2002, pp. 70-73
- [61] De Greef V., Giraud A. Su K. (2003) Mesures de la perméabilité des argilites saturées et non saturées. Bilan des études et travaux de l'Andra 2003, 128-132.
- [62] Su K., Freissmuth H., M. Tijani M. (2003) Influence de l'eau sur le comportement mécanique des argilites. Bilan des études et travaux de l'Andra – 2003, 116-121.

- [63] Valès F., Su K., Nguyen Minh D. (2003) Etude expérimentale du comportement des argilites en modèle réduit.- Essais sur échantillons en tube épais. Bilan des études et travaux de l'Andra 2003, 122-127.

Rapports techniques les plus représentatifs rédigés dans le cadre du travail à l'Andra

- [64] Su K., Ozanam O. (1999) Modèles rhéologiques des argilites de l'Est - Bilan d'étape des études rhéologiques. Rapport ANDRA – n° C.RP.AGEM 99.061.
- [65] Su K., Ozanam O. (1999) Cahier des charges de réalisation de l'expérimentation REP - Réponse hydromécanique de l'argilite au creusement du puits d'accès. C.CC.AGEM99.049.
- [66] Su K., Souron H. (2000) Cahier des charges de réalisation de l'expérimentation GIS. Rapport Andra n° C.CC.AGEM.99.083.
- [67] Su K., Ozanam O. (2001). Cahier des charges de réalisation de l'expérimentation REG. Rapport Andra n° C.CC.AGEM.00.060.
- [68] Su K., Ozanam O. (2001) Cahier des charges de réalisation de l'expérimentation TER. Rapport Andra n° C.CC.AGEM 00.063
- [69] Su K. (2001) Modélisations thermohydromécaniques de l'expérimentation TER pour élaboration du cahier des charges de l'expérimentation. Rapport Andra n° D.NT.AGEM 01.021
- [70] Su K. (2001) Synthèse des connaissances sur l'extension dans le Callovo-Oxfordien des perturbations thermiques dues au stockage de déchets C et CU. Rapport Andra n° D.NT.AGEM.00.049.
- [71] Su. K. (2001) Modélisations préliminaires mécaniques et hydromécaniques de l'expérimentation REG. Rapport Andra D.NT.AGEM.01.016.
- [72] Su K. (2002) Analyse de la stabilité géomécanique de caverne de stockage dans une formation granitique en profondeur. Rapport Andra n° G.NT.ASGM.02.017
- [73] Su K. (2002) Propriétés thermiques des éléments de stockage. Rapport Andra n° C.RP.ASMG.02.079
- [74] Su K. (2002c) Specification of predictive modelling of the REP experiment. Rapport Andra N° C.SP.ASMG.02.055.
- [75] Su K. (2001) Effet des perturbations mécaniques et hydriques sur la conductivité thermique des argilites. Rapport Andra n° C.NT.AGEM.01.049.
- [76] Su K., Ozanam O. (2001) Laboratoire de recherche souterrain de Meuse/Haute-Marne – Influence de la désaturation sur le comportement des argilites. Note de synthèse ; Rapport Andra n° D.RP.AGEM.01.052
- [77] Su K. (2002) Modèles du comportement mécanique court et long terme des argilites de Meuse/Haute-Marn ; Rapport Andra n° C.RP.ASMG.02.066
- [78] Su K. (2002) Modélisation des perturbations mécaniques et thermomécaniques autour des ouvrages dans les argilites du Callovo-Oxfordien ; Rapport Andra n° C.NT.ASMG.02.068.
- [79] Ozanam O., Su K. (2002) Projet HAVL -Argile – Description des perturbations hydromécaniques autour des ouvrages souterrains : Etat des connaissances et perspectives; Rapport Andra n° C.RP.ASMG.02.063.
- [80] Su K., B. Yven (2003) Modèle conceptuel de distribution des propriétés thermiques dans les formations géologiques du site Meuse/Haute-Marne Rapport Andra n° C.RP.ASMG.03.016.
- [81] Su K., Miura K. (2003) Calculs thermiques des concepts de stockage élaborés en 2002-2003 - Modélisations par des modèles simplifiés. Rapport Andra n° C.NT.ASMG.03.050
- [82] Yven B., Su K. (2004) Projet HAVL. Mise à jour du découpage géomécanique sur les forages du secteur Meuse/Haute-Marne. Rapport Andra n° C.NT.ASMG.04.0050
- [83] Su K., Yven B. (2005) Modèle conceptuel de la distribution des propriétés mécaniques des argilites de Meuse/Haute-Marne - Démarche d'extrapolation Rapport Andra n° C.NT.ASMG.05.0015

