50376
2006
75

Université des Sciences et Technologies de Lille

Laboratoire de Mécanique de Lille (UMR CNRS 8107)

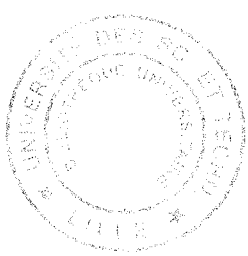
Année 2006 N° d'ordre 3822

THESE

Pour obtenir le grade de

Docteur de L'Université des Sciences et Technologies de Lille

Discipline: Génie Civil



Présentée et soutenue publiquement par

Yun JIA

le 6 Juillet 2006

Contribution à la modélisation thermo-hydro-mécanique des roches partiellement saturées : application au stockage des déchets radioactifs

JURY

M. Robert CHARLIER, Professeur, Université de Liège, Belgique	Rapporteur
M. Antonio GENS, Professeur, Universitat Politecnica de Catalunya, Espagne	Rapporteur
M. Jack-Pierre PIGUET, Professeur, Ecole des mines de Nancy	Examinateur
M. Kun SU, Ingénieur de recherche, Andra	Examinateur
M. Gilles DUVEAU, Maître de conférences, USTL/Polytech-lille	Co-encadrant
M. Jianfu SHAO, Professeur, USTL/Polytech-lille	Directeur de Thèse

A ma famille

A mes amis

Remerciements

Je souhaite tout d'abord remercier Monsieur Jian-Fu SHAO, mon directeur de thèse, qui a bien voulu m'acceuillir au sein de son équipe de cherche. Il m'a aidée à gérer de façon efficace le lourd programme prévu dans cette thèse. Il m'a également fait profiter de ses nombreuses connaissances scientifiques. Je lui serais toujours reconnaissante pour sa patience, sa disponibilité, et son indulgence à mon égard.

J'aimerais également exprimer toute ma gratitude à Monsieur Gilles DUVEAU, qui est devenu, au cours de ces quatre années, bien plus qu'un simple co-encadrant. Outre les connaissances qu'il a pu me transmettre, je garderais cette volonté d'une démarche scientifique menée pas à pas.

Monsieur Jack-Pierre PIGUET m'a fait l'honneur de présider mon jury. Qu'il trouve ici l'expression de toute ma gratitude. Messieurs Robert CHARLIER et Antonio GENS ont accepté la tâche ardue d'être rapporteurs de ce travail. Je les en remercie sincèrement. Je remercie tout autant Monsieur Kun SU pour avoir pris part au jury en tant qu'examinateur.

Mes remerciements vont également à Messieurs Djimédo KONDO, Nicolas BURLION, Jean SECQ et Malek SIBAI pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail et dont les remarques et les suggestions m'ont permis d'améliorer le présent manuscrit.

Mes remerciements s'adressent à Monsieur Isam SHAHROUR, directeur du Laboratoire Mécanique de Lille, qui m'a accueilli au sein du laboratoire. J'adresse également tous mes remerciements à l'ensemble du personnel de l'Ecole Polytechnique Universitaire de Lille et du Laboratoire de Mécanique de Lille pour son soutien moral et matériel qui m'a permis de mener à bien ce travail.

De nombreuses personnes ont participé au bon déroulement de ces travaux. J'exprime toute ma gratitude à mes collègues et amis pour leurs encouragements et leurs attentions lors de la réalisation de ce travail. Les pauses café que nous avons partagées ont ainsi contribué à compenser le stress qui s'accentuait de jour en jour. Je pense en particulier à Ariane, Assef, Thoms, Shouyi et Yan.

Mes parents m'ont toujours soutenu dans mes projets. La confiance qu'ils m'ont accordée m'a poussé à faire constamment de mon mieux pour qu'ils puissent en être fiers. Je leur doit beaucoup plus que je ne peux exprimer dans ces quelques lignes.

Enfin, parce que cette période de doute et de stress n'est pas toujours facile au quotidient pour l'entourage, j'aimerais remercier, mon mari Hanbing, par son soutien constant et ses encouragements, qui l'ont rendue tellement plus facile à vivre.

Sommaire

Résumé *1*

Abstract *2*

Introduction générale *3*

Chapitre 1 Généralités sur le comportement mécanique des roches argileuses *7*

1.1 Introduction 7

1.2 Stockage souterrain de déchets radioactifs 7

1.2.1 Le concept de stockage souterrain 7

1.2.2 Phénomènes dans la barrière géologique 9

1.2.3 Le choix de la barrière géologique 10

1.2.4 L'argilite dans le stockage 11

1.3 Présentation générale de l'argilite de Meuse Haute Marne 12

1.3.1 Contexte géographique et géologique 12

1.3.2 Structure de l'argilite de Meuse Haute Marne à l'échelle micromécanique 13

1.3.3 Composition minéralogique de l'argilite de Meuse Haute Marne 14

1.3.4 Caractérisation physique de l'argilite de Meuse Haute Marne 16

1.3.5 Caractérisation thermo-hydro-mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne 17

1.4 Comportement général de l'argilite de Meuse Haute Marne 18

1.4.1 Comportement mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne à court terme 18

1.4.2 Comportement différé 20

1.5 Influence de la composition minéralogique, de la température et de la teneur en eau 23

1.5.1 Influence de la composition minéralogique 23

1.5.2 Influence de la température 23

1.5.3 Influence de la teneur en eau 24

1.6 Conclusion 27

Chapitre 2 Modélisation thermo-hydro-mécanique des milieux poreux élastiques *29*

2.1 Introduction 29

2.2 Loi de comportement TPE linéaire des milieux poreux saturés 29

2.3 Loi de comportement TPE linéaire des milieux poreux partiellement saturés 32

2.4 Loi de comportement thermoporoélastique non linéaire des milieux poreux partiellement saturés 36

2.5 Etude de la pression de gonflement élastique 38

2.5.1 Simulation d'un essai oedométrique de gonflement 39

2.5.2 Etude paramétrique 40

2.6 Résolution numérique des problèmes thermoporoélastiques des milieux partiellement saturés 42

2.6.1 Equation des champs 42

2.6.2 Equations de diffusion généralisées 45

2.6.3 Variation de la perméabilité 46

2.6.4 Modélisation numérique par la méthode des éléments finis 50

2.7 Conclusion 50

Chapitre 3 Formulation d'un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement pour roches non saturées *51*

3.1 Introduction 51

3.2 Cadre général du modèle élastoplastique couplé à l'endommagement 51
3.2.1 Caractérisation de l'endommagement 53
3.2.2 Caractérisation de la plasticité 53
3.2.3 Couplage entre l'endommagement et la plasticité 54
3.2.4 Schéma d'intégration locale 55

3.3 Formulation d'un modèle spécifique pour les argilites 56
3.3.1 Notion de contrainte effective du milieu poreux saturé 56
3.3.2 Influence de l'endommagement sur l'écoulement plastique : 57
3.3.3 Formes retenues pour la plasticité 58
3.3.4 Critère d'endommagement 61

3.4 Identification des paramètres du modèle proposé 61
3.4.1 Paramètres élastiques (K_b, μ_b) et résistance en compression uniaxiale R_c 62
3.4.2 Paramètres plastiques (A, C_S, B, β_p) 62
3.4.3 Paramètres de l'endommagement (ξ_ω^0, A_1, B_1 et β_2) 64

3.5 Implémentation et validation du modèle proposé 64

3.6 Influence du degré de saturation en eau 70

3.7 Influence des paramètres 73
3.7.1 Influence des paramètres d'endommagement 73
3.7.2 Influence des paramètres plastiques 74

3.8 Etude des déformations du fluage 77
3.8.1 Description des déformations plastique différées 77
3.8.2 Détermination des paramètres et simulations numériques 79
3.8.3 Etude paramétrique 81
3.8.4 Influence de la température 84

3.9 Conclusion 85

Chapitre 4 Application à l'expérimentation MODEX-REP 87

4.1 Introduction 87

4.2 Présentation de l'expérimentation REP 87

4.3 Comportement des argilites dans les zones REP 89

4.4 Modélisation du comportement des argilites 91

4.5 Description du modèle 2D 92
4.5.1 Conditions initiales 92
4.5.2 Phasage des calculs et conditions limites 93

4.6 Comparaison des résultats numériques avec les mesures. 94
4.6.1 Evolution du déplacement radial 94
4.6.2 Evolution de la pression de pores 96

4.7 Etude paramétrique 98
4.7.1 Définition des différents cas de calculs 98
4.7.2 Influence du module d'Young drainé 99
4.7.3 Influence du champ des contraintes initiales 100
4.7.4 Influence de la résistance en compression 102
4.7.5 Influence de la variation de la perméabilité dans l'EDZ 104
4.7.6 Influence de la ventilation 106
4.7.7 Influence du modèle viscoplastique 107
4.7.8 Conclusion 108

4.8 Simulation numérique de l'expérimentation REP 109
4.8.1 Evolution de la pression de pores 110
4.8.2 Evolution du déplacement radial 111

4.9 Conclusion **112**

Chapitre 5 Application à l'expérimentation HE-D du Mont Terri ***113***

5.1 Localisation de l'expérimentation HE-D **113**

5.2 Conception de l'expérimentation HE-D **113**

5.2.1 Contexte géologique et comportement THM de l'argile à Opalinus 115

5.2.2 Comportement mécanique et identification des paramètres du modèle proposé 117

5.3 Modélisation de l'expérimentation HE-D **119**

5.3.1 Géométrie et conditions initiales 120

5.3.2 Phases du calcul et conditions aux limites 120

5.4 Etude paramétrique **122**

5.4.1 Influence de la conductivité thermique 122

5.4.2 Influence de la perméabilité 124

5.4.3 Influence du module d'Young 126

5.5 Simulation numérique de l'expérimentation HE-D **128**

5.5.1 Evolution de la température 128

5.5.2 Modélisation de la pression de pores 131

5.5.3 Modélisation des déformations 133

5.6 Conclusion **136**

Conclusions et perspectives ***137***

Bibliographie ***139***

Résumé

Dans ce travail, nous présentons la modélisation thermo-hydro-mécanique des roches partiellement saturées, particulièrement l'application dans le cadre du projet de stockage de déchets radioactifs. En France, un laboratoire souterrain de recherche est en cours de construction dans une roche argileuse (l'argilite de Meuse Haute Marne). Les observations expérimentales ont mise en évidence deux mécanismes importants : d'une part des déformations plastiques importantes et d'autre part une évolution des caractéristiques élastiques liée à un endommagement. De plus, le comportement du matériau est fortement influencé par sa teneur en eau. En ce basant sur les résultats expérimentaux, nous proposons un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement isotrope pour les roches partiellement saturées. De plus, les déformations viscoplastiques ont également été incorporées dans le modèle proposé. Un modèle unifié est alors proposé pour les roches partiellement saturées. Afin de valider le modèle, plusieurs simulations ont été effectuées. Dans un premier temps une validation sur essai homogène pour diverses conditions et chemins de contraintes et différents degrés de saturation en eau, est réalisée. Puis une validation plus poussée de ce modèle à été réalisée dans le cadre d'applications à différentes expérimentations in situ (l'expérimentation hydromécanique MODEX-REP et thermo-hydro-mécanique HE-D). Dans le cadre de ces expérimentations les roches sont soumises à des sollicitations d'origines diverses et fortement couplées. Une bonne concordance est obtenue entre mesures in situ et résultats numériques permettant une validation du modèle proposé.

Mots clés :

Modélisation, roches, partiellement saturé, thermo-hydro-mécanique, élastoplastique, endommagement

Abstract

This work presents an elastoplastic damage model for argillite in unsaturated conditions. A short resume of experimental investigations is presented in the first part. The results obtained show an important plastic deformation coupled with damage induced by initiation and growth of microcracks. Influences of water content on the mechanical behaviour are also investigated. Based on experimental data and micromechanical considerations, a general constitutive model is proposed for the poromechanical behavior of argillite in unsaturated conditions. The time dependent creep has also been incorporated in the model. The performance of the model is examined by comparing numerical simulation with experimental data in various load paths under saturated and unsaturated conditions. Finally, the model is applied to hydromechanical coupling study of the REP experiment and thermo-hydromechanical coupling study of the HE-D experiment. A good agreement is obtained between experimental data and numerical predictions. It has been shown that the proposed model describe correctly the main features of the mechanical behaviour of unsaturated rocks.

Key words:

Modeling, rock mechanics, unsaturated, thermo-hydromechanics, elastoplastic, damage

Introduction générale

Une solution de stockage des déchets radioactifs en formations géologiques profondes est actuellement à l'étude dans plusieurs pays. Le stockage en couches géologiques profondes a même déjà été mis en œuvre aux Etats-Unis. Jusqu'à présent, de part le monde, une vingtaine de laboratoires souterrains ont été construits afin d'étudier in situ les conditions d'un tel stockage. Ces laboratoires souterrains se situent principalement dans des roches cristallines (granites), salines (sel gemme) ou argileuses (argilites). Un des principaux objectifs de ces laboratoires est la compréhension du comportement de ces géomatériaux sous les sollicitations thermo-hydro-mécaniques engendrées par le stockage. Ces études ont donc permis l'essor des modèles constitutifs multiphasiques dans le domaine de la géomécanique.

Cette étude, soutenue par l'Andra (Agence National de gestion des Déchets RadioActifs), s'inscrit dans le cadre de l'étude de faisabilité du stockage souterrain de déchets radioactifs en formation géologique profonde. En France, un laboratoire souterrain de recherche est en cours de construction dans une couche des roches argileuses, situé à limite de la Haute-Marne et de la Meuse, afin d'exécuter des essais thermo-hydro-mécaniques in situ. Le choix de cette argilite a été coordonné au vu de ses bonnes propriétés porohydromécaniques. Notons que dans nombreux autres pays (Belgique, Suisse...) le choix se porte naturellement sur les roches argileuses comme matériaux constitutifs de la barrière géologique.

Dans le contexte d'un stockage, le matériau rocheux se trouve soumis à diverses sollicitations couplées telles que mécanique, hydraulique, thermique et chimique. Ainsi, une caractérisation physique complète et une description mathématique du comportement thermo-hydro-mécanique et chimique du matériau devient nécessaire. Nous nous intéressons qu'au comportement thermo-hydro-mécanique des roches argileuses en condition partiellement saturée.

Afin de décrire le comportement mécanique des géomatériaux, les modèles élastopalstiques sont les plus largement utilisés. A ce titre, il existe un cadre standard pour formuler et choisir les modèles plastiques en fonction du comportement du géomatériau considéré. Cependant, dans le cas des géomatériaux cohérents tel que les roches et les bétons, au comportement élastoplastique se superposent un endommagement induit par la propagation de microfissures. Cet endommagement est identifié comme un mécanisme important du comportement des roches, car il génère des déformations irréversibles menant la rupture du matériau. En se basant sur les résultats expérimentaux, nous constatons que l'endommagement induit par les microfissures affecte non seulement le comportement mécanique du matériau, mais aussi des propriétés hydrauliques. Par exemple, la perméabilité intrinsèque de la roche peut être modifiée considérablement par la propagation de microfissures (Bossart et al., 2002; Oda et al. ,2002). Par conséquent, il est nécessaire de caractériser et décrire ces microfissures dans le cadre de l'étude de faisabilité du stockage souterrain de déchets radioactifs. Pendant les dernières vingtaines années, les modélisations constitutives de l'endommagement provoqué dans les matériaux cohérents tel que roche et béton étaient un sujet ouvert dans le domaine de la geomécanique. Plusieurs modèles d'endommagement ont été proposés (Wawersik et Attache (1971), Wong (1982), Sammis et Ashby (1986), Fredrich et al. (1989), Nemat-Nasser et Horii (1982), Horii et Nemat-Nasser (1985, 1986), Zhao (1998)). Quelques uns intègrent le couplage endommagement plasticité (Dragon et Mroz (1979), Ju (1989), Hayakawa et Murakami (1997), Chiarelli et al. (2003)). Cependant, la plupart de ces modèles sont

développés pour les matériaux secs et essentiellement soumis à des efforts de traction. Dans le cadre des ouvrages souterrains, les roches sont soumises principalement à des efforts de compression en condition saturée et partiellement saturée. Un changement important de la pression des fluides (liquide et gaz) peut se produire. En conséquence, une étude du comportement hydromécanique devient nécessaire. Dans notre étude, nous développerons un modèle constitutif couplé afin de décrire le comportement élastoplastique endommageable de l'argilite de Meuse Haute Marne et ce en condition saturée et partiellement saturée.

De plus, une des autres difficultés dans le dimensionnement des ouvrages de stockages souterrains vient de leur durée d'exploitation qui dépasse de très loin les échelles de temps habituelles. La prise en compte du comportement différé est alors indispensable pour assurer la sûreté de ces ouvrages souterrains. Dans ce travail, on considéra les déformations différées des argilites comme des déformations plastiques retardées liées à la viscosité et à l'évolution temporelle des propriétés mécaniques du matériau. Une démarche unifiée est alors proposée : un modèle viscoplastique est incorporé dans le modèle constitutif.

Ce mémoire s'organise autour de cinq chapitres dont les grandes lignes sont exposées ci-dessous :

Dans le chapitre 1, nous rappelons le concept du stockage en formation géologique profonde. Les différents critères de choix d'un site, et les étapes qui en découlent sont expliqués. Après une revue rapide des roches susceptibles d'accueillir un site de stockage, nous présentons plus en détail les argilites en raison de l'intérêt particulier qui leur sont portées. Enfin, sur la base des résultats expérimentaux obtenus par plusieurs laboratoires partenaires de l'Andra, les principales caractéristiques du comportement thermo-hydro-mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne sont présentées.

Dans le chapitre 2, le cadre général choisi pour la modélisation thermoporoélastique des milieux poreux saturés est exposé. Ce cadre est ensuite étendu au cas des milieux poreux non saturés. Une application du modèle thermoporoélastique non linéaire obtenu à l'étude du gonflement d'une argile gonflante est alors réalisée. Enfin, nous présentons les outils numériques utilisés pour la modélisation numérique des problèmes de couplage thermo-hydro-mécanique en milieux partiellement saturés.

Après une présentation du cadre thermodynamique général choisi pour le modèle élastoplastique endommageable, un modèle spécifique est proposé pour l'argilite de Meuse Haute Marne dans le chapitre 3. Dans ce modèle, l'accent est mis sur le comportement plastique et l'influence de la teneur en eau sur le comportement mécanique. L'endommagement est traité de manière simplifiée. Les simulations des essais homogènes disponibles sont comparées aux résultats expérimentaux. La confrontation des résultats numériques avec les données expérimentales des essais n'ayant pas été utilisés pour l'identification des paramètres, permet une première validation. Enfin, la modélisation des déformations différées est aussi effectuée.

Enfin, dans le chapitre 4 et 5, nous proposons deux validations du modèle par confrontation de résultats numériques à des mesures réalisées lors d'expérimentations in situ. Le chapitre 4 est consacré à la simulation de l'évolution du comportement hydromécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne lors du fonçage du puit d'accès à l'URL-Bure (Underground Reseach Laboratory). Ce travail a été réalisé dans le cadre du projet de recherche européen MODEX-REP. En se basant sur une analyse des mesures in situ et une étude paramétrique, les

phénomènes hydromécaniques dans l'expérimentation REP seront interprétés. La simulation de l'expérimentation REP permettra une première validation des modèles proposés.

Dans le chapitre 5, une expérimentation thermo-hydro-mécanique, nommée HE-D, est simulée. L'expérimentation HE-D permet de comprendre et de modéliser les phénomènes thermo-hydro-mécaniques couplés dans un matériau similaire à l'argilite de Meuse Haute Marne. A travers une étude paramétrique, l'interaction des différents phénomènes du couplage thermo-hydro-mécanique sera explicitée. Enfin, l'expérimentation HE-D sera simulée. La bonne concordance entre mesures et simulations permettra de valider la capacité du modèle pour décrire le comportement thermo-hydro-mécanique des argilites.

Chapitre 1 Généralités sur le comportement mécanique des roches argileuses

1.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons d'une part le contexte de notre étude et d'autre part les matériaux étudiés, l'argilite de Meuse Haute Marne. Dans un premier temps, nous exposons le principe d'un stockage souterrain de déchets radioactifs en formation géologique profonde et les phénomènes en découlant. Nous expliquons les différents choix d'un site. Nous passons rapidement en revue les roches susceptibles d'intéresser le stockage, puis présentons plus en détail les argilites, en raison de l'intérêt particulier porté par de nombreux pays pour ces matériaux. Dans un second temps, nous réalisons une étude de synthèse des résultats établis par plusieurs laboratoires partenaires de l'Andra concernant les caractéristiques physiques et thermo-hydro-mécaniques (THM) de l'argilite de Meuse Haute Marne. Enfin, les influences de la composition minérale, de la température et du degré de saturation en eau sur cette argilite seront abordées.

1.2 Stockage souterrain de déchets radioactifs

Le problème de la gestion à long terme des déchets radioactifs se caractérise par la nécessité de confiner suffisamment la radioactivité des déchets pendant une très longue période (typiquement jusqu'à un million d'années). La solution retenue est l'enfouissement dans des couches géologiques profondes. Par ailleurs, d'autres solutions sont étudiées en parallèle, soit la réduction du volume de ces déchets, soit le dépôt temporaire en surface et sub-surface.

Pour la protection de l'homme et de l'environnement à court et à long terme, la France envisage l'enfouissement des déchets radioactifs en formation géologique profonde depuis une vingtaine d'années. Le stockage souterrain de déchets radioactifs a donc pour but unique de limiter la radioactivité, à un niveau suffisamment faible, pour que les conséquences radioactives des déchets soient acceptables. Pour atteindre cet objectif, le système de confinement en formation géologique profonde a été défini, constitué de trois barrières successives:

- les déchets, conditionnés dans des colis métalliques,
- les barrières ouvragées,
- la barrière géologique.

1.2.1 Le concept de stockage souterrain

En France, les architectures de stockage sont situées à des profondeurs allant de 400m à 700m: en deçà, la non-radioactivité des déchets ne serait pas assurée, et au-delà les coûts seraient prohibitifs. Ces installations seront constituées d'un réseau de galeries d'accès et de manutention. La structure de stockage peut être classée en différents groupes selon la nature des déchets qui y seront stockés (Figure 1-1).

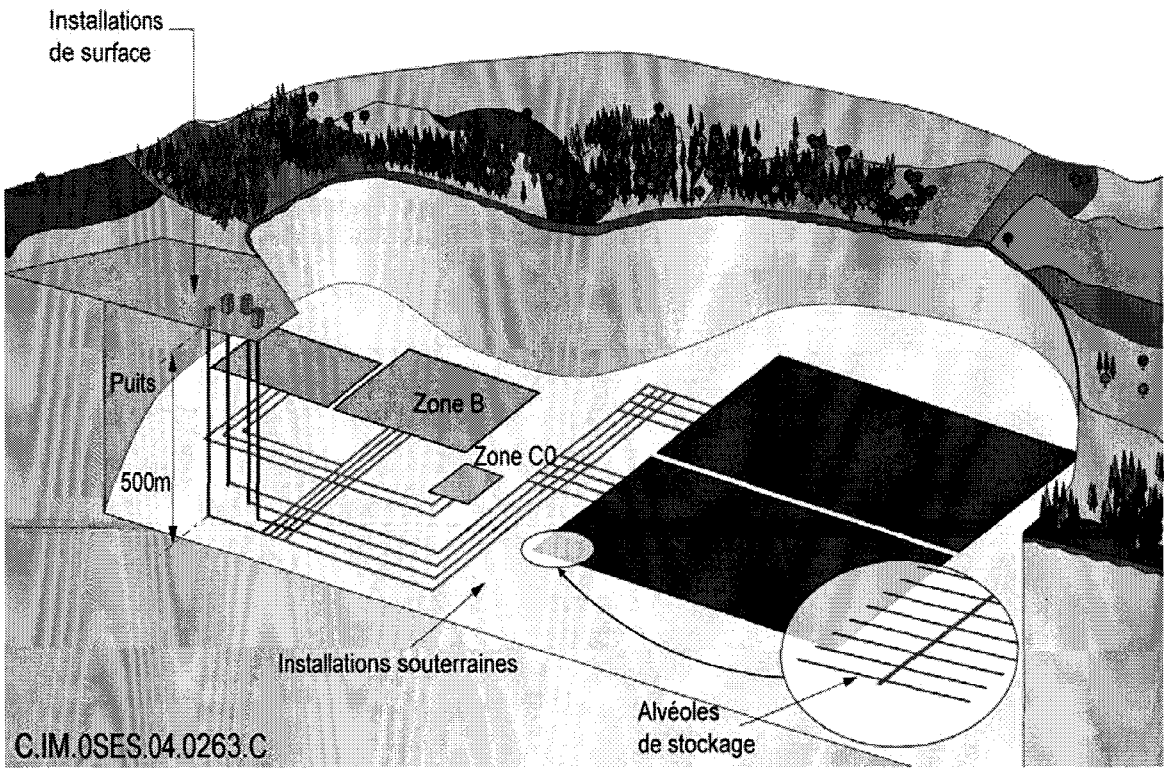


Figure 1-1 : Vue d'ensemble d'un stockage en milieu géologique: installations de surface et installations souterraines sur deux niveaux (ANDRA 2005)

Le stockage souterrain est réalisé en plusieurs étapes. Tout d'abord, on creuse les puits, les galeries d'accès et de manutention, ainsi que les alvéoles de stockage. Pour chacun des types d'ouvrages est mis en place progressivement d'un soutènement adapté. Puis les colis sont mis en place et les alvéoles de stockage sont fermées. Une accessibilité aux alvéoles via les galeries de manutention est conservée afin d'effectuer les contrôles nécessaires. Ces trois étapes dureront vraisemblablement quelques dizaines d'années, peut-être jusqu'à une centaine d'années. Enfin, les galeries et puits d'accès seront remblayés. Dans l'ordre, depuis les déchets jusqu'à la biosphère, ces barrières sont donc: les colis de déchets, les barrières ouvragées qui comblent les vides entre les colis et les parois internes des puits ou tunnels de stockage, et la barrière géologique(

Figure 1-2). La vie du site est donc généralement distinguée par deux phases :

- la phase de la réalisation et d'exploration des ouvrages,
- la phase de l'isolement des substances radioactives.

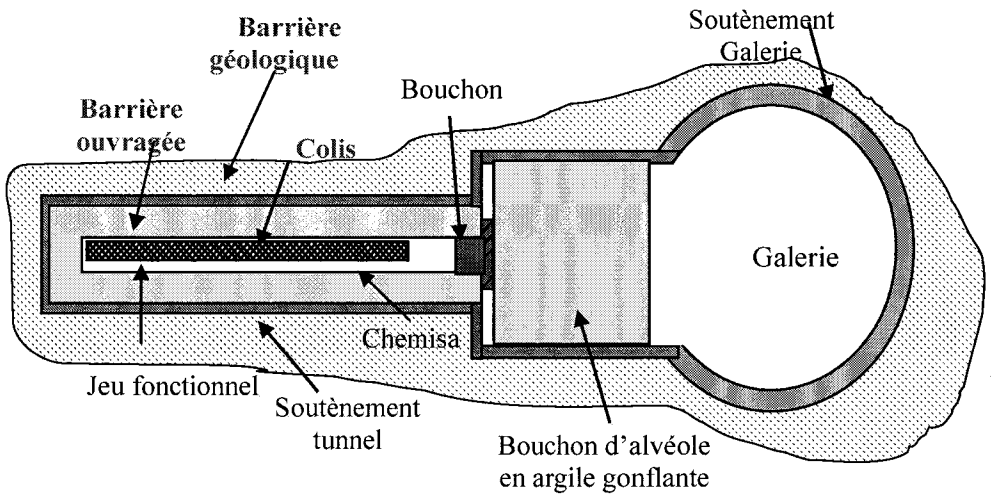


Figure 1-2 : Principe de la discrétisation unidimensionnelle de l'architecture d'une alvéole pour déchets C

1.2.2 Phénomènes dans la barrière géologique

Le cadre de l'étude d'un stockage souterrain de déchets radioactifs, impose de caractériser la couche géologique à toutes les échelles : du stade microscopique à métrique et jusqu'à celui hectométrique, mais également sur des millions d'années. La barrière géologique est gouvernée majoritairement par des processus couplés complexes : mécaniques, thermiques, hydrauliques et physico-chimiques.

En premier lieu, la création du stockage entraîne une décharge hydraulique et mécanique instantanée (caractérisée par une chute des pressions d'eau et de la contrainte radiale) dans le milieu géologique autour de l'alvéole. Le déchargement se propage pendant la phase d'exploitation autour des ouvrages maintenus ouverts. Dans les ouvrages ventilés, la ventilation provoque une désaturation de la barrière géologique. La barrière géologique du champ proche met donc en jeu des comportements non linéaires et fortement couplés du milieu poreux non saturé. Par ailleurs, la mise en place de la barrière ouvragée à l'état initial non saturé, dans l'alvéole, peut également désaturer le milieu géologique (Figure 1-3).

Ensuite, la mise en place des colis entraîne une élévation de température progressive dans la barrière géologique. Du fait de la décroissance de la chaleur émise par les colis des déchets, cette élévation de température est transitoire : elle passe par un maximum, puis décroît jusqu'à ce que le stockage et la barrière géologique environnants retrouvent des températures géothermales naturelles. De plus, la fermeture progressive des galeries jusqu'à celle complète du stockage emprisonne de l'air. Le milieux géologique se resature. Ces deux phénomènes coïncident du point de vue chronologique et interagissent fortement selon plusieurs mécanismes.

L'ensemble de cette phase de désaturation-resaturation et d'échauffement met en jeu des couplages non linéaires, et nous conduit à la mise en oeuvre d'un modèle complet d'écoulement diphasique couplé à la température et à la mécanique.

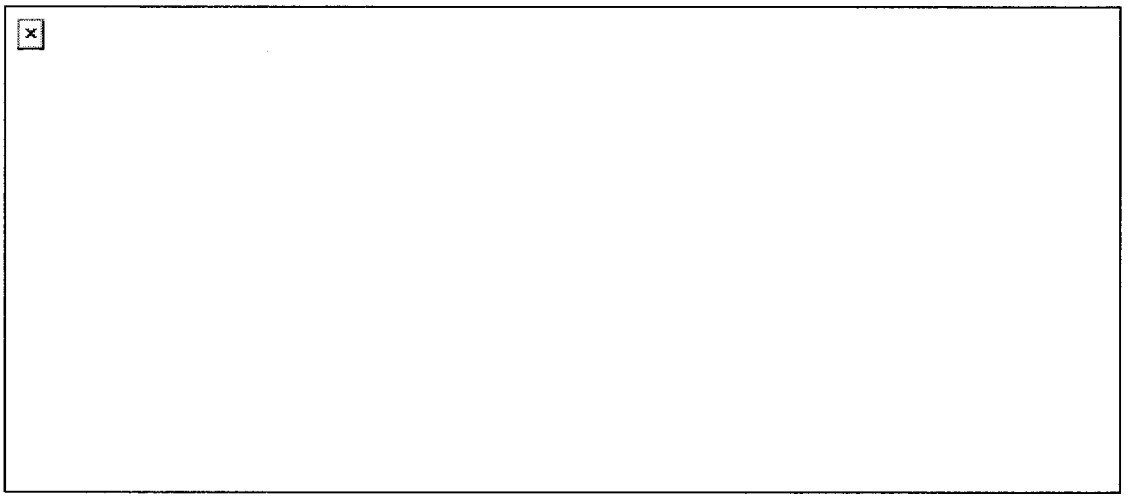


Figure 1-3 : Phénomènes dans les structures de stockages (Lassabatere, 2004)

Enfin, il est à noter que le processus de désaturation-resaturation du milieu géologique est influencé par l'hydrogène issu de la corrosion des composants métalliques du stockage, l'agitation oxydante liée à la présence de l'air de ventilation et l'agitation alcaline au contact des composants du stockage en béton etc. Enfin, afin d'évaluer le comportement de la barrière géologique, la maîtrise des processus couplés Chemo-Thermo-Hydro-Mécanique (THMC) est devenue essentielle. Pour des raisons de simplification, on limite l'étude sur les processus couplés Thermo-Hydro-Mécaniques.

1.2.3 Le choix de la barrière géologique

Le rôle de la barrière géologique est de limiter le retour éventuel dans la biosphère des radionucléides. Il est admis que la circulation des eaux souterraines est le facteur essentiel susceptible d'effectuer le transfert des radionucléides. Le choix de la «roche hôte» doit être évité des mouvements d'eau au sein de celle-ci. Le choix du milieu est restreint à des roches pratiquement anhydres (le sel gemme) ou faiblement perméables (le granite et l'argile raide). De plus, le massif devant être stable des points de vue géologique et tectonique, il faut donc alors caractériser les propriétés hydromécaniques de la roche concernée.

L'étanchéité doit être assurée sur un million d'années. Il faut pouvoir garantir que les ouvrages et le stockage ne dégradent pas les qualités initiales de la roche, ou alors que la roche possède des atouts pour retrouver les propriétés jugées intéressantes. Les roches plastiques sont alors privilégiées, car le fluage des roches permettra de fermer les fissures créées par les ouvrages et le stockage tend vers l'état d'équilibre proche de celui initial.

Du fait de ces propriétés demandées aux barrières géologiques, trois types de matériaux ont été principalement étudiés dans le monde:

- Le sel, pour ses propriétés de rétention de l'eau et ses capacités de scellement,
- Le granite, pour sa faible perméabilité et porosité, et sa grande résistance,
- L'argile raide, pour sa très faible perméabilité et sa porosité associées à une tenue mécanique importante.

En France, le choix s'est porté sur une roche argileuse (l'argilite de Meuse Haute Marne). Car l'argilite possède une perméabilité très faible et une bonne capacité de rétention des radioactivités. La plasticité de l'argilite a également un rôle essentiel pour atteindre les objectifs de sûreté à long terme (par exemple la fermeture des cavités de stockage et des fissures créées par les excavations et l'échauffement).

1.2.4 L'argilite dans le stockage

En France, L'Agence Nationale pour la gestion des Déchets RadioActif (Andra) étudie actuellement une couche argileuse du Callovo-Oxfordien (appelée aussi l'argilite de Meuse Haute Marne) située entre la Meuse et la Haute-Marne à Bure où un laboratoire de recherche souterrain est déjà installé. En Suisse, le laboratoire souterrain de Mont Terri est situé dans les argiles à Opalinus, une formation constituée d'argilite. Notons que début 2003, l'Andra a démarré la conception de l'essai maquette à Mont-terri, appelé HE-D, de façon à réaliser un prototype de la sonde chauffante. En Belgique, l'Organisme National des Déchets RAdioactifs et des matières Fissiles enrichies (ONDRAF) a construit un laboratoire depuis plus de vingt ans, dans une formation argileuse (Argile de Boom).

Tableau 1-1 : Comparaison de quelques caractéristiques physiques et mécaniques de l'argilite de Meuse Haute Marne avec celles d'autres argiles raides

Matériau	Profondeur (m)	Densité sèche γ_d	Teneur en calcite $Caco_3$ (%)	Porosité ϕ (%)	Teneur en eau massique w (%)	Vitesse d'onde V_p (m/s)	Module de Young E (MPa)	Résistance en compression simple R_c (MPa)
Argilite de MHM	350-500	2.21-2.33	23-42	<13	<5.5	>3000	>10000	>35
Argile de Mol	210-240	1.61-1.78	0-3	>20	>9.5	<2000	<3000	<15
Argile à Opalinus	275	2.22-2.33	8.5-28	13.5-17.9	8.0-4.2	-	6300-13700	<22
Argilites de Montcornet	327-460	1.97-2.6	6-34	13-20	5.5-9.5	2000-3000	3000-10000	15-35
Silites du Gard	390-775	2.32-2.48	15-35	10	4	3700	200000	60
Argilite de Tournemire	250-370	2.45-2.55	11.5-35	14	4-8	2500-3000	8000-10000	30-40

Les trois argilites présentent des caractéristiques assez différentes. Dans notre étude, nous ne nous intéressons qu'à l'argilite du Callovo-Oxfordien. Cette couche d'argilite se situe à l'est de la France, nous l'appelons aussi « l'argilite de Meuse Haute Marne ». Une comparaison de quelques unes des propriétés physiques et mécaniques de l'argilite de Meuse

Haute Marne avec d'autres argilites et argiles est donnée dans le Tableau 1-1 (Scheitt 1993 ; Niandou 1994 ; Chiarelli et al.1998a et 1998b ; Hoteit et al.1999a et 1999b). Nous pouvons constater que l'argilite de Meuse Haute Marne est parmi les roches présentées, la plus compactes, la moins poreuses et ayant une teneur en eau des plus faibles. De plus elle est classée dans les roches qui ont un module d'Young et la résistance en compression simple la plus élevée.

Les argilites sont incontestablement très intéressantes comme la barrière géologique dans le cadre d'un stockage de déchets à vie courte et longue. Mais les problèmes posés par le stockage sont complexes, et soulèvent de nombreuses questions quant à la possibilité de pouvoir prédire le comportement d'un stockage. Pour pouvoir estimer l'évolution des propriétés de l'argilite de Meuse Haute Marne, il faut tout d'abord les identifier et les caractériser. Dans la partie suivante, nous donnons quelques éléments sur les composants à l'échelle micromécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne. Ensuite, nous décrirons certaines de leurs propriétés macroscopiques.

1.3 Présentation générale de l'argilite de Meuse Haute Marne

Dans cette partie, nous réalisons une synthèse des résultats déjà obtenus par l'ensemble des laboratoires partenaires de l'Andra dans le domaine géomécanique: ANTEA, ENSG, G3S, LML et autres. Les données concernaient la caractérisation micromécanique, physique, mécanique, hydraulique et thermique. Après un rapide aperçu de la situation géographique et géologique de l'argilite de Meuse Haute Marne, nous présentons quelques résultats des études.

1.3.1 Contexte géographique et géologique

L'argilite de Meuse Haute Marne est une couche de l'argilite du Callovo-Oxfordien à cheval sur le département de la Meuse et de la Haute-Marne. Ce matériau a notamment été choisi car il appartient à un domaine géologique relativement simple, constitué de couches de très faible pendage. La couche de l'argilite de Meuse Haute Marne est une couche d'épaisseur de 130 mètres environ (Figure 1-4). L'argilite de Meuse Haute Marne est globalement dure, compacte et très peu perméable. Pas de failles ni de lentilles de sable ou de grès, ni de différences de pression favorisant la circulation d'eau n'ont été détectées. Cette homogénéité géologique de la couche sur une grande surface prouve l'origine des sédiments déposés il y a environ 155 millions d'années (Andra, 1997). Par ailleurs, ses caractéristiques sont compatibles avec la réversibilité du stockage, et l'impact des matériaux apportés est très faible et limité au voisinage immédiat des ouvrages.

Afin de caractériser le comportement mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne, les prélèvements d'échantillons dans les forages sont effectués sur le site Meuse/Haute-Marne depuis 1994. L'intégration progressive des données, provenant des différents forages réalisés en dix ans d'études, a été réalisée sur la base d'une analyse statistique et mécanique des données. Notre travail s'intéresse particulièrement aux forages réalisés de 1994 à 2000:

- Forage HTM 102 : entre 342m et 472m,
- Forage MSE 101 : entre 505m et 650 m,
- Forage EST 103/104 : entre 420m et 550m,
- Forage EST 204/205 : entre 418 et 510m.

Par ailleurs, afin de pouvoir comparer ces données en fonction de la profondeur, les côtes brutes de chaque forage seront corrigées en prenant, pour chaque forage, la surface du terrain comme origine ($Z = 0$). Ceci permettra ainsi de mettre en évidence la variabilité latérale pour les propriétés considérées.

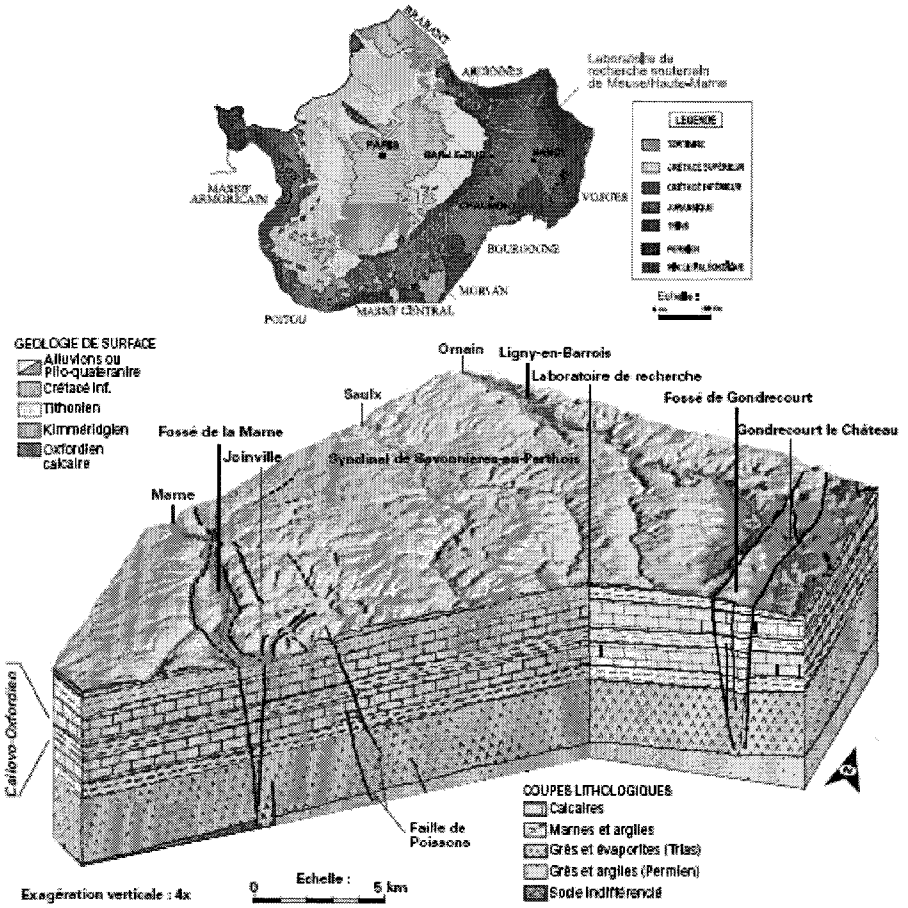


Figure 1-4 : Bloc diagramme géologique 3D du secteur de Meuse/Haute-Marne

1.3.2 Structure de l'argilite de Meuse Haute Marne à l'échelle micromécanique

D'un point de vue macroscopique, l'argilite de Meuse Haute Marne est un matériau verdâtre, sombre et à grains très fins. Pour caractériser la structure type du matériau naturel et autoriser ainsi une comparaison avec celle après essais mécaniques, une observation plus fine est réalisée au microscope optique et électronique à balayage sur les carottages.

Au niveau microscopique, l'argilite de Meuse Haute Marne se présente comme un assemblage de grains de quartz et de calcite liés par une matrice fine argilo-carbonatée renfermant localement de la matière organique et des sulfures. La matrice argilo-carbonatée est formée d'un mélange de minéraux argileux et de petits grains de calcite diagénétiques qui confèrent au matériau une cimentation plus ou moins importante selon le taux de calcite. Structurellement, l'argilite de Meuse Haute Marne est composée de deux ensembles de minéraux formant deux structures opposée : la charge en clastes (tectosilicates et carbonates) et la matrice argileuse, différenciées par leurs classes granulométriques, leur porosité, leurs degrés de connexion dans la roche (Andra 2001). Tous les composants détectés en diffraction

de rayons X observés sont donnés sur la Figure 1-5. Par ailleurs, quelques grains de glauconite, de feldspath et d'oxyde de fer sont également présents.

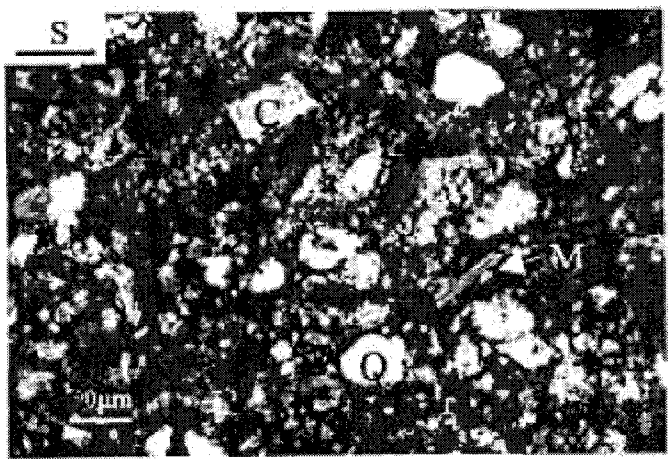


Figure 1-5: Micrographie en LPA d'une structure typique de l'argilite de Meuse Haute Marne observée sur les lames minces au microscope optique : grain de calcite de forme rhomboédrique en haut (C), grain de quartz en bas (Q), et baguette de muscovite au centre à droite (M)

En se basant sur les observations microscopiques, les argilites peuvent être considérées du point de vue de leur comportement géomécanique comme l'assemblage d'une matrice argileuse homogène et d'inclusions solides, silicates et carbonates (Sammartino, 2001), tel que schématisé sur la Figure 1-6 :

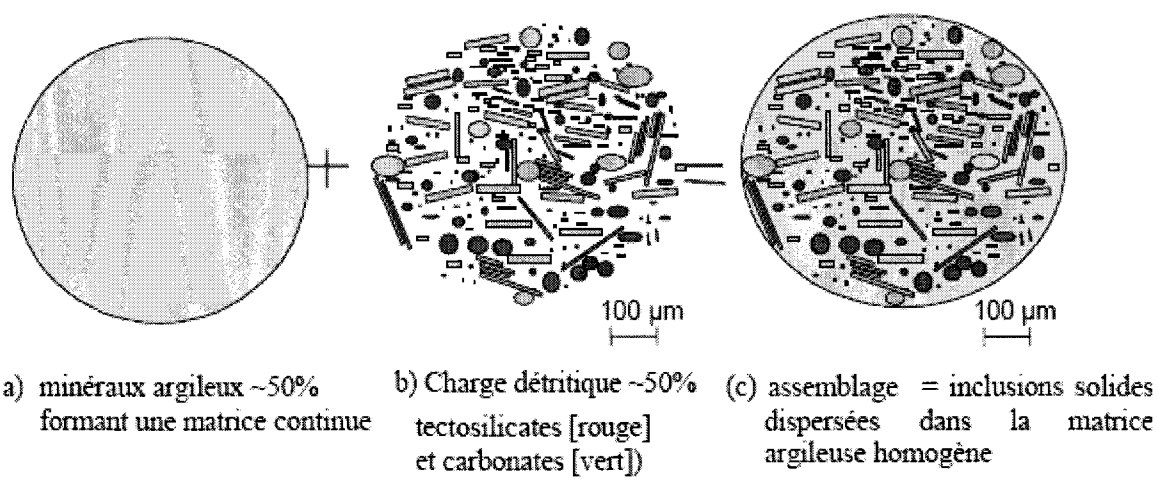


Figure 1-6: Modèle conceptuel de la microstructure des argilites

1.3.3 Composition minéralogique de l'argilite de Meuse Haute Marne

Des analyses de diffraction de rayon X permettent d'identifier les espères minérales présentes dans le matériau. Pour l'argilite de Meuse Haute Marne, il s'agit principalement de minéraux argileux, de quartz, de calcite, de dolomite, de feldspath, de pyrite et quelques traces de phases mineures. La calcite et le quartz sont présents dans la totalité des échantillons,

constituant entre 50-60% de la roche. La matrice argileuse et les phases mineures constituant le reste.

La matrice argileuse est composée d'illites, d'interstratifiés d'illite-semectite (régulier R=1 ou irrégulier R=0 selon les profondeurs), de chlorite et de kaolinite. Le passage de R=1 à R=0 est progressif et se fait sur une dizaine de mètres. Trois minéraux porteurs de fer ont été identifiés: la pyrite, l'hématite et quelques traces de sidérite. Le sulfure et l'oxyde de fer sont rencontrés de manière plus ou moins continue tout au long des sondages. L'argilite contient en plus un cortège de phases mineures, parmi lesquelles on peut compter les feldspaths.

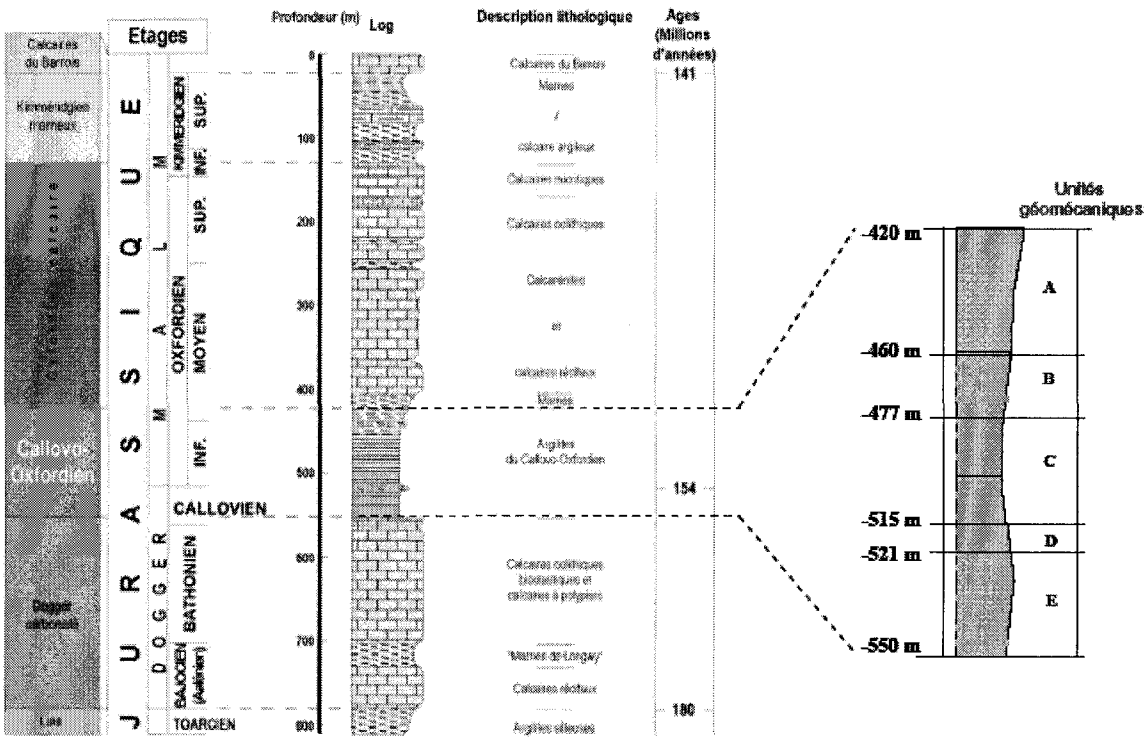


Figure 1-7 : Coupe géologique au niveau du site de Meuse/Haute-Marne et définition des unités géomécanique de l'argilite du Calovo-Oxfordien (Andra 2005)

Globalement, nous observons une variation des constituants minéralogiques de l'argilite de Meuse Haute Marne avec la profondeur. En se basant sur une analyse globale de la variabilité verticale des paramètres mesurés en forage et sur échantillons (vitesse des ondes, densité, porosité, teneur en argiles, teneur en carbonates), et sur les 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 (notées A à E) (Figure 1-7), auxquelles on peut attribuer des paramètres mécaniques représentatifs de leur comportement.

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 teneur en argile maximale, ce qui se traduit par une plus grande déformabilité et une plus grande homogénéité des propriétés mécaniques.

1.3.4 Caractérisation physique de l'argilite de Meuse Haute Marne

Les caractéristiques présentées comprennent les propriétés de densité, porosité, minéralogie, teneur en eau, perméabilité et la teneur de carbonate (Lefevre et Homand 1995 ; Giraud et Homand 1995 ; Thorel et al. 1995a, 1995b, 1999; Heitz et al.1996).

Densité humide γ_h ***, sèche*** γ_d ***et des grains*** γ_g

Sur l'ensemble des sondages, la valeur moyenne de la densité humide γ_h est égale à 2.41 ± 0.06. Cette valeur relativement élevée de la densité est compatible avec un matériau compact et composé de minéraux à densité plutôt élevée (quartz et carbonates), ce qui est confirmé par la structure microscopique et sera reconfirmé par la porosité et la composition minéralogique déterminée par diffraction de rayons X.

La densité sèche γ_d est calculée à partir de la densité humide et la teneur en eau. La densité sèche a pour valeur moyenne 2.27 ± 0.03. La densité des grains γ_g, mesurée au pycnomètre est de l'ordre de 2.65.

Porosité ϕ

La porosité de l' argilite de Meuse Haute Marne a été déterminée de deux façons : calculée à partir des valeurs de densité des grains et de la densité sèche et mesurée par porosimétrie au mercure. Elles sont respectivement égales en moyenne à $14.9 \pm 2.4\%$ et à $11.8 \pm 1.6\%$. Les deux valeurs obtenues sont comparables, celle de la porosimétrie au mercure étant légèrement inférieure à celle calculée avec la densité. La différence peut s'expliquer par le fait que le mercure ne peut pas pénétrer entre les minéraux argileux pour les pressions maximales appliquées de 300MPa en général.

Teneur en eau w ***et perméabilité*** k_0

La teneur en eau de l'argilite de Meuse Haute Marne est égale en moyenne à $6.2 \pm 1.2\%$. Elle semble augmenter jusqu'à une profondeur à partir du toit de 70m environ, supérieure à cette ligne la tendance s'inverse. A partir des valeurs de porosité et de teneur en eau, le degré de saturation est calculé. Il est de l'ordre de 95%. Compte tenu des incertitudes sur les mesures, on peut considérer que le matériau est proche de la saturation.

La perméabilité de l'argilite de Meuse Haute Marne est estimée de l'ordre de $10^{-17} - 10^{-19} m^2$ in situ et de $10^{-19} - 10^{-20} m^2$ en laboratoire. En un mot, elle est donc très faible.

La teneur en carbonates

La teneur en carbonate conduit à une valeur moyenne de $28.3 \pm 10.5\%$. La variation en profondeur à partir du toit met en évidence une très grande dispersion (de 7 à 74%). Cela peut être exprimé par les phénomènes sédimentaires tels que des apports de carbonates variables selon la période de sédimentation.

1.3.5 Caractérisation thermo-hydro-mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne

Résistance en traction uniaxiale R_t

L'étude de la résistance en traction de l'argilite de Meuse Haute Marne a été réalisée à l'aide d'essais de traction indirecte (essais brésiliens). Les seules données disponibles ont été obtenues sur des échantillons provenant du forage HTM 102. La valeur moyenne de la résistance à la traction uniaxiale est égale à $2.6 \pm 1.2 MPa$.

Résistance en compression uniaxiale R_c

La résistance en compression uniaxiale est égale en moyenne à $19.1 \pm 6.1 MPa$. Sa variation en fonction de la profondeur est très dispersée, et ne permet donc pas de donner une tendance régulière.

Module d'Young E ***et coefficient de poisson*** ν

Les deux paramètres sont calculés à partir des premiers cycles de déchargement/rechargement d'essais de compression triaxiale. Malgré une forte dispersion, on peut obtenir une valeur moyenne pour E de l'ordre de $5200 \pm 1900 MPa$ et pour le coefficient de Poisson ν de l'ordre de 0.3 ± 0.18.

Module de compressibilité K

Les essais de compression hydrostatique effectués sur l'argilite de Meuse Haute Marne ont permis de mesurer deux modules de compressibilité 5000 MPa et 3600 MPa suivant que les échantillons cylindriques aient été carottés respectivement parallèlement ou perpendiculairement à la stratification. Cette tendance reste toutefois à confirmer. De plus, il faut noter que l'échantillon cyclique n'est pas adéquat pour rendre compte de l'anisotrope du matériau.

Coefficient de Biot b ***et module de Biot*** M

Les caractéristiques hydrauliques souvent utilisées sont le coefficient de Biot et le module de Biot. Le coefficient de Biot est estimé de $0.4 - 0.8$ (Boutéca 1999), avec une valeur moyenne 0.60.

Les valeurs du module de Biot M déterminées sur les échantillons sont comprises entre 470 MPa et 10600 MPa. Elles sont très variables selon la méthode expérimentale utilisée. L'analyse des résultats expérimentaux a permis de donner une valeur moyenne du module de Biot de 4900 MPa (Kharkhour, 2001).

Chaleur spécifique C_p***, conductivité thermique*** λ ***et la dilatation thermique*** α_b ***:***

Les essais thermiques ont été réalisés sur les cellules du sondage EST104 et HTM102, réparties dans les différentes unités géométriques correspondantes. Les différents essais permettant d'obtenir les valeurs références des caractéristiques thermiques des argilites retenues pour les modélisations thermiques. La chaleur spécifique moyenne est une fonction de la température, soit $C_p = 1.4T + 730 \left(20°C \leq T \leq 200°C\right) \left(J / kg°C\right)$.

La Conductivité thermique perpendiculaire à la stratification $\lambda_{\perp}$ est de l'ordre de $1.65W/m°C$ avec celle de parallèle à la stratification $\lambda_{//} = 1.27\lambda_{\perp}$.

Enfin, la dilatation thermique est égale en moyenne à $\alpha_b = 10^{-5} \pm 4.10^{-6} °C^{-1}$.

1.4 Comportement général de l'argilite de Meuse Haute Marne

La caractérisation mécanique des argilites a été effectuée à l'aide des nombreux essais conventionnels sur échantillons prélevés dans les forages MSE101, HTM102 et EST103/104 par de nombreux auteurs (Chiarelli 2000 ; Escoffier 2001 ; Boidy 2002 ; Gasc-Barbier 2002, Andra 2005 ; etc). Ces essais sont des essais de compression hydrostatique, de compression uniaxiale ou triaxiale, de compression proportionnelle, et de traction indirecte (essai brésilien). L'étude du comportement différé des argilites a fait également l'objet de plusieurs campagnes d'essais sur des échantillons prélevés dans les forages HTM102, EST104 et EST204/205. En se basant sur les données expérimentales fournies par les partenaires de l'Andra, les principales caractéristiques du comportement de l'argilite nous permettent d'orienter notre modélisation.

1.4.1 Comportement mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne à court terme

Les résultats provenant des différents essais mettent en évidence les principaux traits du comportement mécanique des argilites:

- Un comportement linéaire à faible déviateur de contrainte quand le niveau de celui-ci reste en dessous de 40-50% de la résistance à la rupture (Figure 1-8) ;
- un comportement non linéaire quand le déviateur de contrainte dépasse un seuil de 40-50% de la contrainte à la rupture en compression, avec des déformations irréversibles importantes et une dégradation des propriétés élastiques. En extension, ce seuil de contrainte est de ~30%. Toutefois, la détermination de ce seuil est délicate car la transition entre la phase linéaire et la phase non linéaire est progressive ;
- une rupture plutôt fragile à faible pression de confinement ($Pc \leq 10MPa$), et une rupture ductile pour des confinements plus élevés ($Pc > 10MPa$) (Figure 1-9) ;
- l'argilite a généralement un comportement contractant. Mais pour certains échantillons, une phase dilatante a été observée en fin d'essai ;
- les déviateurs à la rupture et les déformations maximales augmentent avec le confinement. Par contre, aucune tendance ne se dégage pour les déviateurs à la rupture en fonction de la profondeur ;
- une résistance résiduelle au-delà d'un certain niveau de déformation totale cumulée, (Figure 1-9). On note que les résistances résiduelles augmentent rapidement avec la pression de confinement. Ce phénomène est cohérent avec la transition d'un comportement fragile vers un comportement ductile lié à l'augmentation de la pression de confinement. Notons qu'à 20 MPa de pression de confinement, la résistance résiduelle est proche de la résistance à la rupture ;
- les résultats des essais en compression hydrostatique présentent un léger effet d'anisotropie entre les deux déformations parallèles et perpendiculaires aux plans de

stratification. Ils indiquent donc que le comportement du matériau est légèrement anisotrope.

- Dans le cas des essais de compression proportionnelle, les ruptures ont lieu pour les contraintes axiales correspondant à celles des essais triaxiaux.

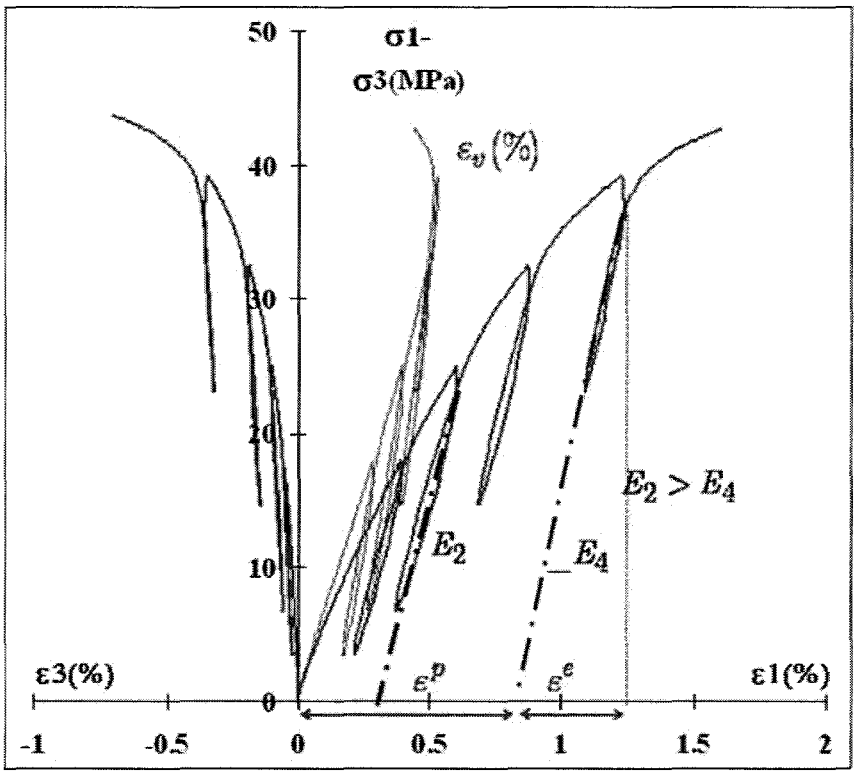


Figure 1-8: Courbe contrainte déformation d'un essai compression triaxiale avec la pression de confinement de $\sigma_3 = 5MPa$ (Chiarelli, 2000)

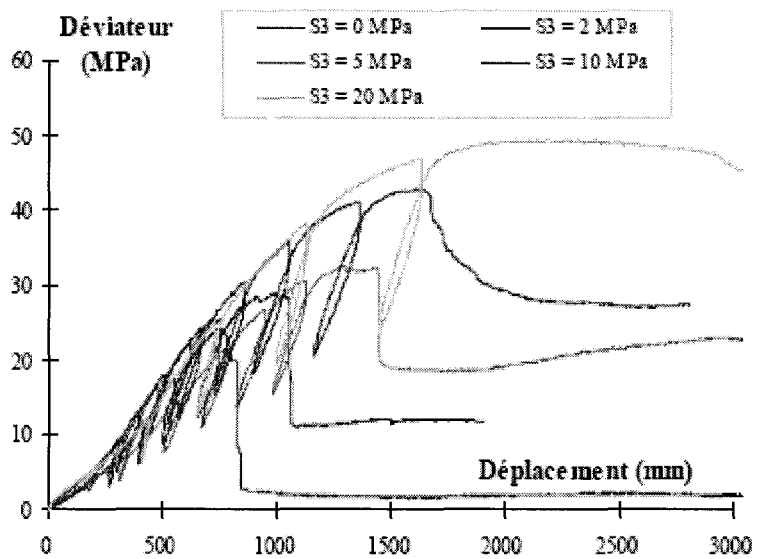


Figure 1-9: Contrainte/ déplacement axial des essais triaxiaux du Forage EST205 (Hoxha 2004)

Dès le début du chargement mécanique et sur une large gamme de confinement, le comportement linéaire des argilites indique l'absence de fissures préexistantes à l'état initial. En effet, si des fissures préexistaient à l'état initial, leur fermeture se manifesterait par un comportement non linéaire au début du chargement déviatorique, comme observé dans nombre de roches préfissurées (Saint Lot, 1984).

Par ailleurs, pour étudier l'anisotropie du comportement mécanique, deux séries d'essais de compression ont été réalisées dans deux directions par rapport à la stratification. Les mesures des modules de déformation mettent en évidence une anisotropie légère du module de déformation, le rapport des modules $E_{//} / E_{\perp}$ étant de 1,05 à 1,4.

Les observations microscopiques tendent à montrer que le mécanisme principal responsable de la plasticité est le glissement relatif avec frottement des matériaux argileux. Ce glissement entraîne la formation, à l'interface grain/matrice, d'un décollement. De plus, des mécanismes complexes de microfissures sont observés dans l'argilite de Meuse Haute Marne. Cependant, deux principales familles de microfissures peuvent être clairement identifiées. La première est liée aux clivages dans les grains de calcite. La seconde est alors reliée aux microfissures qui se créent et se propagent à l'interface entre les grains de calcite/quartz et la matrice, provoquant une direction préférentielle (égale à 0° par rapport à la contrainte principale majeure axiale pour la compression uniaxiale, et à 30° pour la compression triaxiale) jusqu'à rencontrer un autre grain. Les fissures croissent de manière stable jusqu'à ce qu'elles entrent en interaction, ce qui augmente les facteurs d'intensité de contrainte et entraîne une propagation instable qui conduit à la rupture. La rupture macroscopique des échantillons est généralement due à la localisation de macrofissures entourée par une zone de microfissures diffusées. La première famille se manifeste d'autant plus que la teneur en calcite est importante avec une distribution complètement isotrope. Finalement, les déformations plastiques et l'endommagement représentent deux principaux processus de dissipation dans les argilites.

En conclusion, l'argilite étudiée apparaît comme un matériau homogène dont le comportement varie peu avec la profondeur, avec celle-ci le comportement se fait plus plastique et moins endommageable. D'une manière générale, le comportement mécanique de base de l'argilite de Meuse Haute Marne peut être décrit par un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement induit.

1.4.2 Comportement différé

Trois types d'essais ont été réalisés sur des échantillons d'argilite pour caractériser le comportement différé. Ils répondent à des objectifs très différents de caractérisation du comportement différé de la roche autour des ouvrages souterrains. Ces essais sont les essais triaxiaux à faible vitesse de cisaillement, les essais de relaxation et les essais de fluage.

Les essais triaxiaux à faible vitesse de cisaillement caractérisent le comportement représentatif de sollicitations appliquées plus lentement (décompression de l'excavation), et permettent aussi de mettre en évidence un seuil de résistance à long terme. L'effet de la vitesse a été étudié sur des échantillons prélevés dans le forage EST103. Notons que les échantillons n'étaient pas conditionnés et certains ont donc pu subir des effets tel qu'endommagement et désaturation partielle. Les essais ont été réalisés sans resaturation préalable (Nguyen Minh et Bergues, 1999). Dans ces conditions, une baisse limitée de la

résistance de moins de 15 % a été observée et cette baisse s'arrête lorsque la vitesse de chargement devient faible (ordre de $10^{-9}s^{-1}$).

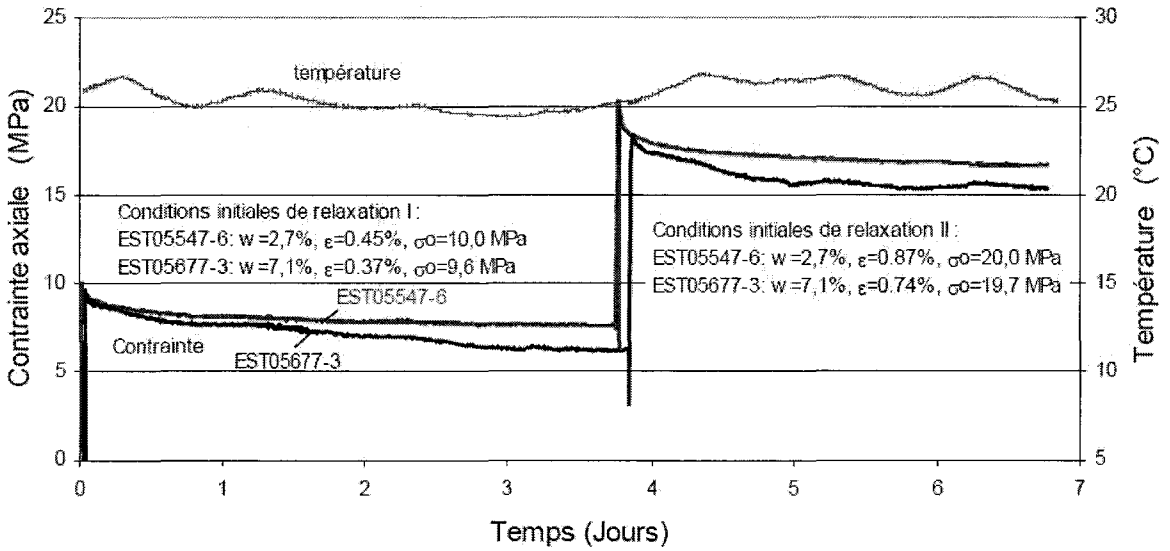


Figure 1-10 : Résultats de deux essais de relaxation uniaxiale sur des échantillons conditionnés prélevés dans le forage EST205 – Unité géomécanique C(Zhang et al., 2002) (courbe bleue : échantillon saturé (w=7,1%) ; courbe rouge : échantillon désaturé (w=2,7%))

Les essais de relaxation caractérisent le comportement de la roche autour des ouvrages rigides ou à forte capacité de confinement de la roche. Les essais de Nguyen et Bergues (1999) montrent qu'il existe un seuil de contrainte à partir duquel les effets différés lié à la relaxation peuvent se manifester et l'amplitude de la relaxation augmentant avec le niveau de chargement. Nous présentons les essais de Zhang et al (2002) dans la Figure 1-10. La relaxation apparaît pour un déviateur initial de 10MPa environ (ce niveau correspond aux résultats obtenus par Nguyen et Bergues (1999). Cependant la vitesse de relaxation s'annule au bout de trois jours environ. De plus, la désaturation réduit la vitesse de relaxation notamment pour les essais sous chargement initial limité de 10 MPa. Pour un déviateur initial plus élevé de 20 MPa, la diminution de la vitesse est moins marquée.

Les essais de fluage caractérisent le comportement de la roche autour des ouvrages non ou peu soutenus, c'est-à-dire ne confinant que peu ou faiblement la roche. Des tests de fluage (drainé et non drainé) effectués sur l'argilite de Meuse Haute Marne permettent de dégager plusieurs résultats sur le comportement différé du matériau. Le comportement différé des argilites est caractérisé par un fluage primaire d'un temps caractéristique de 2 à 5 jours, et un fluage secondaire avec une vitesse moyenne de déformation différée de 10^{-6} à 10^{-7}. Dans quelques cas, une troisième phase est observée (Figure 1-11) dans cette troisième phase, la vitesse de déformation augmente jusqu'à la rupture de l'échantillon. Cette phase correspond à la phase de fluage tertiaire classique. Elle apparaît notamment pour des déviateurs de contrainte élevés et lorsque la déformation totale (déformation instantanée et différée) dépasse environ 1,0 à 1,5%.

Dans le temps, on remarque que la vitesse de fluage secondaire décroît lentement avec le fluage. Les essais les plus longs (environ 3 ans) ont atteint des vitesses de déformations à la

limite de la précision des instruments de mesure actuels. De plus, la variation minéralogique, la teneur en eau, le déviateur de contrainte et la température influencent fortement le comportement différé de l'argilite de Meuse Haute Marne (Figure 1-12).

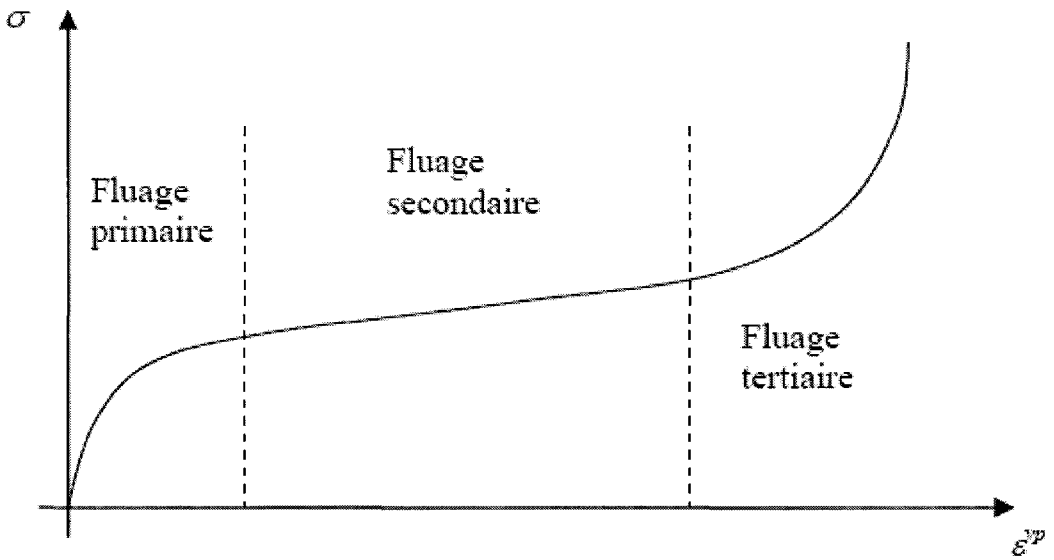


Figure 1-11: Courbe typique d'un essai de fluage sur l'argilite du Callovo-Oxfordien (Andra 2005)

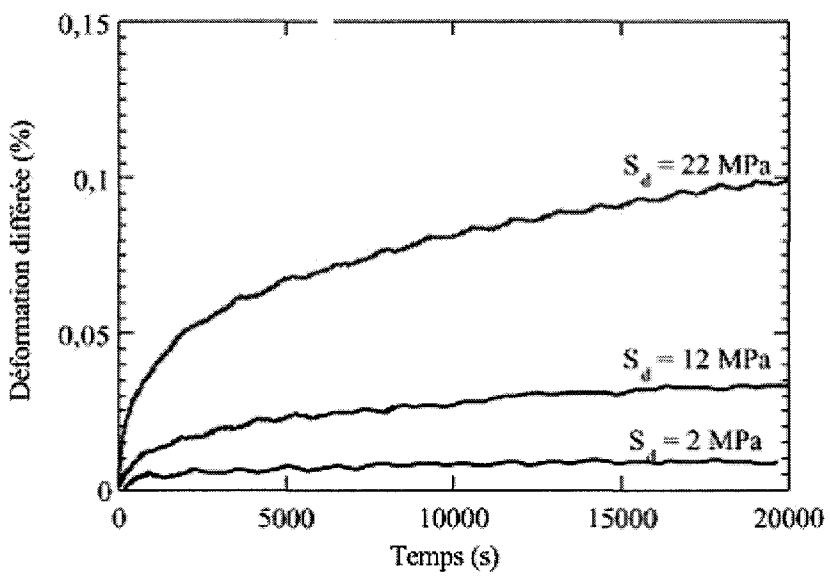


Figure 1-12 : Evolution des déformations différées axiales en fonction du temps au cours des essais de fluage à différents déviateurs de contraintes (Gasc et al.1998)

1.5 Influence de la composition minéralogique, de la température et de la teneur en eau

Dans cette section, nous présentons l'influence de la composition minéralogique, de la température et de la teneur en eau sur le comportement mécanique à court terme et le comportement différé de l'argilite de Meuse Haute Marne.

1.5.1 Influence de la composition minéralogique

Le comportement mécanique de l'argilite dépend des compositions minéralogiques. Dans cette étude, les argilites de trois profondeurs différentes sont considérées (Tableau 1-2). La différence de profondeur est assez petite (moins de 30 mètres) mais les variations des compositions minéralogiques et de porosité subsistent encore. Pour déterminer leur influence sur le comportement mécanique du matériau, des essais de compression triaxiale de différents confinements ont été réalisés pour trois gammes de profondeur (Chiarelli, 2000).

Tableau 1-2 : Comparaison des compositions minérales des trois profondeurs (Chiarelli 2000)

Profondeur (m)	Calcite (%)	Quartz (%)	Argile (%)	Porosité (%)	Teneur en eau (%)
451-467	20-40	20-30	40-55	11.5-12	4-5.7
469	25-55	20-30	35-55	11-13.5	4-7
482	25-35	15-20	45-60	12	4-7

En comparant les données expérimentales, quelques remarques générales ont été formulées. Le module d'élasticité augmente avec la quantité en calcite tandis qu'il diminue avec celle de l'argile. Le coefficient de Poisson est quasi insensible à la variation de la composition minéralogique. Pourtant, la déformation plastique et l'endommagement du matériau dépend de cette composition minéralogique. En général, la déformation plastique décroît avec la calcite, mais il augmente avec le quartz et l'argile. L'endommagement croît avec la calcite. Par conséquent, il paraît que l'argilite est plus fragile avec l'augmentation de calcite ; en revanche, elle devient plus ductile quand la composition des minéraux argileux augmente.

De plus, le comportement différé de l'argilite de Meuse Haute Marne est aussi influencé par la composition minéralogique. Les échantillons plus rigides et plus résistants en raison de leurs caractères plus carbonatés et moins argileux ont des vitesses de déformations différées plus faibles de ceux moins rigides (Zhang et al. ,2002).

1.5.2 Influence de la température

Les essais triaxiaux réalisés sous des températures allant jusqu'à 100°C ne mettent pas en évidence d'influence significative de la température sur les caractéristiques mécaniques de déformabilité, de résistance et d'endommagement du matériau. Cependant, l'influence de la

température et du changement de phase éventuel de l'eau interstitielle sur le comportement hydro-mécanique de la roche nécessite des études supplémentaires, en particulier, lorsque la température avoisine ou dépasse 100°C.

A l'inverse, des essais de fluage effectués de 20°C à 120°C mettent en évidence une nette augmentation des déformations différées avec la température (Figure 1-13).

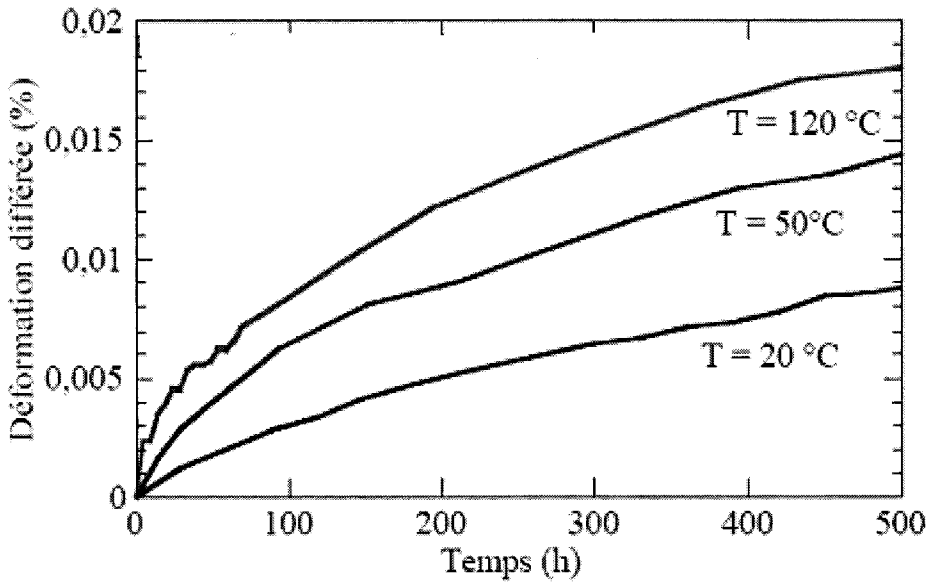


Figure 1-13: Evolution des déformations différées axiales en fonction du temps au cours d'essais de fluage à différentes températures (Gasc et al., 1998)

1.5.3 Influence de la teneur en eau

Pour mettre en évidence la variation du comportement et des propriétés mécaniques des argilites en fonction de leur état hydrique, des essais de compression uniaxiale à différents degrés de saturation en eau et des essais de compression triaxiale à trois gammes de teneur en eau (4-5% ; 5-6% ; 7-8%) sous différents confinements ont été réalisés au LMS et au LML. Les échantillons qui appartiennent à la série 7-8% sont considérés comme saturés.

Ces essais permettent de mettre en évidence différents effets de la désaturation sur le comportement mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne :

- le module d'Young augmente significativement avec la baisse de la teneur en eau (Figure 1-14). Le facteur d'augmentation peut varier de 2 à 6 lorsque l'humidité relative H_r diminue de 90-100% à 50%,
- le coefficient de Poisson décroît lorsque le degré de saturation diminue : il passe en moyenne de 0,2 à 7-8% de teneur en eau à 0,12 à 4-5% de teneur en eau (Figure 1.15)(Chiarelli 2000),
- la résistance à la compression uniaxiale augmente pratiquement linéairement d'un facteur pouvant avoisiner 10 entre un échantillon saturé et un échantillon totalement désaturé (Figure 1-15). Cette tendance à l'augmentation de la résistance avec la désaturation est également vérifiée sur les essais de compression triaxiale,

- la contractance induite par la désaturation de l'argilite est relativement importante, de l'ordre de 0,5% (contractance/retrait) lorsque l'humidité relative H_r passe de 100% à 66% (Gasc et Cosenza, 1999),
- un cycle de désaturation/resaturation génère des déformations irréversibles.

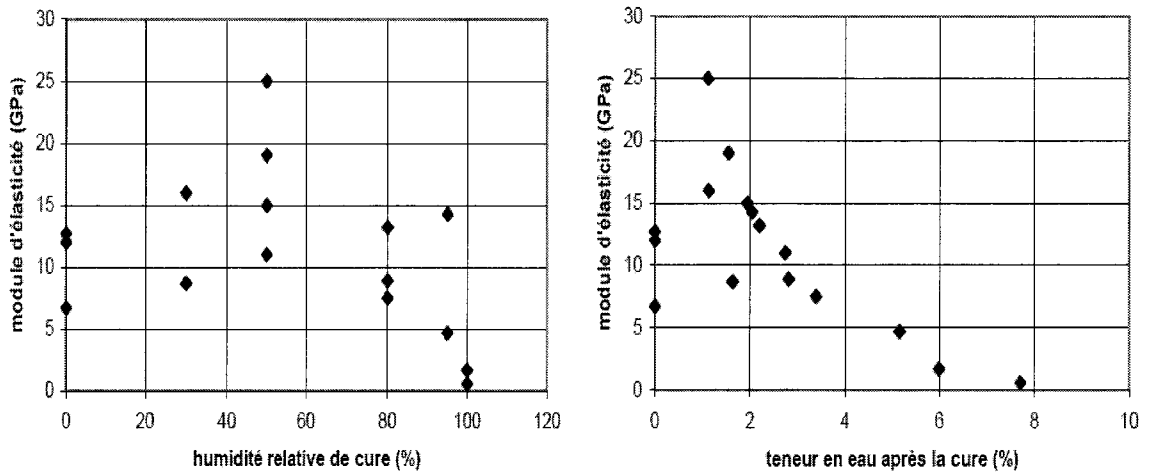


Figure 1-14: Module d'élasticité des argilites en fonction de la teneur en eau des échantillons soumis à une compression uniaxiale (Nguyen Minh et Bergues, 1999)

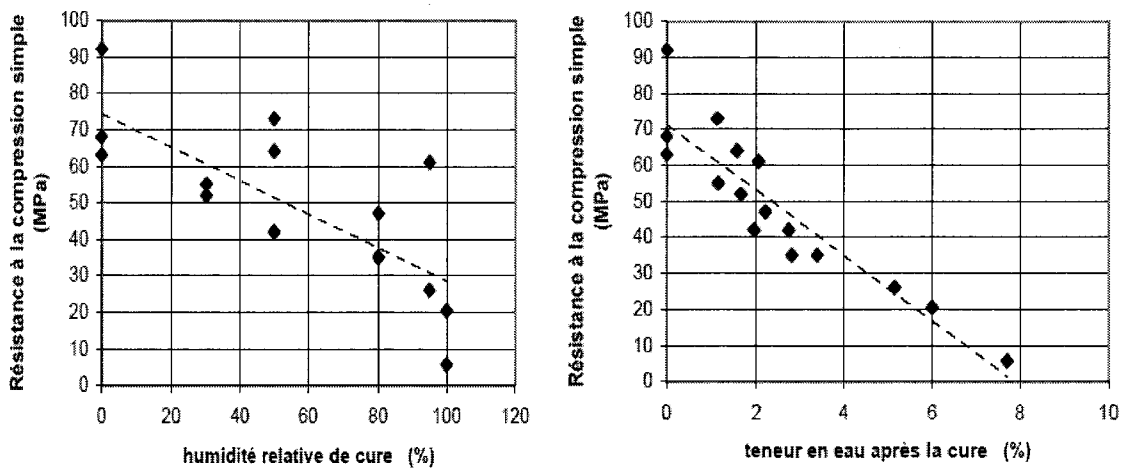


Figure 1-15 : Résistance en compression simple mesurée sur des échantillons à différentes teneurs en eau (Nguyen Minh et Bergues, 1999)

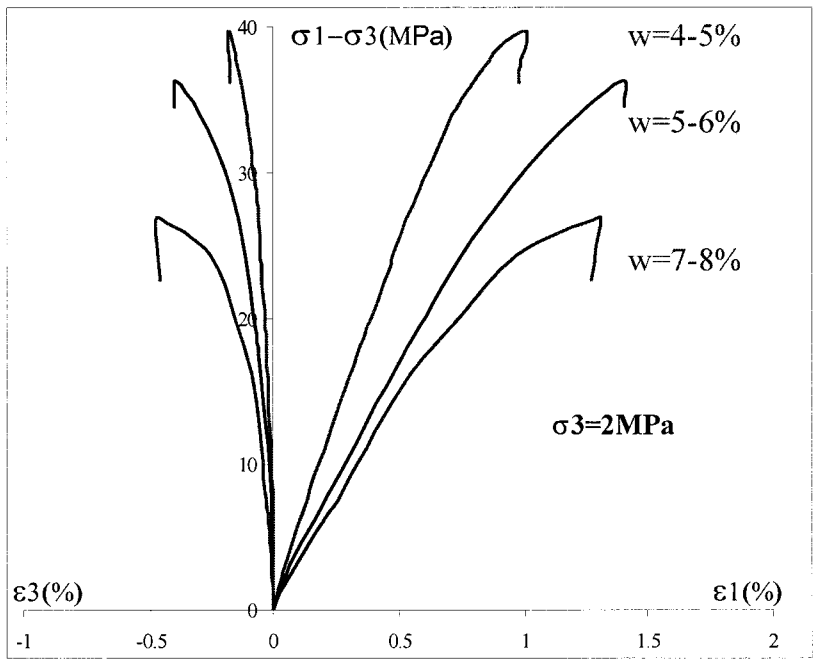


Figure 1-16: Contrainte/déformation des essais triaxiaux à différentes teneurs en eau -Forage EST104 (Chiarelli 2000)

Sur la Figure 1-17, on observe que la désaturation n'induit pas l'évolution de l'indice des vides. La partie solide du matériau n'est pas affectée par la désaturation. Enfin, lors d'une resaturation, le matériau est capable de gonfler et ceci jusqu'à doubler son indice des vides (Gasc et al., 1998; ANDRA, 1998b).

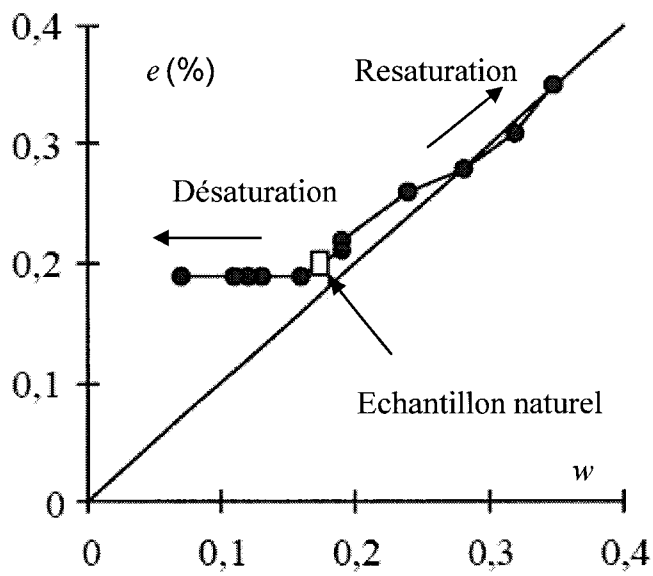


Figure 1-17: Evolution de l'indice des vides e en fonction de la teneur en eau volumique w au cours d'un essais de désaturation/resaturation (Gasc et al.,1998))

L'effet de la désaturation sur les propriétés mécaniques peut s'expliquer par l'effet de la pression capillaire (West 1994). La pression capillaire joue le même rôle qu'une pression de confinement, en refermant certaines microfissures préexistantes et en améliorant la cohésion

du matériau. Ceci conduit à une augmentation du module d'élasticité et de la résistance mécanique. Par ailleurs, en raison de l'hétérogénéité de la taille des pores et du gradient hydrique, l'hétérogénéité de la pression capillaire dans l'échantillon peut exister dans le matériau pendant la phase transitoire de désaturation. Des déformations différentielles peuvent ainsi se créer au sein du matériau et induire des microfissures hydriques. L'hétérogénéité de la succion conduit alors à réduire l'augmentation du module d'élasticité et de la résistance du matériau. Il y a donc une compétition entre l'effet de confinement apporté par la pression capillaire et les microfissurations induites par l'hétérogénéité de la teneur en eau dans l'échantillon. Les résultats expérimentaux semblent montrer que le premier phénomène est généralement prédominant.

L'amplitude des forces capillaires est directement proportionnelle à la tension de surface et est inversement proportionnelle à la taille des pores (Scheitt et al., 1994). Toutefois, pour 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%.

De plus, le degré de saturation (ou la succion) contrôle en partie le fluage, en particulier une désaturation importante provoque un arrêt du fluage (succion de 194 MPa, degré désaturation ~ 40%) sous un déviateur de 15 MPa (Figure 1-18).

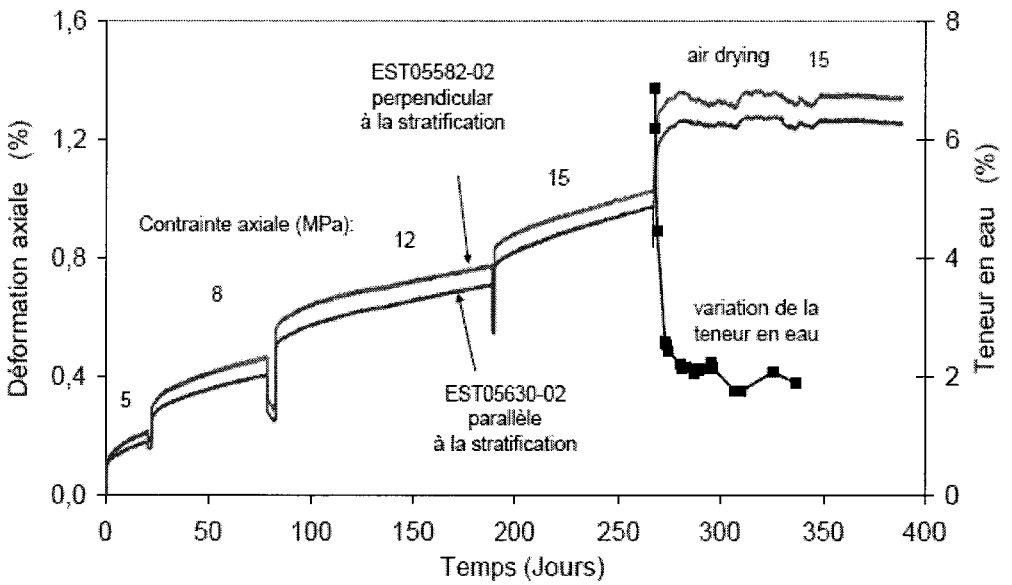


Figure 1-18 : Influence de la désaturation sur le fluage – ForageEST205 (Zhang et al., 2002)

1.6 Conclusion

Le problème de l'enfouissement des déchets radioactifs est sans doute l'un des plus originaux qu'il ait été donné à résoudre. Il s'agit tout simplement de construire un stockage, de telle manière qu'on puisse espérer que le confinement sera assuré pour le prochain million d'années. Dans ce contexte, tout phénomène se doit d'être examiné. Plusieurs types de matériaux sont susceptibles de répondre à ces exigences : le sel, le granite et les argiles raides. En France, un site situé dans l'Est de France (à cheval entre les départements de la Meuse et de la Haute-Marne) a été choisi.

La barrière géologique y serait constituée d'une couche d'argilite du Callovo-Oxfordien dite « l'argilite de Meuse Haute Marne ». Une synthèse des études de laboratoires partenaires de l'Andra a été réalisée à partir des données concernant les six forages. Bénéficiant d'une faible variabilité horizontale, les principales propriétés physiques et thermo-hydro-mécaniques du matériau ont pu être dégagées. Enfin, les influences de la composition minéralogique, de la teneur en eau et de la température ont été présentées. De façon générale, le comportement mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne est caractérisé par une déformation plastique importante, accompagné d'un endommagement induit par des microfissures inter et intra granulaires. Le comportement mécanique de ce matériau est très sensible à la teneur en eau. On peut y observer deux effets inverses : l'augmentation de la résistance mécanique par l'effet capillaire et la microfissuration par l'hétérogénéité de la microstructure et du gradient hydrique. L'effet de la température jusqu'à 100°C est assez modéré sur le comportement à court terme ; mais peut devenir important sur le comportement à long terme.

Dans les chapitres suivants, nous nous proposons de présenter un modèle de comportement élastoplastique couplé à l'endommagement induit des microfissures pour décrire le comportement mécanique du matériau. Le modèle sera étendu pour la modélisation du comportement poromécanique de l'argilite en condition non saturée.

Chapitre 2 Modélisation thermo-hydro-mécanique des milieux poreux élastiques

2.1 Introduction

Dans le cadre de l'étude de faisabilité d'un stockage de déchets radioactifs en formation profonde, il s'avère nécessaire de mener des modélisations thermo-hydro-mécanique couplées. Pour mener à bien ces modélisations, la détermination des lois de comportement décrivant le comportement thermo-poromécanique des roches est une des étapes essentielles. Dans le chapitre précédent, nous avons constaté que le comportement mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne peut être décrit par un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement induit par microfissuration. Ce modèle de comportement doit ensuite être généralisé pour décrire le comportement du matériau en conditions saturées et partiellement saturées en tenant compte de l'effet thermique. Afin d'hiérarchiser les différents aspects du comportement complexe de l'argilite étudiée, dans ce chapitre, nous proposons d'abord de formuler le modèle de comportement thermo-poroélastique et de définir les équations générales qui gouvernent la modélisation thermo-hydro-mécanique en conditions saturées et partiellement saturées. La description de la déformation plastique et de l'endommagement sera abordée dans le chapitre suivant.

Pour la modélisation du comportement thermo-poroélastique, nous nous appuyons fortement sur la théorie fondamentale de Biot (1941 ; 1955 ; 1973). Cette théorie a ensuite été étendue, généralisée et reformulée par de nombreux auteurs. Nous faisons référence notamment aux travaux de Coussy (1991 ; 1995 ; 2004) qui a formulé un modèle thermo-poroélastique pour milieux poreux partiellement saturés dans l'esprit de la théorie de Biot. Ce modèle sera le modèle de base pour notre étude.

Dans les formulations, nous adoptons la convention de signes habituels de la mécanique des milieux continus, pour laquelle la contrainte est notée positivement en traction et négativement en compression. De même, pour les déformations, un allongement et une dilatance seront comptés positivement.

2.2 Loi de comportement TPE linéaire des milieux poreux saturés

Nous rappelons ici les éléments de base de la thermo-poroélasticité linéaire de Biot (1941 ; 1955 ; 1973) reformulée dans le cadre de la thermodynamique par Coussy (1991 ; 1995 ; 2004). Le milieu poreux est considéré comme un système thermodynamique ouvert qui échange de la masse fluide et de la chaleur avec l'extérieur. Nous limitons notre discussion aux cas des transformations infinitésimales. Les variables d'état utilisées sont donc le tenseur de déformation $\boldsymbol{\varepsilon}$, l'apport de masse fluide par unité de volume initial du milieu poreux m et la température T . En considérant un état initial naturel (sans contrainte), la forme quadratique de l'énergie libre s'écrit alors :

$$\begin{aligned}\psi = {} & g_m^0 m - s_0\theta + \frac{1}{2}\boldsymbol{\varepsilon} : \mathbb{C} : \boldsymbol{\varepsilon} - (\frac{m}{\rho_f^0})\boldsymbol{MB} : \boldsymbol{\varepsilon} - \theta \boldsymbol{A} : \boldsymbol{\varepsilon} \\ & - (s_m^0 - L^*)m\theta + \frac{1}{2}M(\frac{m}{\rho_f^0})^2 - \frac{1}{2}\frac{C_\varepsilon}{T_0}\theta^2\end{aligned} \tag{2.1}$$

θ est la variation de température par rapport à l'état de référence, définie par $\theta = T - T_0$. Le paramètre g_m^0 est l'enthalpie libre massique du fluide, s_0 est l'entropie initiale du système, ρ_f^0 est la masse volumique initiale du fluide. Le tenseur d'ordre 4 symétrique, $\mathbb{C}$, désigne le tenseur d'élasticité en condition non drainée, le tenseur d'ordre 2 symétrique, $\boldsymbol{B}$,est le tenseur des coefficients de Biot et le scalaire M est le module de Biot. L^* est la chaleur latente d'apport de masse fluide à déformation constante. $\mathbb{C}_\varepsilon$ est la chaleur volumique à déformation constante en condition non drainée.