- [84] Su K. (2005) Effets d'un stockage sur le comportement mécanique à grande échelle de la couche du Callovo-Oxfordien et des formations géologiques encaissantes - Site de Meuse/ Haute-Marne. Rapport Andra n° C.NT.ASMG.04.0046.
- [85] Barnichon J.D., K. Su (2005) Le comportement mécanique d'alvéoles de stockage de déchets B dans le temps - Site de Meuse / Haute-Marne. Rapport Andra n° C.RP.ASMG.03.0110.
- [86] Barnichon J.D., K. Su (2005) Le comportement mécanique des scellements des galeries dans le temps - Site de Meuse / Haute-Marne. Rapport Andra n° C.RP.ASMG.03.0111.
- [87] Barnichon J.D., K. Su (2005) Le comportement mécanique des scellements du puits dans le temps - Site de Meuse / Haute-Marne. Rapport Andra n° C.RP.ASMG.03.0112.
- [88] Su K., Barnichon J.D. (2005) Le comportement mécanique d'alvéoles de stockage de déchets C et de combustibles usés CU dans le temps - Site de Meuse / Haute-Marne. Rapport Andra n° C.RP.ASMG.03.0109.
- [89] Martin C.D, Su K. (2005) Thermo-hydro mechanical behaviour of a granitic rock and of its fracture network in the vicinity of a radwaste disposal- Scientific key questions and stakes in conceptual design” Rapport Andra G RP ASMG 05.0018
- [90] Su K. (2005) Modèle élasto-plastique avec écrouissage pour les argilites développé dans le cadre du projet MODEX-REP -Mise à jour des paramètres. Rapport Andra n° CNT.ASMG.05.008.
- [91] Su K. (2005) Specification for modelling of the REP experiment (2005). Rapport Andra N° C.SP.ASMG.05.0024.
- [92] Armand G., Su K. (2005) Expérimentation REP - Résultats des mesures après la phase de fonçage du puits entre les cotes -454 et -480 m. Rapport Andra n° DRPADPE05.0855

Rapports de contrats (avant arrivé à l'Andra)

- [93] Su K. (1991) Modèle analytique pour la température et le gradient de température liés à un enfouissement géologique de déchets radioactifs dans un milieu anisotrope. Rapport Andra 623RPG3S91001
- [94] Ghoreychi M., Su K. (1991) Geomechanical study of a long wall mining. Rapport G.3S.
- [95] Su K. (1992) Comportement thermomécanique d'un milieu anisotrope hôte d'un stockage de déchets radioactifs Rapport Andra n°623RPG3S92001
- [96] Su K. (1995) Caractérisation thermique et thermomécanique des granites de la Vienne. Rapport Andra n° 622NAG3S95001.
- [97] Su K. (1997) Etudes expérimentale de l'endommagement et de la fracturation du granite de la Vienne. Rapport Andra n° B.RP.0G3S.97.004.
- [98] Su K. (1996) Caractérisation thermique et thermomécanique des granites de la Vienne. Rapport Andra n° RP.0G3S.96.004.
- [99] Su K. (1997) Influence de la température sur le comportement hydro-mécanique du granodiorite de la Vienne – Expérience de laboratoire et étude rhéologique. Rapport Andra n° B.RP.0.G3S.97-005
- [100] Su K. (1995) Etude sur la caractérisation de l'endommagement des roches cristallines. Rapport Andra n° B.RP.0G3S.98.007.
- [101] Su K. (1998) Couplage THM résultat de la fracturation et de l'endommagement des granites de la Vienne. Rapport Andra n° B.RP.0.G3S.98-004.
- [102] Su K., Bounenni I. (1998) Couplage entre la perméabilité et l'endommagement dans les matériaux des sites du Gard, de l'Est et de la Vienne. Rapport Andra n° B.RP.0G3S.98.021.
- [103] Su K. (1998) Résultats des essais hydro-mécaniques réalisés par G3S sur des marnes de Saltholme (Angleterre)

Articles publiés dans les rapports scientifiques du G3S – Ecole Polytechnique

- [104] Su K. (1992) Influence d'un enfouissement géologique de déchets radioactifs sur l'évolution thermique et thermomécanique d'un massif rocheux anisotrope. Rapport scientifique 1992, 163-174.
- [105] Su K., Ghoreychi G., Chanchole S. (1996) Etude expérimentale de la caractérisation de l'endommagement des roches cristallines, Rapport scientifique (1996) 39-55.
- [106] Su K. (1998) Comportement hydro-mécanique des fractures naturelles en milieu granitique (1998) 77 – 92.