La dérivation standard du potentiel précédent conduit aux équations d'état de la thermo-poroélasticité du milieu poreux saturé :

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{\partial \psi}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} = \mathbb{C} : \boldsymbol{\varepsilon} - \left(\frac{m}{\rho_f^0}\right) M\boldsymbol{B} - \theta \boldsymbol{A} \tag{2.2}$$

$$g_m - g_m^0 = \frac{\partial \psi}{\partial m} = -\left(\frac{1}{\rho_f^0}\right) M\boldsymbol{B} : \varepsilon - (s_m^0 - L^*)\theta + \left(\frac{1}{\rho_f^0}\right) M\left(\frac{m}{\rho_f^0}\right) \tag{2.3}$$

$$s - s_0 = -\frac{\partial \psi}{\partial T} = \boldsymbol{A} : \boldsymbol{\varepsilon} + (s_m^0 - L^*)m + \frac{C_\varepsilon}{T_0}\theta \tag{2.4}$$

En utilisant l'équation d'état du fluide parfait linéaire, l'équation (2.3) peut être réécrite en fonction de la pression interstitielle :

$$p - p_0 = M\left(-\boldsymbol{B} : \boldsymbol{\varepsilon} + \frac{m}{\rho_f^0}\right) + \rho_f^0 L^* \theta \tag{2.5}$$

En reportant l'équation (2.5) dans les équations (2.2) et (2.4), on obtient l'équation d'état poroélastique en condition drainée :

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbb{C}_b : \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{B}(p - p_0) - \boldsymbol{A}_b \tag{2.6}$$

$$s - s_0 = \boldsymbol{A}_b : \boldsymbol{\varepsilon} + s_m^0 m - 3\alpha_m (p - p_0) + \frac{C_\varepsilon^b}{T_0}\theta \tag{2.7}$$

avec:

$$\mathbb{C}_b = \mathbb{C} - M\boldsymbol{B} \otimes \boldsymbol{B},\ \boldsymbol{A}_b = \boldsymbol{A} - \boldsymbol{B}\rho_f^0 L^* = \boldsymbol{A} - 3\alpha_m M\boldsymbol{B},\ 3\alpha_m = \rho_f^0 L^* / M$$

$$C_\varepsilon^b = C_\varepsilon - 9T_0 {\alpha_m}^2 M$$

Le tenseur symétrique d'ordre 4, $\mathbb{C}_b$, est le tenseur d'élasticité en condition drainée et isotherme. α, α_b sont les coefficients de dilatation thermique linéique du milieu poreux, respectivement non drainé et drainé. C_ε^b est la chaleur volumique à déformation constante en condition drainée. $\boldsymbol{1}$ est le tenseur d'unité d'ordre 2.

En regroupant le terme de la pression avec celui des contraintes, la loi de comportement (2.6) peut être réécrite sous la forme suivante :

$$\boldsymbol{\sigma}^{el} = \mathbb{C}_b : \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{A}_b\theta,\ \boldsymbol{\sigma}^{el} = \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{B}(p - p_0) \tag{2.8}$$

Le tenseur de contrainte, $\boldsymbol{\sigma}^{el}$, porte le nom du tenseur des contraintes effectives de Biot pour les déformations élastiques. Si $\boldsymbol{B} = \boldsymbol{1}$, alors $\boldsymbol{\sigma}^{el} = \boldsymbol{\sigma} + (p - p_0)\boldsymbol{1}$, on retrouve le concept de Terzaghi en mécanique des sols.

Dans le cas des milieux poreux isotropes, on a:

$$\mathbb{C} = \left(K - \frac{2}{3}\mu\right)\mathbb{J} + 2\mu\mathbb{I}\,,\ \boldsymbol{B} = b\boldsymbol{1}\,,\ \boldsymbol{A} = a\boldsymbol{1}$$

En tenant compte d'un état de contraintes initiales $\boldsymbol{\sigma}^0$, les équations d'état précédentes deviennent alors :

$$\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma}^0 = 2\mu\boldsymbol{\varepsilon} + \left(K - \frac{2}{3}\mu\right)tr(\boldsymbol{\varepsilon})\boldsymbol{1} - b\left(\frac{m}{\rho_f^0}\right)M\boldsymbol{1} - a\theta\boldsymbol{1} \tag{2.9}$$

$$p - p_0 = M\left(-b : tr(\boldsymbol{\varepsilon}) + \frac{m}{\rho_f^0}\right) + 3\alpha_m M\theta \tag{2.10}$$

$$s - s_0 = atr(\boldsymbol{\varepsilon}) + (s_m^0 - L^*)m + \frac{C_\varepsilon}{T_0}\theta \tag{2.11}$$

L'introduction de (2.10) dans (2.9) et (2.11) nous donne:

$$\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma}^0 = 2\mu_b\boldsymbol{\varepsilon} + \left(K_b - \frac{2}{3}\mu_b\right)tr(\boldsymbol{\varepsilon})\boldsymbol{1} - b(p - p_0)\boldsymbol{1} - a_b\theta\boldsymbol{1} \tag{2.12}$$

$$s - s_0 = a_b tr(\boldsymbol{\varepsilon}) + s_m^0 m - 3\alpha_m(p - p_0) + \frac{C_\varepsilon^b}{T_0}\theta \tag{2.13}$$

avec:

$$K_b = K - b^2 M\,,\ \mu_b = \mu\,,\ a_b = a - 3\alpha_m Mb$$
$$a_b = 3K_b\alpha_b\,,\ a = 3K\alpha\,,\ C_\varepsilon^b = C_\varepsilon + 9T_0{\alpha_m}^2 M$$

Dans ces équations, les deux paramètres (K, μ) et (K_b, μ_b) sont respectivement le module de compressibilité et le module de cisaillement isotherme en conditions non drainée et drainée. b est le coefficient de Biot.

Par conséquent, pour un matériau thermo-poroélastique linéaire isotrope, sept paramètres indépendants sont à déterminer, les deux paramètres élastiques du milieu poreux en conditions drainée et isotherme (K_b et μ_b) et les cinq paramètres de couplage THM b, M, α_b, α_m et C_ε^b. Les paramètres élastiques sont déterminés par les méthodes classiques de la théorie de l'élasticité linéaire. Les paramètres de couplage peuvent également être déterminés à partir des essais spécifiques en laboratoire (Shao et Giraud 2002). Par ailleurs, les analyses micromécaniques permettent de déterminer les relations entre les paramètres de couplage et les propriétés des constituants du milieu poreux (Auriault et Sanchez-Palencia, 1977 ; Cheng 1997 ; Lydzba et Shao 1999). Pour les matériaux poreux isotropes, nous avons les relations suivantes :

$$b = 1 - \frac{K_b}{K_s}\,,\ \frac{1}{M} = \frac{b - \phi}{K_s} + \frac{\phi}{K_f} \tag{2.14}$$

$$\alpha_m = (b - 1)\alpha_b + (1 - \phi)\alpha_s + \phi\alpha_f \tag{2.15}$$

$$C_\sigma^b = (1 - \phi)C_\sigma^s + \rho_f^0\phi C_p \tag{2.16}$$

Dans ces relations, K_s est le module de compressibilité de la matrice solide et K_f celui du fluide saturant. ϕ désigne la porosité totale connectée. α_s, α_f sont les coefficients de

dilatation relative à la matrice solide et au fluide. C_p est la chaleur massique du fluide à pression constante. C_σ^b est la chaleur volumique drainée à contraintes constantes et se déduit de la chaleur volumique drainée à déformation constante C_ε^b.

2.3 Loi de comportement TPE linéaire des milieux poreux partiellement saturés

Dans la partie précédente, nous avons présenté la loi de comportement TPE des milieux poreux saturés. Dans les applications envisagées de cette étude, la plupart des roches sont en état non saturé, c'est-à-dire que l'espace interstitiel connecté est saturé par plusieurs fluides. Ils sont ainsi non saturés par rapport à une phase fluide de référence. Du point de vue de la description dans le cadre de la théorie de Biot, de la déformation et de la cinétique, le milieu poreux partiellement saturé peut être représenté comme la superposition de n phases fluides et un squelette.

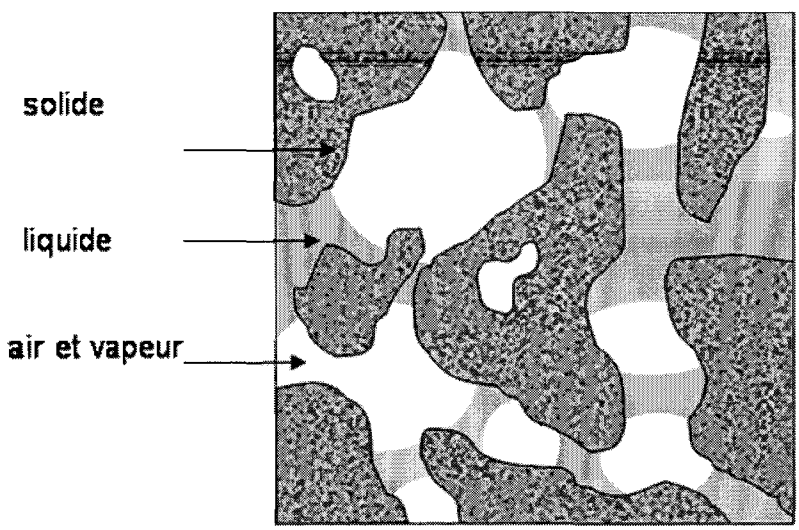


Figure 2-1: Représentation schématique du milieu poreux partiellement saturé (Coussy,1995)

Nous étudions ici un milieu poreux qui est considéré comme la superposition de quatre milieux continus en interaction (Figure 2-1). Il comprend une phase solide constituée de grains solides formant le squelette poreux, une phase liquide (indice lq) occupant partiellement l'espace poreux, ainsi qu'une phase gazeuse (indice gz) composée par un mélange d'air sec (indice da) et de vapeur (indice vp). Le mélange gazeux est un gaz parfait et la phase liquide est un fluide compressible. De plus, on suppose que le changement de phase liquide/vapeur est non dissipatif.

La pression du mélange gazeux est déterminée par la relation suivante :

$$dp_{gz} = dp_{vp} + dp_{da} \tag{2.17}$$

La pression capillaire est définie par :

$$dp_{cp} = dp_{gz} - dp_{lq} \tag{2.18}$$

Nous noterons ϕ la porosité connectée totale du milieu poreux, qui est composée de la porosité relative du liquide ϕ_{lq} et la porosité relative au mélange gazeux ϕ_{gz}. Par définition les deux fluides du mélange gazeux occupent le même espace ($\phi_{gz} = \phi_{vp} = \phi_{as}$), nous obtenons :

$$\phi_{gz} + \phi_{lq} = \phi \tag{2.19}$$

Le degré de saturation de chaque fluide est donc défini par :

$$S_{lq} = \frac{\phi_{lq}}{\phi}, S_{gz} = S_{vp} = S_{da} = \frac{\phi_{gz}}{\phi} \tag{2.20}$$

En tenant compte de la relation(2.20), nous avons :

$$S_{lq} + S_{gz} = 1 \tag{2.21}$$

Pour établir la loi de comportement thermoporoélastique linéaire des milieux partiellement saturés, nous nous plaçons dans le même cadre de linéarisation physique que dans le cas des milieux poreux saturés. Dans le cas des milieux poreux partiellement saturés, les variables d'état sont : le tenseur des déformations linéarisées $\boldsymbol{\varepsilon}$, les apports de masse fluide des constituants du milieu poreux m_i et la température T. Rappelons que $\theta = T - T_0$. L'énergie libre dépend non seulement de la déformation de la matrice solide mais également des évolutions des différentes phases coexistantes. En considérant un état naturel, il s'écrit sous la forme $(i = lq, da, vp)$(Coussy 2004):

$$\begin{aligned}\psi = {} & g_m^0 m - s_0\theta + \frac{1}{2}\boldsymbol{\varepsilon} : \mathbb{C} : \boldsymbol{\varepsilon} - (\frac{m}{\rho^0})_i M_{ij} B_j : \boldsymbol{\varepsilon} - \theta \boldsymbol{A} : \boldsymbol{\varepsilon} - \left(s_m^0\right)_i m_i \theta \\ & + 3\left(\frac{m}{\rho^0}\right)_i M_{ij}\alpha_m^j\theta + \frac{1}{2}(\frac{m}{\rho^0})_i M_{ij}(\frac{m}{\rho^0})_j - \frac{1}{2}\frac{C_\varepsilon}{T_0}\theta^2\end{aligned} \tag{2.22}$$

Selon la nullité de la loi de dissipation intrinsèque d'une transformation réversible, les équations d'état du milieu poreux partiellement saturé s'expriment sous la forme:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbb{C} : \boldsymbol{\varepsilon} - \left(\frac{m}{\rho^0}\right)_i M_{ij} B_{\boldsymbol{j}} - \theta \boldsymbol{A} \tag{2.23}$$

$$\left(p - p_0\right)_i = M_{ij}\left(-\boldsymbol{B_j} : \boldsymbol{\varepsilon} + \left(\frac{m}{\rho^0}\right)_j + 3\alpha_m^j\theta\right) \tag{2.24}$$

$$s - s_0 = \boldsymbol{A} : \boldsymbol{\varepsilon} + s_m^{0i} m_i - 3\left(\frac{m}{\rho^0}\right)_i M_{ij}\alpha_m^j + \frac{C_\varepsilon}{T_0}\theta \tag{2.25}$$

En utilisant(2.24), nous obtenons les équations d'état des milieux non saturés en condition drainée:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbb{C}_b : \boldsymbol{\varepsilon} - B_{\boldsymbol{i}}\left(p - p_0\right)_i - \theta \boldsymbol{A}_b \tag{2.26}$$

$$s - s_0 = \boldsymbol{A}_b : \boldsymbol{\varepsilon} + s_m^{0i} m_i - 3\alpha_m^i\left(p - p_0\right)_i + \frac{C_\varepsilon^b}{T_0}\theta \tag{2.27}$$

En posant :

$$\mathbb{C} = \mathbb{C}_b - \boldsymbol{B}_i M_{ij} \boldsymbol{B}_j,\ \boldsymbol{A}_b = \boldsymbol{A} - 3\alpha_m^i M_{ij} \boldsymbol{B}_j,\ C_\varepsilon^b = C_\varepsilon - 9T_0\alpha_m^i M_{ij}\alpha_m^j$$

Les équations d'état (2.23), (2.24), (2.25) et (2.26) généralisent les équations d'état (2.2), (2.5), (2.4) et (2.6) au cas de trois fluides saturants (l'air sec, la vapeur et le liquide). Les tenseurs $\mathbb{C}$, $\mathbb{C}_b$, $\boldsymbol{A}$, $\boldsymbol{A}_b$ et caractéristiques C_ε et C_ε^b ont ainsi la même signification que dans le cas des milieux saturés, à condition d'étendre la notion d'expérience drainée et non drainée à l'ensemble des trois fluides. La seule caractéristique nouvelle est la matrice du module de Biot M_{ij}. Elle relie linéairement la variation de pression $(p-p_0)_i$ du $i^{\grave{e}\ me}$ fluide et l'apport de masse fluide m_j, rapporté à la masse volumique ρ_j^0 et relatif au $j^{\grave{e}\ me}$ fluide, dans une expérience isotherme et à déformation constante, non drainée vis-à-vis des 2 phases fluides autres que la $j^{\grave{e}\ me}$ phase fluide ($m_i = 0, i \neq j$).

Dans le cas isotrope, on a les relations :

$$\mathbb{C} = \left(K - \frac{2}{3}\mu\right)\mathbb{J} + 2\mu\mathbb{K},\ \mathbb{C}_b = \left(K_b - \frac{2}{3}\mu_b\right)\mathbb{J} + 2\mu_b\mathbb{K},\ \boldsymbol{B_i} = b_i\boldsymbol{1}$$

$$\boldsymbol{A} = 3\alpha K\boldsymbol{1},\ A_b = 3\alpha_b K_b\boldsymbol{1},\ 3\alpha_b K_b = 3\alpha K - 3\alpha_m^i M_{ij} b_j$$

$$K_b = K - b_i M_{ij} b_j,\ \mu_b = \mu$$

et les mêmes significations pour les caractéristiques introduites que dans le cas saturé. En tenant compte d'un état de contraintes initiales $\boldsymbol{\sigma}^0$, les équations d'état précédentes deviennent alors :

$$\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma}^0 = 2\mu\boldsymbol{\varepsilon} + \left(K - \frac{2}{3}\mu\right)tr(\boldsymbol{\varepsilon})\boldsymbol{1} - \left(\frac{m}{\rho^0}\right)_i M_{ij} b_j \boldsymbol{1} - 3\alpha k\theta\boldsymbol{1} \tag{2.28}$$

$$(p-p_0)_i = M_{ij}\left(-b_j tr(\boldsymbol{\varepsilon}) + \left(\frac{m}{\rho^0}\right)_j + 3\alpha_m^j\theta\right) \tag{2.29}$$

$$s - s_0 = 3\alpha k tr(\boldsymbol{\varepsilon}) + s_m^{0i} m_i - 3\left(\frac{m}{\rho^0}\right)_i M_{ij}\alpha_m^j + \frac{C_\varepsilon}{T_0}\theta \tag{2.30}$$

En utilisant(2.29), on peut réécrire (2.28) et (2.30) sous la forme:

$$\boldsymbol{\sigma} = 2\mu_b\boldsymbol{\varepsilon} + \left(K_b - \frac{2}{3}\mu_b\right)tr(\boldsymbol{\varepsilon})\boldsymbol{1} - b_i(p-p_0)_i\boldsymbol{1} - 3\alpha_b K_b\theta \tag{2.31}$$

$$s - s_0 = 3\alpha_b K_b tr(\boldsymbol{\varepsilon}) + s_m^{0i} m_i - 3\alpha_m^i(p-p_0)_i + \frac{C_\varepsilon^b}{T_0}\theta \tag{2.32}$$

Suivant les même hypothèses sur la matrice et en suivant les mêmes raisonnements dans le cas saturé, on peut en outre montrer qu'entre caractéristiques thermoporoélastiques et caractéristiques des constituants, les relations suivantes sont induites $(i, j = lq, da, vp)$:

$$\sum_{i=1}^{3} b_i = 1 - \frac{K_b}{K_s},\ \frac{1}{M_{ij}} = \frac{(b-\phi)_j}{K_s} + \left(\frac{\phi}{K}\right)_j \tag{2.33}$$

$$\alpha_m^i = (b_i - 1)\alpha_b + (1-\phi)\alpha_s + \phi^j\alpha^j \tag{2.34}$$

$$C_\sigma^b = (1-\phi)C_\sigma^s + \left(\rho^0\phi\right)_i C_p^i \tag{2.35}$$

C_σ^b est la chaleur volumique drainée à contraintes constantes et se déduit toujours de la chaleur volumique drainée à déformation constante C_ε^b.

Notion de la contrainte effective pour les déformations élastiques des milieux non saturés

En regroupant le terme de la pression avec celui des contraintes, la loi de comportement (2.31) peut être réécrite sous la forme suivante:

$$\boldsymbol{\sigma}^{el} = \mathbb{C}_b : \boldsymbol{\varepsilon} - 3\alpha_b K_b \theta \text{ avec } \boldsymbol{\sigma}^{el} = \boldsymbol{\sigma} + bS_i p_i \mathbf{1} \tag{2.36}$$

Dans cette équation, le tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}^{el}$ est ainsi la variable force associée au tenseur des déformations élastiques. Dans ce sens, ce tenseur de contrainte porte le nom du tenseur des contraintes effectives de Biot pour les déformations élastiques des milieux partiellement saturés. Avec les trois phases fluides $(i = lq, da, vp)$, on obtient :

$$\boldsymbol{\sigma}^{el} = \left(\boldsymbol{\sigma} + bp_{gz}\mathbf{1}\right) + bS_{lq}\left(p_{lq} - p_{gz}\right)\mathbf{1} \tag{2.37}$$

Si le cas particulier de $b = 1$, on retrouve le concept de contrainte effective des milieux poreux partiellement saturés proposé par Bishop (1959) :

$$\boldsymbol{\sigma}^{el} = \left(\boldsymbol{\sigma} + p_{gz}\mathbf{1}\right) + \chi\left(p_{lq} - p_{gz}\right)\mathbf{1} \tag{2.38}$$

Dans cette relation, χ est un paramètre qui varie de 0 (milieux secs) à 1 (milieux saturés). Basée sur les données expérimentales sur les différents types de sols non saturés (Jennings et al., 1962 ;Bishop et al., 1963), une relation $\chi = S_{lq}$ permet de valider cette expression.

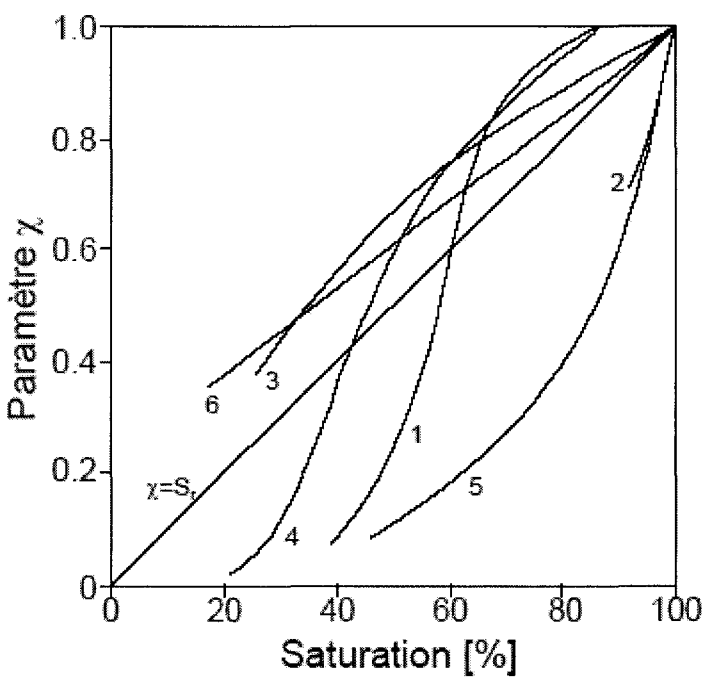


Figure 2-2 : Paramètre χ pour différents types de sols (Jennings et al., 1962)

Dans les définitions précédentes des contraintes effectives, on a négligé la force superficielle sur les interfaces entre le fluide et le mélange gazeux. Ainsi, l'effet capillaire est pris en compte d'une manière linéaire (moyenne) qui dépend seulement de l'état de saturation

actuel. Afin de prendre en compte l'énergie libre des interfaces entre les phases, d'un point de vue phénoménologique, Coussy (1995) a proposé une nouvelle forme de la contrainte effective :

$$\boldsymbol{\sigma}^{el} = \boldsymbol{\sigma} + b\pi\delta \tag{2.39}$$

La variable π représente la pression de pores équivalente en milieux poreux partiellement saturé, définie par :

$$\pi = p_{gz} + S_{lq}\left(p_{lq} - p_{gz}\right) - U \tag{2.40}$$

U représente l'énergie de déformation liée à la force superficielle sur les interfaces fluide et mélange gazeux. Celle-ci dépend du chemin de sollicitation hydrique. Il n'est donc pas possible de donner une expression explicite pour le cas général. Par conséquent, il est alors nécessaire de définir une loi de comportement élastique non linéaire sous forme incrémentale.

2.4 Loi de comportement thermoporoélastique non linéaire des milieux poreux partiellement saturés

Dans le cas isotrope, les équations d'état incrémentales peuvent être exprimées sous la forme:

$$\begin{aligned} d\boldsymbol{\sigma} = &\left(K - \frac{2}{3}\mu\right) d\varepsilon_v \boldsymbol{1} + 2\mu d\boldsymbol{\varepsilon} - 3\alpha K d\theta \boldsymbol{1} \\ &- \begin{bmatrix} \dfrac{dm_{lq}}{\rho^0_{lq}} & \dfrac{dm_{vp}}{\rho^0_{vp}} & \dfrac{dm_{as}}{\rho^0_{as}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} M_{lqlq} & M_{lqvp} & M_{lqas} \\ M_{vplq} & M_{vpvp} & M_{vqas} \\ M_{aslq} & M_{asvp} & M_{asas} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_{lq} \\ S_{vp} \\ S_{as} \end{bmatrix} b\boldsymbol{1} \end{aligned} \tag{2.41}$$

$$\begin{bmatrix} dp_{lq} \\ dp_{vp} \\ dp_{as} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_{lqlq} & M_{lqvp} & M_{lqas} \\ M_{vplq} & M_{vpvp} & M_{vqas} \\ M_{aslq} & M_{asvp} & M_{asas} \end{bmatrix} \left(-b \begin{bmatrix} S_{lq} \\ S_{vp} \\ S_{as} \end{bmatrix} d\varepsilon_v + \begin{bmatrix} dm_{lq}/\rho^0_{lq} \\ dm_{vp}/\rho^0_{vp} \\ dm_{as}/\rho^0_{as} \end{bmatrix} + 3 \begin{bmatrix} \alpha^{lq}_m \\ \alpha^{vp}_m \\ \alpha^{as}_m \end{bmatrix} d\theta \right) \tag{2.42}$$

$$ds = 3\alpha K d\varepsilon_v - \left(-\rho^0_j s^j_m + 3M_{jk}\alpha^k_m\right)\left(\frac{dm_j}{\rho^0_j}\right) + \frac{C_\varepsilon}{T_0} d\theta \tag{2.43}$$

Par inversion de la relation précédente(2.42), nous obtenons:

$$\begin{bmatrix} dm_{lq}/\rho^0_{lq} \\ dm_{vp}/\rho^0_{vp} \\ dm_{as}/\rho^0_{as} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_{lqlq} & N_{lqvp} & N_{lqas} \\ N_{vplq} & N_{vpvp} & N_{vpas} \\ N_{aslq} & N_{asvp} & N_{asas} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dp_{lq} \\ dp_{vp} \\ dp_{as} \end{bmatrix} + b \begin{bmatrix} S_{lq} \\ S_{vp} \\ S_{as} \end{bmatrix} d\varepsilon_v - 3 \begin{bmatrix} \alpha^{lq}_m \\ \alpha^{vp}_m \\ \alpha^{as}_m \end{bmatrix} d\theta \tag{2.44}$$

où N est la matrice inverse de la matrice de Biot M.

Dans le cas d'un comportement drainé, en introduisant (2.42) dans(2.41), on obtient :

$$d\boldsymbol{\sigma} = \left(K_b - \frac{2}{3}\mu_b\right) d\varepsilon_v \boldsymbol{1} + 2\mu_b d\boldsymbol{\varepsilon} - b(S_{lq}dp_{lq} + S_{vp}dp_{vp} + S_{as}dp_{as})\boldsymbol{1} - 3\alpha_b K_b d\theta \boldsymbol{1} \tag{2.45}$$

avec:

$$\mu_b = \mu,\ 3\alpha_b K_b = 3\alpha K - 3bS_i\alpha^j_m M_{ij}$$

Enfin, en introduisant (2.42) dans(2.43), on obtient la dernière équation d'état en condition drainée:

$$\begin{aligned} ds = {} & s_m^{lq} dm_{lq} + s_m^{vp} dm_{vp} + s_m^{as} dm_{as} + 3\alpha_b K_b d\boldsymbol{\varepsilon}_v + \frac{C_\varepsilon^b}{T_0} d\theta \\ & - 3\alpha_m^{lq} dp_{lq} - 3\alpha_m^{vp} dp_{va} - 3\alpha_m^{as} dp_{as} \end{aligned} \tag{2.46}$$

avec : C_ε^b est la chaleur volumique à déformation constante drainée, définie par :

$$\frac{C_\varepsilon^b}{T} = \frac{C_\varepsilon}{T} + 9\alpha_m^i \alpha_m^j M_{ij}$$

$$\alpha_m^{gz} = \alpha_m^{as} = \alpha_m^{vp} = (b-\phi)\left(1-S_{lq}\right)\alpha_b + \frac{\phi\left(1-S_{lq}\right)}{3T}, \alpha_m^{lq} = S_{lq}\left[\phi\left(\alpha_{lq}-\alpha_b\right)+b\alpha_b\right]$$

Les équations constitutives drainées

Les équations d'état drainées sont alors récapitulées ci-dessous :

$$d\boldsymbol{\sigma} = \left(K_b - \frac{2}{3}\mu\right) d\boldsymbol{\varepsilon}_v \boldsymbol{1} + 2\mu d\boldsymbol{\varepsilon} - b(S_{lq} dp_{lq} + S_{vp} dp_{vp} + S_{as} dp_{as})\boldsymbol{1} - 3\alpha_b K_b dT \boldsymbol{1}$$

$$\begin{bmatrix} dp_{lq} \\ dp_{vp} \\ dp_{as} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_{lqlq} & M_{lqvp} & M_{lqas} \\ M_{vplq} & M_{vpvp} & M_{vqas} \\ M_{aslq} & M_{asvp} & M_{asas} \end{bmatrix} \left(-b \begin{bmatrix} S_{lq} \\ S_{vp} \\ S_{as} \end{bmatrix} d\boldsymbol{\varepsilon}_v + \begin{bmatrix} dm_{lq}/\rho_{lq}^0 \\ dm_{vp}/\rho_{vp}^0 \\ dm_{as}/\rho_{as}^0 \end{bmatrix} + 3 \begin{bmatrix} \alpha_m^{lq} \\ \alpha_m^{vp} \\ \alpha_m^{as} \end{bmatrix} d\theta \right)$$

$$ds = s_m^{lq} dm_{lq} + s_m^{vp} dm_{vp} + s_m^{as} dm_{as} + 3\alpha_b K_b d\boldsymbol{\varepsilon}_v + \frac{C_\varepsilon^b}{T} d\theta - 3\alpha_m^{lq} dp_{lq} - 3\alpha_m^{vp} dp_{va} - 3\alpha_m^{as} dp_{as}$$

avec : $K_b = K - b^2 S_i S_j M_{ij}$, $3\alpha_b K_b = 3\alpha K - 3bS_i \alpha_m^j M_{ij}, \frac{C_\varepsilon^b}{T} = \frac{C_\varepsilon}{T} + 9\alpha_m^i \alpha_m^j M_{ij}$

Interprétation des paramètres

Les paramètres N_{ij} peuvent être identifiés à partir des propriétés des différents constituants du milieu poreux (Coussy, 2004). Si nous supposons en outre que le degré de saturation en eau S_{lq} n'est lié qu'à la pression capillaire, l'ensemble des paramètres N_{ij} est déterminé:

$$N_{lqvp} = N_{vplq} = N_{lqas} = N_{aslq} = N_{lq} = \phi \frac{\partial S_{lq}}{\partial p_{cp}} + S_{lq}(1-S_{lq})N$$

$$N_{asvp} = N_{vpas} = N_{gz} = -\phi \frac{\partial S_{lq}}{\partial p_{cp}} + N(1-S_{lq})^2$$

$$N_{lqlq} = -\phi \frac{\partial S_{lq}}{\partial p_{cp}} + S_{lq} \frac{\phi}{K_{lq}} + NS_{lq}^2$$

$$N_{vpvp} = N_{gz} + \phi \frac{\left(1-S_{lq}\right)}{p_{vp}}$$

$$N_{asas} = N_{gz} + \phi \frac{(1 - S_{lq})}{p_{as}}$$

$$N = \frac{(1-b)(b-\phi)}{K_b} = \frac{(b-\phi)}{K_s}$$

Dans ces relations, K_s est le module de compressibilité de la matrice solide et K_{lq} le module de compressibilité du liquide.

2.5 Etude de la pression de gonflement élastique

Dans ce paragraphe, nous allons présenter une simple application du modèle poroélastique non linéaire à l'étude de la pression de gonflement lors de la resaturation en négligeant les déformations plastiques. Selon le modèle de Biot généralisé, la relation entre les contraintes, la pression capillaire et la déformation volumique est donnée par :

$$d\varepsilon_v^e = \frac{d\sigma_m}{K_b} - \frac{bS_{lq}dp_{cp}}{K_b} \tag{2.47}$$

Dans cette relation, le module de compressibilité est considéré comme constant. Cependant, pour un grand nombre de roches et sols, notamment des argiles gonflantes, le module de compressibilité peut dépendre significativement de la contrainte de compression (ou de l'indice des vides) et de la pression capillaire. Pour cette raison, une loi de comportement élastique linéaire générale a été proposée dans la cadre des modèles de Barcelone (Alonso et al.,1990). La relation précédente est généralisée sous la forme suivante :

$$d\varepsilon_v = \frac{d\sigma_m}{K_b\left(e, p_{cp}\right)} - \frac{dp_{cp}}{K_s\left(p_{cp}\right)} \tag{2.48}$$

On peut constater que le modèle élastique non linéaire de Barcelone peut s'inscrire dans le cadre de la théorie de poroélasticité généralisée de Biot en milieux poreux partiellement saturés. Les fonctions $K_b\left(e, p_{cp}\right)$ et $K_s\left(p_{cp}\right)$ peuvent être déterminées à partir des données expérimentales. Pour l'argile gonflante MX80 utilisée comme barrière ouvragée dans le cadre des études de l'Andra (2005), les relations particulières suivantes ont été déterminées :

$$K_b(e, p_{cp}) = K_0\left[(1-r)e^{\beta p_{cp}} + r\right],\ K_0 = \frac{(1+e)}{k_{hi}} p_0 \tag{2.49}$$

$$K_s(p_{cp}) = K\left(p_{cp}\right)\Gamma(p_{cp}), \Gamma(p_{cp}) = \frac{1}{\eta\beta_m} \frac{e^{\left(\beta_m p_{cp}^2\right)}}{(1+p_{cp})} \tag{2.50}$$

Dans ces expressions, e est l'indice de vide défini par $e = \frac{\phi}{1-\phi}$. k_{hi} est le module d'incompressibilité de référence correspondant à la pression de référence p_0. r est lié à la rigidité maximale quand la succion tend vers l'infini. β permet de contrôler la vitesse d'augmentation de la rigidité du matériau avec la succion. η définit la valeur maximale de la pression de gonflement. β_m contrôle la cinétique du gonflement. Pour MX80, les paramètres sont déterminés à partir des essais fournis par l'ANDRA. Les valeurs utilisées sont résumées dans le Tableau 2-1:

Tableau 2-1 : Valeurs des paramètres utilisées pour MX80

k_{hi}	r	β_m	$\beta(\mathrm{Pa}^{-1})$	η	p_0
0,038	1,25	$2,1E-14$	$0,1E-6$	$13,38E6$	$0,1E6$

2.5.1 Simulation d'un essai oedométrique de gonflement

Un essai de gonflement oedométrique en condition isotherme est étudié. Il s'agit d'une colonne d'argile avec déplacement normal bloqué aux contours (Figure 2-3). La pression d'infiltration d'eau est égale à la pression atmosphérique. Une pression initiale de -26.3MPa correspondante à une saturation de 70% est imposée dans tout le domaine comme condition initiale. Les conditions aux limites de cet essai sont illustrées sur la Figure 2-3.

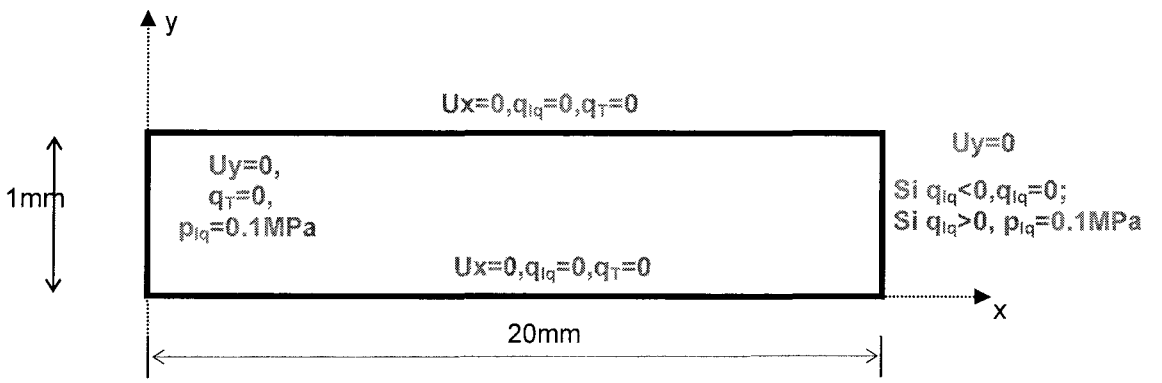


Figure 2-3 : Conditions aux limites d'un essai oedométrique

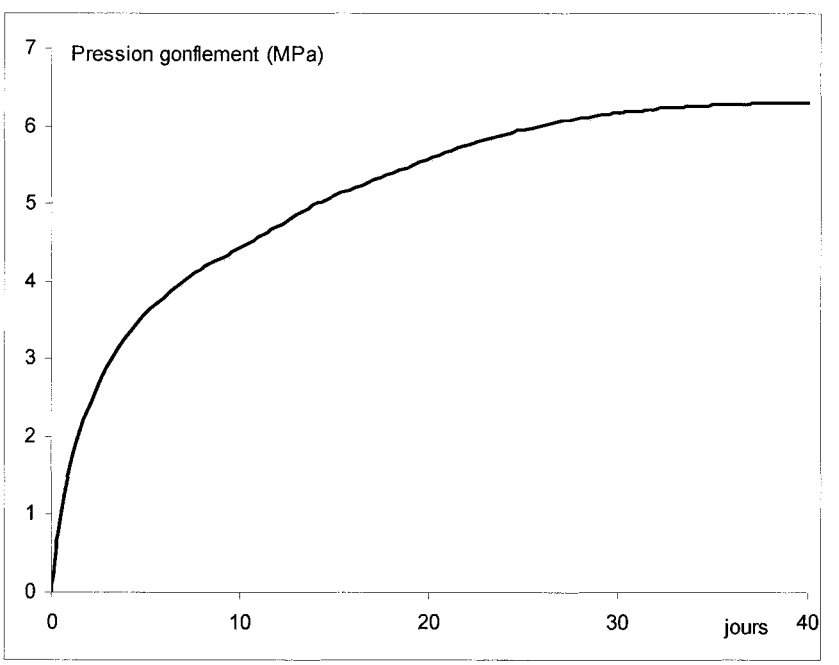


Figure 2-4 : Evolution de la pression de gonflement en fonction du temps

La variation de la pression de gonflement en fonction du temps est donnée sur la Figure 2-4. Les résultats de cet essai montrent que la pression de gonflement atteint une valeur maximale de 6,5MPa, cette valeur est proche de celle évoquée par l'Andra.

2.5.2 Etude paramétrique

Afin de valider l'influence de chacun des paramètres sur le processus de gonflement de l'argile une étude paramétrique est réalisée. Lors de cette étude nous avons fait varier un par un les quatre paramètres du modèle proposé. Les simulations de l'essai oedométrique exposé au paragraphe 2.5.1 pour les différentes valeurs des paramètres sont confrontées.

Influence du paramètre β_m

Sur la Figure 2-5, trois calculs avec différentes valeurs de β_m sont comparés. Nous remarquons que plus β_m est petit plus la vitesse de gonflement est rapide sans que la pression de gonflement finale n'évolue. La cinétique du gonflement au sein de l'échantillon est donc bien contrôlée par le paramètre β_m.

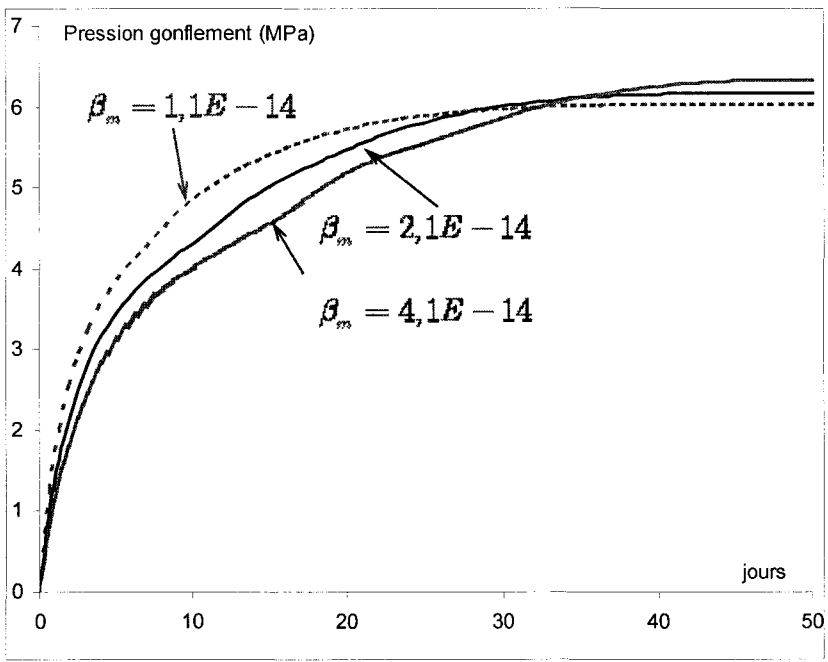


Figure 2-5 : Comparaison d'évolution de la pression de gonflement avec différents β_m

Influence du paramètre η

La Figure 2-6 présente l'influence du paramètre η sur la pression de gonflement. On constate que plus la valeur de η est élevée, plus la pression de gonflement est grande. Par ailleurs, on peut remarquer que l'évolution de la pression de gonflement se fait suivant un rythme similaire. Le paramètre η définit donc bien la valeur maximale de la pression de gonflement.

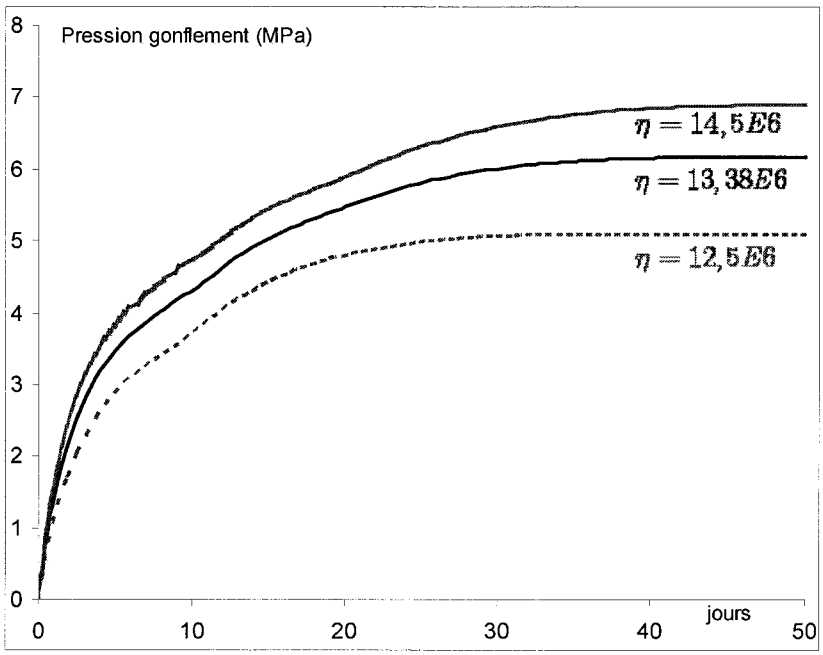


Figure 2-6 : Comparaison d'évolution de la pression de gonflement avec différents η

Influence du paramètre r, β

Enfin la Figure 2-7 et la Figure 2-8 montrent l'influence des paramètres r et β sur l'évolution de la pression de gonflement de l'échantillon. Ces paramètres déterminent à priori les évolutions des propriétés mécaniques de l'argile gonflante avec la succion. Les processus de resaturation et la succion initiale imposée étant constant, nous n'observons pas de réelle modification du gonflement de cette argile.

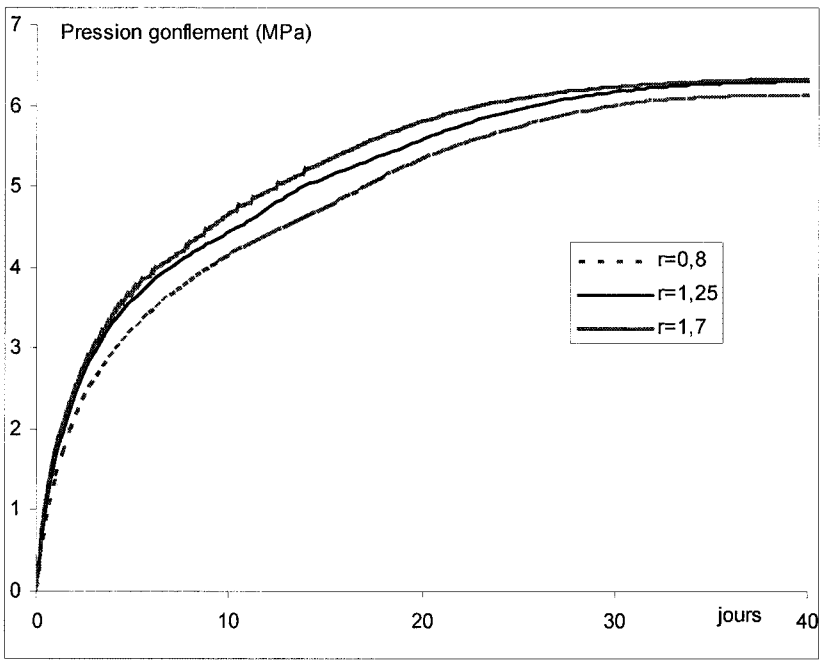


Figure 2-7 : Comparaison d'évolution de la pression de gonflement avec différents r

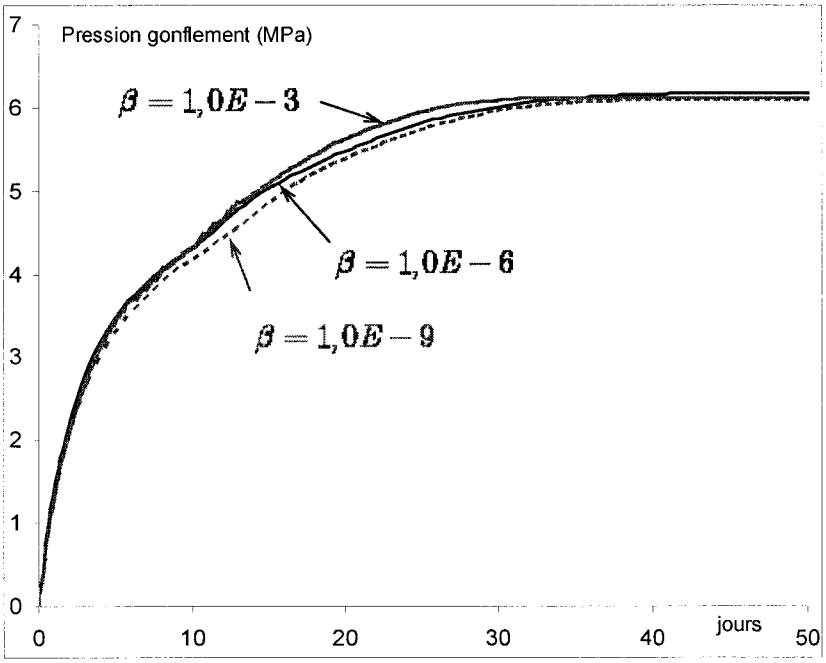


Figure 2-8 : Comparaison d'évolution de la pression de gonflement avec différents β

2.6 Résolution numérique des problèmes thermoporoélastiques des milieux partiellement saturés

Dans cette partie, nous présentons les équations générales qui gouvernent le couplage thermo-hydro-mécanique des milieux poreux partiellement saturés, dans le cadre de la thermo-poroélasticité. Les équations générales resteront valables dans le domaine anélastique, dans lequel on déterminera les lois complémentaires pour déterminer les déformations plastiques et l'endommagement induit. On commence par rappeler les équations des champs à résoudre en négligeant les efforts de gravité.

2.6.1 Equations des champs

La conservation de la masse

Dans le stockage souterrain des déchets radioactifs, sous les élévations de température, une proportion d'eau peut se transformer de liquide en vapeur et passer en la phase gazeuse. Dans un milieu anisotherme, il est nécessaire de prendre en compte la variation de l'équilibre liquide/vapeur d'un fluide.

La conservation de masse pour la matrice solide est d'office retenue et on discute ici seulement les lois de conservation de masse pour les phases fluides. Pour la $i^{ème}$ phase fluide, m_i désigne l'apport de masse fluide i par unité de volume initial $d\Omega_0$ du squelette, et $\vec{w}_i$ le vecteur courant de masse fluide relatif au fluide i.

Notons que l'air sec n'intervient pas dans le changement de phase, l'équation de conservation de l'air sec est donc donnée par :

$$\dot{m}_{as} = -div\left(\vec{w}_{as}\right) \tag{2.51}$$

En tenant compte du changement de phase entre le liquide et sa vapeur, les conservations de masse pour les deux phases (liquide et vapeur) s'expriment de ce fait par les lois suivantes :

$$\dot{m}_{lq} = -div\left(\vec{w}_{lq}\right) - m_{lq\rightarrow vp} \tag{2.52}$$

$$\dot{m}_{vp} = -div\left(\vec{w}_{vp}\right) + m_{vp\rightarrow lq} \tag{2.53}$$

En combinant les deux équations précédentes, on obtient :

$$\dot{m}_{lq} + \dot{m}_{vp} = -div\left(\vec{w}_{lq} + \vec{w}_{vp}\right) \tag{2.54}$$

Dans ces expressions, $m_{lq\rightarrow vp}$ est le taux de masse liquide qui se vaporise. A l'inverse, $m_{vp\rightarrow lq}$ est le taux de masse vapeur qui se liquéfie.

La loi de Darcy

La loi de Darcy traduit la tendance spontanée d'un fluide à équilibrer sa pression par un déplacement de masse fluide à travers le milieu. En introduisant la perméabilité et la notion de perméabilité relative, l'écoulement de liquide s'exprime sous la forme :

$$\frac{\vec{w}_{lq}}{\overset{0}{\rho}_{lq}} = -\frac{k}{\mu_{lq}} k_{lq}^{rl} \nabla p_{lq} \tag{2.55}$$

Le mélange gazeux étant considéré idéal, nous supposons que la loi de Darcy régit aussi l'écoulement du mélange gazeux. Nous avons donc :

$$\frac{\vec{w}_{gz}}{\overset{0}{\rho}_{gz}} = -\frac{k}{\mu_{gz}} k_{gz}^{rl} \nabla p_{gz} \tag{2.56}$$

k est la perméabilité intrinsèque du milieu poreux. k_{lq}^{rl}, k_{gz}^{rl} représentent les perméabilités relatives au liquide et au gaz, qui dépendent de la saturation en eau. μ_{lq}, μ_{gz} et $\rho_{lq}^{0}, \rho_{gz}^{0}$ sont respectivement la viscosité dynamique et la masse volumique du fluide et du mélange gazeux.

La loi de Fick

Au sein du mélange, le mouvement relatif entre la vapeur et l'air sec peut être traduit par la loi de Fick. Cette loi traduit la tendance spontanée d'un fluide à équilibrer sa concentration molaire dans un mélange par un déplacement des particules gazeuses à travers le mélange. Cette loi s'écrit :

$$\frac{\vec{w}_{vp}}{\overset{0}{\rho}_{vp}} - \frac{\vec{w}_{as}}{\overset{0}{\rho}_{as}} = -f \nabla C_{vp} \tag{2.57}$$

f est le coefficient constante de Fick, qui est généralement fonction de la porosité,pression de gaz, température, saturation en eau et concentration de vapeur. et C_{vp} la concentration de vapeur dans le mélange gazeux. Si C_{as} est la concentration de l'air sec, nous aurons par définition :

$$C_{vp} + C_{as} = 1, \text{avec } C_{vp} = \frac{p_{vp}}{p_{gz}} \text{ et } C_{as} = \frac{p_{as}}{p_{gz}} \tag{2.58}$$

La loi de Fourier

Enfin, la loi de conduction thermique est supposée régie par la loi de Fourier :

$$\vec{q}_T = -\lambda \nabla T \tag{2.59}$$

λ est la conductivité thermique du milieu poreux, et $\vec{q}_T$ le vecteur courant de la chaleur. T est la température.

Equation de l'équilibre thermodynamique :

On suppose ici l'équilibre thermodynamique instantané entre l'eau liquide et sa vapeur. Par conséquent, la pression de vapeur peut être reliée à la pression de liquide par la relation de Kelvin :

$$\frac{p_{vp}}{p_{vp}^0} = \exp\left(\frac{M_{vp}^{ol}}{\rho_{lq}^0 RT}(p_{lq} - p_{lq}^0)\right) \tag{2.60}$$

Dans cette relation, p_{vp}^0 et p_{lq}^0 sont les pressions de référence pour la vapeur et le liquide en équilibre thermodynamique. M_{vp}^{ol}, R et T sont respectivement la masse molaire de vapeur, la constante du gaz et la température absolue.

Sachant que ρ_{lq}^0 est une constante du problème, l'incrément de la loi de Kelvin s'écrit sous la forme :

$$\frac{dp_{vp}}{p_{vp}} = \frac{M_{vp}^{ol}}{\rho_{lq}^0 RT} dp_{lq} \tag{2.61}$$

De plus, si la vapeur à l'intérieur du milieu poreux est en équilibre thermodynamique avec la vapeur atmosphérique, le rapport $\frac{p_{vp}}{p_{vp}^0}$ peut être identifié comme l'humidité relative h_r de l'atmosphère, la relation (2.60) peut aussi s'écrire sous la forme :

$$\ln(h_r) = \frac{M_{vp}^{ol}}{\rho_{lq}^0 RT} p_{cp} \tag{2.62}$$

Equation d'équilibre statique

Dans le calcul des milieux continus, tout domaine matériel est soumis à deux types de forces extérieurs : les forces surfaciques appliquées sur la frontière du domaine et les forces volumiques telles que la gravité. On considère ici que les forces volumiques agissant sur un élément de volume peuvent être définies à partir d'une unique densité de forces volumiques par unité de masse f. Cette densité de forces volumiques n'est donc dépendante que de la position x du point considéré et du temps t. La prise en compte de la partition du milieu poreux se fait alors uniquement via la masse volumique ρ_m^i de chacun de ses constituants. Si on ne considère de plus que des évolutions quasi-statiques (cadre général de notre étude) l'équation d'équilibre du milieu poreux s'écrit sous la forme suivante:

$$div(\boldsymbol{\sigma}) + f\sum_i \rho_m^i = 0 \tag{2.63}$$

$\boldsymbol{\sigma}$ est le tenseur des contraintes totales de Cauchy. En négligeant les forces de volume, l'équation (2.63) devient :

$$div(\boldsymbol{\sigma}) = 0 \tag{2.64}$$

2.6.2 Equations de diffusion généralisées

Notons que l'équilibre thermodynamique entre le liquide et sa vapeur conduit à une relation liant les pressions partielles et la température. Il n'y a donc pas trois mais deux pressions indépendantes. Les choix des deux pressions utilisées pour décrire le comportement des milieux poreux sont libres. Nous considérons ici la pression de mélange gazeux p_{gz} et la pression de liquide p_{lq}. Dans cette étude, les variables « externes » sont donc $\varepsilon_{ij}, p_{gz}, p_{lq}$ et T.

Comme dans la plupart des géomatériaux, deux transferts importants (thermique et hydraulique) sont remarqués au sein de l'argilite de Meuse Haute Marne. Il est admis que la conduction de la chaleur est le mode prépondérant de transfert thermique. En revanche, le transfert de masse est généralement couplé avec les phénomènes mécaniques et thermiques. L'équation de transformation thermique est obtenue à partir d'une part de la loi de Fourier, et d'autre part de l'équation de conservation de la chaleur. Le transfert hydraulique dans les milieux poreux est régi par les lois de conservation de la masse et la loi de conduction hydraulique.

En rappelant les deux principes de la thermodynamique, nous obtenons la loi de conservation de la chaleur $(i = lq, gz)$:

$$Tdiv\left(s_m^i \overline{w}_i\right) + \dot{s}_b T - k\frac{k_i^{rl}}{\mu_i}\nabla p_i \nabla p_i = \lambda \nabla^2 T + r + \Phi_1 \tag{2.65}$$

En introduisant la loi de conduction thermique dans la loi de conservation de chaleur (2.65) et en utilisant les équations d'état, l'équation de diffusion thermique généralisée est obtenue :

$$\begin{aligned}\lambda\nabla^2 T = &-3\alpha_m^{lq} T_0 \frac{\partial p_{lq}}{\partial t} - 3\alpha_m^{gz} T_0 \frac{\partial p_{gz}}{\partial t} + 3T_0\alpha_b K_b \frac{\partial \varepsilon_{kk}^e}{\partial t} + C_\varepsilon^b \frac{\partial T}{\partial t} \\ &- \frac{k}{\mu_{lq}} k_{lq}^{rl} \nabla p_{lq}\left(C_p^{lq}\nabla T\right) - \frac{k}{\mu_{gz}} k_{gz}^{rl}\nabla p_{gz}\left(C_p^{gz}\nabla T\right)\end{aligned} \tag{2.66}$$

En utilisant alors la loi de conduction hydraulique, la loi de conservation de masse et les équations d'état, on obtient les équations de diffusion du fluide généralisées :

$$C_{lqlq}\frac{\partial p_{lq}}{\partial t} + C_{lqgz}\frac{\partial p_{gz}}{\partial t} + C_{lquu}\frac{\partial \varepsilon_{kk}^e}{\partial t} + C_{lqTT}\frac{\partial T}{\partial t} = R_{lqlq}\nabla^2 p_{lq} + R_{lqgz}\nabla^2 p_{gz} \tag{2.67}$$

$$C_{gzlq}\frac{\partial p_{lq}}{\partial t} + C_{gzgz}\frac{\partial p_{gz}}{\partial t} + C_{gzuu}\frac{\partial \varepsilon_{kk}^e}{\partial t} + C_{lqTT}\frac{\partial T}{\partial t} = R_{gzlq}\nabla^2 p_{lq} + R_{gzgz}\nabla^2 p_{gz} \tag{2.68}$$

Les coefficients de C_{ij} sont donnés par :

$$C_{lqlq} = \rho_{lq}^0 N_{lqlq} + \rho_{vp}^0 N_{vplq} + \left(N_{vpvp} - N_{vpas}\right)\frac{M_{vp}^{ol} p_{vp}}{\rho_{lq}^0 RT}\rho_{vp}$$

$$C_{lqgz} = \rho_{lq}^0 N_{lqas} + \rho_{vp}^0 N_{vpas}$$

$$C_{lquu} = b\rho_{vp}^0 + bS_{lq}\left(\rho_{lq}^0 - \rho_{vp}^0\right)$$

$$C_{lqTT} = -3\left(\rho_{lq}^0 \alpha_m^{lq} + \rho_{vp}^0 \alpha_m^{vp}\right)$$

$$C_{gzlq} = \rho_{as}^{0} N_{aslq} + \rho_{as}^{0}\left(N_{asvp} - N_{asas}\right)\frac{M_{vp}^{ol} p_{vp}}{\rho_{lq} RT}$$

$$C_{gzgz} = \rho_{as}^{0} N_{asas}$$

$$C_{gzuu} = \rho_{as}^{0} b\left(1 - S_{lq}\right)$$

$$C_{gzTT} = -3\rho_{as}^{0}\alpha_{m}^{as}$$

$$R_{lqlq} = \left(1 - C_{vp}\right) f \frac{M_{vp}^{ol} p_{vp} \rho_{vp}^{0}}{\rho_{lq}^{0} p_{gz}^{0} RT} + \rho_{lq}^{0} \frac{k}{\mu_{lq}} k_{lq}^{rl}$$

$$R_{lqgz} = -\left(1 - C_{vp}\right) f \rho_{vp}^{0} \frac{p_{vp}}{\left(p_{gz}\right)^{2}} + \rho_{vp}^{0} \frac{k}{\mu_{gz}} k_{gz}^{rl}$$

$$R_{gzlq} = -C_{vp} f \rho_{as}^{0} \frac{M_{vp}^{ol} p_{vp}}{\rho_{lq}^{0} p_{gz}^{0} RT}$$

$$R_{gzgz} = C_{vp} f \rho_{as}^{0} \frac{p_{vp}}{\left(p_{gz}\right)^{2}} + \rho_{as}^{0} \frac{k}{\mu_{gz}} k_{gz}^{rl}$$

2.6.3 Variation de la perméabilité

La perméabilité quantifie l'aptitude d'un matériau à se laisser traverser par un fluide sous gradient de pression totale. La perméabilité apparente dépend des caractéristiques du fluide, du réseau poreux du matériau, de l'état hydrique de l'éprouvette ou de la structure considérée et également de l'état de fissuration.

Variation de la perméabilité relative

Des expressions analytiques sont proposées dans la littérature pour exprimer les variations de la perméabilité relative à l'eau (Van-G 1980, Baroghel-Bouny 2001, Coussy 2001) et au gaz (Abbas 1999, Villain 2001, Baroghel-Bouny 2002) en fonction du degré de saturation. La diminution du degré moyen de saturation en eau conduit à une diminution de la perméabilité à l'eau et à une augmentation de la perméabilité au gaz. Tirées des bases de données de l'Andra, les perméabilités relatives à l'eau et au gaz pour l'argilite de Meuse Haute Marne sont définies par (Andra 2005) :

$$k_{lq}^{r} = \frac{1}{1 + \left(a(1 - S_{lq})\right)^{b}} \qquad a = 35, \quad b = 1.5 \tag{2.69}$$

$$k_{gz}^{r} = \frac{1}{1 + \left(aS_{lq}\right)^{b}} \qquad a = 3, \quad b = 2.7 \tag{2.70}$$

La Figure 2-12 montre les courbes de la perméabilité à l'eau et au gaz en fonction du degré de saturation en eau. La perméabilité relative à l'eau est ainsi divisée par 10 quand le degré de saturation passe de 1 à 0.88.

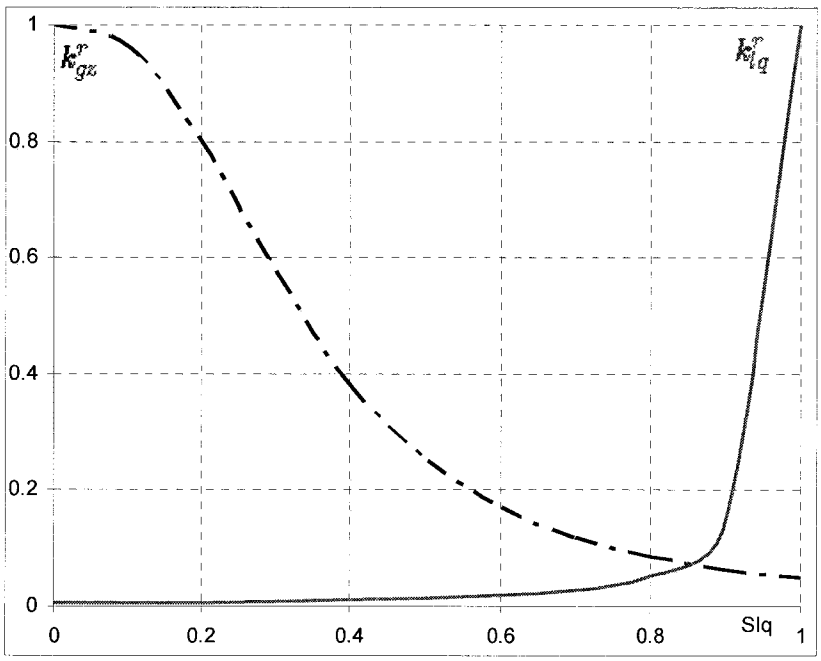


Figure 2-9 : Evolution de la perméabilité relative en fonction du degré de saturation en eau de l'argilite de Meuse Haute Marne

Pour l'argile gonflante MX80, tirée des travaux de Vaunat (2004), l'évolution de la perméabilité relative à l'eau s'écrit:

$$k_{lq}^r = \left(S_{lq}\right)^3 \tag{2.71}$$

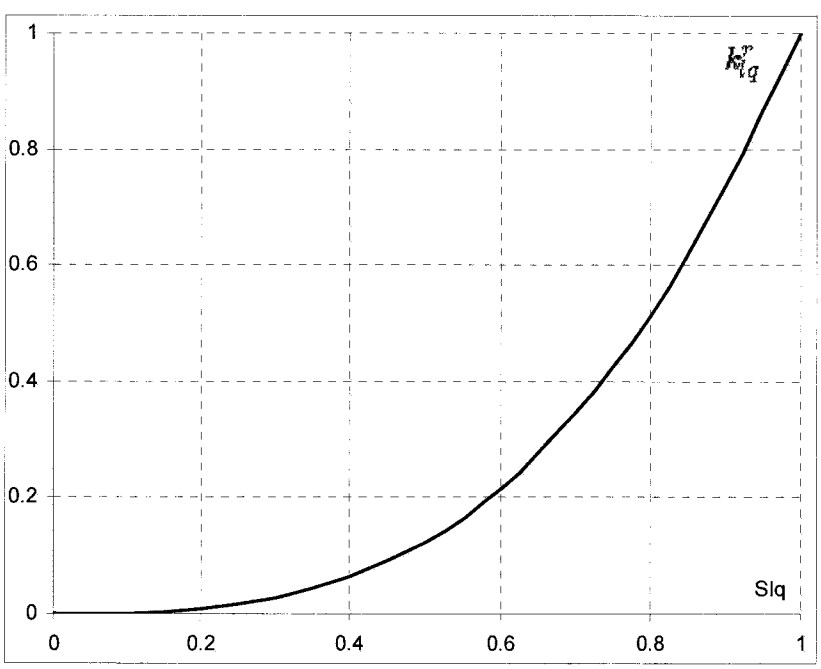


Figure 2-10 : Evolution de la perméabilité relative à l'eau en fonction du degré de saturation en eau de l'argile gonflante

Variation de la perméabilité intrinsèque

Les données expérimentales ont montré que la perméabilité peut varier sensiblement en fonction des microfissures de la dilatation volumique plastique (Fauchet 1995 ; Bossart et al. 2002 ; Shao 2005). Dans notre étude, pour l'argilite de Meuse Haute Marne, un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement sera proposé dans le chapitre suivant. Le seuil de la dilatance plastique sera défini par un paramètre relié à la fonction d'écrouissage plastique. Par ailleurs, en raison de peu de données expérimentales sur la variation de la perméabilité en fonction des déformations plastiques, il est proposé d'utiliser la relation linéaire suivante:

$$k = k_0 \left(1 + R_k \frac{\langle \alpha_p - \beta_p \rangle}{\alpha_p^f - \beta_p} \right) \tag{2.72}$$

Le paramètre R_k contrôle l'évolution de perméabilité. $\alpha_p \in \left[\alpha_p^0, \alpha_p^f\right]$ est la fonction de l'écrouissage plastique ; quand $\alpha_p > \beta_p$ la dilatance volumique se produit et la perméabilité augmente.

Il est également possible d'exprimer la variation de la perméabilité directement en fonction de la déformation volumique plastique dilatante ; par exemple sous une forme cubique comme celle utilisée pour le béton par Fauchet (1995) :

$$k = k_0[1 + A_k < \varepsilon_v^p >^3] \tag{2.73}$$

k_0 est la perméabilité intrinsèque initiale du matériau, $< \varepsilon_v^p >$ est la déformation volumique plastique positive (dilatance) cumulée, et A_k un paramètre contrôlant l'amplitude de l'évolution.

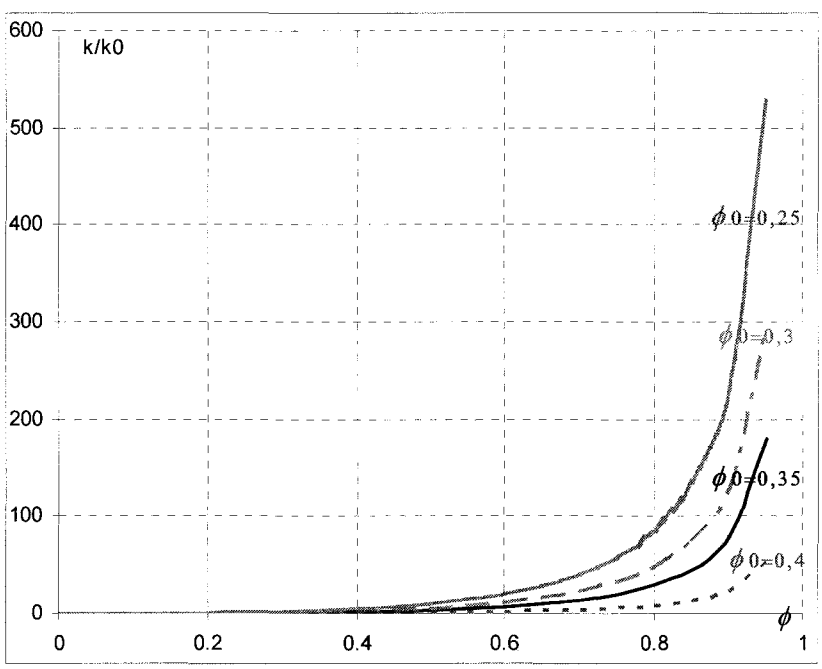


Figure 2-11: Evolution de la perméabilité intrinsèque de l'argile gonflante

Pour les sols comme pour l'argile gonflante MX80, il est souvent supposé que la perméabilité intrinsèque varie avec la porosité. Nous citons ici la relation suivante proposée par Vaunat (2004):

$$k = k_0 \frac{\phi^3}{\left(1-\phi^2\right)} \frac{\left(1-\phi_0^2\right)}{\phi_0^3} \tag{2.74}$$

où k_0 est la perméabilité initiale du matériau. L'augmentation de la perméabilité intrinsèque dépend fortement de la porosité initiale du matériau. Plus l'argilite gonflante est compressible à l'état initial, plus la croissance de la perméabilité intrinsèque avec la porosité est forte (Figure 2-11).

Courbe de sorption- désorption:

Comme nous avons constaté, le comportement poroélastique du matériau partiellement saturé dépend fortement de la courbe de sorption- désorption (ou rétention d'eau). Cette fonction qui lie le degré de saturation en eau à la pression capillaire est spécifique à chaque matériau. Un grand nombre d'études expérimentales ont été effectuées sur l'argilite de Meuse Haute Marne ; une des fonctions proposées est donnée sous la forme suivante (Andra 2005) :

$$S_{lq} = \frac{100a}{a + (100\, p_{cp})^b},\ a = 2842; b = 0{,}906 \tag{2.75}$$

La Figure 2-12 présente la courbe $S_{lq} = f\left(p_{cp}\right)$ en condition isotherme.

Pour l'argile gonflante MX80, la corrélation entre le degré de saturation en eau et la pression est donnée par la fonction suivante (Vaunat 2004):

$$S_{lq} = \left[1 + \left(\frac{s}{P_0}\right)^{\frac{1}{1-\lambda}}\right]^{-\lambda} \left(1 - \frac{s}{P_s}\right)^{\lambda_s} \tag{2.76}$$

où $P_0, \lambda, P_s, \lambda_s$ sont quatre paramètres : $P_0 = 25{,}3MPa; \lambda = 0{,}44; P_s = 800MPa; \lambda_s = 1{,}1$. s est la succion.

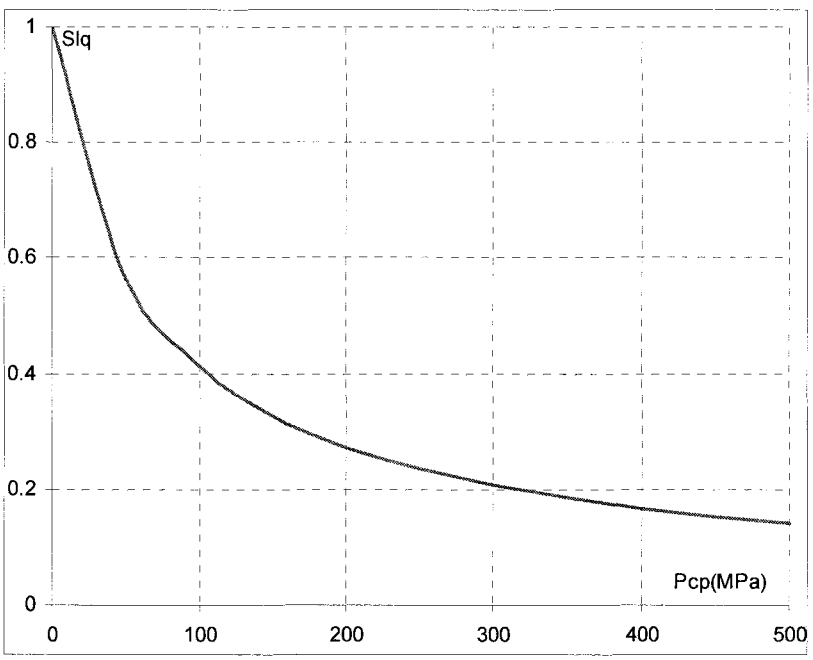


Figure 2-12 : Courbe reliant le degré de saturation en eau à la pression capillaire de l'argilite de Meuse Haute Marne

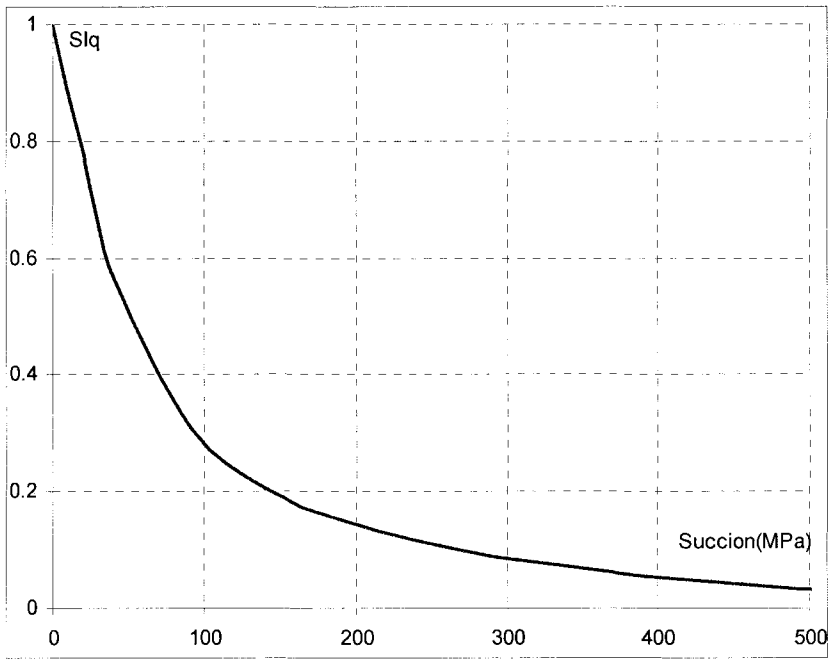


Figure 2-13 : Courbe reliant le degré de saturation en eau à la succion de l'argile gonflante

2.6.4 Modélisation numérique par la méthode des éléments finis

Le problème ainsi formulé constitue un problème de couplage thermo-hydro-mécanique non linéaire. La méthode des éléments finis a été utilisée pour la résolution numérique de ce problème. Le code de calcul THMPASA, développé au LML (Laboratoire de Mécanique de Lille), est utilisé dans cette étude. Dans ce code, un algorithme complètement couplé est utilisé ; les inconnues principales couplées sont le vecteur de déplacement, la pression de liquide, la pression de gaz et la température. Un schéma implicite est utilisé pour le processus itératif. Les modèles de comportement proposés dans cette étude ont été implémentés dans ce code.

2.7 Conclusion

Ce chapitre a présenté les outils de base pour la modélisation du comportement thermo-poroélastique ainsi que les équations de base pour le couplage thermo-hydro-mécanique en milieux poreux partiellement saturés. Les outils de base seront utilisés pour les modélisations numériques présentées aux chapitres 4 et 5. Dans le chapitre suivant, nous allons présenter la formulation et la validation d'un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement induit pour l'argilite de Meuse Haute Marne.

Chapitre 3 Formulation d'un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement pour roches non saturées

3.1 Introduction

Dans la synthèse des études expérimentales disponibles, nous avons observé que le comportement mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne est caractérisé par une déformation plastique importante et un endommagement par microfissuration. Le comportement mécanique dépend fortement de la saturation en eau. En revanche, pour une première phase d'étude de faisabilité, il est raisonnable de considérer l'argilite de Meuse Haute Marne comme un matériau isotrope.

Pour mener des modélisations THM dans le contexte des études de faisabilité du stockage des déchets radioactifs, il convient de proposer une loi de comportement décrivant le comportement de la barrière géologique. Dans le chapitre précédent, nous avons déjà présenté la loi de comportement pour la modélisation thermo-poro-élastique de l'argilite. Dans ce chapitre, nous allons étendre cette loi à la description des déformations plastiques et de l'endommagement.

3.2 Cadre général du modèle élastoplastique couplé à l'endommagement

Pour des raisons de simplicité, nous limitons notre discussion aux cas de transformations isothermes. Nous nous plaçons dans l'hypothèse de petites transformations, les déformations sont alors constituées d'une partie élastique et d'une partie plastique:

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^{e} + d\varepsilon_{ij}^{p} \tag{3.1}$$

Dans le cadre de notre modélisation, deux phénomènes de dissipation intrinsèque sont considérés: l'écoulement plastique et l'endommagement par propagation de microfissures. Les variables d'état choisies sont donc le tenseur des déformations totales $\boldsymbol{\varepsilon}$, le tenseur des déformations plastiques $\boldsymbol{\varepsilon}^{p}$, la variable scalaire d'endommagement ω et la variable interne pour l'écrouissage plastique γ_p .

Nous postulons l'existence d'un potentiel thermodynamique, fonction à valeur scalaire des variables d'état. Dans le présent modèle, l'énergie libre de Helmholtz est utilisée comme potentiel. Nous supposons que l'énergie libre est composée de deux parties distinctes, l'énergie libre élastique du matériau endommagé, et l'énergie bloquée de l'écrouissage plastique (Ju,1989 ; Hansen et al,1993; Shao et al., 2006). Par ailleurs, on choisit un couplage faible au niveau du potentiel thermodynamique entre la plasticité et l'endommagement (Dragon, 1990 ; Baste et al ., 1988). Le potentiel thermodynamique s'écrit alors :

$$\psi = \frac{1}{2}\left(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^{p}\right) : \mathbb{C}(\omega) : \left(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^{p}\right) + \psi_p(\gamma_p) \tag{3.2}$$

où $\mathbb{C}(\omega)$ est le tenseur d'élasticité du matériau endommagé. La fonction ψ_p est l'énergie bloquée de l'écrouissage plastique du matériau.

Dans le cas des matériaux isotropes, en utilisant la notion de Hill (Nemat-Nasser et Hori, 1993), le tenseur d'élasticité du matériau endommagé peut être exprimé sous la forme :

$$\mathbb{C}(\omega) = 2\mu(\omega)\mathbb{K} + 3k(\omega)\mathbb{J} \tag{3.3}$$

$\mu(\omega)$ et $k(\omega)$ sont respectivement le module de cisaillement et le module de compressibilité du matériau endommagé. Les composantes des deux tenseurs d'ordre 4, $\mathbb{J}$ et $\mathbb{K}$, s'expriment sous la forme :

$$K_{ijkl} = \frac{1}{3}\delta_{ij}\delta_{kl}, I_{ijkl} = \frac{1}{2}(\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk}), J_{ijkl} = I_{ijkl} - K_{ijkl} \tag{3.4}$$

Notons que pour un tenseur d'ordre 2, $\boldsymbol{E}$, sa partie déviatorique et sa partie hydrostatique peuvent être exprimées sous la forme :

$$\mathbb{K} : \boldsymbol{E} = \boldsymbol{E} - \frac{1}{3}tr(E)\boldsymbol{1},\ \mathbb{J} : \boldsymbol{E} = \frac{1}{3}tr(E)\boldsymbol{1} \tag{3.5}$$

La dérivation standard du potentiel thermodynamique nous donne l'équation d'état :

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{\partial \psi}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^e} = \mathbb{C}(\omega) : \left(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^p\right) \tag{3.6}$$

$\boldsymbol{\sigma}$ est le tenseur de contraintes de Cauchy.

La force thermodynamique associée à l'endommagement est exprimée par :

$$Y_\omega = -\frac{\partial \psi}{\partial \omega} = -\frac{1}{2}\left(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^p\right) : \mathbb{C}'(\omega) : \left(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^p\right) \tag{3.7}$$

Le tenseur d'ordre 4, $\mathbb{C}'(\omega)$, est la dérivée du tenseur d'élasticité du matériau endommagé $\mathbb{C}(\omega)$ par rapport à la variable d'endommagement ω :

$$\mathbb{C}'(\omega) = \frac{\partial \mathbb{C}(\omega)}{\partial \omega} \tag{3.8}$$

La force thermodynamique associée à la variable interne plastique s'écrit alors:

$$Y_p = \alpha_p = \frac{\partial \psi}{\partial \gamma_p} = \frac{\partial \psi_p(\gamma_p)}{\partial \gamma_p} \tag{3.9}$$

Les processus irréversibles impliqués dans l'écoulement plastique et l'évolution de l'endommagement doivent satisfaire l'inégalité fondamentale:

$$\boldsymbol{\sigma} : d\boldsymbol{\varepsilon}^p + Y_\omega d\omega - Y_p d\gamma_p \geq 0 \tag{3.10}$$

Enfin, nous pouvons déterminer la formulation incrémentale de la loi de comportement :

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbb{C}(\omega) : \left(d\boldsymbol{\varepsilon} - d\boldsymbol{\varepsilon}^p\right) + \mathbb{C}'(\omega) : \left(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^p\right) d\omega \tag{3.11}$$

Afin d'expliciter la fonction(3.11), il faut déterminer les évolutions des déformations plastiques $\boldsymbol{\varepsilon}^p$, la variable d'écrouissage γ_p et l'endommagement ω.

Dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles, les lois d'évolution des variables flux (taux des déformations plastiques et de l'endommagement) sont déterminées à partir d'un pseudo-potentiel de dissipation dual, fonction convexe à valeur scalaire des variables des forces thermodynamiques associées. Afin de simplifier la formulation, nous faisons souvent l'hypothèse que les deux processus de dissipation (plasticité et endommagement) sont indépendants et gouvernés par deux potentiels de dissipation. Dans le cas de dissipations indépendantes du temps, les potentiels de dissipation sont fonctions

indicatrices de deux convexes élastiques décrits par la fonction de charge plastique et le critère d'endommagement. Ce cadre général sera adopté dans notre modèle. Cependant, pour la plupart des géomatériaux, les conditions de matériau standard ne sont en général pas vérifiées. La règle de normalité n'est donc pas valable pour l'écoulement plastique. De plus, il faut donc définir un potentiel plastique et une loi d'écrouissage.

3.2.1 Caractérisation de l'endommagement

Comme ce qui a été indiqué, dans le cas d'une dissipation indépendante du temps, la loi d'évolution d'endommagement est déterminée à partir d'un critère d'endommagement qui est une fonction à valeur scalaire de la force thermodynamique associée à l'endommagement. Nous prenons la forme générale suivante pour critère d'endommagement:

$$f_\omega\left(Y_w,\omega\right)=Y_\omega-r(\omega)\leq 0 \tag{3.12}$$

La fonction $r(\omega)$ réprésente la ténacité du matériau à l'endommagement à une valeur donnée de ω. Notons que Y_ω dépend de la déformation plastique, l'évolution d'endommagement est donc couplée à la plasticité.

En postulant une loi de dissipation normale, l'évolution d'endommagement s'écrit alors:

$$d\omega=d\lambda_w\frac{\partial f_w}{\partial Y_w}=d\lambda_w \tag{3.13}$$

Les conditions de chargement et de déchargement par rapport au critère d'endommagement se résument à:

$$f_\omega\left(Y_w,\omega\right)=0,d\lambda_w\geq 0,f_\omega\left(Y_w,\omega\right)d\lambda_w=0 \tag{3.14}$$

En l'absence d'écoulement plastique ($d\boldsymbol{\varepsilon}^p=0$), le multiplicateur de l'endommagement $d\lambda_w$ est donné par la condition de cohérence:

$$d\lambda_w=\frac{\dfrac{\partial Y_\omega}{\partial\boldsymbol{\varepsilon}^e}:d\boldsymbol{\varepsilon}}{r'(\omega)}=-\frac{\left(\mathbb{C}'(\omega):\boldsymbol{\varepsilon}^e\right):d\boldsymbol{\varepsilon}}{r'(\omega)} \tag{3.15}$$

$r'(\omega)$ est la dérivée de $r(\omega)$ par rapport à la variable d'endommagement ω. La formulation incrémentale de la loi de comportement (3.11) devient alors:

$$d\boldsymbol{\sigma}=\mathbb{C}^{ed}(\omega):d\boldsymbol{\varepsilon} \tag{3.16}$$

avec le tenseur d'élasticité tangent du matériau endommagé :

$$\mathbb{C}^{ed}(\omega)=\mathbb{C}(\omega)-\frac{1}{r'(\omega)}\left(\mathbb{C}(\omega):d\boldsymbol{\varepsilon}^e\right)\otimes\left(\mathbb{C}(\omega):d\boldsymbol{\varepsilon}^e\right) \tag{3.17}$$

3.2.2 Caractérisation de la plasticité

Afin de décrire les déformations plastiques, il convient de définir une surface de charge, une loi d'écrouissage et un potentiel plastique. Pour la plupart des géomatériaux tels que les argilites, un potentiel plastique non associé est souvent nécessaire pour décrire la transition de la contractance à la dilatance plastique observée. Sous une forme générale, la surface de charge et le potentiel plastique sont des fonctions convexes à valeur scalaire de la variable de force thermodynamique associée à la plasticité α_p et le tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$:

$$f_p\left(\boldsymbol{\sigma},\alpha_p\right)\leq 0 \tag{3.18}$$

$$Q_p\left(\boldsymbol{\sigma},\alpha_p\right)\leq 0 \tag{3.19}$$

La loi d'écrouissage α_p est obtenue par la dérivée de l'énergie bloquée de l'écrouissage plastique :

$$\alpha_p=\frac{\partial\psi}{\partial\gamma_p}=\frac{\partial\psi_p(\gamma_p)}{\partial\gamma_p} \tag{3.20}$$

En retenant une règle d'écoulement plastique non associée, la loi d'écoulement plastique et les conditions de chargement et de déchargement s'écrivent :

$$d\boldsymbol{\varepsilon}^p=d\lambda_p\frac{\partial Q_p}{\partial\boldsymbol{\sigma}} \tag{3.21}$$

$$f_p(\boldsymbol{\sigma},\alpha_p)=0,d\lambda_p\geq 0,f_p(\boldsymbol{\sigma},\alpha_p)d\lambda_p=0 \tag{3.22}$$

Le multiplicateur plastique $d\lambda_p$ est déterminé par la condition de cohérence plastique $df_p=0$. En l'absence d'évolution d'endommagement ($d\omega=0$), nous avons:

$$d\lambda_p=\frac{\dfrac{\partial f_p}{\partial\boldsymbol{\sigma}}:\mathbb{C}(\omega):d\boldsymbol{\varepsilon}}{H(\gamma_p,\omega)} \tag{3.23}$$

$$H(\gamma_p,\omega)=\frac{\partial f_p}{\partial\boldsymbol{\sigma}}:\mathbb{C}(\omega):\frac{\partial Q_p}{\partial\boldsymbol{\sigma}}-\frac{\partial f_p}{\partial\alpha_p}\frac{\partial\alpha_p}{\partial\gamma_p}\left(\frac{\partial\gamma_p}{\partial\boldsymbol{\varepsilon}^p}:\frac{\partial Q_p}{\partial\boldsymbol{\sigma}}\right) \tag{3.24}$$

où $H(\gamma_p,\omega)$ est le module d'écrouissage plastique, fonction de la variable d'écrouissage plastique et d'endommagement. Enfin, on peur exprimer la formulation incrémentale de l'équation d'état élastoplastique:

$$d\boldsymbol{\sigma}=\hat{\mathbb{C}}^{ep}\left(\gamma_p,\omega\right):d\boldsymbol{\varepsilon} \tag{3.25}$$

avec le tenseur d'élastoplasticité tangent:

$$\hat{\mathbb{C}}^{ep}\left(\gamma_p,\omega\right)=\mathbb{C}(\omega)-\frac{\left(\mathbb{C}(\omega):\dfrac{\partial Q_p}{\partial\sigma}\right)\otimes\left(\mathbb{C}(\omega):\dfrac{\partial f_p}{\partial\sigma}\right)}{H\left(\gamma_p,\omega\right)} \tag{3.26}$$

Notons que dans le cas de l'écoulement plastique non associé, la matrice du tenseur $\hat{\mathbb{C}}^{ep}$ n'est pas symétrique.

3.2.3 Couplage entre l'endommagement et la plasticité

Dans un chemin de charge mécanique arbitraire, la plasticité et l'endommagement peuvent être simultanément activés. Les évolutions de l'endommagement et de la plasticité doivent être déterminées en même temps, à partir des conditions de cohérence de la plasticité et de l'endommagement:

$$\begin{cases}dY_w-r'(\omega)\,d\omega=0\\ \dfrac{\partial f_p}{\partial\boldsymbol{\sigma}}d\boldsymbol{\sigma}+\dfrac{\partial f_p}{\partial\alpha_p}d\alpha_p=0\end{cases} \tag{3.27}$$

En introduisant les équations d'état, la loi d'écrouissage et le critère d'endommagement dans le système(3.27), on obtient le système d'équations pour déterminer le multiplicateur plastique $d\lambda_p$ et le multiplicateur d'endommagement $d\lambda_\omega$:

$$\begin{cases} -r'(\omega)\,d\lambda_\omega + \left[\dfrac{\partial Y_w}{\partial \gamma_p}\left(\dfrac{\partial \gamma_p}{\partial \varepsilon^p} : \dfrac{\partial Q_p}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right) - \left(\dfrac{\partial Y_w}{\partial \varepsilon^e} : \dfrac{\partial Q_p}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right)\right] d\lambda_p + \left(\mathbb{C}'(\omega) : \varepsilon^e\right) : d\varepsilon = 0 \\ \left(\dfrac{\partial f_p}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbb{C}'(\omega) : \varepsilon^e\right) d\lambda_\omega - H\left(\gamma_p, \omega\right) d\lambda_p + \dfrac{\partial f_p}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbb{C}(\omega) : d\varepsilon = 0 \end{cases} \tag{3.28}$$

3.2.4 Schéma d'intégration locale

La procédure proposée est ici directement reliée à la mise en œuvre du modèle proposé dans un code de calcul par éléments finis. Dans ce code, à chaque pas, un incrément de déformation totale est donné à chaque point de Gauss. Les incréments correspondants de contraintes, de déformations plastiques et d'endommagement sont calculés en utilisant les équations constitutives et les conditions de chargement/déchargement. Après une prédiction élastique triviale, on vérifie les critères de plasticité et d'endommagement selon les conditions de chargement/déchargement. Si besoin, cet état est corrigé selon les règles d'écoulement. La procédure de calcul général pour la k^{th} itération est donnée ci-dessous :

1. importation de $\boldsymbol{\sigma}^{(k-1)}, \varepsilon^{(k-1)}, \omega^{(k-1)}, \varepsilon^{e(k-1)}, \gamma_p{}^{(k-1)}$ et $d\varepsilon^{(k)}$ à partir de l'itération précédente k .
2. incrément de déformation : $\varepsilon^{(k)} = \varepsilon^{(k-1)} + d\varepsilon^{(k)}$
3. estimation élastique des contraintes et des déformations élastiques:

   $$d\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{(k)} = \mathbb{C}\left(\omega^{(k-1)}\right) : d\varepsilon^{(k)},\ \tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{(k)} = \boldsymbol{\sigma}^{(k-1)} + d\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{(k)},\ \tilde{\varepsilon}^{e(k)} = \varepsilon^{e(k-1)} + d\varepsilon^{(k)}$$

4. vérification des critères $f_p\left(\tilde{\sigma}^{(k)}, \gamma_p{}^{(k-1)}\right)$ et $f_\omega\left(Y_\omega{}^{(k)}, \omega^{(k-1)}\right)$.
5. si $f_p < 0$ et $f_w < 0$, les contraintes appliquées se trouvent entièrement à l'intérieur du domaine élastique ou correspondent à un déchargement élastique. Il n'y a pas d'écoulement de la plasticité et de l'endommagement et nous avons alors: $d\lambda_p = 0$ et $d\lambda_\omega = 0$.
6. si $f_p < 0$ et $f_w > 0$, le mécanisme d'endommagement est activé tandis que celui de la plasticité n'est pas atteint. Le multiplicateur $d\lambda_\omega > 0$ est déterminé par l'équation(3.15), et on a $d\lambda_p = 0$.
7. si $f_p > 0$ et $f_w < 0$, le mécanisme plastique est activé tandis que celui de l'endommagement n'est pas atteint. Le multiplicateur $d\lambda_p > 0$ est déterminé par l'équation(3.23), et on a $d\lambda_\omega = 0$.
8. si $f_p > 0$ et $f_w > 0$, les deux mécanisme sont activés. Les multiplicateurs $d\lambda_p > 0$ et $d\lambda_\omega > 0$ peuvent être déterminés à partir des équations(3.28).
9. calcul de l'incrément des déformations plastiques et de la variable de l'endommagement, et mise à jour des valeurs actuelles des déformations plastiques, de la variable d'endommagement et de la variable de la loi d'écrouissage.

10. calcul de l'incrément des contraintes à partir de l'équation (3.6) et mise à jour des valeurs actuelles des contraintes.
11. vérification de l'équilibre mécanique.

3.3 Formulation d'un modèle spécifique pour les argilites

En utilisant le cadre général présenté ci-dessus, un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement isotrope est proposé pour les argilites étudiées. La formulation est basée sur les études expérimentales précédemment mentionnées. Par ailleurs, le cadre général présenté ci-dessus pour matériaux secs sera étendu aux milieux poreux saturés.

3.3.1 Notion de contrainte effective du milieu poreux saturé

Dans le chapitre précédent concernant la modélisation du comportement thermo-poroélastique des milieux poreux multi phasiques, nous avons montré que les déformations élastiques sont indépendamment contrôlées par les contraintes, les pressions des fluides et la température. Cependant, la notion des contraintes effectives de Biot peut être étendue en faisant certaines hypothèses.

En étendant le cadre thermodynamique des processus irréversibles à des milieux poreux partiellement saturés, on peut démontrer que les fonctions complémentaires décrivant les évolutions de la plasticité et de l'endommagement vont dépendre indépendamment de la contrainte et des pressions des fluides. Cependant, la détermination expérimentale de ces fonctions est souvent très délicate. On cherche alors une approche simplifiée. Dans le cas des milieux poreux saturés par une phase fluide et un mélange gazeux, les déformations plastiques et l'endommagement vont dépendre essentiellement de la pression capillaire ; en effet, pour un grand nombre d'applications, la variation de la pression de gaz est souvent très faible. Pour rendre compte de l'effet de la pression capillaire sur le comportement plastique, le modèle dit de Barcelone (Alonso et al. 1990), a proposé un concept de « forces indépendantes » en supposant que la pression capillaire est une force thermodynamique indépendante pour l'écoulement plastique. Ce concept est maintenant largement utilisé en mécanique des sols non saturés. Dans notre étude concernant la modélisation des roches non saturées, nous proposons d'utiliser une généralisation de la notion de contraintes effectives en plasticité pour prendre en compte des effets de pressions de fluides. L'idée générale consiste à utiliser les mêmes fonctions plastiques pour le matériau poreux sec (ou le matériau saturé à pression interstitielle nulle) et pour le matériau poreux saturé et partiellement saturé, en remplaçant les contraintes totales par une variable 'force' équivalente. C'est le principe de l'équivalence en contraintes, qui stipule que les fonctions plastiques d'un milieu poreux sont de même forme en état sec et saturé à condition de remplacer les contraintes totales par les contraintes effectives dites plastiques. Cependant, la validité d'un tel principe n'est pas complètement avérée ni théoriquement ni expérimentalement. C'est encore un sujet ouvert qui nécessite des investigations approfondies. Pour les matériaux complètement saturés, sur le plan théorique, les approches micromécaniques basées sur les techniques d'homogénéisation ont apporté un éclairage intéressant. Les études menées par de Buhan et Dormieux(1996 ;1999) ont montré que le critère de rupture d'un milieu saturé peut être exprimé en utilisant le concept des contraintes effectives. La forme appropriée du tenseur des contraintes effectives dépend du comportement à la rupture de la matrice solide. Lydzda et Shao (2000) ont obtenu des résultats similaires pour le seuil de plasticité initial des milieux poreux saturés. Ces études sont limitées aux deux états particuliers de chargement. Plus récemment, des études plus

générales ont été menées par Lydzda et Shao (2002), portant sur la validation du concept des contraintes effectives dans tout le domaine de l'écrouissage plastique. Dans le cas du milieu poreux composé d'un matériau squelette isotrope et homogène à l'échelle micromécanique, si le matériau squelette vérifie le critère de Von-Misès, il a été montré que le principe de l'équivalence en contrainte est valable pour tout le domaine plastique et que le concept des contraintes effectives de Terzaghi constitue le tenseur des contraintes effectives pour les déformations plastiques. Cette contrainte effective est également valable pour toute loi d'écoulement non associé. Par contre, si le matériau squelette vérifie le critère de Mohr-Coulomb, le principe de l'équivalence en contraintes n'est pas valable dans le cas général de chargement. Seulement si la pression interstitielle est constante pendant le chargement, on peut prouver alors l'existence d'un tenseur de contraintes effectives pour la fonction de charge ainsi que le potentiel plastique. La forme de cette contrainte effective dépend non seulement de la pression, mais aussi de l'angle de frottement et de la cohésion du matériau squelette. Par conséquent, la notion de contraintes effectives pour la description des déformations plastiques en milieux poreux saturés est seulement valable pour des cas particuliers.

Pour une modélisation purement macroscopique des milieux poreux saturés, en faisant l'hypothèse que l'évolution de la porosité plastique est liée à celle de la déformation plastique volumique, soit $\phi^p = \beta\varepsilon_v^p$, Coussy (1991, 1995) a proposé la forme suivante pour le tenseur des contraintes effectives plastiques :

$$\sigma^{pl} = \sigma + \beta p\delta \tag{3.29}$$

Le paramètre β permettra ainsi de décrire l'influence de la pression du fluide p sur l'écoulement plastique.

Dans le cas des milieux poreux partiellement saturés, la définition (3.29) peut être étendue en reprenant le concept de la pression de pores équivalente π . Ainsi, le tenseur des contraintes effectives plastiques devient :

$$\sigma^{pl} = \sigma + \beta(S_{lq})\pi\delta\,, d\pi = dp_{gz} - S_{lq}dp_{cp} \tag{3.30}$$

En général, le paramètre β doit dépendre de l'état de saturation du matériau. Par ailleurs, la valeur de β est généralement différent de celle du coefficient de Biot b , qui définit les contraintes effectives dans le domaine élastique.

3.3.2 Influence de l'endommagement sur l'écoulement plastique :

Comme nous l'avons souligné, la déformation plastique est couplée à l'endommagement induit par la microfissuration. La présence de microfissures affecte non seulement les propriétés élastiques du matériau mais aussi son comportement plastique. La microfissuration modifie la microstructure du matériau et l'endommagement induit une redistribution des contraintes dans la partie du matériau en chargement. Ainsi les déformations plastiques se développent dans le matériau endommagé et en général l'écoulement plastique est amplifié par l'endommagement. Cependant, la déformation plastique est le mécanisme principal pour l'argilite de Meuse Haute Marne. La description de l'endommagement peut être simplifiée. Nous supposons une distribution isotopique de microfissures dans le matériau, et une variable scalaire ω est définie afin d'identifier la densité de microfissures. Pour prendre en compte l'effet d'endommagement, on adopte le concept de contraintes effectives d'endommagement introduit dans le cadre de la mécanique d'endommagement (Lemaître, 1992). En se basant sur le principe de l'équivalence en déformations, il consiste à définir la contrainte effective rapportée à la section non endommagée qui résiste réellement aux efforts

$$\hat{\sigma} = \frac{\sigma}{1-\omega} \tag{3.31}$$

Cette définition a été introduite pour des matériaux secs. De plus, selon cette définition, les deux paramètres élastiques d'un matériau isotrope (modules de compressibilité et de cisaillement) sont affectés de la même manière par l'endommagement. Ce résultat est très restrictif. Selon les données expérimentales obtenues sur l'argilite de Meuse Haute Marne (et sur d'autres roches) en se basant sur l'analyse microscopique, les modules d'incompressibilité et de cisaillement sont généralement affectés indépendamment par l'endommagement. Par ailleurs, Quand toutes les fissures sont fermées sous contraintes de compression, le module initial d'incompressibilité est totalement restitué tandis que le module de cisaillement est partiellement restitué. En prenant en compte cet effet unilatéral et en se plaçant dans le cadre des roches partiellement saturées, nous proposons une définition de contraintes effectives généralisées sous la forme suivante:

$$\hat{\sigma}_{ij} = \hat{\sigma}_m \delta_{ij} + \hat{s}_{ij} = \frac{\sigma_m^{pl}}{1-h(\varepsilon_v)\omega}\delta_{ij} + \frac{s_{ij}^{pl}}{1-\omega} \tag{3.32}$$

$$\sigma_m^{pl} = \frac{\sigma_{kk}^{pl}}{3}, s_{ij}^{pl} = \sigma_{ij}^{pl} - \frac{\sigma_{kk}^{pl}}{3}\delta_{ij} \tag{3.33}$$

$H(\varepsilon_v)$ est la fonction d'Heaveside de ε_v :Si $\varepsilon_v > 0$, $H(\varepsilon_v) = 1$; sinon $H(\varepsilon_v) = 0$.

En conséquence, la surface de charge et le potentiel plastiques seront exprimés en fonction du tenseur des contraintes effectives généralisée $\hat{\sigma}$.

3.3.3 Formes retenues pour la plasticité

Les essais de compression triaxiale conventionnelle sous différentes pressions de confinement constituent les essais de base pour caractériser le mécanisme plastique de l'argilite de Meuse Haute Marne. Les contraintes à la rupture sont identifiées par les valeurs au pic des courbes de contraintes/déformations.

En se basant sur les observations expérimentales présentées dans le premier chapitre, on constate que le fait le plus marquant de ces résultats est la forte influence de la pression de confinement sur le comportement mécanique des argilites. Il y a un changement significatif du comportement avec la variation de la pression de confinement. Pour des pressions de confinement très faibles (0MPa et 5MPa), nous obtenons un comportement de type élastoplastique fragile (Figure 1-9). La rupture de l'échantillon est associée à un pic de contrainte axiale sous faible valeur de la déformation axiale. Dès que la pression de confinement dépasse 20 MPa, le comportement devient plus ductile. La rupture du matériau n'est plus caractérisée par un pic de contrainte, mais par un palier croissant avec la pression de confinement. De plus, nous remarquons que la déformation plastique volumique dépend aussi fortement de l'état de contraintes appliquées. Comme la plupart des roches, la résistance en compression uniaxiale des argilites est fortement différente de celle en traction uniaxiale.

Surface de charge

En se basant sur les remarques formulées sur les données expérimentales, il convient de formuler une surface de charge courbe pour prendre en compte correctement la dépendance des contraintes à la rupture de la pression de confinement. On s'inspire du modèle plastique

proposé par Pietruszczak et al. (1988) pour les bétons, nous proposons une forme quadratique suivante :

$$f_p(\hat{\sigma},\gamma_p) = \hat{q} - \alpha_p g(\hat{\theta}) R_c \sqrt{A\left(C_s + \frac{\hat{p}}{R_c}\right)} = 0 \tag{3.34}$$

$$\hat{p} = -\frac{\hat{\sigma}_{kk}}{3}, \hat{q} = \sqrt{3\hat{J}_2}, \hat{J}_2 = \frac{1}{2}\hat{s}_{ij}\hat{s}_{ij}, \hat{s}_{ij} = \hat{\sigma}_{ij} - \frac{\hat{\sigma}_{kk}}{3}\delta_{ij} \tag{3.35}$$

$$\hat{\theta} = \frac{1}{3}\sin^{-1}\left[-\frac{3\sqrt{3}}{2}\frac{\hat{J}_3}{(\hat{J}_2)^{3/2}}\right], \hat{J}_3 = \det \hat{s}_{ij} \tag{3.36}$$

$$g(\hat{\theta}) = \frac{2(1-R^2)\cos(\hat{\theta}+\frac{\pi}{6}) + (2R-1)\left[4(1-R^2)\cos(\hat{\theta}+\frac{\pi}{6}) + 5R^2 - 4R\right]^{1/2}}{4(1-R^2)\cos(\hat{\theta}+\frac{\pi}{6}) + (2R-1)^2} \tag{3.37}$$

$\hat{p}$ et $\hat{q}$ sont respectivement la contrainte moyenne et la contrainte déviatorique liés au tenseur des contraintes effectives. Le paramètre C_s définit la cohésion du matériau à l'état saturé, et A la courbure locale de la surface de charge à la rupture. R_c est la résistance en compression uniaxiale du matériau. La fonction $g(\hat{\theta})$ permet de prendre en compte la dépendance de la surface de charge vis-à-vis du troisième invariant des contraintes, avec $\hat{\theta}$ l'angle de Lode. Dans notre modèle, la fonction $g(\hat{\theta})$ proposée par Manétrey et Willam (1995) est utilisée. Le paramètre $R = R_c/R_t$ définit le rapport des résistances en compression et en traction du matériau. L'avantage de cette fonction $g(\hat{\theta})$ permet d'assurer que si $0.5 \leq R \leq 1$, la surface de charge, dans le plan déviatorique (Figure 3-1), est convexe et régulière.

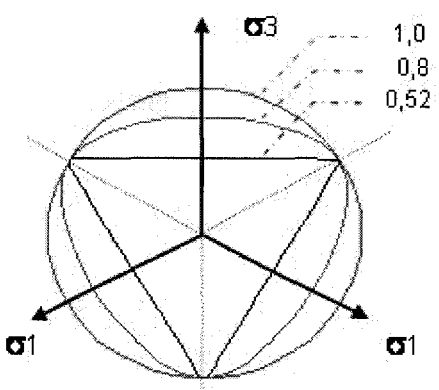


Figure 3-1 : Vue de la surface de charge dans l'espace des contraintes principales

Loi d'écrouissage plastique

Dans notre modèle, nous adoptons un couplage faible entre l'endommagement et la plasticité ; soit l'énergie bloquée pour l'écrouissage plastique n'est pas couplée à l'endommagement ; nous avons $\psi_p = \psi_p(\gamma_p)$. La fonction d'écrouissage est ensuite dérivée de $\psi_p(\gamma_p)$. La variable d'écrouissage retenue est la distorsion plastique γ_p. Basée sur les données expérimentales obtenues sur les argilites, la forme suivante est proposée pour la fonction d'énergie bloquée:

$$\psi_p = \left[\alpha_p + \left(\alpha_p^f - \alpha_p^0\right)\right]\gamma_p - B\left(\alpha_p^f - \alpha_p^0\right)\ln\frac{B+\gamma_p}{B} \tag{3.38}$$

La loi d'écrouissage s'exprime alors sous la forme:

$$\alpha_p = \frac{\partial\psi}{\partial\gamma_p} = \alpha_p^0 + \left(\alpha_p^f - \alpha_p^0\right)\frac{\gamma_p}{B+\gamma_p} \tag{3.39}$$

Il est utile de souligner que le comportement radoucissant post rupture peut être observé dans les argilites étudiées. Cependant, nous supposons que le radoucissement du matériau est entièrement contrôlé par l'évolution de l'endommagement. Ainsi, α_p est une fonction croissante à valeur positive variant entre α_p^0 et α_p^f. La rupture macroscopique du matériau est donc caractérisée par la valeur asymptotique de la fonction d'écrouissage $\alpha_p = \alpha_p^f = 1$. Le paramètre B contrôle la cinétique de l'écrouissage. Le paramètre α_p^0 définit le seuil d'élasticité initiale. Cependant, à partir des essais expérimentaux, il est souvent difficile de déterminer le point correspondant au démarrage de la plasticité. Par souci de simplification, on prend d'office $\alpha_p^0 = 0$. La fonction (3.39) devient alors:

$$\alpha_p = \frac{\gamma_p}{B+\gamma_p} \tag{3.40}$$

La variable γ_p est la distorsion plastique. L'incrément de cette variable est défini par:

$$d\gamma^p = \sqrt{\frac{2}{3}de_{ij}^p de_{ij}^p}\Big/\chi_p \tag{3.41}$$

$$e_{ij}^p = \varepsilon_{ij}^p - \frac{\varepsilon_{kk}^p}{3}\delta_{ij}, \chi_p = \left(\frac{\langle\hat{p} - p_{atm}\rangle + p_{atm}}{R_c}\right)^{\beta_1} \tag{3.42}$$

Dans cette expression, un coefficient χ_p, fonction de la contrainte hydrostatique, est introduit afin de normaliser l'amplitude des déformations plastiques développées lors du cisaillement plastique. Ceci permet de prendre en compte la forte dépendance du comportement de l'argilite de la pression de confinement. Le paramètre β_1 contrôle cette dépendance. p_{atm} est la pression atmosphérique et le crochet $\langle x\rangle$ désigne $\langle x\rangle = (|x| + x)/2$.

Potentiel plastique

Comme l'ont montré de nombreux résultats expérimentaux obtenus sur les argilites, nous remarquons une transition contractance/dilatance avec l'augmentation de la contrainte déviatorique. Il convient alors de choisir une loi non associée, en choisissant un potentiel plastique adéquat. Une fonction linéaire est ici proposée sous la forme:

$$Q = \hat{q} - g\left(\hat{\theta}\right)\left(\alpha_p - \beta_p\right)\left(\hat{p} + C_s R_c\right) \tag{3.43}$$

Le paramètre β_p contrôle la transition de la contractance ($\alpha_p < \beta_p$) à la dilatance plastique ($\alpha_p > \beta_p$) du matériau.

3.3.4 Critère d'endommagement

Les observations expérimentales obtenues nous montons que une dégradation des propriétés élastiques est également observée et indique l'évolution d'un endommagement (figure 1.8). Cette dégradation est provoquée par la propagation des microfissures. Notons que sous des confinements importants, le comportement mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne est essentiellement plastique avec peu d'endommagement. Dans le stockage souterrain en formation profonde, nous allons supposer alors un endommagement isotrope pour des raisons de simplicité.

Dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles, la loi d'évolution d'endommagement est obtenue par la définition d'un pseudo potentiel. Celle-ci est en fonction de la force thermodynamique associée à la variable d'endommagement ω. Cependant, son indentification expérimentale est souvent assez délicate quand les différents phénomènes de couplage doivent être pris en compte. Dans ce travail, nous utilisons une approche expérimentale pour caractériser l'endommagement. Dans le cas des matériaux fragiles, l'endommagement est souvent considéré comme lié aux déformations de traction (Mazars, 1984). Dans le cas des roches argileuses, les microfissures peuvent également être engendrées lors du cisaillement des feuillets d'argiles. En s'inspirant du critère d'endommagement proposé par Mazars (1984) pour les bétons, nous proposons un critère d'endommagement plus général pour des roches semi-ductiles dépendant à la fois des déformations élastiques et plastiques:

$$f_\omega = \omega - \left[1 - \frac{(1-A_1)\xi_\omega^0}{\xi_\omega} + \frac{A_1}{\exp\left[B_1\left(\xi_\omega - \xi_\omega^0\right)\right]}\right] \leq 0 \tag{3.44}$$

$$\xi_\omega = \int \frac{\left\langle d\varepsilon_v^e \right\rangle + \left\langle d\varepsilon_v^p \right\rangle + \sqrt{de_{ij}^e de_{ij}^e} + \sqrt{de_{ij}^p de_{ij}^p}}{\chi_\omega} \tag{3.45}$$

$$\chi_\omega = \left(\frac{\left\langle \hat{p} - p_{atm} \right\rangle + p_{atm}}{R_c}\right)^{\beta_2} \tag{3.46}$$

La variable ξ_ω définit une déformation équivalente responsable de l'évolution d'endommagement ; ξ_ω^0 est le seuil initial d'endommagement. A_1 et B_1 sont deux paramètres contrôlant la cinétique de l'endommagement. Le coefficient χ_ω est introduit pour prendre en compte la dépendance de l'endommagement de la pression de confinement, d'une façon plus générale, la transition du comportement fragile au comportement ductile. Ceci revient à décrire que l'endommagement devient un mécanisme secondaire voire négligeable quand le confinement augmente.

3.4 Identification des paramètres du modèle proposé

Les paramètres du modèle proposé ont été déterminés à partir des essais de compression triaxiale cyclique sous différentes pressions de confinement de l'argilite de Meuse Haute Marne. La méthodologie de la détermination des paramètres est illustrée ci-dessous:

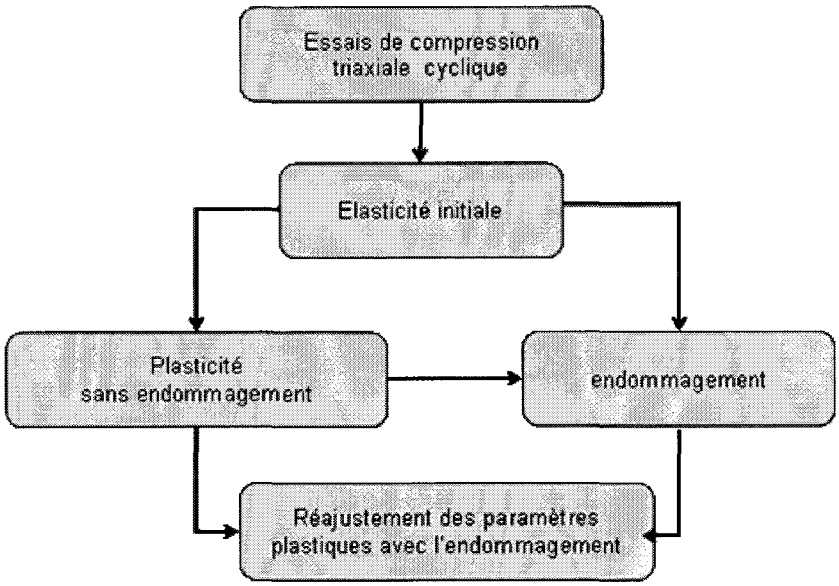


Figure 3-2 : Méthodologie de la détermination des paramètres du modèle proposé

3.4.1 Paramètres élastiques (K_b, μ_b) et résistance en compression uniaxiale R_c

Le module d'Young et le coefficient de Poisson sont déterminés à partir des essais de compression triaxiale lors du premier cycle de chargement/déchargement. Le module E_A est calculé à partir de la déformation axiale ε_A :

$$E_b = \frac{\Delta(\sigma_A - \sigma_0)}{\Delta\varepsilon_A}, E_T = \frac{\Delta(\sigma_A - \sigma_0)}{\Delta\varepsilon_T} \tag{3.47}$$

où les indices A et T correspondent respectivement à la direction axiale et transversale. En adoptant l'hypothèse que le matériau initial est isotrope, nous pouvons donc écrire la relation suivante:

$$\upsilon = \frac{E_b}{E_T} \tag{3.48}$$

Le module de Young E_b et le coefficient de Poisson υ sont de fait obtenus, et on en déduit les paramètres élastiques K_b et μ_b qui sont alors déterminés via les relations suivantes:

$$K_b = \frac{E_b}{3(1-2\upsilon)}, \mu_b = \frac{E_b}{2(1+\upsilon)} \tag{3.49}$$

La résistance en compression uniaxiale R_c correspond au pic de contrainte sur la courbe contraintes/déformations des essais de compression uniaxiale.

3.4.2 Paramètres plastiques (A, C_s, B, β_p)

Paramètre A, C_s

Le paramètre A définit la surface de rupture avec $\alpha_p = 1$. Dans le plan $(\hat{p},\hat{q})$, on reporte les couples $(\hat{p},\hat{q}^2)$ à l'état de rupture pour les différents confinements. Nous obtenons une courbe d'approximation dont la meilleur corrélation est obtenue par les valeurs de A et de C_s. Un exemple de détermination est montré sur la Figure 3-3.

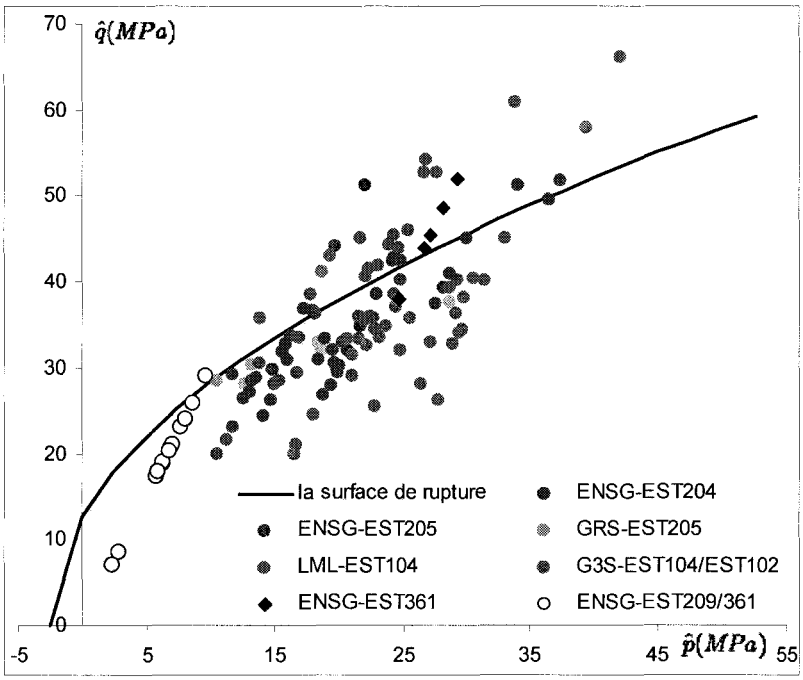


Figure 3-3 : Modélisation choisie pour la surface de rupture dans le plan $(\hat{p},\hat{q})$

Paramètre β_p

Le paramètre β_p est le paramètre qui partage le plan $(\hat{p},\hat{q})$ en un domaine de contractance et un domaine de dilatance plastique. Il correspond à la valeur de α_p au moment où $\dot{\varepsilon}_v^p = 0$. Cette démarche est effectuée pour tous les essais. Une simple moyenne arithmétique est ensuite appliquée sur les valeurs trouvées.

Paramètre B

Le paramètre B contrôle la cinétique de l'écrouissage plastique. Afin de le déterminer, il faut tracer la variation de α_p en fonction de la variable d'écrouissage γ_p. Le calcul de α_p est réalisé à partir du critère de la plasticité, de l'état de contraintes et des déformations plastiques. Ensuite il faut tracer dans l'espace (α_p,γ_p) la fonction $\gamma_p = f(\alpha_p)$ soit:

$$\gamma_p = B\left(\frac{\alpha_p}{1-\alpha_p}\right) \tag{3.50}$$

Pour chacun des essais, le coefficient B est le coefficient directeur de cette fonction. Une régression linéaire est donc appliquée pour chacun des essais et une moyenne arithmétique est effectuée sur le coefficient directeur des droites de régression.

Paramètre β_1

En comparant les différentes courbes d'écrouissage, le paramètre β_1 peut être déterminé. Par souci de simplicité, on prend $\beta_1 = 1$.

3.4.3 Paramètres de l'endommagement (ξ_ω^0, A_1, B_1 et β_2)

Paramètre ξ_ω^0

Le seuil d'endommagement ξ_ω^0 est déterminé comme étant la valeur initiale de la déformation équivalente ξ_ω quand l'endommagement vient de se produire dans le matériau intact. Dans tous les essais cette démarche est réalisée, et une simple moyenne arithmétique est enfin appliquée sur les valeurs trouvées. Suivant les données expérimentales, il a été fixé à 10^{-4}.

Paramètre A_1, B_1

Pour déterminer les paramètres A_1 et B_1, il faut connaître l'évolution de l'endommagement avec la déformation équivalente ξ_ω. Dans notre cas, nous avons utilisé un essai de compression simple. Nous supposons donc que la déformation plastique est nulle pour obtenir une première approximation. Un calage est ensuite effectué si nécessaire.

Paramètre β_2

L'influence de la pression de confinement sur l'évolution de l'endommagement est étudiée afin d'identifier le paramètre β_2. Par souci de simplicité, on a pris $\beta_2 = 1$.

3.5 Implémentation et validation du modèle proposé

Le modèle proposé, appelé le modèle IDPLML, est ensuite implémenté dans le code de calcul par les éléments finis THMPASA, selon la procédure générale indiquée précédemment. Dans cette section, nous allons appliquer le modèle ainsi déterminé à la simulation des essais en laboratoire afin de vérifier la cohérence de la formulation et de la procédure de détermination des paramètres et également de tester la performance du modèle à reproduire le comportement mécanique de base de l'argilite à l'état de référence.

L'équipe du LML a procédé, à partir des échantillons provenant du forage EST 104, à des séries d'essais pour trois gammes de profondeurs différentes (451m-467m série 02172-204-262, 469m série 0227, 482m série 02354). Les séries d'essais sont constituées :

- de compression triaxiale avec cycles de déchargement et de rechargement (avec différente pression de confinement σ_3 de 0, 5,10 et 20MPa),
- de compression proportionnelle (avec les rapports k de 2, 5, et 10),
- d'extension latérale (avec la pression de confinement σ_3 de 30 et de 60MPa).

Les autres séries sont utilisées pour étudier l'influence de l'eau sur le comportement mécanique des argilites.

Tableau 3-1: Valeurs des paramètres utilisés

Paramètres	Valeurs
Paramètres élastiques	$E = 5000MPa$
	$\nu = 0{,}11$
Paramètres plastiques	$A = 4{,}2$
	$C_s = 0{,}05$
	$R_c = 25{,}5MPa$
	$B = 10^{-4}$
	$\beta_p = 0{,}8$
	$\beta_1 = 1.0$
Paramètres de l'endommagement	$\xi_\omega^0 = 1{,}0^{-4}$
	$A_1 = 1{,}0$
	$B_1 = 5{,}3$
	$\beta_2 = 1{,}0$

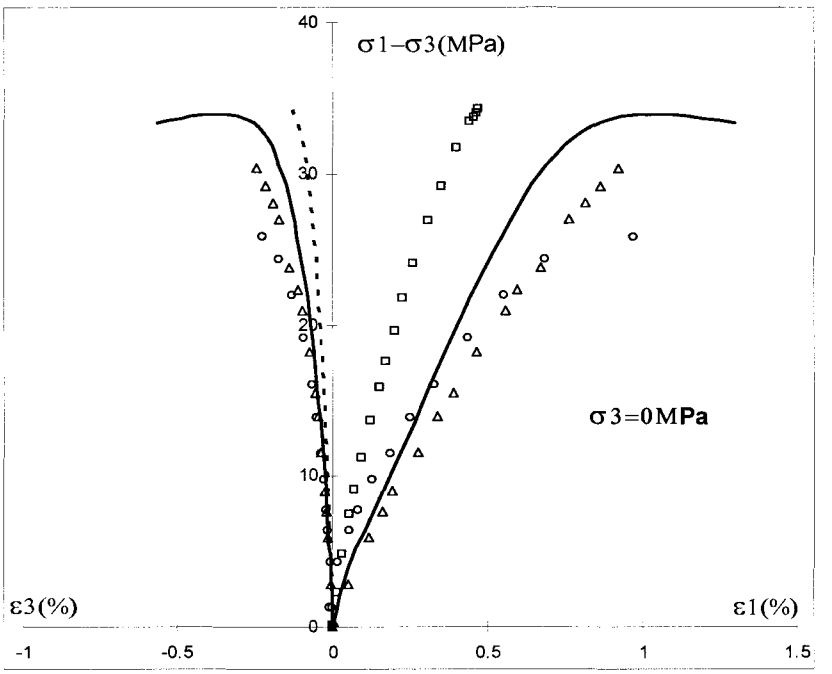
Les échantillons ont été carottés par l'Andra, à trois profondeurs différentes dans le site du laboratoire souterrain situé dans l'Est de la France (Meuse/Haute Marne) (Chiarelli 2000). Pour chaque profondeur, une série de tests en compression triaxiale est réalisée. Notons que la différence de compositions minéralogiques entre ces trois profondeurs est assez faible et leurs comportements mécaniques sont qualitativement semblables comme la montre la Figure 3-4. Pour cette raison, dans cette étude, nous allons comparer les simulations numériques effectuées avec un seul jeu de paramètres (Tableau 3-1) avec les données expérimentales obtenues des trois profondeurs.

Compression triaxiale

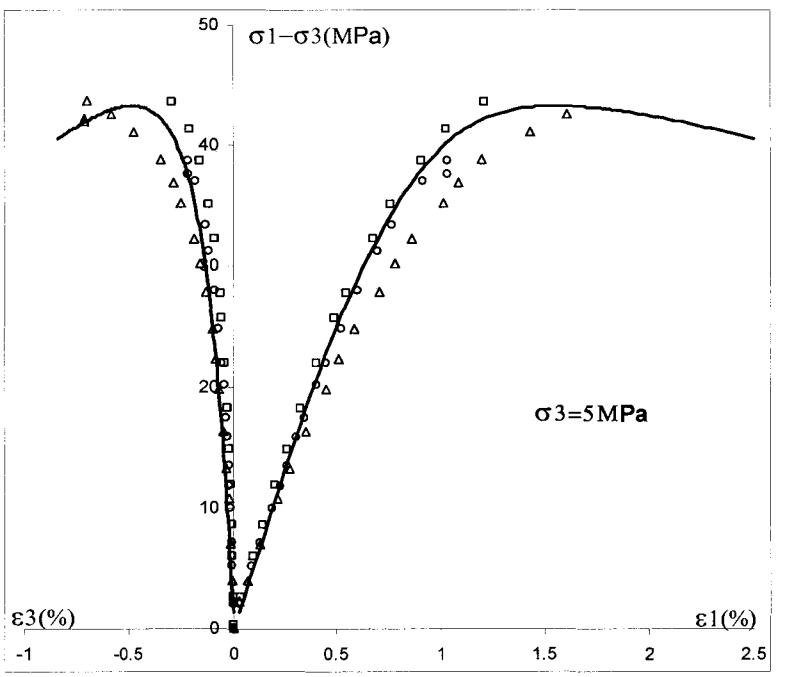
Le chemin de contrainte en compression triaxiale consiste, après l'application d'une compression hydrostatique, à augmenter la contrainte dans la direction axiale.

Les tests expérimentaux et les simulations ont été pilotés en déplacement. Les simulations des essais sont données sur la Figure 3-4. Les essais triaxiaux ayant été utilisés pour l'indentification des paramètres, la confrontation des simulations avec les données expérimentales doit constituer une vérification plutôt qu'une validation.

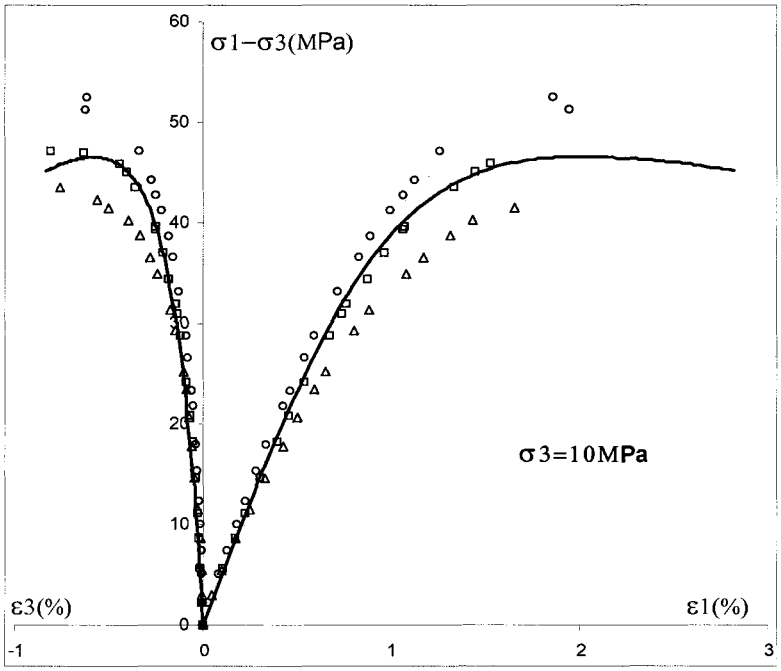
En comparant les données expérimentales et les résultats numériques, on constate que le modèle décrit de manière satisfaisante le comportement du matériau. Pour des raisons de simplicité, les valeurs moyennes des paramètres élastiques sont utilisées. La variation des propriétés élastiques avec le confinement n'est donc pas prise en compte et la dispersion en phase élastique des résultats expérimentaux n'a pas été simulée.


σ1−σ3(MPa)
σ3=0MPa
ε3(%)
ε1(%)
40
30
20
10
0
-1
-0.5
0
0.5
1
1.5

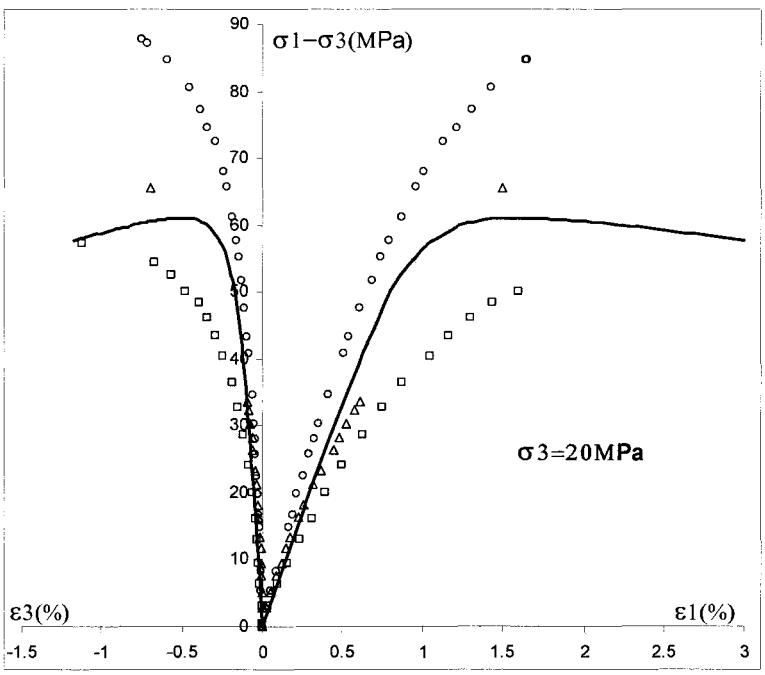
(a)


σ1−σ3(MPa)
σ3=5MPa
ε3(%)
ε1(%)
50
40
30
20
10
0
-1
-0.5
0
0.5
1
1.5
2
2.5

(b)



(c)



(d)

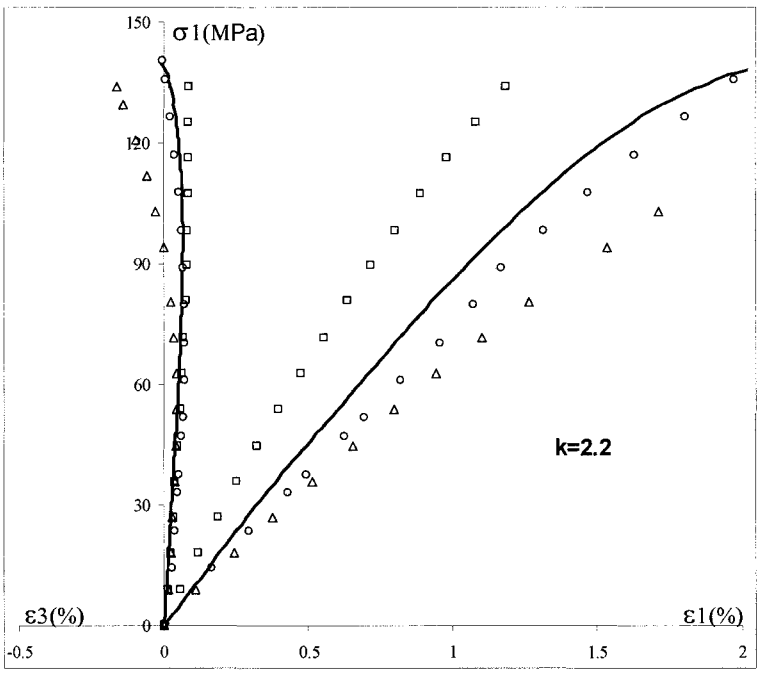
Figure 3-4 : Simulations des essais de compression triaxiale sous différentes pressions de confinement σ_3 : 0MPa, 5MPa, 10MPa, 20MPa

Compression proportionnelle

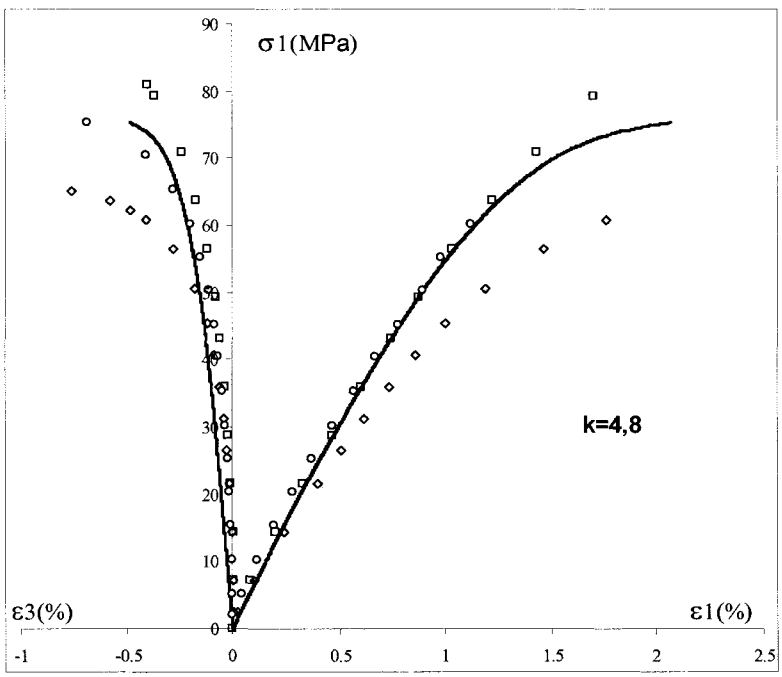
Le chemin d'une compression proportionnelle consiste à appliquer simultanément la contrainte axiale σ_1 et la contrainte de confinement σ_3 en respectant le rapport $k = \sigma_1/\sigma_3$.

Au contraire de la compression triaxiale, ces essais et les simulations sont donc pilotés en contrainte.

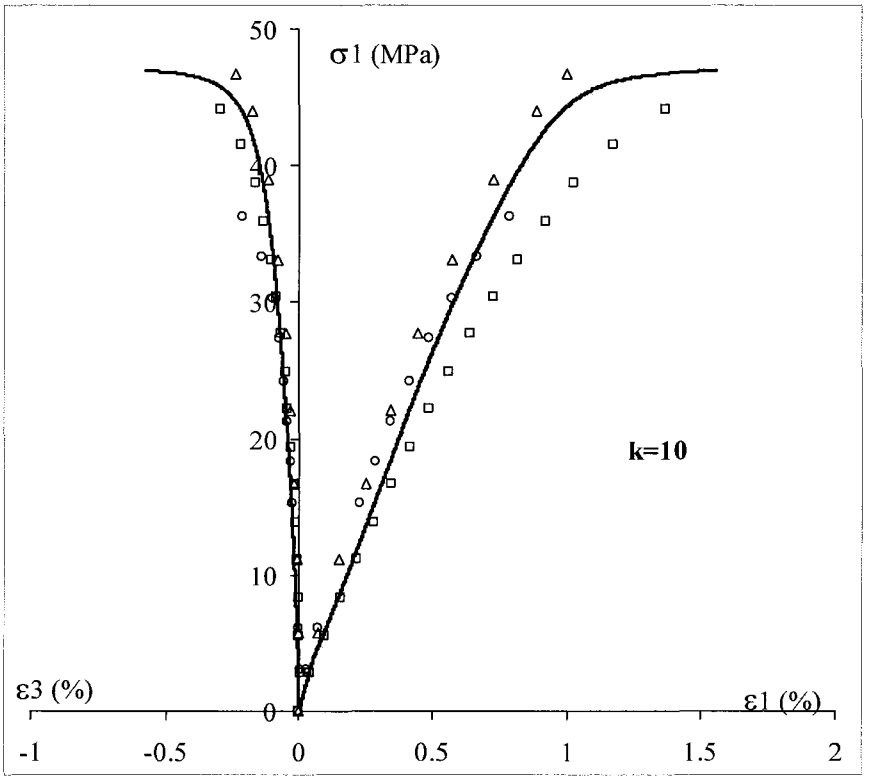
Les simulations des essais expérimentaux sont données ci-dessous. Nous obtenons encore une bonne estimation du comportement mécanique de l'argilite. Comme auparavant, ces simulations sont effectuées avec les paramètres moyens, elles ne peuvent pas donner une stricte corrélation avec l'ensemble des essais disponibles. Ces essais n'ayant pas été utilisés lors de l'indentification des paramètres, la comparaison des données numériques et expérimentales permet d'établir une première validation du modèle.



(a)



(b)



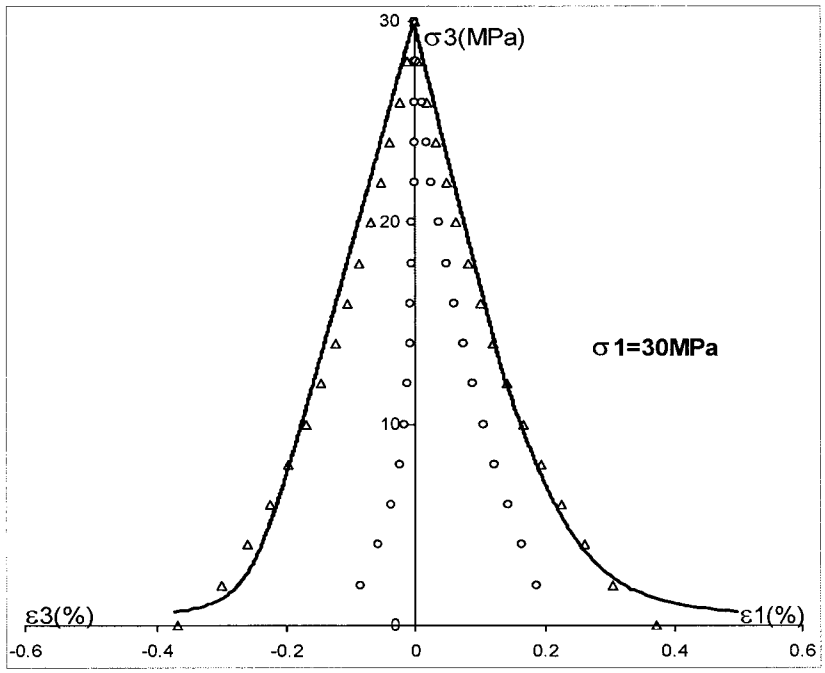
(c)

Figure 3-5 : Simulations des essais de compression proportionnelle avec différents rapports k : $k = 2{,}2$, $k = 4{,}8$, $k = 10$

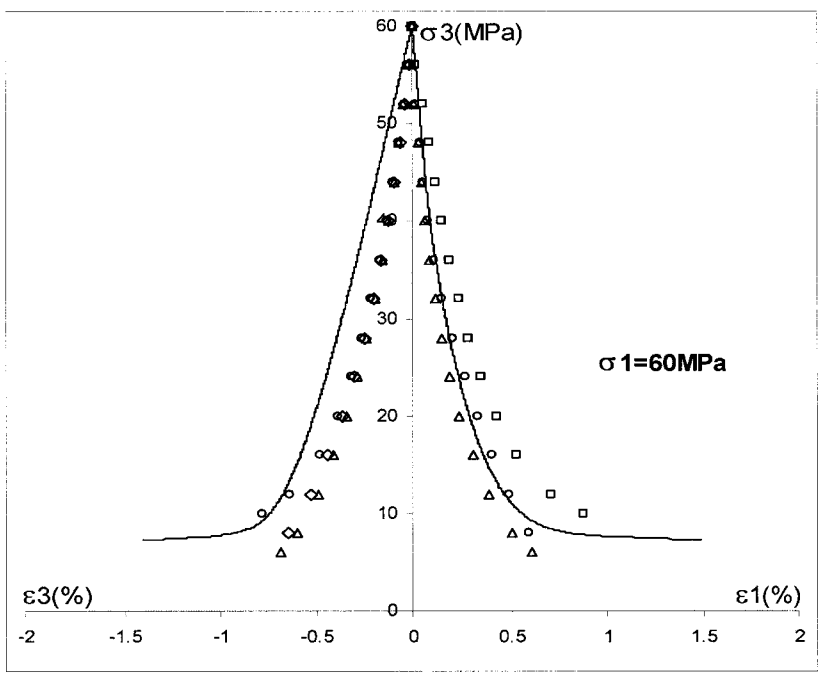
Extension latérale

Le chemin de contrainte d'un essai d'extension latérale consiste à partir d'un état de pression hydrostatique à décharger la contrainte latérale, tout en gardant la contrainte axiale constante. Les simulations des essais sont donc pilotées ici aussi en contrainte.

Les simulations de deux essais sont présentées sur la Figure 3-6. Nous remarquons qu'il y a une dispersion importante entre les essais, qui peut être liée à la différence du degré de saturation en eau entre les échantillons. Cependant, on obtient encore un bon accord entre les simulations numériques et les données expérimentales.



(a)



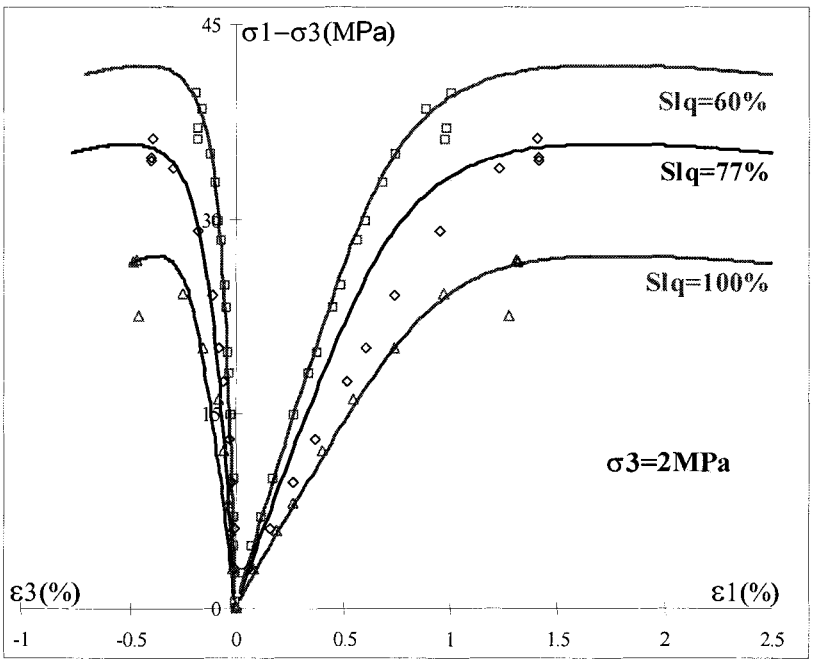
(b)

Figure 3-6 : Simulations des essais en extension latérale sous différentes pressions de confinement σ_3 : 30MPa, 60MPa

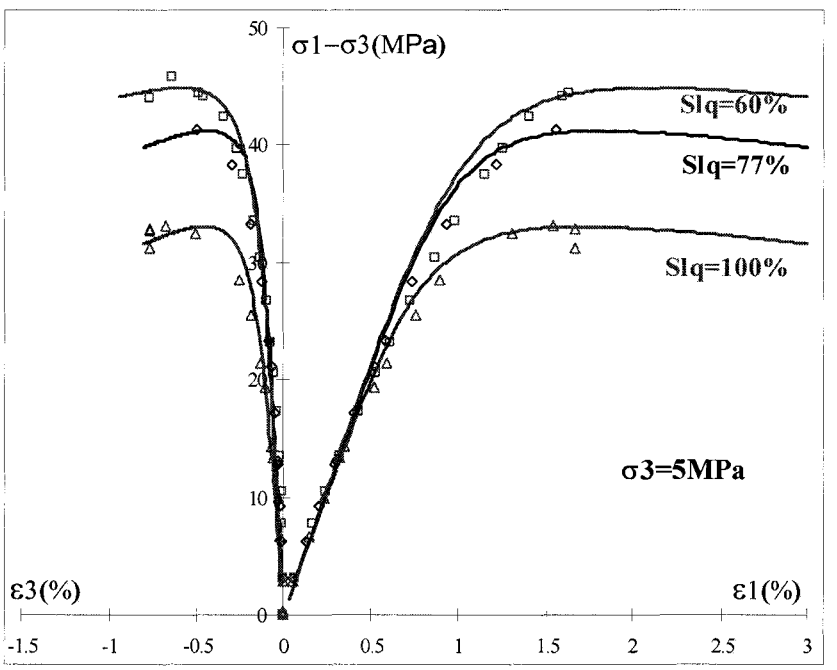
3.6 Influence du degré de saturation en eau

Selon les études expérimentales présentes dans le chapitre précédent, le comportement mécanique des argilites dépend essentiellement du degré de saturation en eau. Par ailleurs, l'étude expérimentale de nombreux géomatériaux non saturés montre que la déformation plastique ainsi que la déformation élastique sont influencées par le degré de saturation en eau.

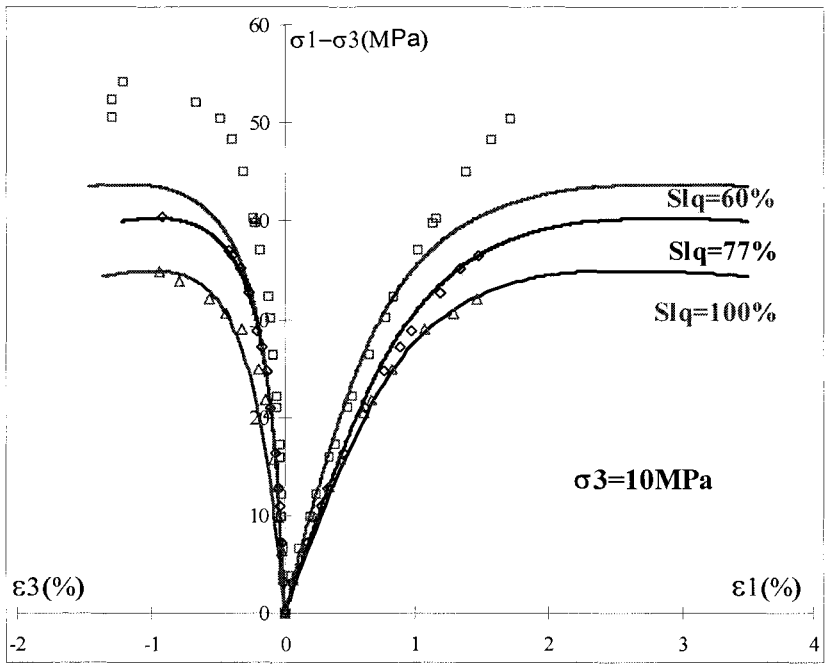
Une synthèse exhaustive des données expérimentales a été réalisée par Fredlund et Rahardjo (1993). Dans notre étude, nous allons maintenant étudier le comportement mécanique de l'argilite partiellement saturé en utilisant la notion de contrainte effective plastique définie dans le paragraphe 3.3.1. La valeur du paramètre définissant la contrainte effective plastique est prise égale à $\beta = 1$.



(a)



(b)



(c)

Figure 3-7 : Simulations des essais de compression triaxiale avec différent degré de saturation en eau sous différentes pressions de confinement σ_3 : 2MPa, 5MPa, 10MPa

En utilisant le modèle proposé et les valeurs des paramètres déterminées (Tableau 3-1), les essais de compression triaxiale avec trois différents degrés de saturation en eau sont simulés (Figure 3-7).

Les comparaisons montrent une bonne concordance entre les données expérimentales et les simulations numériques. On constate en particulier que le module d'Young augmente avec la diminution du degré de saturation en eau, alors que le coefficient de Poisson diminue. En même temps, le matériau devient plus raide. Le modèle proposé est donc capable de reproduire l'influence de l'effet capillaire sur le comportement mécanique des argilites. Des données expérimentales supplémentaires nous permettrons très probablement de diminuer certains écarts quantitatifs constatés entre les données expérimentales et les simulations.

Finalement, on peut estimer que, au vu de la dispersion des résultats expérimentaux, une concordance satisfaisante est obtenue entre les simulations numériques et les données expérimentales. En particulier, la bonne concordance entre les simulations et les données expérimentales des essais de compression proportionnelle et d'extension latérale permet de constituer une première phase de validation. Enfin, nous avons pu montrer que avec un seul jeu de paramètres, déterminés sur des essais saturés, le modèle proposé est capable de reproduire le comportement du matériau en condition non saturée. Une prochaine étape de validation consisterait à confronter les résultats numériques à ceux d'essais sur ouvrages-types ou réels sous sollicitations complexes.

3.7 Influence des paramètres

Dans cette section, nous allons étudier les influences de certains paramètres sur la réponse mécanique du matériau, notamment ceux qui contrôlent l'évolution de l'endommagement et de la déformation plastique.

3.7.1 Influence des paramètres d'endommagement

Paramètre ξ_ω^0

Le paramètre ξ_ω^0 définit le seuil initial d'endommagement. Il contrôle le moment où l'endommagement apparaît. Plus il est élevé, plus tard l'endommagement apparaît et plus le comportement du matériau est fragile. La Figure 3-8 présente son influence dans le cas d'un essai de compression simple.

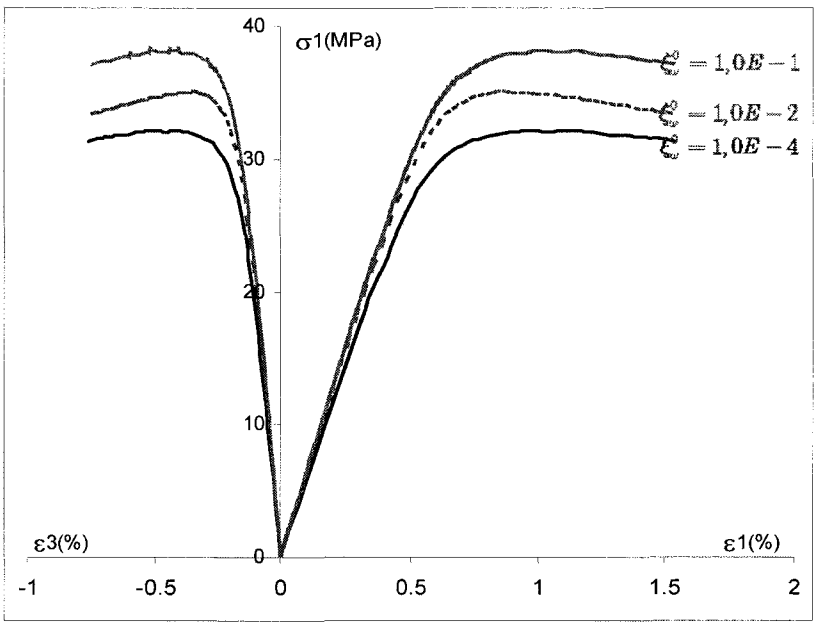


Figure 3-8: Influence de ξ_ω^0 *sur la réponse mécanique en compression uniaxiale*

Paramètres A_1, B_1

Ces deux paramètres contrôlent l'évolution de l'endommagement. L'influence de A_1 est présentée sur la Figure 3-9 alors que celle de B_1 est sur la Figure 3-10 . Plus A_1 et B_1 sont élevées, plus le comportement est fragile.

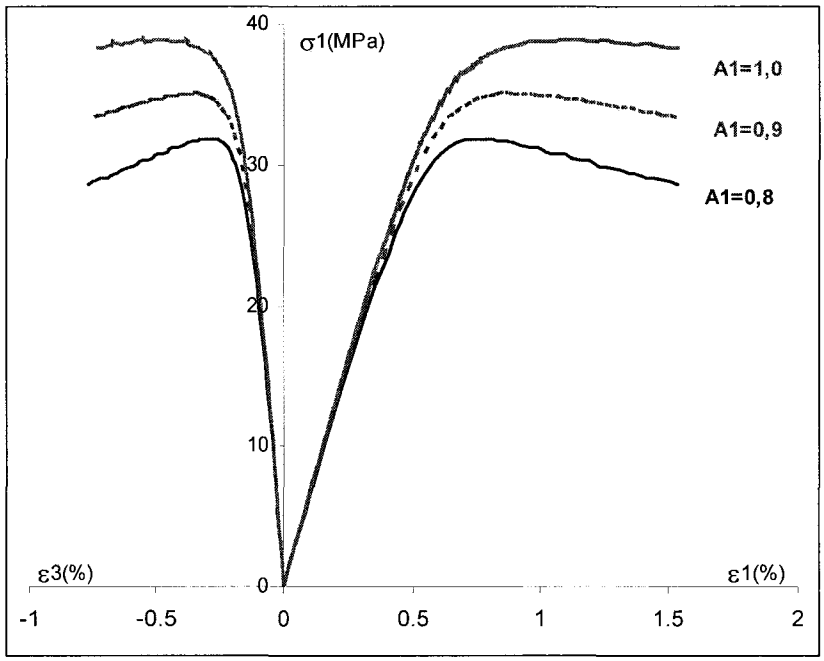


Figure 3-9 : Influence de A_1 sur la réponse mécanique en compression uniaxiale

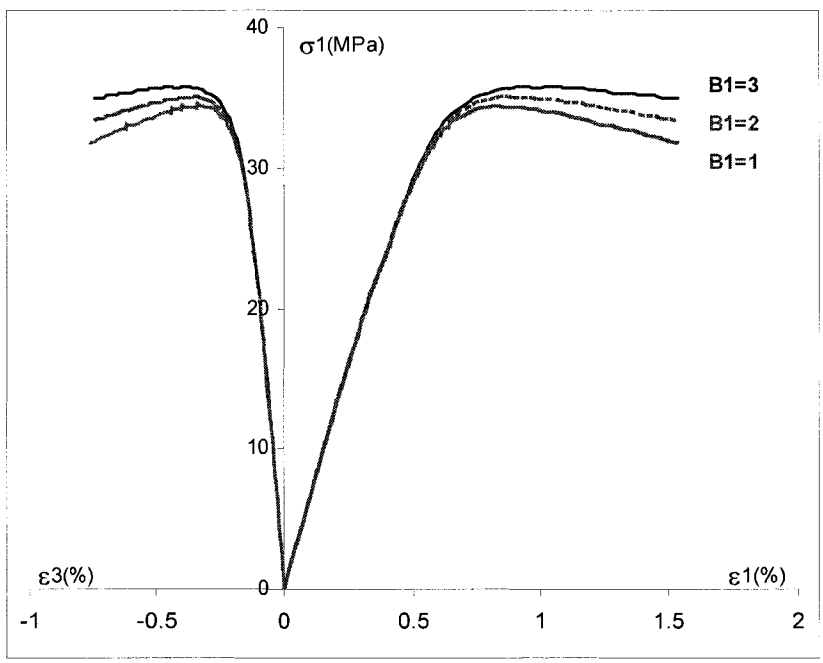


Figure 3-10 : Influence de B_1 sur la réponse mécanique en compression uniaxiale

3.7.2 Influence des paramètres plastiques

Pour étudier les influences des paramètres plastiques, nous réalisons des simulations numériques en négligeant l'endommagement : le comportement est donc décrit par le modèle élastoplastique. (A, C_s, B, β_p)

Paramètres A, C_s

L'influence des paramètres plastiques A et C_s, sur le critère de la plasticité est montrée sur la Figure 3-11 et la Figure 3-12. Dan le plan $(\hat{p}, \hat{q})$, les surfaces de ruptures sont déterminées pour différentes valeurs de ces deux paramètres.

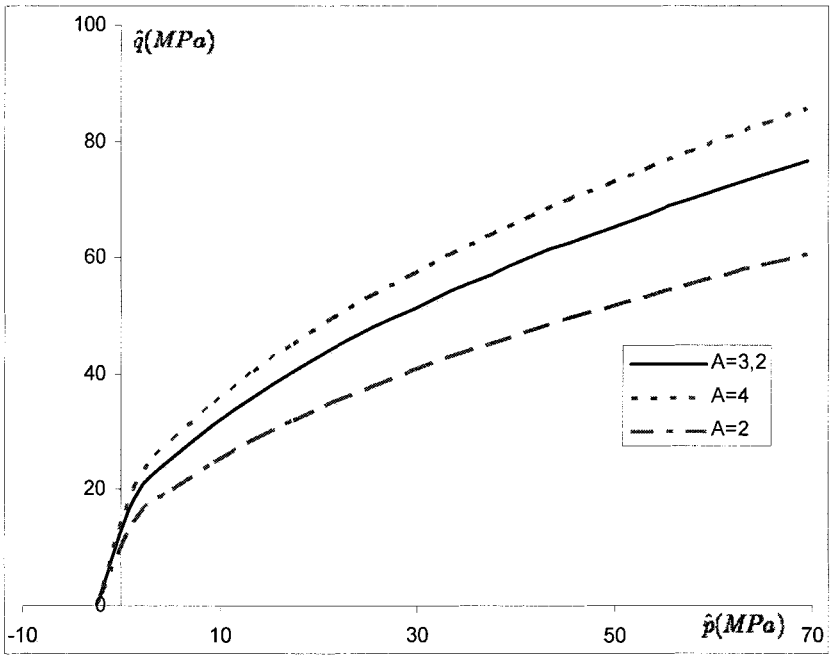


Figure 3-11 : Influence de A sur la surface de rupture

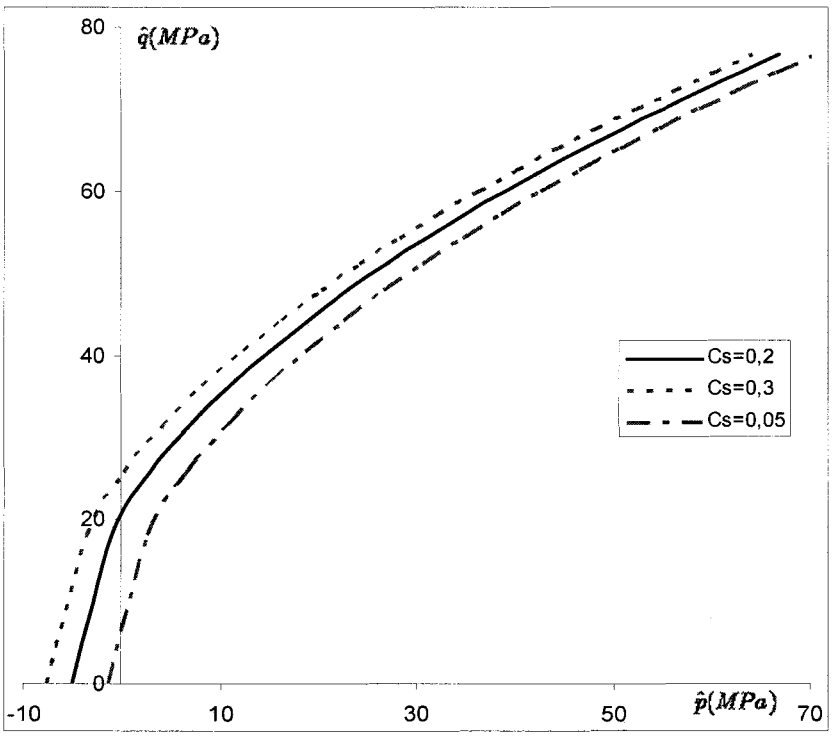


Figure 3-12 : Influence de C_s sur la surface de rupture

Notons que ces deux paramètres contrôlent la surface de rupture du matériau. Sur la Figure 3-11, on note que la résistance du matériau augmente avec la valeur de A .Cette augmentation est d'autant plus importante que le confinement est plus élevé.

Notons que l'intersection de la courbe $(\hat{p},\hat{q})$ avec l'axe $\hat{p}$ définit la résistance du matériau à la traction hydrostatique. Plus C_s est grande, plus la résistance en traction hydrostatique est grande (Figure 3-12).

En conclusion, l'augmentation de l'un ou de l'autre de ces paramètres conduit à une augmentation de la contrainte au pic.

Paramètre B

Le paramètre B contrôle la cinétique de l'écrouissage plastique. La fonction d'écrouissage va atteindre sa valeur asymptotique plus rapidement avec une valeur de B plus petite. C'est-à-dire, plus B est petit, plus tôt l'échantillon atteint la contrainte au pic, donc le matériau est plus fragile. La Figure 3-13 montre l'influence de B sur le comportement mécanique du matériau.

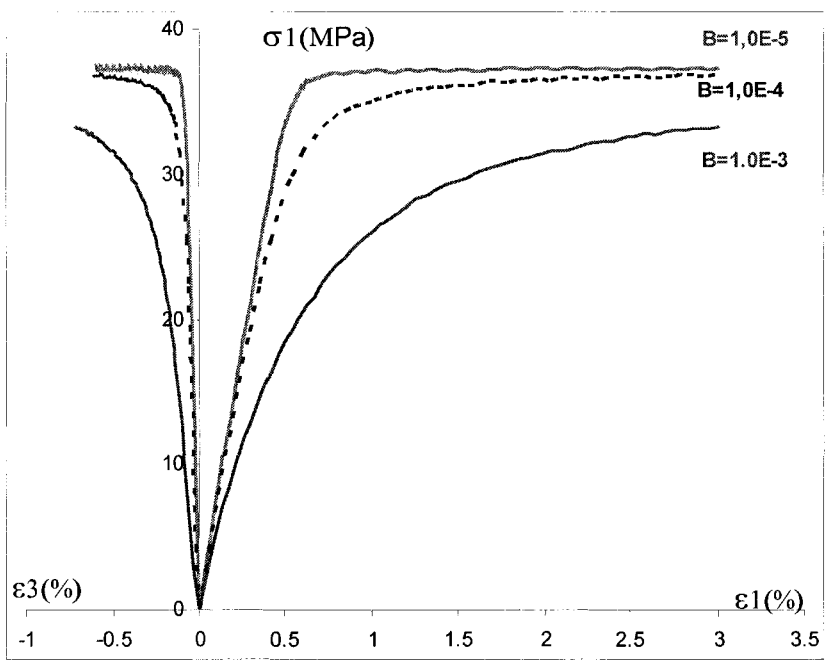


Figure 3-13 : Influence de B sur la réponse mécanique en compression uniaxiale

Paramètre β_p

Le paramètre β_p définit le point de transition de la contractance à la dilatance volumique plastique.

La Figure 3-14 montre l'influence de β_p sur la déformation volumique. Plus β_p est grand, plus tard la dilatance plastique apparaît. Dans le cas extrême $\beta_p = 1$, le matériau reste toujours dans le régime contractant.

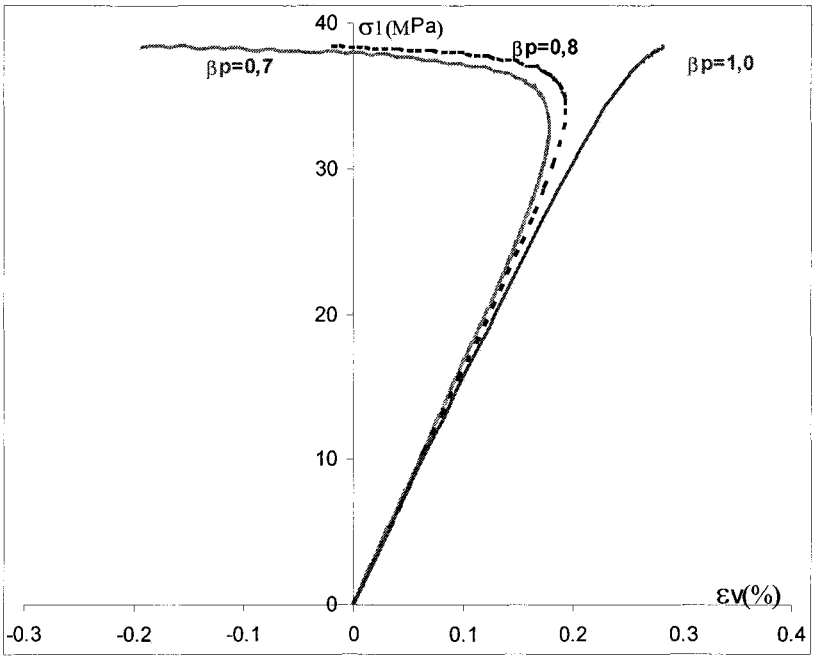


Figure 3-14 : Influence de β_p sur la déformation volumique en compression uniaxiale

3.8 Etude des déformations du fluage

Les déformations de fluage dans l'argilite de Meuse Haute Marne ont été mises en évidence par les études expérimentales dans le premier chapitre. Dans une approche classique, les déformations de fluage sont souvent décrites par des modèles plastiques. Il est souvent nécessaire de définir deux formulations différentes pour la modélisation des déformations instantanées et différées. Par contre, le mécanisme physique du fluage n'est pas clairement expliqué. Dans la présente étude, nous proposons une démarche unifiée. Il est supposé que le matériau développe deux types de déformations plastiques à deux échelles de temps différents ; les déformations plastiques instantanées provoquées par les variations de contraintes, $d\varepsilon^{\sigma p}$, et les déformations plastiques différées dues à la viscosité et à la dégradation structurale des matériaux, $d\varepsilon^{vp}$. En adoptant l'hypothèse de petite transformation, la partition de la déformation totale devient:

$$d\varepsilon = d\varepsilon^{e} + d\varepsilon^{\sigma p} + d\varepsilon^{vp} \tag{3.51}$$

Les deux déformations plastiques $d\varepsilon^{\sigma p}$ et $d\varepsilon^{vp}$, sont décrites par les mêmes fonctions plastiques.

3.8.1 Description des déformations plastique différées

Les déformations de fluage des argilites sont considérées comme des déformations plastiques retardées liées à la viscosité et à l'évolution temporelle des propriétés mécaniques du matériau. On suppose qu'il existe un domaine viscoplastique évolutif dans l'espace des contrainte, contrôlé par une fonction d'écrouissage différé ou retardé, notée $\alpha_{vp}(\gamma_p)$. Comme cette fonction d'écrouissage plastique est retardée, une partie des déformations plastiques se produisent progressivement sous contraintes appliquées. Ainsi, la fonction de charge viscoplastique s'écrit sous forme suivante :

$$f_{vp} = \hat{q} - \alpha_{vp} g\left(\hat{\theta}\right) R_c \sqrt{A\left(C_s + \frac{\hat{p}}{R_c}\right)} \geq 0 \tag{3.52}$$

$$\alpha_{vp} = \alpha_{vp}^0 + \left(\alpha_{vp}^f - \alpha_{vp}^0\right) \frac{\gamma^p}{B_{vp} + \gamma^p} \tag{3.53}$$

Le potentiel viscoplastique garde également la même forme que celui de la plasticité instantanée mais contrôlé par la fonction d'écrouissage viscoplastique, soit :

$$g_{vp} = \hat{q} - g\left(\hat{\theta}\right)\left(\alpha_{vp} - \beta_p\right)\left(\hat{p} + C_s R_c\right) \tag{3.54}$$

Le paramètre B_{vp} contrôle l'évolution de l'écrouissage viscoplastique α_{vp}. α_{vp} varie entre α_{vp}^0 (l'état initial) et $\alpha_{vp}^f = 1$ (l'état à la rupture). En accord avec le mécanisme plastique à court terme, on prend $\alpha_{vp}^0 = 0$. Les quatre paramètres R_c, A, C_s, β_p gardent les mêmes valeurs que celles du mécanisme plastique instantané.

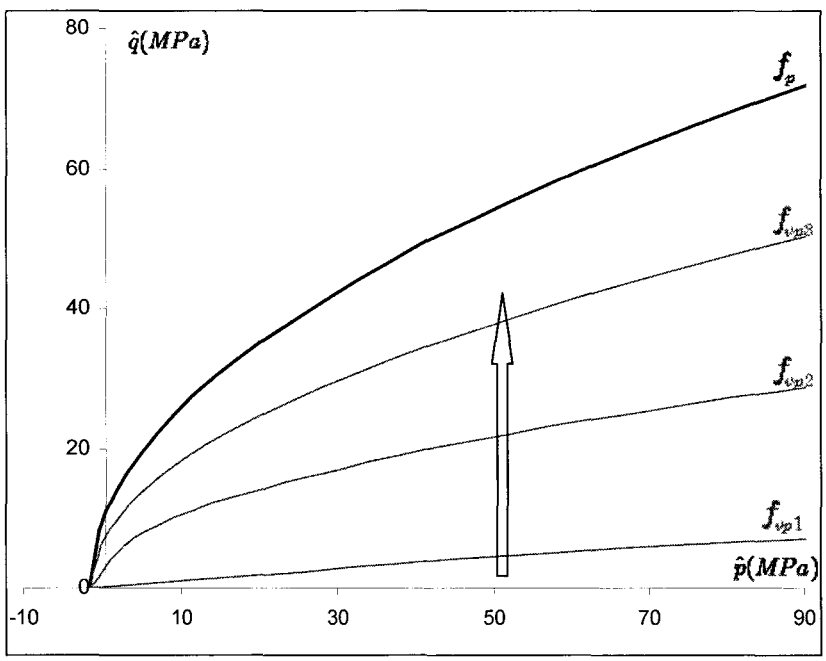


Figure 3-15 : Evolution de la surface f_{vp} dans le plan $(\hat{p}, \hat{q})$

Notons que le paramètre B_{vp} contrôle l'évolution de la surface de charge reliée aux déformations viscoplastiques. La valeur de B_{vp} doit être plus grande que celle de B qui contrôle l'évolution de la surface de charge associée à la plasticité à court terme, telle que $\alpha_{vp}(\gamma_p) \leq \alpha_p(\gamma_p)$. Au cours du temps, la surface f_{vp} s'approche progressivement de la surface f_p avec l'augmentation de la distorsion plastique γ_p. Dès que $f_{vp} = f_p$, on atteint l'état stationnaire des déformations viscoplastiques. Une illustration est montrée sur la Figure 3-15.

Différentes campagnes d'essais de caractérisation mécanique des argilites ont été réalisées par les laboratoires G.3S et GRS (Andra, 2005). En se basant sur ces données expérimentales, on propose une loi d'écoulement viscoplastique sous la forme suivante :

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = A(T)\left(\frac{f_{vp}}{R_c}\right)^n \frac{\partial Q_{vp}}{\partial \hat{\sigma}_{ij}} \tag{3.55}$$

Le paramètre n décrit la forme de la courbe de fluage. La fonction $A(T)$définit la fluidité (inverse de viscosité) du matériau, dépendant de la température:

$$A(T) = A_0 \exp\left(-\frac{\zeta}{RT}\right) \tag{3.56}$$

avec R la constante des gaz parfaits ($R = 8,32 kg.m^2 / s^2 / mol / K$) et T la température, exprimée en Kelvin. Le paramètre ζ décrit l'influence de la température sur la viscosité du matériau.

3.8.2 Détermination des paramètres et simulations numériques

En utilisant les essais de fluage fournis par l'Andra (2005), tous les paramètres du modèle peuvent être identifiés. Ils sont récapitulés dans le Tableau 3-2.

Tableau 3-2 : Valeurs utilisées des paramètres du modèle viscoplastique

Paramètre	A_0	ζ	n	B_{vp}
Valeur	500	63000	6,6	0.005

Pour les autres paramètres R_c, A, C_s, β_p , les valeurs données dans le Tableau 3-1 sont utilisées. Quelques exemples de simulation des essais de fluage sont présentés sur les figures ci-dessous.

On peut voir que les déformations de fluage sont correctement décrites par le modèle proposé pour les différents états de contraintes. Pour la plupart des cas, nous avons obtenu un fluage de type primaire, qui s'atténue progressivement. Ceci est la conséquence d'un état d'équilibre obtenu dans le processus d'évolution viscoplastique. Notons que la cinétique du fluage dépend directement des contraintes appliquées (confinement et déviateur de contrainte). Pour une pression de confinement donnée, on peut obtenir un fluage primaire si le déviateur de contrainte est inférieur à une certaine limite. Au-delà de cette limite, l'état de contraintes se trouve sur la surface de rupture du matériau. On obtient alors une accélération des déformations de fluage, ceci conduira à la rupture du matériau dans le temps.

En comparant les essais de fluage pour quatre valeurs différentes du déviateur de contrainte, on constate que la vitesse de fluage augmente clairement avec le déviateur appliqué. Pour la valeur le plus élevée, soit 15MPa, les déformations du fluage accélérées sont clairement observées. D'une façon générale, le modèle décrit correctement les réponses expérimentales observées, malgré quelques différences quantitatives.

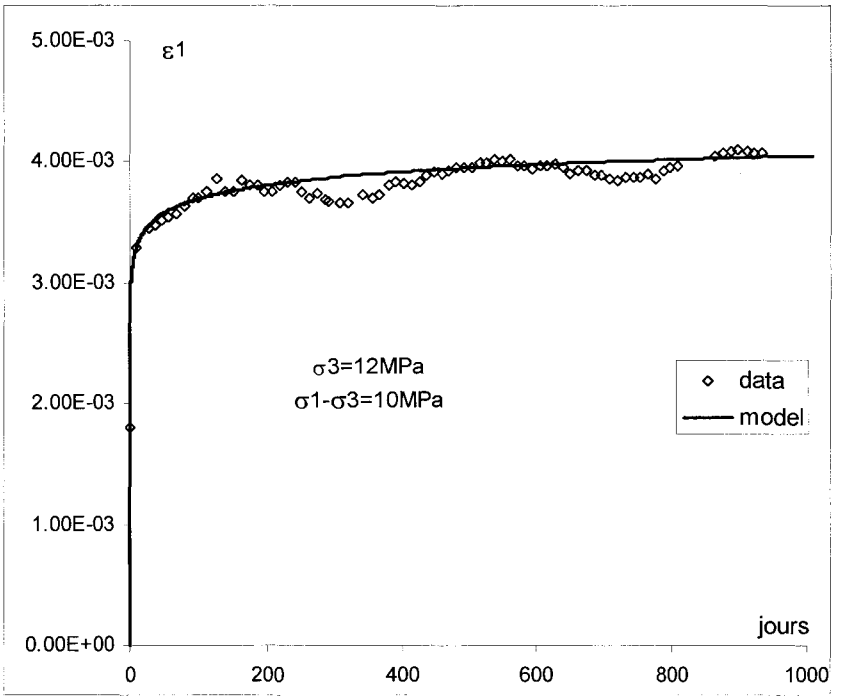


Figure 3-16 : simulation d'un essai de fluage (confinement 12MPa et déviateur 10MPa)

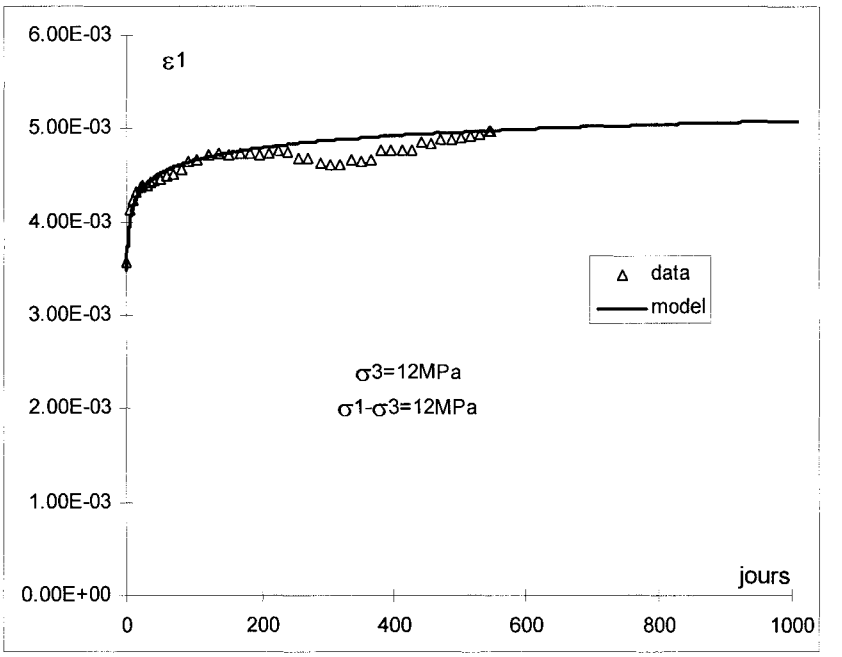


Figure 3-17 : simulation d'un essai de fluage (confinement 12MPa et déviateur 12MPa)

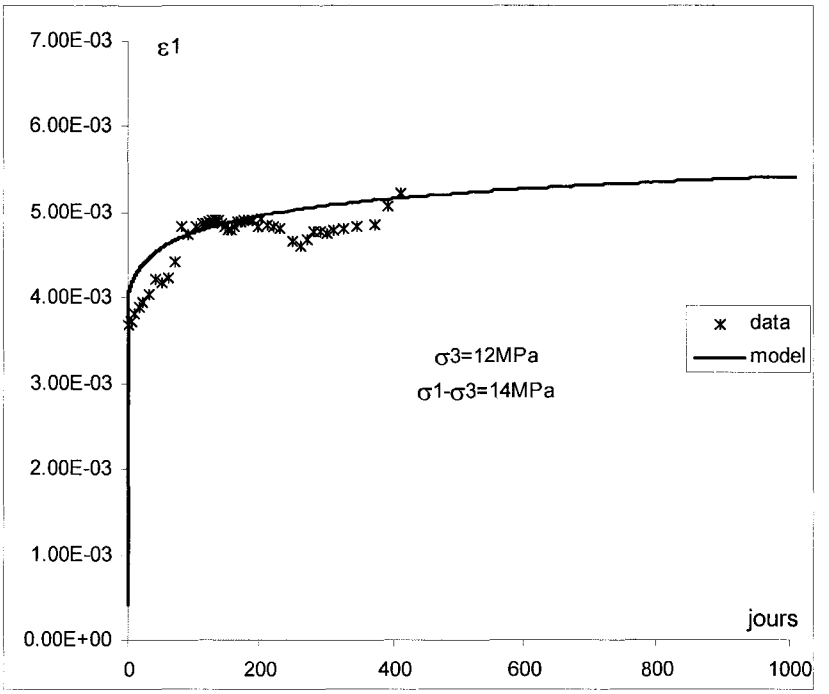


Figure 3-18 : simulation d'un essai de fluage (confinement 12MPa et déviateur 14MPa)

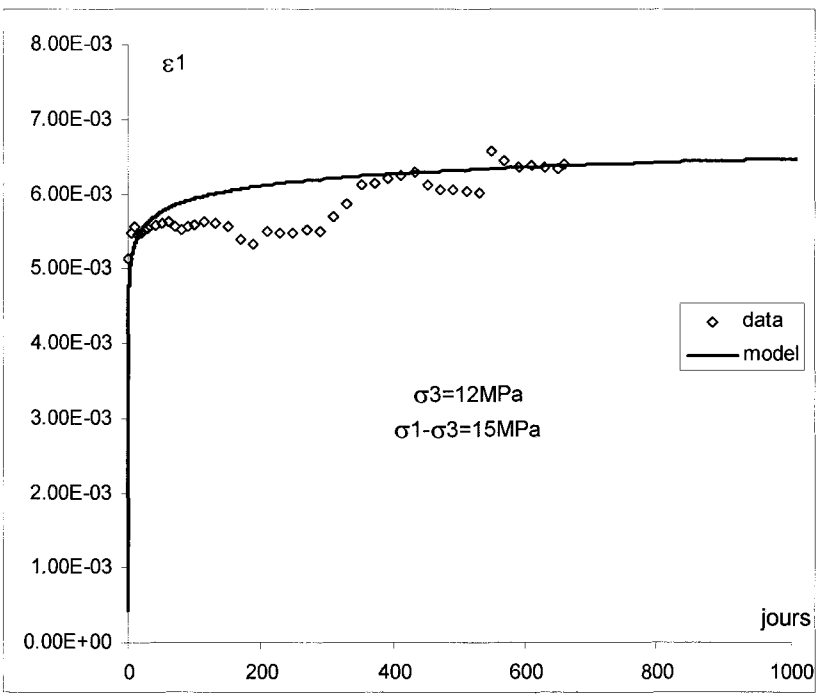


Figure 3-19 : simulation d'un essai de fluage (confinement 12MPa et déviateur 15MPa)

3.8.3 Etude paramétrique

Dans cette partie, l'influence des paramètres du modèle est présentée au travers de la simulation d'un essai de fluage avec la pression de confinement $\sigma_3 = 12MPa$ et le déviateur de contrainte $\sigma_1 - \sigma_3 = 12MPa$ en condition isotherme.

Les paramètres A_0, ζ

Les deux paramètres A_0, ζ contrôlent la valeur maximale des déformations du fluage.

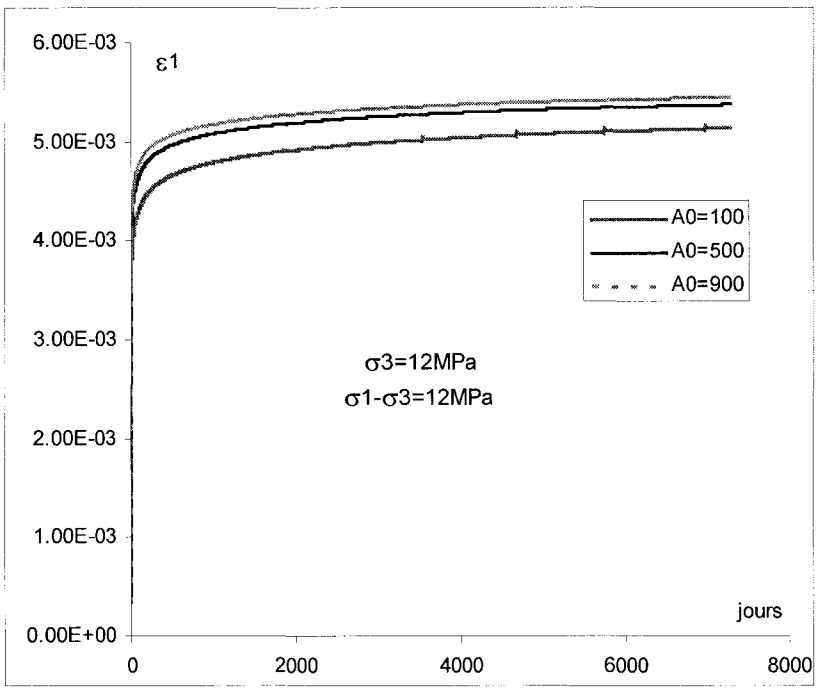


Figure 3-20 : simulation d'un essai de fluage avec différentes valeurs de A_0

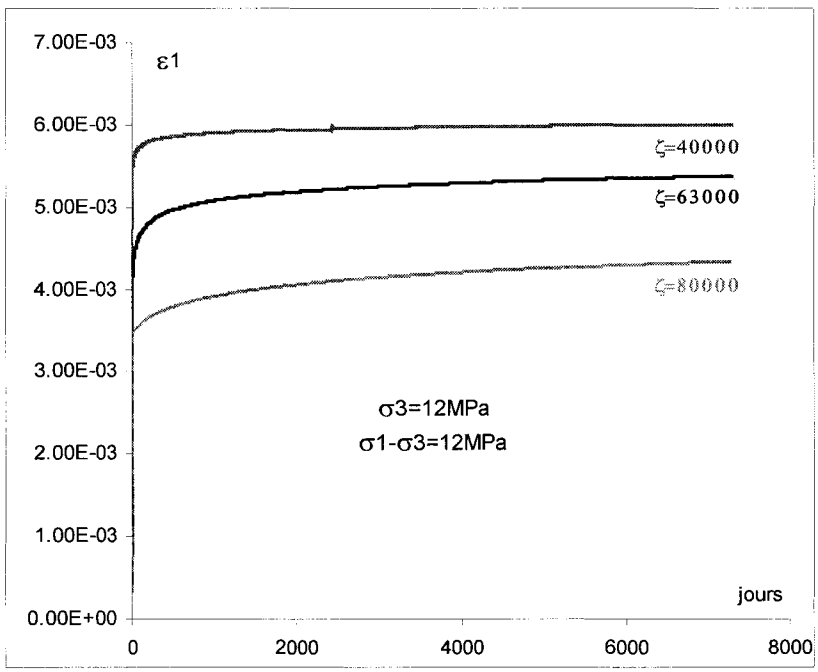


Figure 3-21: simulation d'un essai de fluage avec différentes valeurs de ζ

L'influence du paramètre A_0 est présentée sur la Figure 3-20. Plus il est grand, plus grandes déformations viscoplastiques sont générées. Notons que l'évolution des déformations du fluage est proportionnelle au paramètre A_0, les trois courbes sont donc parallèles et ont

donc la même forme. Les trois calculs avec différentes valeurs de ζ sont comparés sur la Figure 3-21. Notons que dans le modèle proposé, l'influence du paramètre ζ est réalisée par la fonction $f(\zeta) = \exp\left(-\frac{\zeta}{RT}\right)$. Plus ζ est petit, plus les déformations dues au fluage sont grandes. Pour les deux paramètres A_0, ζ, la variation de l'un ou l'autre de ces paramètres conduit à une modification des déformations viscoplastiques.

Le paramètre n

Le paramètre n contrôle la cinétique des déformations de fluage avec l'évolution de la fonction de charge viscoplastique. Notons que dans l'expression de l'écoulement, plus n est grand, plus les déformations viscoplastiques générées sont petites.

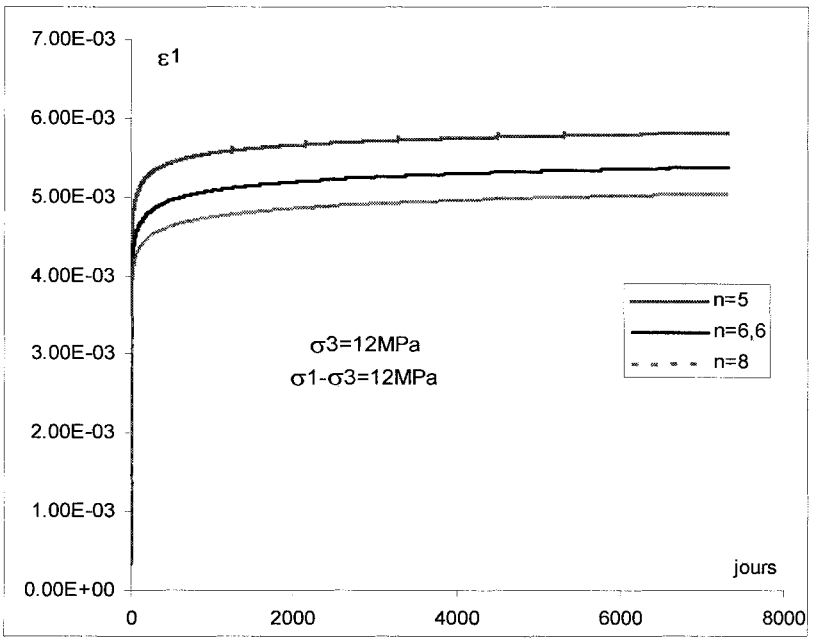


Figure 3-22 : simulation d'un essai de fluage avec différentes valeurs de n

Le paramètre B_{vp}

B_{vp} contrôle l'évolution de la surface de charge. Plus B_{vp} est grand, plus la loi d'écrouissage associé aux déformations viscoplastiques α_{vp} évolue lentement. En conséquence, plus B_{vp} est grand plus la surface de charge associée aux déformations du fluage f_{vp} évolue lentement. Il en découle que plus B_{vp} est grand plus les déformations viscoplastiques sont importantes (Figure 3-23)

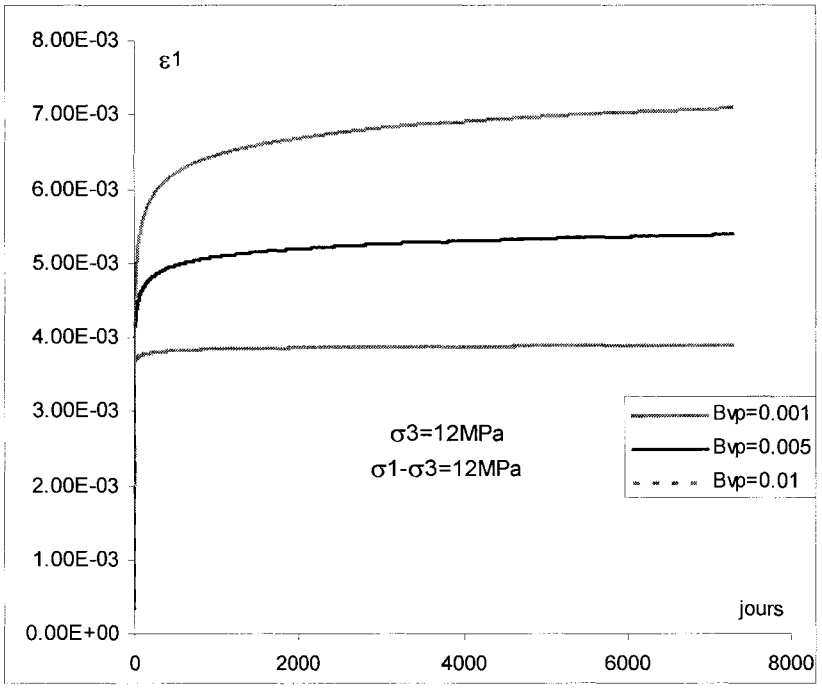


Figure 3-23 : simulation d'un essai de fluage avec différentes valeurs de B_{vp}

3.8.4 Influence de la température

Dans la partie précédente, l'influence des paramètres du modèle en condition isotherme est présentée. En se basant sur les résultats expérimentaux du chapitre 1, on constate que l'élévation de la température a une influence sur les déformations viscoplastiques.

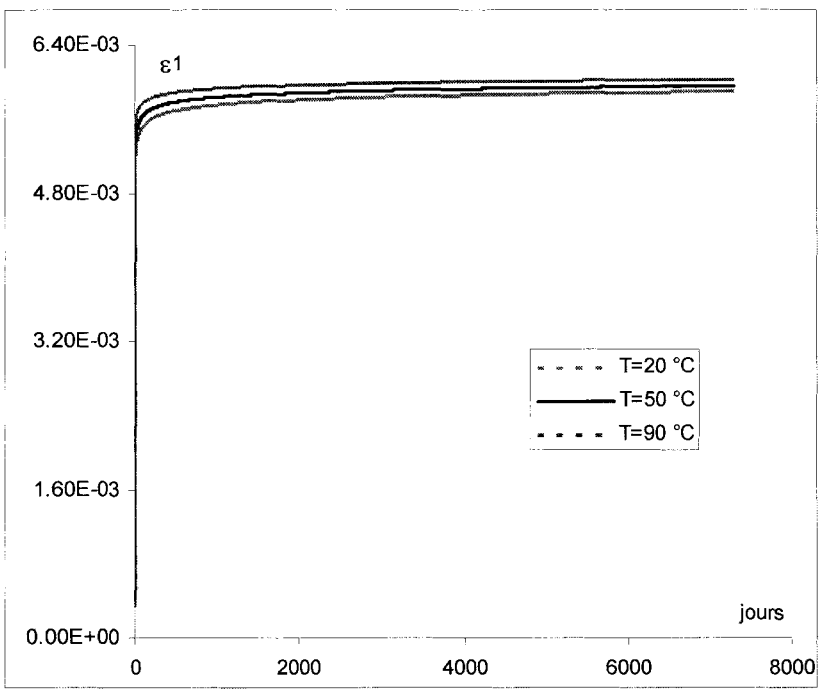


Figure 3-24 : simulation d'un essai de fluage avec différentes valeurs de B_{vp}

Trois calculs pour trois températures différentes sont donc effectués. Dans ces calculs les paramètres du modèle définis au Tableau 3-2 sont utilisés. Pour le modèle numérique, ses conditions aux limites sont inchangés et seule une température interne est imposée à chacun des éléments du modèle. En comparant les trois calculs, on note que les déformations de fluage augmentent avec la température. On peut conclure que le matériau flue donc plus vite sous une température plus élevée. Ce phénomène est cohérant avec les observations expérimentales.

3.9 Conclusion

Dans ce chapitre, le cadre général choisi pour développer un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement a été exposé. Puis, nous avons introduit et discuté la notion de contrainte effective plastique pour les milieux poreux saturés et endommagés. Pour l'argilite de Meuse Haute Marne, les formes particulières retenues pour les mécanismes de la plasticité et de l'endommagement sont formulées. Ensuite, la façon de déterminer les différents paramètres du modèle est décrite. Les prédictions du modèle sont alors comparées aux données expérimentales sur des essais de compression triaxiale, de compression proportionnelle et d'extension latérale. L'influence du degré de saturation en eau et des paramètres du modèle proposé est aussi été étudiée. Enfin, un formalisme unifié est proposé pour décrire les déformations plastiques et viscoplastiques.

En se basant sur les comparaisons entre les simulations numériques et les données expérimentales, il semble que le modèle présenté est capable de reproduire les principaux aspects du comportement mécanique de l'argilite de Meuse Haute Marne en conditions saturée et non saturée, par exemple, la déformation plastique, la dégradation des propriétés élastiques et la transition contractance/dilatance plastique. Surtout, le modèle est capable de reproduire l'influence du degré de saturation en eau sur le comportement mécanique de l'argilite.

Compte tenu de leurs bonnes propriétés poromécaniques et hydrauliques, les roches argileuses sont choisies comme une des barrières géologiques possibles. Un laboratoire souterrain de recherche est construit dans une couche de l'argilite de Meuse Haute Marne afin de mener des essais thermo-hydro-mécaniques in situ. Dans ce cadre, dans les chapitres suivants, nous allons présenter la modélisation THM couplées de deux expérimentations in situ.

Chapitre 4 Application à l'expérimentation MODEX-REP

4.1 Introduction

Dans le cadre de l'étude de projet de stockage des déchets radioactifs en formation géologique profonde, les roches vont être soumises à des sollicitations d'origines diverses. En effet, outre les perturbations hydromécaniques causées par l'excavation des galeries, l'introduction de déchets exothermiques va induire une augmentation de la température, ce qui engendrera des perturbations hydromécaniques supplémentaires dans la roche hôte. L'ensemble de ces perturbations va modifier le comportement de la roche hôte (fissuration, augmentation de la perméabilité, etc). De plus, au cours de la construction de l'ouvrage et de l'exploitation du stockage, des cycles de désaturation/resaturation risquent de modifier les propriétés mécaniques des matériaux. Afin de vérifier la faisabilité du stockage, ces perturbations doivent être quantifiées. Une modélisation thermo-hydro-mécanique couplée est donc ici nécessaire.

Afin de valider le modèle développé dans les chapitres précédents, nous avons participé à différentes comparaisons des simulations numériques de notre modèle avec des mesures in situ dans le cadre de différents projets. C'est particulièrement le cas pour deux projets soutenus par l'Andra :

- Le projet MODEX-REP, développé dans ce chapitre, qui fait intervenir le couplage hydro-mécanique
- Le projet HED, développé dans le chapitre suivant, qui fait intervenir le couplage thermo-hydro-mécanique

Un laboratoire souterrain de recherche a été mis en place à Bure par l'Andra. Les galeries de recherche seront situées à une profondeur de 490 mètres. Parallèlement au creusement du puits d'accès, un projet de recherche européen, nommé MODEX-REP (modélisation de la réponse à l'excavation du creusement d'un puits), est en cours. L'expérimentation REP (suivi de la réponse des argilites au creusement du puits d'accès au laboratoire souterrain) consiste à observer et à mesurer les variations des grandeurs caractéristiques du comportement hydromécanique des argilites autour d'un tronçon du puits d'accès pendant son creusement. Cette expérimentation permet donc de disposer de résultats quantitatifs qui décrivent le comportement mécanique et hydromécanique couplé à court et long terme des argilites in situ et peut être considérée à ce titre comme une base de validation du modèle développé.

4.2 Présentation de l'expérimentation REP

L'expérimentation REP consiste:

- à observer la réponse des argilites à la construction d'un ouvrage en situation réelle,
- à caractériser l'étendue et l'amplitude des perturbations hydromécaniques,
- à valider la capacité du modèle à décrire, via une modélisation numérique, le comportement hydromécanique des argilites suite au creusement du puits d'accès.

Le tronçon du puits concerné par l'expérimentation REP s'étend de 460 à 476 mètres de profondeur, où un ensemble de capteurs mécaniques et hydrauliques ont été installé. La

réponse des argilites à l'excavation du puits est mesurée par ces capteurs jusqu'à la fin du creusement du puits d'accès (à la profondeur de -508 mètres). Afin de placer les différents capteurs, une galerie (la niche) à été préalablement excavée à la profondeur de -445 mètres. De cette niche, 15 forages ont été réalisés afin d'y placer les différents capteurs de mesure. (Figure 4-1). La réponse de la roche au fonçage du puits est alors mesurée en continue à partir de la profondeur de -450m jusqu'à la fin de l'excavation du puits d'accès. Le phasage de l'expérimentation REP peut être synthétisé par la chronologie suivante :

- Phase 1 : creusement du puits à l'explosif jusqu'à -445 m de profondeur,
- Phase 2 : creusement de la niche,
- Phase 3 : réalisation des forages d'instrumentation de REP, puis mise en place des capteurs et systèmes de mesure dans la zone d'instrumentation,
- Phase 4 : reprise du creusement du puits à l'explosif jusqu'à 450m de profondeur, stabilisation des capteurs placés dans les forages pour acquérir les paramètres à mesurer,
- Phase 5 : poursuite du fonçage du puits et suivi en temps réel des perturbations hydromécaniques liées au creusement.

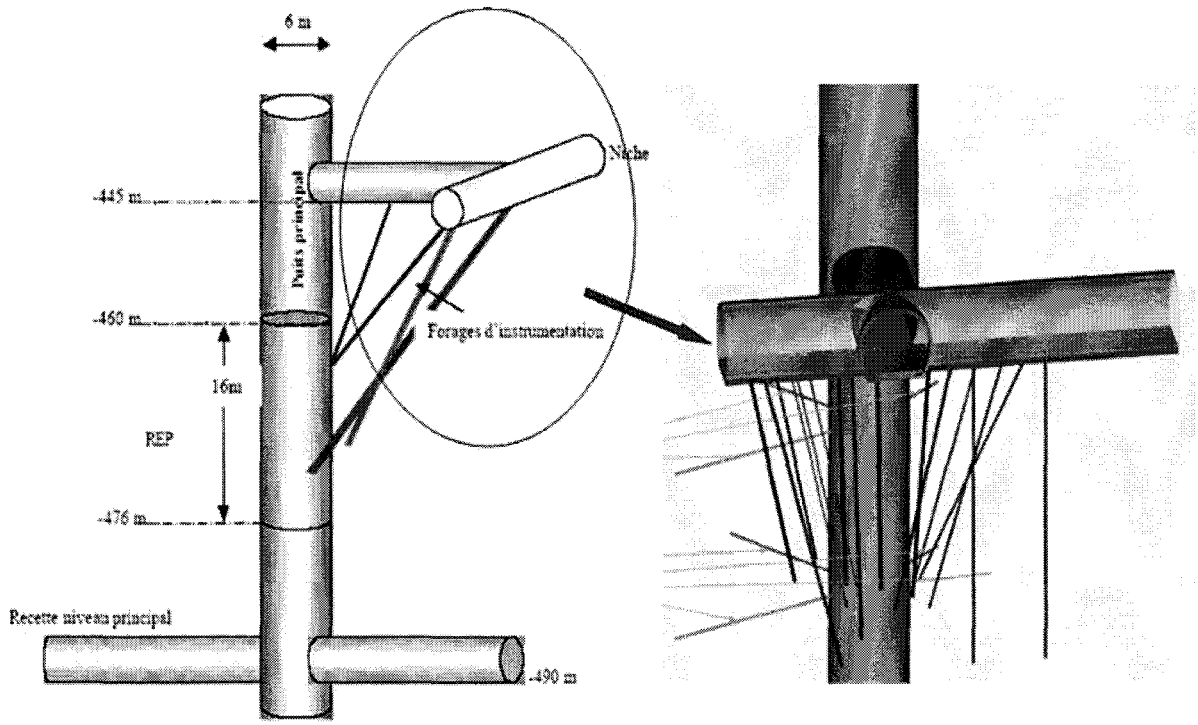


Figure 4-1 : Distribution des capteurs dan la zone REP (Su, 2005 ; OZANAM et Su, 1999)

Le creusement du puits est réalisé principalement à l'explosif. Le déblaiement du puits suit chaque tir. Enfin, un revêtement en béton B50 est placé sur les parois du puits à l'arrière du front et à une distance de 20 à 30m de ce dernier. L'ensemble du phasage du creusement du puits est récapitulé sur la figure suivante (Figure 4-2). Enfin, le diamètre moyen du puits mesuré après chaque tir est de 6,3m.

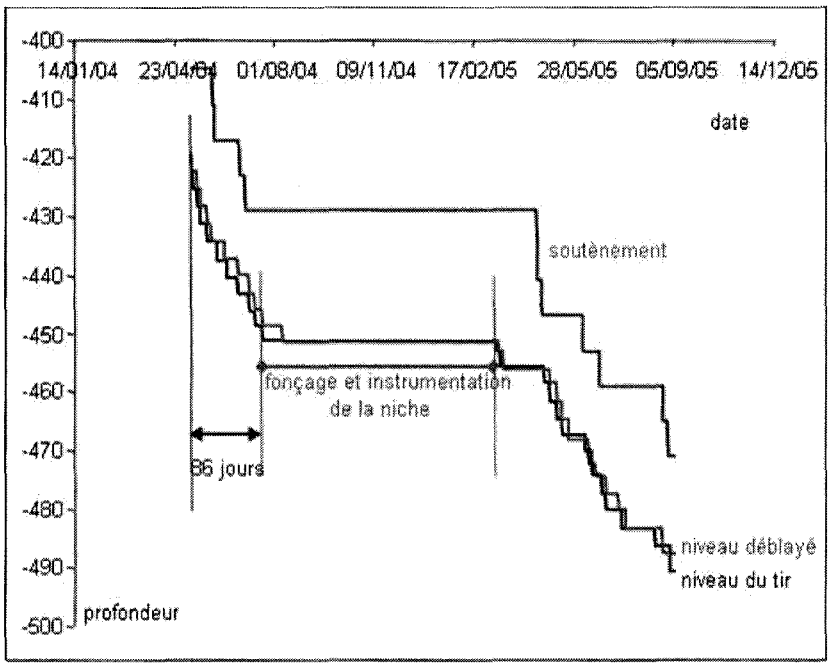


Figure 4-2 : Historique du creusement du puit d'accès

4.3 Comportement des argilites dans les zones REP

Nous rappelons ici que, à l'aplomb du site de Bure, l'argilite de Meuse Haute Marne présente une épaisseur de 130 mètres. Le toit et le mur de la couche sont situés respectivement à -420m et -550m de profondeur. D'un point de vue lithologique, la roche hôte a été découpée en 5 unités géomécaniques (notée de A à E). Les partitions et les épaisseurs de différents faciès sont récapitulées dans le Tableau 4-1.

Tableau 4-1 : Définition des unités géomécaniques de l'argilite de Meuse haute Marne

zone	Toit	Mur
A	-420m	-460m
B	-460m	-477m
C	-477m	-515m
D	-515m	-521m
E	-521m	-550m

D'un point de vue géomécanique, suite à la variabilité minéralogique, une variabilité des propriétés mécaniques a été enregistrée. Notons cependant que la variabilité du comportement mécanique est plus faible que la variabilité minéralogique. Cela est du au fait que, la réponse à la sollicitation extérieure dépend, non seulement de la composition du matériau, mais également de l'agencement des grains (la texture). De plus, les galeries de stockage et le puits d'accès sont à des profondeurs n'excédant pas 500m. Seuls les faciès A, B et C sont donc pris en considération dans cette modélisation.

D'un point de vue hydromécanique, on constate par ailleurs que les zones B et C ont un comportement similaire. Dans notre étude, ces 2 zones ne seront donc pas différenciées et seront nommées sous le même label B'. Les principaux paramètres hydromécaniques pour ces deux zones sont issues du rapport technique de l'Andra et sont récapitulés dans le tableau suivant :

Tableau 4-2: Paramètres THM moyen de l'argilite du Callovo-Oxfordien

	Paramètres	Zone A $(-420m \sim -460m)$	Zone B' $(-460m \sim -508$
Physique	Densité $\rho\left(g/cm^3\right)$	2,47	2,47
	Porosité $\phi(\%)$	18	18
Mécanique	Résistance en compression uniaxiale $R_c\,(MPa)$	29	21
	Résistance en traction $R_t\,(MPa)$	2,7	2,7
	Module d'Young drainé $E_b(MPa)$	6500	4500
	Coefficient de Poisson ν_b	0,3	0,3
Thermique et thermomécanique	Conductivité thermique $\lambda(W/m/°K)$	$\lambda_\perp = 1,65$ $\lambda_{//} = 1,27\lambda_\perp$	$\lambda_\perp = 1,65$ $\lambda_{//} = 1,27\lambda_\perp$
	Capacité calorifique $C_p\,(J/kg/°C)$	1092	1092
	Coefficient de dilatation thermique $\alpha_0\left(°C^{-1}\right)$	10^{-5}	10^{-5}
Hydrauliques et hydromécanique	Coefficient de Biot b	0,6	0,6
	Perméabilité $k_0\,(m/s)$	$k_\perp = 10^{-13}$ $k_{//} = 10^{-11}$	$k_\perp = 10^{-13}$ $k_{//} = 10^{-11}$

A partir de ces données, nous pouvons constater que la zone A est plus rigide et plus résistante que la zone B'. La zone A présente en outre un comportement plus fragile que la zone B'. Les propriétés hydrauliques varient peu d'une zone à l'autre et sont donc supposées constantes. Notons que les expérimentations réalisées en laboratoire ont montrées une très grande variabilité des paramètres hydromécaniques des argilites.

Par ailleurs, la vitesse de fluage des argilites dans la zone B' est deux fois plus importante que celle mesurée dans la zone A. Il peut donc être intéressant d'utiliser un modèle élasto-visco-plastique pour les simulations numériques.

Enfin, à partir d'observation menée au cours de la campagne de caractérisation préliminaire et des reconnaissances complémentaires, le champ de contraintes naturelles a pu être déterminé. Le champ de contrainte naturel in situ est anisotrope. La contrainte verticale est une contrainte principale et supposée égale au poids des terres sus-jacentes. La contrainte majeure horizontale est orientée N150°E-N160°E. L'amplitude moyenne de la contrainte horizontale mineure σ_h est de l'ordre de la contrainte verticale σ_v, alors que l'amplitude de la contrainte horizontale majeure σ_H est plus grande que la contrainte verticale. Les valeurs obtenues sont :

$$\sigma_v = rz,\ \sigma_h = \sigma_z, \sigma_H \approx 1,3\sigma_h \tag{4.1}$$

4.4 Modélisation du comportement des argilites

Le modèle unifié pour décrire le comportement mécanique de l'argilite, est celui qui ait été développés dans le chapitre 3, à savoir le modèle IPDLML pour le comportement plastique. Notons que dans le cadre de cette étude et par soucis de simplification, il n'a pas été tenu compte de l'endommagement.

Les paramètres du modèle IPDLML sont déterminés afin de respecter les valeurs proposées par l'Andra pour les résistances en compression et en traction uniaxiale ainsi que pour le seuil d'endommagement du matériau qui est considéré, dans le modèle, comme le seuil de contractance/dilatance plastique. Rappelons que ce seuil de contractance/dilatance est caractérisé dans le modèle proposé par le paramètre β_p. Les valeurs des différents paramètres du modèle unifié sont récapitulées dans le Tableau 4-3.

Tableau 4-3 : Valeurs des paramètres des modèles numériques

modèle	paramètres	valeurs	
		Zone A	Zone B'
plastique	R_c (MPa)	29	21
	A	2,72	2,62
	C_s	0,034	0,049
	B_p	$3,0\ \ 10^{-5}$	$3,0\ \ 10^{-5}$
	β_p	0,6	0,7
viscoplastique	A_0	500	500
	ζ	63000	63000
	n	6,6	6,6
	B_{vp}	$5,0\ \ 10^{-3}$	$5,0\ \ 10^{-3}$

Afin de valider l'implantation du modèle ainsi que la détermination des paramètres, un essai de compression uniaxiale et un essai de traction uniaxiale pour la zone B' sont simulés. Les résistances obtenues concordent bien avec les résistances désirées : $R_c = -21MPa$, $R_t = 2,7MPa$.

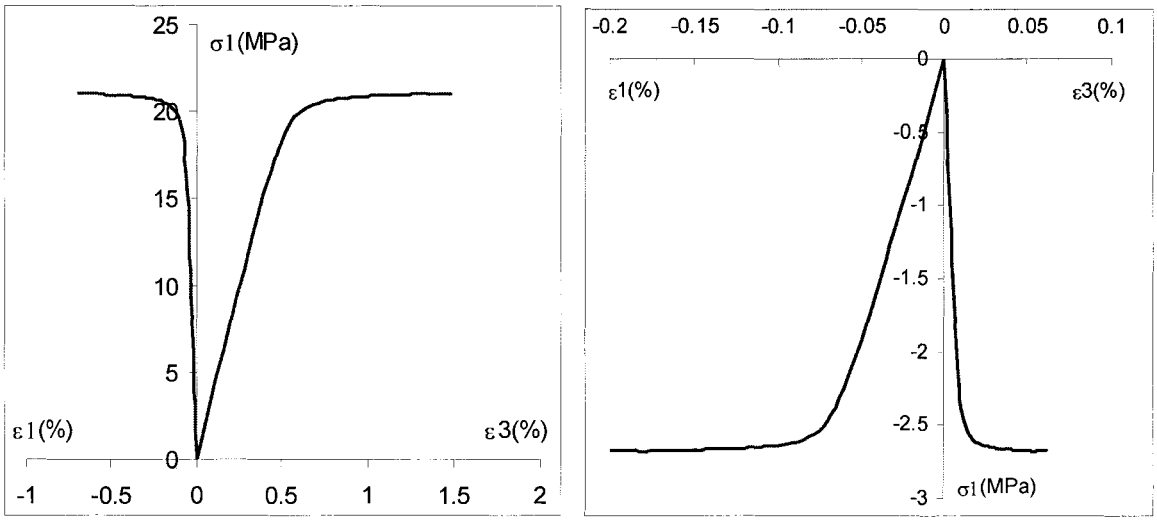


Figure 4-3 : Simulation d'un essai de compression et de traction uniaxiale (zone B')

4.5 Description du modèle 2D

Afin de réaliser les calculs, des hypothèses simplificatrices sont posées :

- En termes de conditions initiales : les forces volumiques et en particulier la pesanteur sont négligées. Le champ des contraintes ainsi que la pression de pores sont donc supposés homogènes sur l'ensemble du maillage.
- En termes de géométrie et de conditions aux limites : le creusement de la niche et la réalisation des forages d'instrumentation de REP ne sont pas simulés. Afin d'éviter l'influence des effets de bord, le domaine géométrique est de dimensions $100m * 165m$, le rayon du puit étant de 6,3m. Les contraintes ainsi que les pressions imposées sur les bords extérieurs sont uniformes et égaux aux valeurs mesurées in situ à la profondeur moyenne dans la zone de l'expérimentation REP.
- Enfin, le soutènement en béton se situant à 20m derrière le front de taille, son influence a été négligée. Cette hypothèse reste réaliste tant que les prédictions réalisées sont à court terme. En effet, le béton mis en place étant saturé en eau et beaucoup plus perméable que la roche hôte il n'induit pas, à priori, de perturbation hydrique supplémentaire. De plus, le temps de l'expérience étant relativement court il n'y aura que très peu de redistribution de contraintes liées au fluage.

4.5.1 Conditions initiales

Dans le cas d'un modèle 2D plan (déformation plane), les effets du creusement ne peuvent pas être simulés. Parallèlement les coûts d'un calcul 3D sont importants en temps et en moyen de calcul. C'est pourquoi, dans un premier temps, les calculs ont été réalisés avec l'hypothèse d'un modèle 2D axisymétrique. Notons que dans ce calcul il ne peut être tenu compte de l'anisotropie du champ de contrainte horizontale. Le champ de contraintes appliquées au modèle est alors déduit du champ de contraintes naturelles in situ. Afin d'essayer de rendre compte de l'anisotropie du champ de contraintes, nous avons imposé sur les bords extérieurs du modèle les contraintes suivantes :

$$\sigma_{rr}^0 = \sigma_{\theta\theta}^0 = \sigma_H^0 = 1,3\sigma_h^0 = -15,03\text{MPa}, \sigma_{zz}^0 = \sigma_h^0 = -11,56MPa$$

Enfin, suivant les mesures effectuées dans la zone REP, les pressions et températures imposées aux limites du modèle géométriques valent quant à elles :

$$p_{lq}^{0} = 3,8\text{MPa}\,,\, T_0 = 20°\text{C}$$

Le domaine géométrique considéré est présenté sur la Figure 4-4. Le maillage du massif est composé de 2034 éléments et de 2135 nœuds. Les éléments sont des quadrilatères à 4 nœuds et 4 points d'intégration. Les conditions aux limites sont fonction du phasage (travaux et exploitation). Notons enfin que seul les couches d'argilites ont été modélisées dans ce calcul.

4.5.2 Phasage des calculs et conditions limites

Le calcul numérique est mené en plusieurs phases. Il s'agit, dans ces différentes phases, de faire intervenir les différents phénomènes qu'ils soient mécaniques ou hydrauliques en suivant la chronologie adoptée par l'Andra. Sur la base du phasage de la construction du puits, le calcul numérique est découpé en trois phases principales :

- Phase 1 : excavation du puits jusqu'à -450 m de profondeur (86 jours),
- Phase 2 : phase d'attente pour la réalisation des forages d'instrumentation REP à hygrométrie constante (217 jours),
- Phase 3 : creusement du puits à partir de la niche et jusqu'à la profondeur de -490m par tirs successifs (181jours) suivant la chronologie donnée par la Figure 4-2.

Tous les calculs sont réalisés en conditions isothermes. Les conditions aux limites des trois phases sont présentées ci-dessous :

Phase 1: Creusement du puits d'accès jusqu'à -445 mètres

Le creusement du puits d'accès du toit des argilites jusqu'à la côte -450 mètres est simulé par un déconfinement du massif à partir des valeurs initiales de la contrainte radiale et de la pression jusqu'à la pression atmosphérique ($p_{atm} = 0,1MPa$) (Figure 4-4). Afin de ne pas trop perturber le champ hydraulique déterminé numériquement dans la zone de mesure, le déconfinement et la chute de pression ont été supposés linéaire sur cette période soit sur les 86 jours qui ont été nécessaire pour atteindre le niveau –450m.

Phase 2: Phase d'attente

A -450m la niche destinée à recevoir l'ensemble des capteurs est creusée. Le creusement de la niche, et le fonçage des forages n'ont pas été modélisés. Par la suite les capteurs ont été mis en place. La durée de l'ensemble de ces opérations est de 217 jours. Durant ces 217jours, nous avons considéré que les conditions limites obtenues à la fin de la première phase n'évoluaient pas.

Phase 3: Poursuite du creusement du puits

L'excavation du puits est réalisée en plusieurs tirs. Dès que le premier tir est fini, une phase d'attente est respectée correspondant à l'excavation des déblais. Puis, le prochain tir est effectué. Cet enchaînement suit la chronologie in situ et est défini par la Figure 4-2. D'un point de vue, la modélisation d'excavation liée à chaque tir est simulée en ramenant la contrainte normale et la pression en parement du puits de leurs valeurs initiales à la pression atmosphérique.

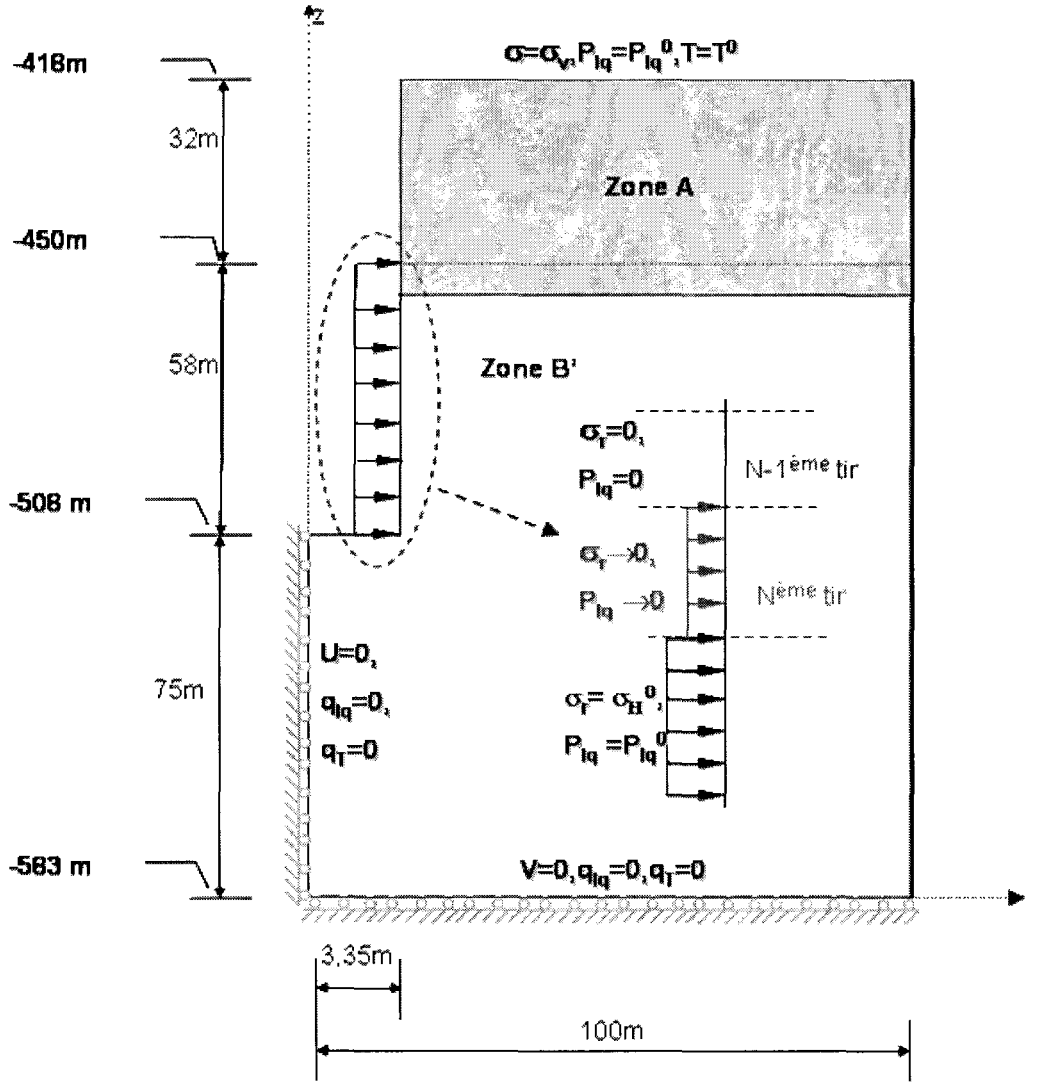


Figure 4-4 : Géométrie et conditions aux limites

4.6 Comparaison des résultats numériques avec les mesures.

Dans l'expérimentation REP, l'évolution de la pression de pores, ainsi que l'évolution des déplacements sont mesurée en continue par des capteurs situés à une profondeur moyenne de -467m et distribuées autour de autour du puits.

4.6.1 Evolution du déplacement radial

Sur la Figure 4-5, nous présentons les déplacements radiaux mesurés dans les argilites et la distribution des capteurs autour de forage. Les capteurs se situent à la profondeur de 467 mètres.

Nous notons au cours de l'excavation, suite au tir, une convergence du massif. Cette convergence est inversement proportionnelle à la distance du point de mesure à l'axe du puits. Pour le cas des capteurs situés dans la direction de la contrainte principale mineur σ_h , on observe de plus grands déplacements radiaux que ceux enregistrés par les capteurs situés dans la direction de la contrainte principale majeure σ_H . De plus, seuls les déplacements radiaux

enregistrés dans la direction de la contrainte principale mineure croissent, et ce de façon lente. Le fluage du matériau a donc à priori peu d'influence sur le temps dévolue à cette expérience.

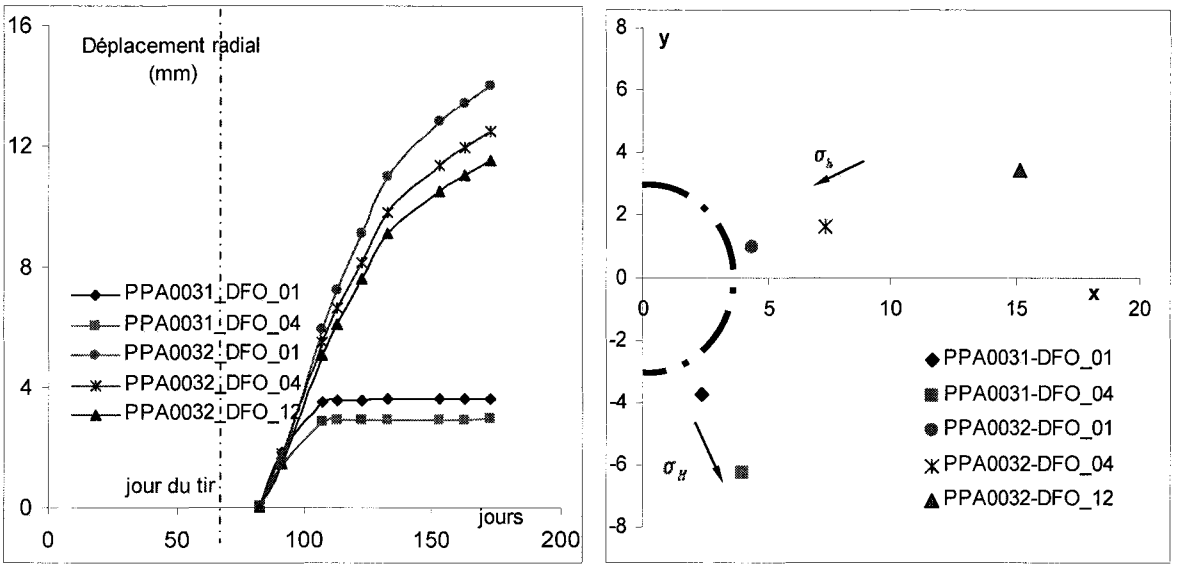


Figure 4-5 : Evolution du déplacement radial aux différents points de mesure et la position des capteurs

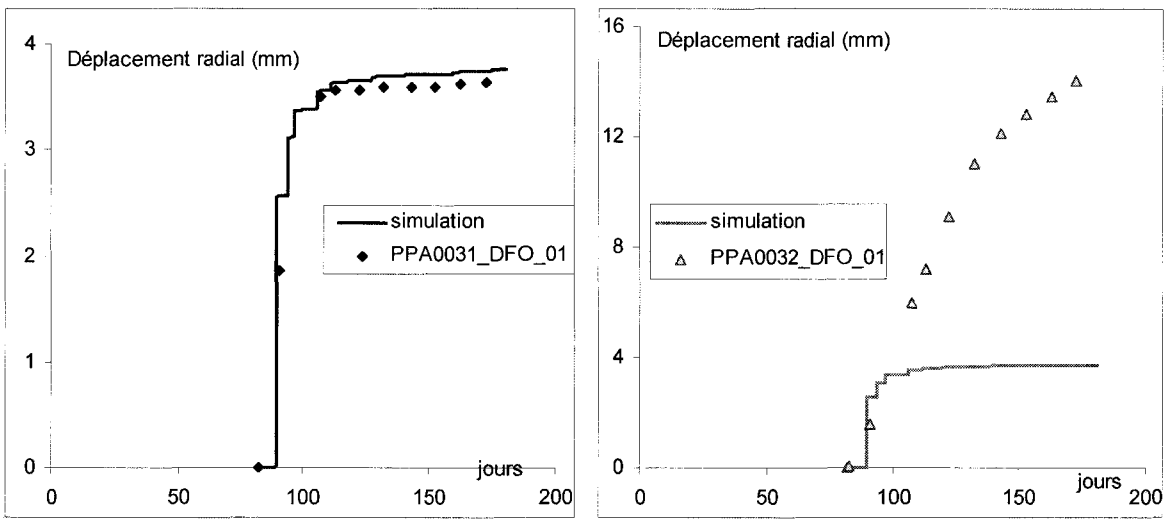


Figure 4-6: Evolution du déplacement radial aux deux points de mesure

La Figure 4-6 montre la prédiction des mesures réalisées par le modèle pour 2 capteurs situés à une même distance de l'axe du puit et suivant les deux directions de contrainte principale.

Nous pouvons constater qu'il existe une bonne concordance entre la prédiction numérique et les résultats expérimentaux dans la direction de la contrainte principale majeure. Par contre les déplacements sont fortement sous-estimés dans l'autre direction. Cela peut s'expliquer par le fait que le champ de contrainte in situ dans le plan du puits est anisotrope alors que dans le cas d'un calcul axisymétrique ce champ ne peut être qu'isotrope.

4.6.2 Evolution de la pression de pores

La Figure 4-7 présente l'évolution in situ de la pression de pores pour différents capteurs situés à une même profondeur. En comparaisons des différentes courbes de mesure in situ, nous constatons que la pression liquide de mesure aux différents capteurs ne varie réellement qu'au moment où la zone de tir correspond à la profondeur du capteur. Deux comportements sont clairement déterminés en fonction de la position des capteurs, à savoir:

- Pour les capteurs situés dans la direction de la contrainte principale majeure σ_H, on observe, suite au tir, une chute de la pression liée au drainage du massif.
- Pour les capteurs situés dans la direction de la contrainte principale mineure σ_h, on observe une augmentation de la pression de pores avant la chute de pression liée au drainage.

Notons que cette augmentation de pression de pores est liée à la compaction du massif qui intervient dans la direction de la contrainte mineure. Enfin, l'influence de la position radiale des capteurs est mise en évidence : la chute de pression diminue quand la distance à l'axe du puits augmente. De plus nous constatons que la zone d'influence du puits dans ces premiers jours est inférieure à 20m.

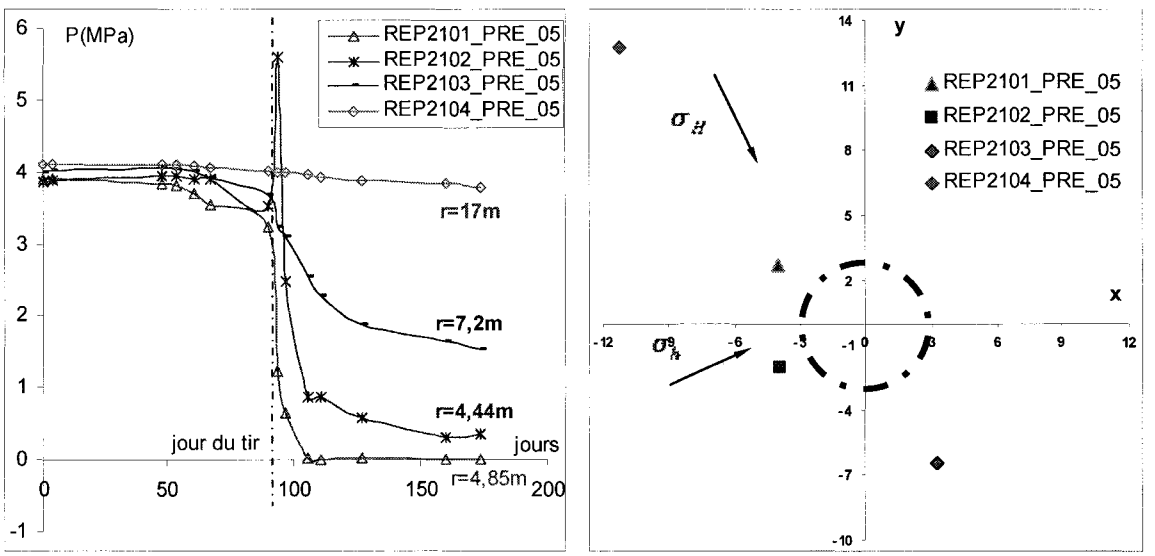


Figure 4-7: Evolution de la pression de pores aux quatre points de mesure et la position des capteurs

Les comparaisons des résultats numériques avec les pressions obtenues pour ces différents capteurs sont présentées à la Figure 4-8 .

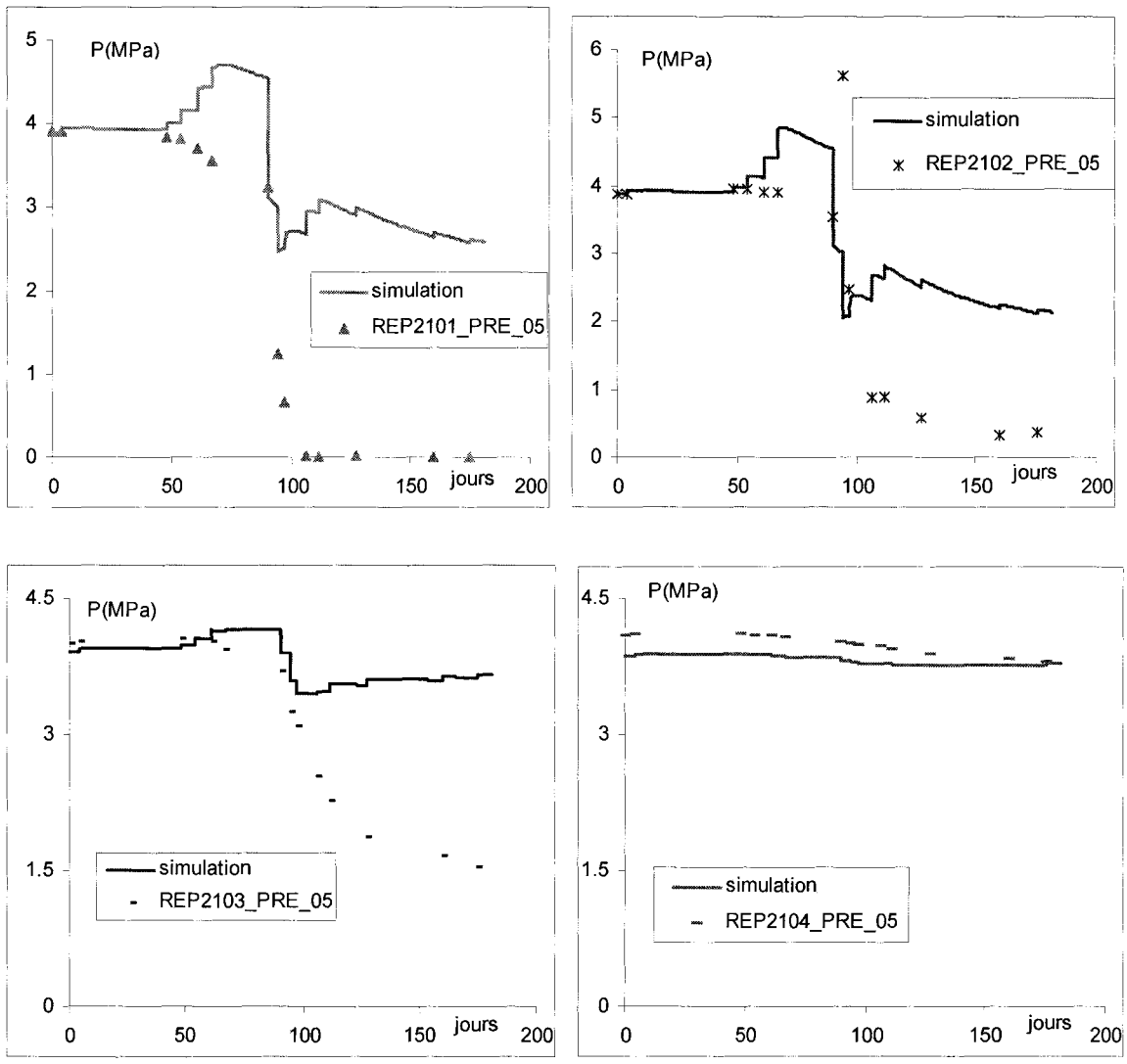


Figure 4-8: Comparaison des résultas numérique et des mesures in situ aux quatre capteurs

La comparaison des modélisations avec les résultats numériques effectués dans un premier temps montre que les pression de pores prédites sont plus élevées que les pression de pores mesurées. Différentes explications peuvent être énoncées et seront où non validées par la suite :

- l'influence de la perméabilité intrinsèque qui n'est pas réellement connue (intervalle de variation entre 3 et 7 e-20m²);
- l'influence du module de Biot qui est aussi très incertain (entre 4900MPa et 6000MPa)
- l'influence du champ de contrainte (champ de contrainte naturelle anisotrope)
- l'influence du fluage de la roche (fluage important dans la zone de mesure)
- l'influence de l'humidité relative (liée à la ventilation et non mesurée)

Enfin, il est à noter que dans les prédictions numériques, l'influence du puits sur le champ de la pression se limite à une dizaine de mètres. De plus, la surpression prédite avant chaque tir résulte d'artefacts numériques liés à la vitesse d'application des valeurs de pression après le tir (600secondes) et au nombre de pas utilisés pour simuler le tir.

En conclusion sur ces premiers calculs, nous avons pu constater l'influence du champ de contrainte sur les mesures. De plus, la pression de pores est surestimée. Une étude paramétrique est donc nécessaire pour déterminer l'influence de chacun des paramètres énoncés ci-dessus.

4.7 Etude paramétrique

A partir des donnés géomécaniques fournies par les partenaires, on remarque qu'il existe une grande variabilité pour les paramètres HM et plus particulièrement en ce qui concerne les valeurs du module de Biot M, de la résistance en compression R_c et de la perméabilité k. En tenant compte de ces incertitudes, une analyse paramétrique est effectuée Nous rappelons ici que le coefficient poroélastique drainé est fonction du module de Biot et des propriétés poroélastique non drainé. Aussi, lors de l'étude paramétrique, nous faisons varier le module d'Young E_b à la place du module de Biot M. De plus, la dilatance plastique peut entraîner une augmentation locale de la perméabilité. Le fluage quant à lui accroît les déformations. Enfin, en paroi du puits, lors de la construction, une ventilation entraînante une succion existe. L'ensemble des effets de ces phénomènes doit donc aussi être étudié.

4.7.1 Définition des différents cas de calculs

Différents calculs sont définis dans cette partie afin d'illustrer l'influence des différents paramètres et des phénomènes sus cité, ainsi que l'influence du champ de contraintes imposé. Les résultats obtenus sont comparés au calcul précédent, noté cas0. Lors de cette étude paramétrique, chacun des phénomènes ont été analysé indépendamment. L'ensemble des calculs effectué est présenté dans le Tableau 4-4.

Tableau 4-4 : La chronologie supposée pour les calculs

Influence de	Cas	Content
les paramètres mécaniques	M1	$E = 6000MPa, \upsilon = 0{,}12$
	M2	$E = 3800MPa, \upsilon = 0{,}12$
	M3	$\sigma_H^0 = \sigma_h^0 = -11{,}56MPa$
la Perméabilité	P1	$k_H^0 = k_h^0 = k_0\left(1 + R_k \frac{\langle \alpha_p - \beta_p \rangle}{\alpha_p^f - \alpha_p^0}\right)$ avec $R_k = 1000$
	P2	$k_H^0 = k_h^0 = k_0\left(1 + R_k \frac{\langle \alpha_p - \beta_p \rangle}{\alpha_p^f - \alpha_p^0}\right)$ avec $R_k = 100$
les conditions Hydrauliques	H1	Excavation avec ventilation, $H_r = 95\%$
	H2	Excavation avec ventilation $H_r = 85\%$
le comportement à Court terme	C1	Modèle *IPDLML* avec $R_C = 25MPa$
	C2	Modèle *IPDLML* avec $R_C = 12MPa$
le comportement à Court terme et Différé	CD1	Modèle *IPDLML +viscoplastique* avec $A = 500$
	CD2	Modèle *IPDLML +viscoplastique* avec $A = 250$

Pour les calculs P1 et P2 nous considérons alors que la dilatance plastique engendrée par l'excavation entraîne une augmentation de la perméabilité intrinsèque du matériau. La transition contractance/dilatance est contrôlée par le paramètre β_p du potentiel plastique. Ce

matériaux présentant une dilatance plastique à partir du moment où le paramètre d'écrouissage α_p est supérieur à β_p . Une forme simplifiée, fonction du paramètre d'écrouissage, et décrivant la variation de la perméabilité intrinsèque du matériau est ici proposée.

4.7.2 Influence du module d'Young drainé

Les modélisations effectuées avec différentes valeurs du module d'Young sont présentées ci-dessous.

Nous constatons à partir des résultats numériques, que le module d'Young drainé n'influence pas l'évolution de la pression de pores dans le massif (Figure 4-9). Par contre, on constate que le module d'Young a une forte influence sur les déplacements (Figure 4-10). En comparant l'évolution des déplacements radiaux prédits par les trois calculs on constate que les déplacements augmentent quand le module d'Young diminue. Cela est lié au fait que la déformabilité du massif augmente quand le module d'Young diminue.

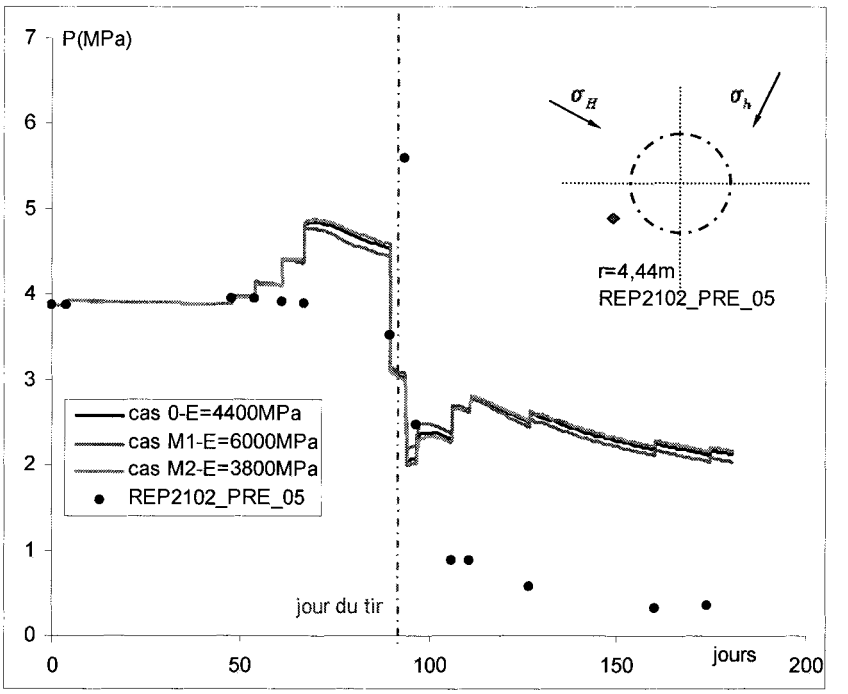


Figure 4-9 : Comparaison de la pression de pores avec différents modules d'Young au point de mesure REP2102_PRE_05

LILLE 1

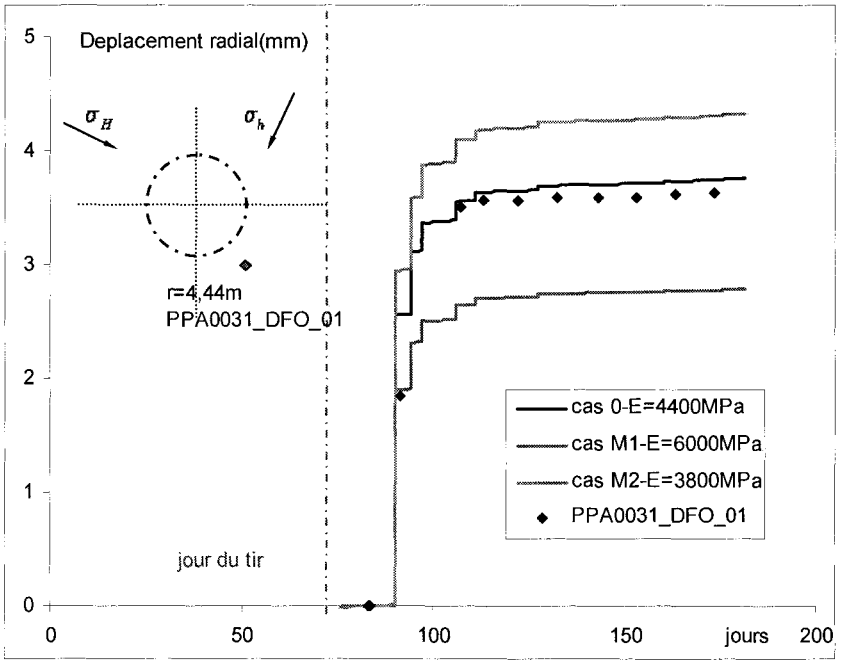


Figure 4-10 : Comparaison du déplacement radial avec différents modules d'Young au point de mesure PPA0031_DFO_01

4.7.3 Influence du champ des contraintes initiales

Afin d'étudier l'influence du champ de contraintes imposés sur le modèle, un calcul en considérant un champ de contraintes isotropes est réalisé (cas M3, $\sigma_H^0 = \sigma_h^0$). Ce calcul est comparé avec le calcul de référence pour lequel le champ de contraintes imposées est anisotrope (cas 0, $\sigma_H^0 = 1,3\sigma_h^0$). Rappelons que le champ des contraintes naturelles est anisotrope.

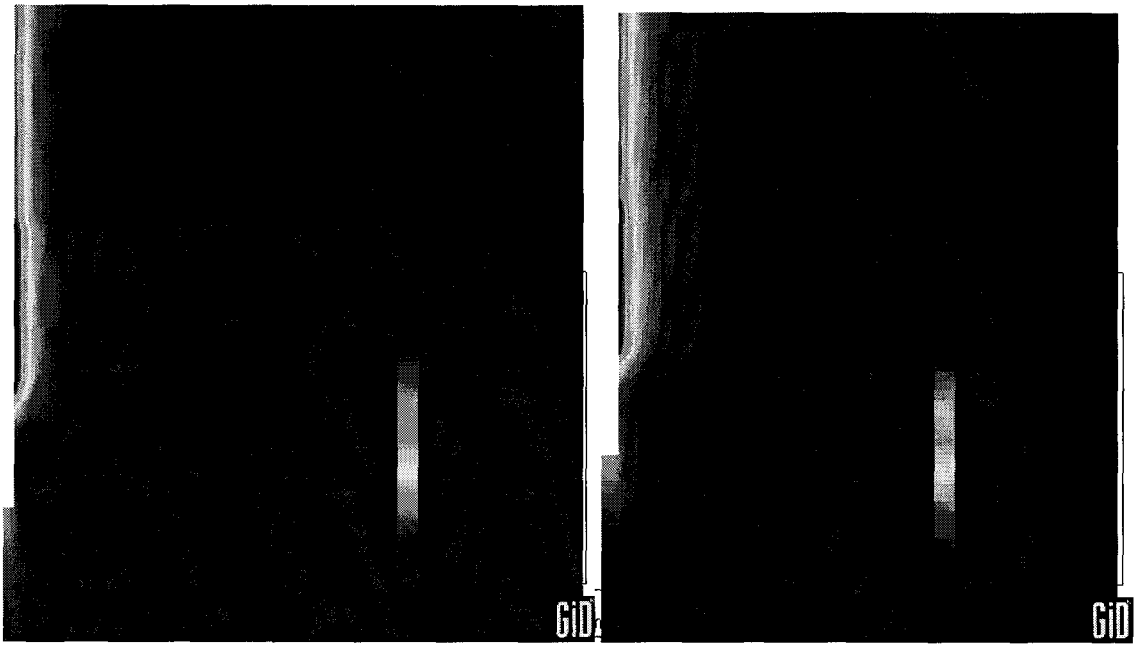


Figure 4-11 : Distribution de la zone plastique : Gauche,Cas0 (champ de contraintes anisotropes) ; Droit, Cas M3 (champ de contraintes isotropes)

Une des principales différences entre les deux modélisations est l'extension de la zone plastifiée. Dans le modèle proposé, α_p est le paramètre d'écrouissage et est fonction de la distorsion plastique. Afin d'illustrer la zone plastique nous présentons (Figure 4-11), l'évolution du paramètre d'écrouissage α_p dans le massif. Nous remarquons que dans le cas d'un champ de contrainte isotrope, la zone plastique est moins entendue que dans le cas d'un champ de contrainte anisotrope. De plus, on remarque que le seuil de dilatance plastique ($\alpha_p = \beta_p = 0,7$) n'est pas atteint dans le cas d'un champ de contrainte imposé isotrope.

En ce qui concerne la comparaison des calculs avec les mesures in situ, nous constatons que, l'application d'un champ de contrainte isotrope entraîne une diminution du convergence prédit. Ce calcul 2D ne peut pas rendre compte de l'anisotropie du champ de contraintes naturelles. Les mesures montrent quant à elle un accroissement de la convergence du puits dans la direction de la contrainte principale mineure (Figure 4-13). Cette différence peut s'expliquer par le fait que nous ne tenons pas compte, dans ce calcul, du fluage de la roche. De plus, les mesures dans le forage PPA0032 situé dans la direction de la contrainte principale mineure σ_h, réalisées par l'Andra montrent des déplacements importants même pour le point le plus éloigné de l'axe du puits qui est supposé n'est que peu influencé par le puits. Aussi des doutes quant aux mesures suivant cette direction peuvent être émises.

En ce qui concerne l'évolution de la pression de pores, on observe qu'elle est peu perturbée par le champ de contraintes imposées. Notons ici que la perméabilité est constante. Dans le cas d'une variation de perméabilité dans la zone de dilatance plastique, la perméabilité ne croît que pour le cas 0. En effet dans le cas M3 (contrainte isotrope) il n'y a pas de dilatance plastique, la perméabilité reste donc constante. La variation de la perméabilité entraîne une chute plus rapide de la pression de pores (cf.4.7.5). L'influence du champ de contrainte devient de fait indéniable.

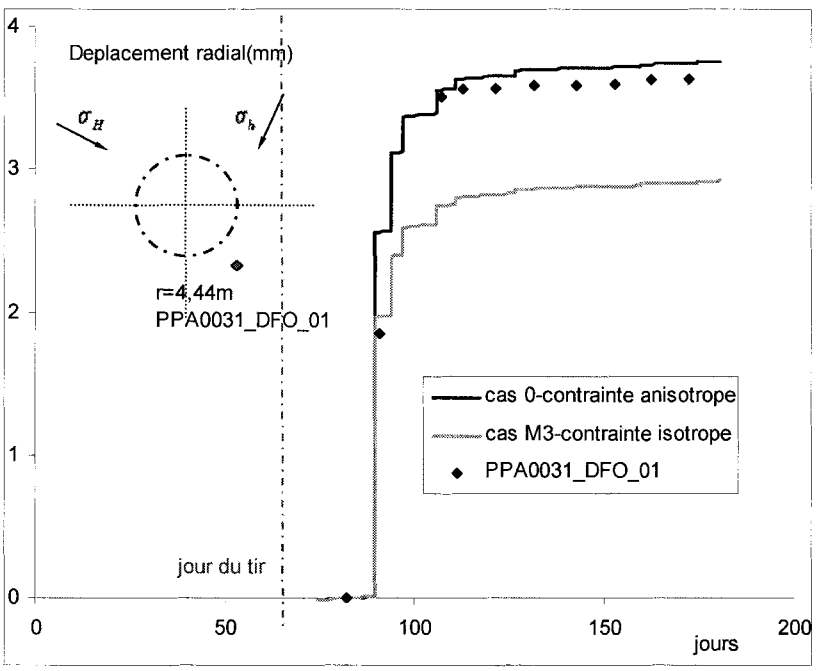


Figure 4-12 : Comparaison du déplacement radial avec différents champs de contraintes initiales au point de mesure PPA0031_DFO_01

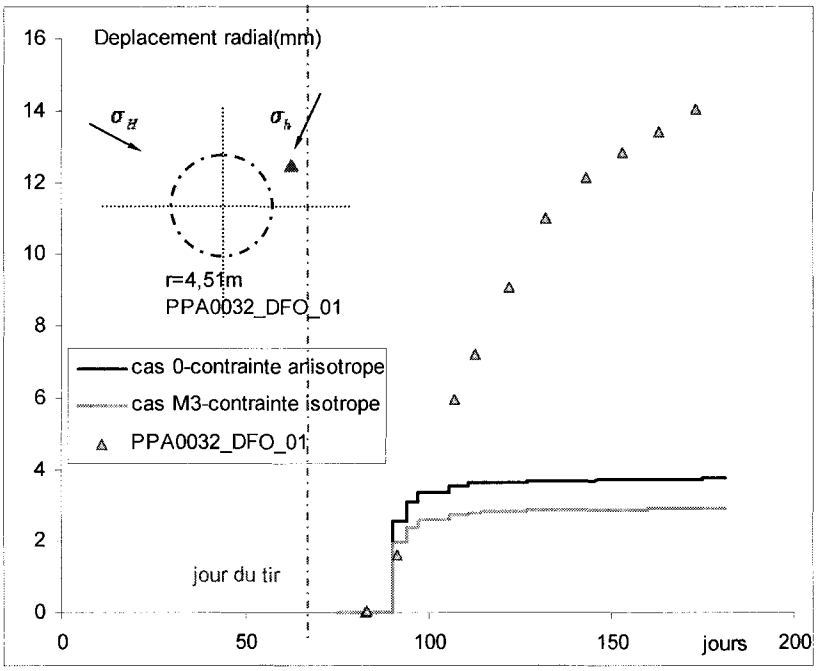


Figure 4-13 : Comparaison du déplacement radial avec différents champs de contraintes initiales au point de mesure PPA0032_DFO_01

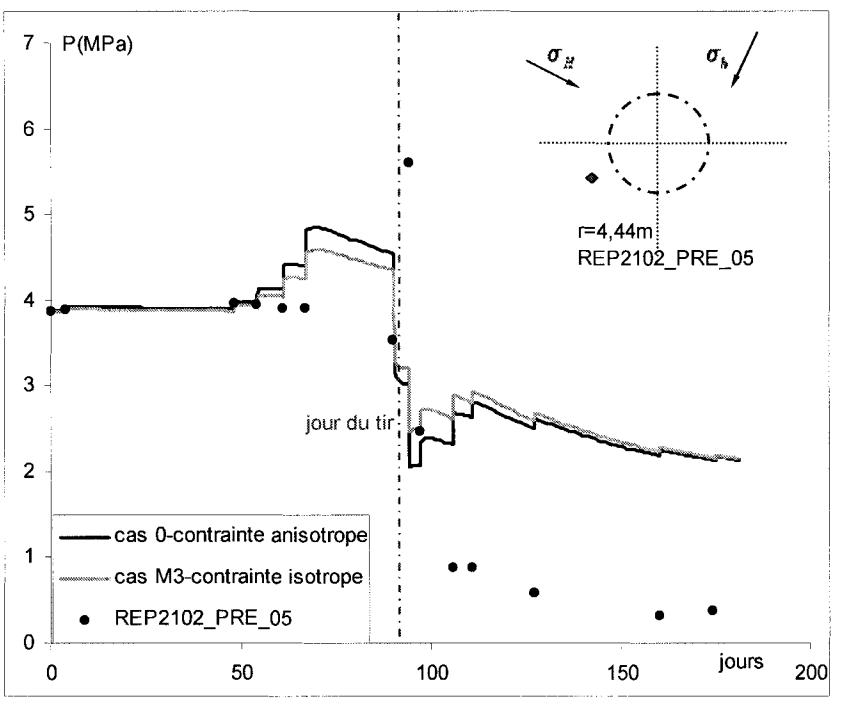


Figure 4-14 : Comparaison de la pression de pores avec différents champs de contraintes initiales au point de mesure REP2102_PRE_05

4.7.4 Influence de la résistance en compression

La résistance en compression R_c est un des paramètres du modèle élastoplastique proposé. La résistance R_c est en effet reliée à la surface de rupture et donc à l'écoulement plastique du

matériau. Si on diminue la valeur de R_c, le massif est moins résistant et la zone plastique augmente. Il y a donc plus de déformation plastique générée sous le même chargement (Figure 4-15).

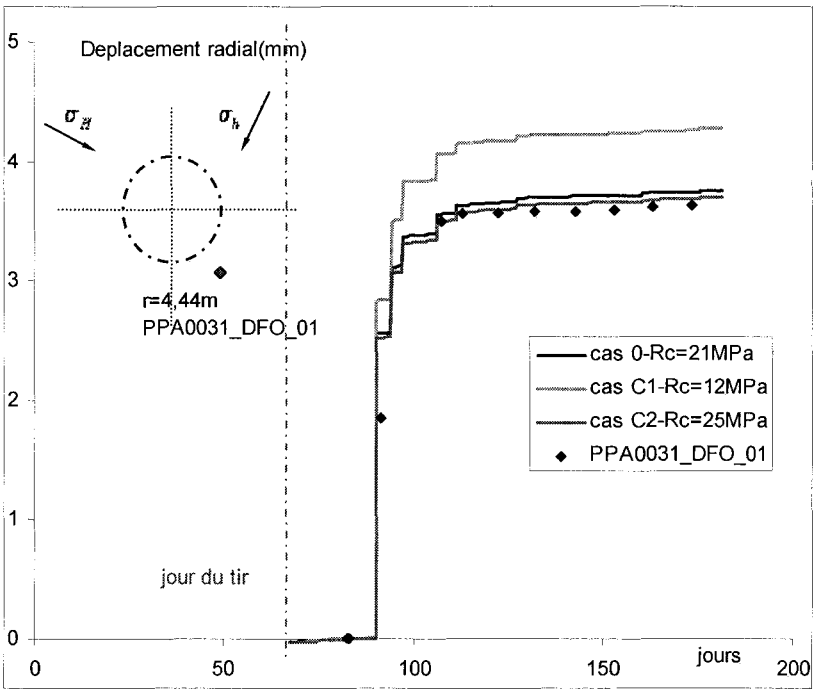


Figure 4-15 : Comparaison du déplacement radial avec différents R_c au point de mesure PPA0031_DFO_01

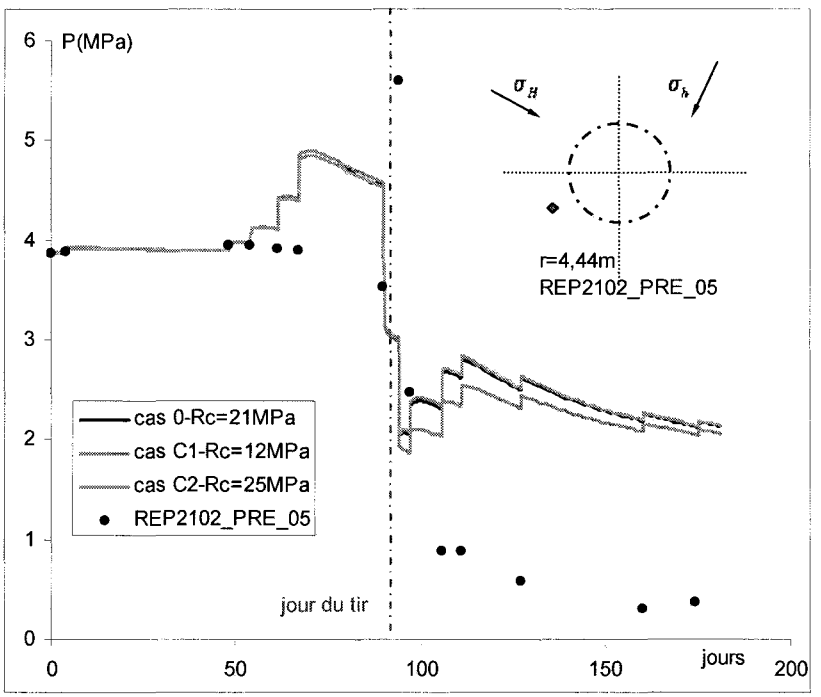


Figure 4-16 : Comparaison de la pression de pores avec différents R_c au point de mesure REP2102_PRE_05

En ce qui concerne l'évolution de la pression de pores, on peut constater qu'elle est peu influencée par le paramètre R_c (Figure 4-16). Notons cependant qu'une forte diminution de R_c entraîne une plus grande dilatance plastique. Cette dilatance plastique entraîne quant à elle, juste après le tir, une chute de la pression de pores plus importante, les évolutions avant et après tir étant identiques. De la même façon que précédemment, si on considère une augmentation de la perméabilité dans la zone de dilatance plastique, on observerait, lié à l'augmentation de l'EDZ, une diminution plus forte de la pression de pores.

En ce qui concerne les déplacements radiaux, et comme pour les deux précédents calculs, on observe des différences notables avec l'évolution de R_c. En effet, il apparaît que quand R_c augmente, la zone de dilatance plastique diminue, le comportement du matériau est donc plus rigide et les déplacements diminuent.

4.7.5 Influence de la variation de la perméabilité dans l'EDZ

Dans le cas d'un chargement anisotrope, nous avons montré que l'excavation du puits d'accès entraîne l'apparition d'une zone de dilatance plastique. Dans le cadre d'un modèle élastoplastique, cette zone de dilatance plastique peut être assimilée à une zone microfissurée dans laquelle la perméabilité peut augmenter (Shao et Lydzba, 2002; Fauchet, 1995). Cependant, l'ordre de grandeur de cette augmentation est difficile à identifier. De ce fait, nous proposons de comparer deux calculs avec différents facteurs R_k d'augmentation de la perméabilité.

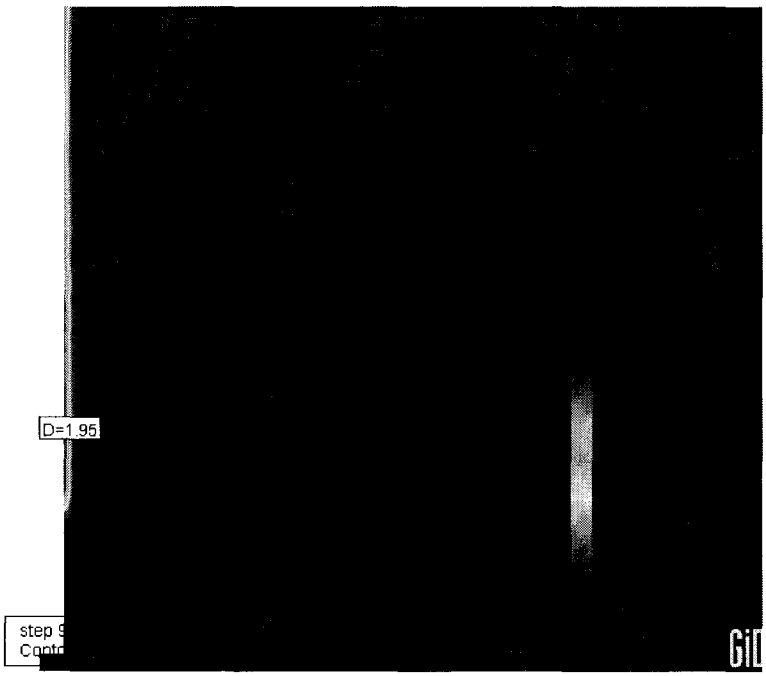


Figure 4-17 : Distribution de la perméabilité dans les argilites dans le calcul du cas P1

Dans le calcul de référence, la zone de dilatation plastique est peut étendue (Figure 4-11), l'augmentation de la perméabilité se limite donc autour de la paroi du puits (Figure 4-17). Malgré le faible étendu de la zone de variation de la perméabilité, son influence sur l'évolution de la pression de pores dans le massif est très importante. Nous pouvons remarquer que plus le facteur R_k est élevé, plus l'augmentation de la perméabilité est grande et plus la chute de la pression de pores est rapide (Figure 4-18). Finalement, nous pouvons

conclure que la variation de la perméabilité contrôle en partie l'évolution de la pression de pores dans le massif. Notons que pour le calcul P1, on observe une bonne concordance entre les résultats numériques et les données expérimentales quant à l'évolution de la pression de pores. En ce qui concerne l'évolution des déplacements, aucune variation notable par rapport aux résultats du calcul de référence n'a été observée (Figure 4-19).

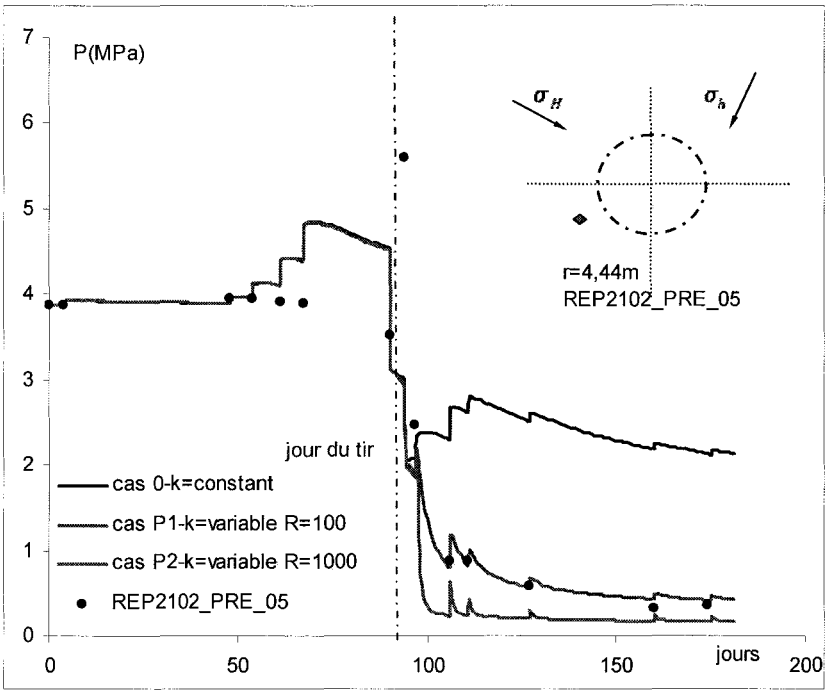


Figure 4-18 : Comparaison de la pression de pores avec différents k au point de mesure REP2102_PRE_05

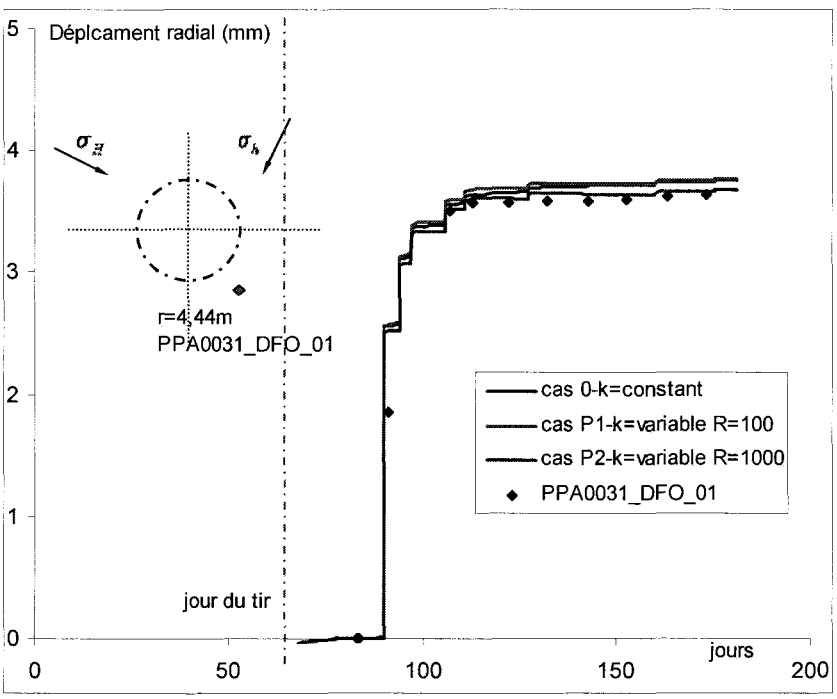


Figure 4-19 : Comparaison du déplacement radial avec différents k au point de mesure PPA0031_DFO_01

4.7.6 Influence de la ventilation

Lors du creusement du puits d'accès, une faible ventilation est imposée. Cette ventilation contrôle l'humidité relative dans le puits d'accès. L'humidité relative n'étant pas une donnée d'entrée des calculs, les incertitudes quant à sa valeur sont grandes. Afin d'étudier l'influence de la ventilation, deux calculs avec différentes humidités relatives sont donc réalisés. Rappelons que la relation de Kelvin permet de relier l'humidité relative à la pression capillaire. Dans ces calculs, nous avons donc imposé en paroi, après les tirs, une pression capillaire équivalente à l'humidité relative voulue. Le phasage des tirs du modèle numérique est alors le suivant :

- Phase de tir (identique aux précédents calculs) : dans cette phase, la contrainte radiale et la pression sont ramenée de leur valeur initiale à la pression atmosphérique,
- Phase de déblaiement : durant cette phase, on impose en paroi de façon linéaire une pression de liquide variant de la pression atmosphérique à $-P_{cp}$ où P_{cp} est la pression capillaire déterminée à partir de l'humidité relative imposée.

La ventilation dans le puits d'accès provoque un séchage partiel du massif. Ce séchage accroît la convergence du massif vers l'axe du puits. Les calculs montrent d'ailleurs que plus l'humidité relative est faible, plus le séchage est fort et donc plus les déplacements vers l'axe du puits augmentent (Figure 4-20).

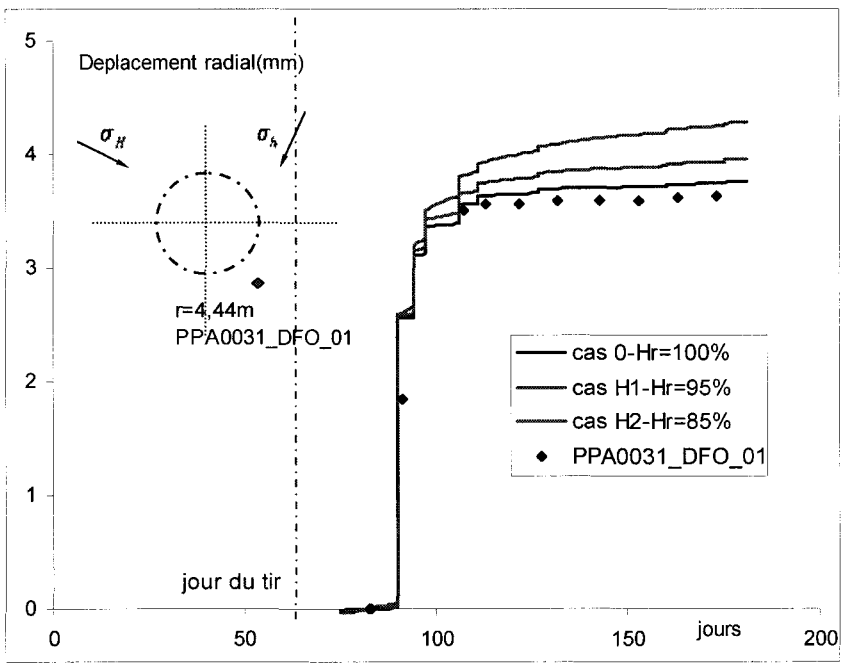


Figure 4-20 : Comparaison du déplacement radiale avec différentes humidités relatives au point de mesure PPA0031_DFO_01

La variation de la pression de pores avec différentes humidités relatives est présentée au point de mesure REP2102_PRE_05 (Figure 4-21). On constate que la pression de pores à l'intérieur du massif est fortement influencée par la ventilation. En effet, la ventilation

entraîne une désaturation du massif. Cette désaturation influe fortement sur la distribution de la pression de pores dans le massif.

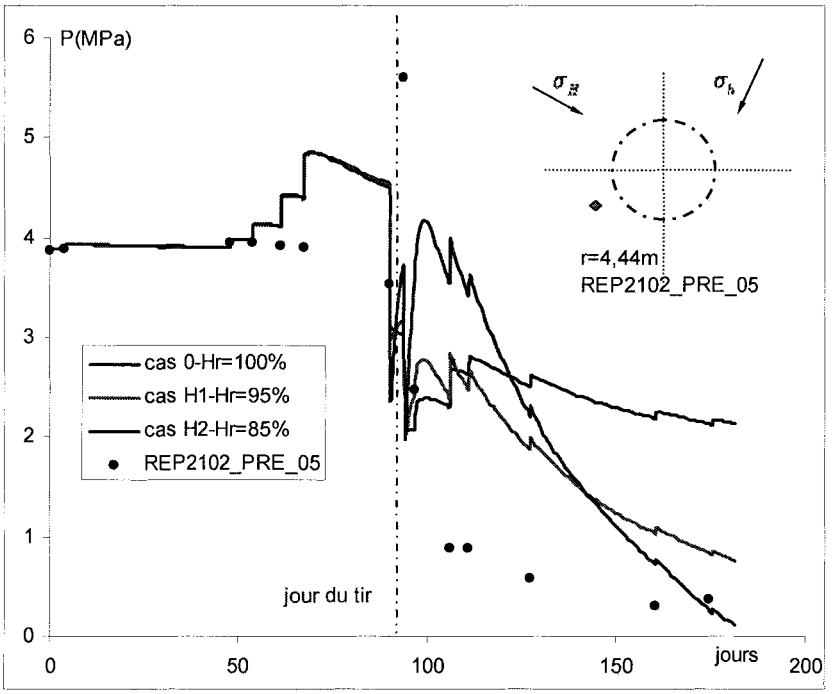


Figure 4-21 : Comparaison de la pression de pores avec différents humidités relatives au point de mesure REP2102_PRE_05

4.7.7 Influence du modèle viscoplastique

Dans les études paramétriques précédentes, nous avons fait varier des paramètres et les conditions limites du modèle. Afin de déterminer l'influence du comportement de la roche, deux calculs, en utilisant le modèle élasto-visco-plastique, ont été réalisés. La différence existante entre ces deux calculs est relative à la vitesse de fluage considérée. Dans le calcul CD2, la vitesse de fluage considérée est deux fois plus grande que celle du calcul CD1.

La Figure 4-22 présente la comparaison des déplacements radiaux calculés par les deux calculs aux mesures expérimentales dans la direction de la contrainte principale majeure. Cette figure montre clairement que, suite au fluage, les déplacements dans le massif augmentent. Ce résultat était attendu, les déformations liées au fluage se superposant aux déformations élastoplastique. Cependant, il est à noter que la prise en compte du fluage ne permet toujours pas de reproduire les déplacements dans la direction de la contrainte principale mineure.

Parallèlement, l'activation du fluage, induisant une déformation accrue du massif, entraîne de ce fait une variation plus grande de la pression de pores (Figure 4-23).

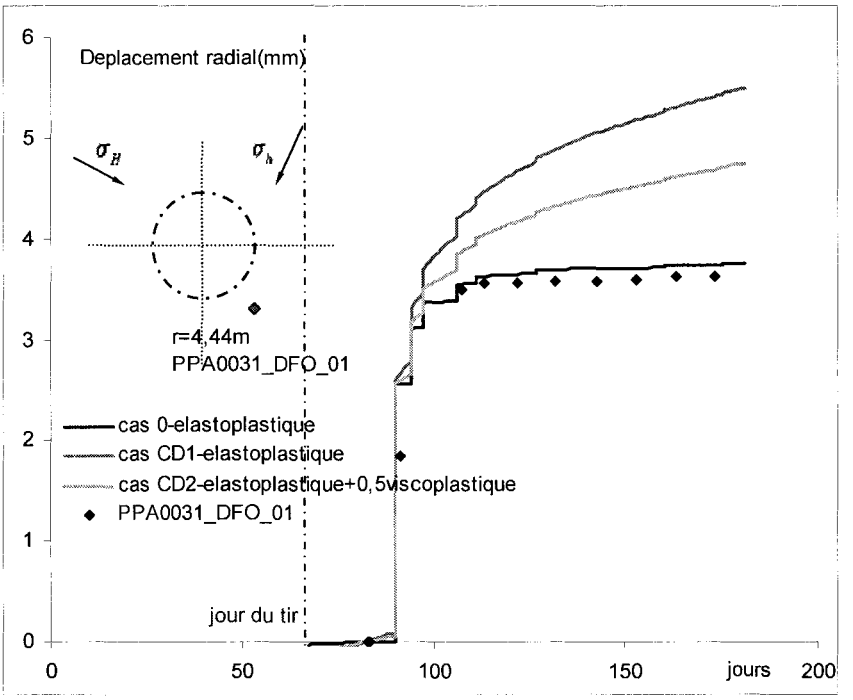


Figure 4-22 : Comparaison du déplacement radial avec différents modules d'Young au point de mesure PPA0031_DFO_01

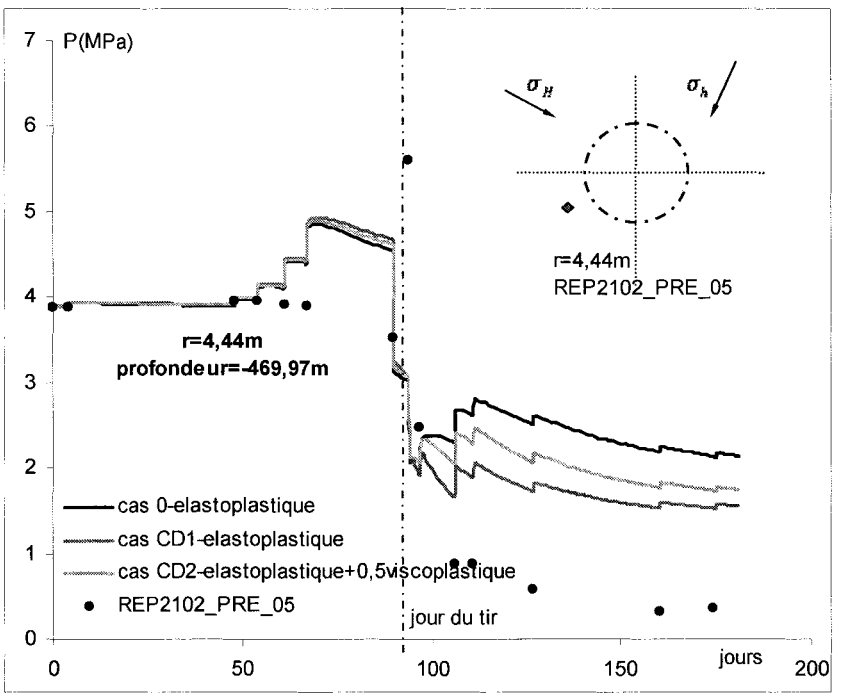


Figure 4-23 : Comparaison de la pression de pores avec différents champs de contraintes initiales au point de mesure REP2102_PRE_05

4.7.8 Conclusion

En se basant sur les comparaisons effectuées avec différents paramètres, une synthèse de l'influence des différents paramètres est faite dans le Tableau 4-5.

Tableau 4-5 : Etude paramétrique sur le couplage hydro-mécanique des argilites

Influence	Pression de pores	Déplacement
Le module d'Young E_b	-	+++
Le champ des contraintes initiales σ_H^0/σ_h^0	+	+++
La perméabilité k	+++	-
La ventilation H_r	+++	+
La résistance en compression R_c	-	+++
Le comportement visqueux	++	++

Note : +++ : une influence grande ; ++ une influence moyenne ;
+ une influence faible ; - pas d'influence

En conclusion, l'influence des paramètres sur le couplage hydromécanique des argilites au cours du creusement du puits d'accès est bien illustrée à travers des différents calculs numériques effectués. L'évolution de la pression de pores à l'intérieur des argilites est influencée fortement par la perméabilité et la ventilation (paramètres hydraulique). Par contre ces paramètres influent peu sur la déformabilité du massif. Au contraire, les paramètres mécaniques tels que le module d'Young, la résistance à la compression et le champ de contrainte imposé agissent essentiellement sur la déformabilité du massif et peu sur la pression de pores. Le couplage hydromécanique à travers ces paramètres est donc relativement faible. L'influence de la modélisation se fait, quant à elle, ressentir sur les évolutions de la pression de pores et de la déformabilité du milieu. Les temps écoulés ici sont faible, les évolutions prédites par le modèle viscoplastique sont donc relativement faibles et peuvent être négligées. Par contre, dans le cas d'un calcul à long terme, l'influence du fluage sera importante, et son effet ne pourra plus être négligé. Enfin, nous avons montré la forte influence sur les mesures du champ de contraintes naturelles. L'influence du champ de contrainte ne peut être étudié via un calcul 2D axisymétrique et l'utilisation d'un calcul 3D est nécessaire pour tenir compte de ce phénomène.

4.8 Simulation numérique de l'expérimentation REP

Basés sur l'étude paramétrique précédente, nous proposons un dernier calcul afin de tenter de simuler au mieux les données in situ de l'expérimentation REP. Dans ce calcul nous avons considéré :

- la variation de la perméabilité avec $R_k = 100$,
- un champ de contraintes initiales anisotropes ($\sigma_H^0/\sigma_h^0 = 1,3$),
- un module d'Young $E_b = 4400MPa$,
- une résistance en compression $R_c = 21MPa$.

Quant au comportement mécanique des argilites, le modèle élastoplastique proposé dans le chapitre précédent est utilisé et les effets du fluage sont négligés. Enfin nous n'avons pas tenu compte de la ventilation.

4.8.1 Evolution de la pression de pores

En général, une bonne concordance est obtenue entre simulations et mesures in situ (Figure 4-25) dans la direction de la contrainte principale mineure.

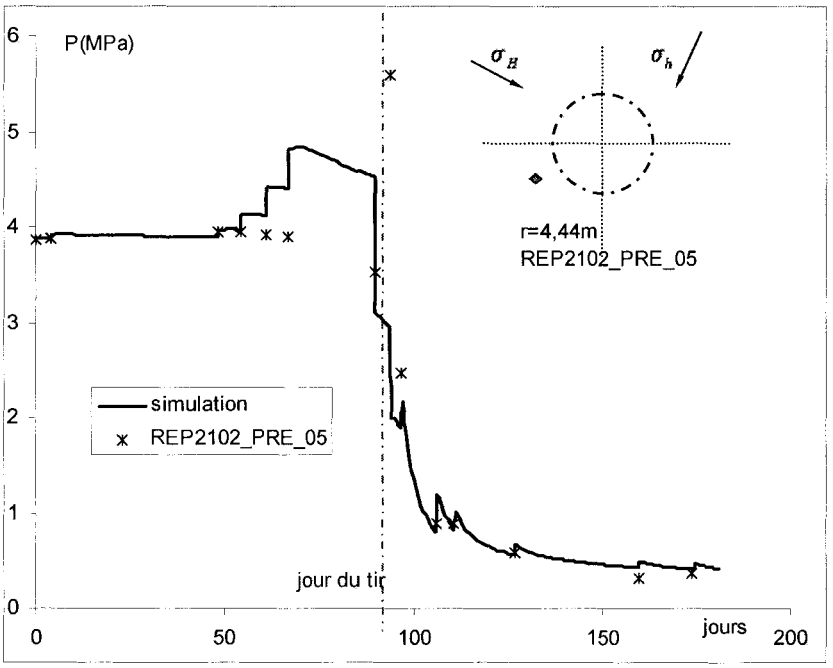


Figure 4-24 : Simulation de la pression de pores au point de mesure REP2102_PRE_05

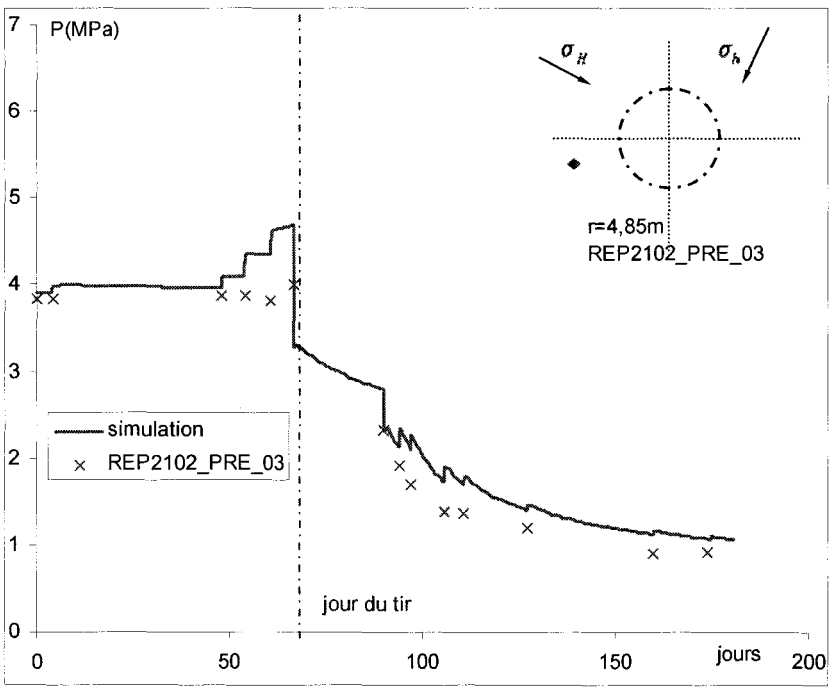


Figure 4-25 : Simulation de la pression de pores au point de mesure REP2102_PRE_03

Par contre et comme précédemment, les évolutions de la pression de pore dans la direction de la contrainte principale majeure où s'exerce plus de dilatance ne pourront être simulées que par un calcul 3D (Figure 4-26)

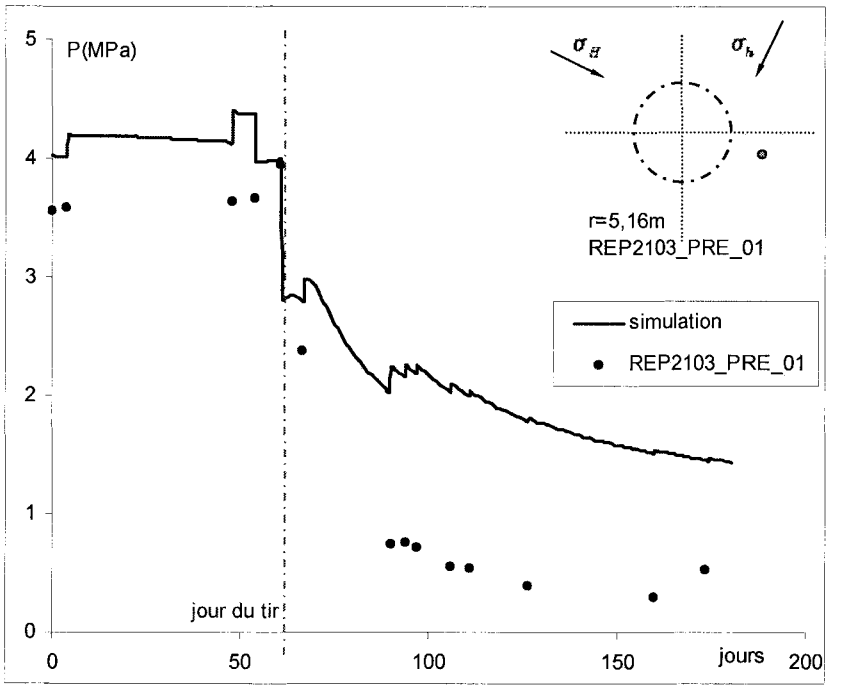


Figure 4-26 : Simulation de la pression de pores au point de mesure REP2101_PRE_03

4.8.2 Evolution du déplacement radial

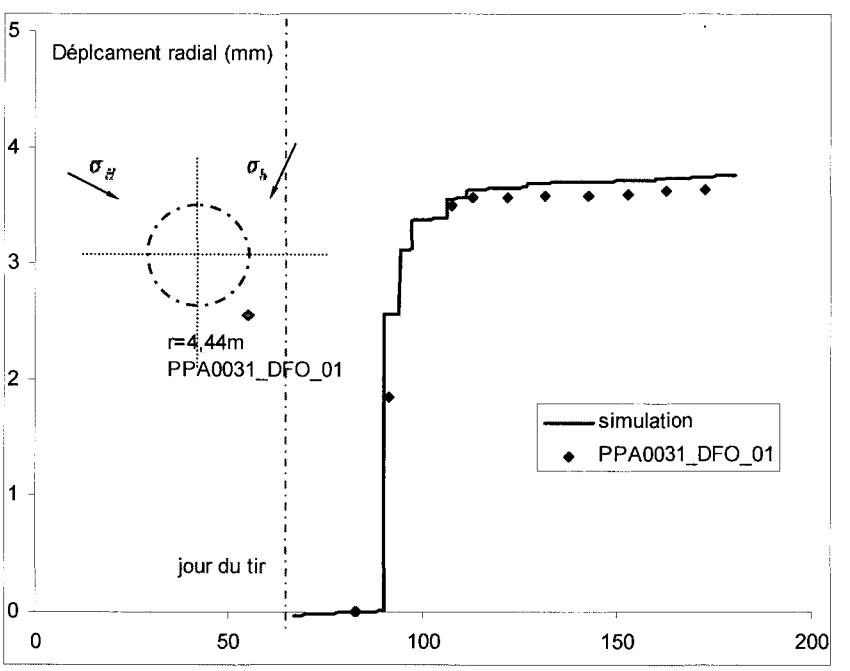


Figure 4-27 : Simulation du déplacement radial au point de mesure PPA0031_DFO_01

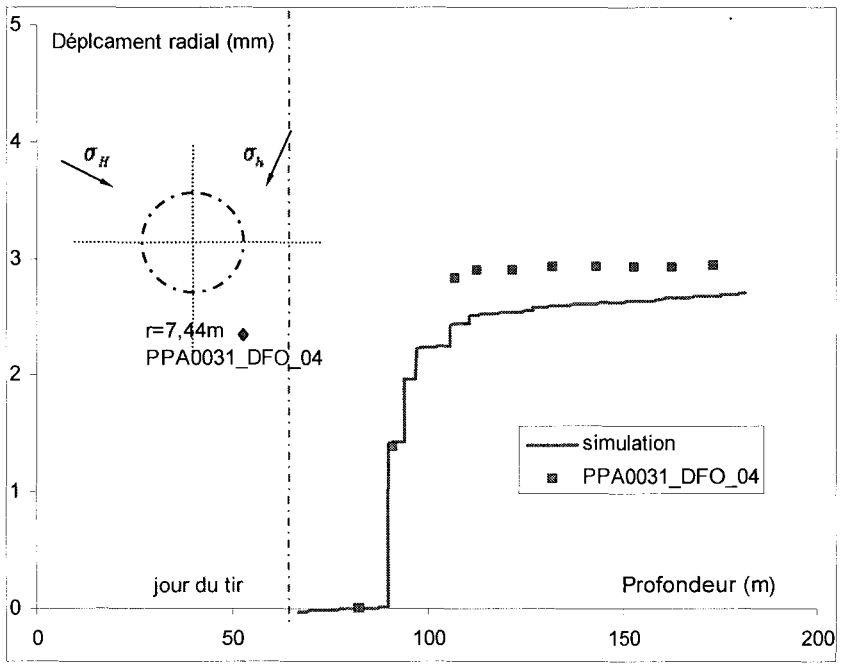


Figure 4-28 : Simulation du déplacement radial au point de mesure PPA0031_DFO_04

Sur les figures ci-dessus, les déplacements radiaux aux deux points de mesure dans le forage PPA_0031 sont bien reproduits par le calcul numérique. Comme précédemment, on observe une bonne concordance entre résultats numériques et données in situ dans la direction de la contrainte principale majeure où les convergences sont les plus faibles. Par contre les déplacements dans la direction de la contrainte mineure sont fortement sous-estimés.

4.9 Conclusion

Compte tenu de l'état des connaissances actuel, les travaux de creusement du puits d'accès au laboratoire souterrain constituent une étape importante afin de caractériser le comportement hydromécanique in situ de l'argilite de Meuse Haute Marne. Cette expérimentation est la première expérience in situ réalisée sur le site de Bure. A ce titre, elle fournit les premières observations faites sur la réponse hydromécanique de ce matériau à l'excavation d'un ouvrage.

La simulation de l'expérimentation REP permet la validation des modèles proposés. Les simulations effectuées dans le cadre de ce travail permettent en outre de hiérarchiser les phénomènes qui se manifestent lors des perturbations mécaniques, ainsi que de déterminer les influences des différents paramètres du couplage hydromécanique. Nous avons pu constater que le couplage hydraulique sur mécanique et mécanique sur hydraulique reste faible, sauf en ce qui concerne la variation de la perméabilité où un facteur mécanique détermine la valeur d'un paramètre hydraulique. Enfin, nous avons pu montrer que le calcul axisymétrique ne pouvait rendre compte intégralement de la forte influence du champ de contraintes naturelles. Seul un calcul 3D peut rendre compte de cet effet. Cependant, les calculs 2D restent indispensables car ils permettent de déterminer à moindre coût l'influence des différents paramètres et ainsi de faciliter la mise en œuvre d'un calcul 3D.

Chapitre 5 Application à l'expérimentation HE-D du Mont Terri

5.1 Localisation de l'expérimentation HE-D

Début 2003, l'Andra a démarré l'expérimentation HE-D à Mont Terri, de façon à tester un prototype de la sonde chauffante à deux étages. Avec l'appui des partenaires, cet essai a été doté d'un grand nombre de forages d'observation permettant la mesure en continu de la température, de la pression de pores et des déformations dans le massif durant le chauffage. Un des objectifs principaux de l'expérimentation HE-D a été la compréhension et la modélisation des phénomènes THM couplés dans un matériau (l'argile à Opalinus) similaire à celui du site de Bure.

Dans ce chapitre, nous présentons tout d'abord la conception de l'expérimentation HE-D. Puis, le comportement mécanique de l'argile à Opalinus est décrit et les paramètres du modèle IPDLML sont déterminés. En utilisant les paramètres déterminés, quelques essais de compression triaxiale réalisés dans les laboratoires seront simulés. Afin de comprendre l'interaction des différents phénomènes, une étude paramétrique est effectuée. Enfin, l'expérimentation HE-D sera interprétée.

5.2 Conception de l'expérimentation HE-D

La niche HE-D est excavée dans le faciès argilo-schisteux de l'argile à Opalinus, et à proximité de la niche MI (Figure 5-1). La niche HE-D et la niche MI sont orientées approximativement dans la même direction, parallèlement au litage géologique. La fonction de la niche HE-D est principalement la mise en place du forage chauffant et des capteurs d'observation.

Pour obtenir les conditions initiales de l'expérience et mesurer les réponses de la roche pendant le chauffage, plusieurs capteurs ont été installés autour et dans le forage chauffant (noté HED00). En résumé, ce sont 24 forages périphériques qui mesurent de façon continue les perturbations thermiques, hydrauliques et mécaniques in situ durant l'expérimentation HE-D. À l'intérieur du forage chauffant HED00, deux packers chauffants ont été mis en place. La Figure 5-1 illustre une vue de dessus de l'essai avec l'implantation des forages à partir de la niche HE-D et de la niche Mi.

L'expérimentation HE-D a été initiée en mars 2004 pour une période de 2ans. Les différentes phases de l'expérimentation HE-D sont les suivantes:

- réalisation du forage HED00 en mars 2004,
- mise en place de la sonde chauffante. Le contact des sondes chauffantes avec la paroi du forage est réalisé grâce à une pression de 1MPa dans les packers,
- période de stabilisation avant démarrage du chauffage,
- chauffage en deux temps avec différentes puissances électriques dans les sondes,
  - première phase avec une puissance interne de 650 W pendant 90 jours,
  - seconde phase avec une puissance interne de 1950W pendant 248 jours,
- période de refroidissement du forage chauffant pendant laquelle les mesures continuent sur une durée de 6 mois.

Notons que des incertitudes sur le rendement électrique du chauffage existent. En se basant sur les travaux du CEA, fournisseur de la sonde chauffante, la perte de la puissance a été estimée à 20% de la puissance électrique injectée. Un coefficient de perte de chaleur α est donc fixé et égale à $\alpha = 0,8$.

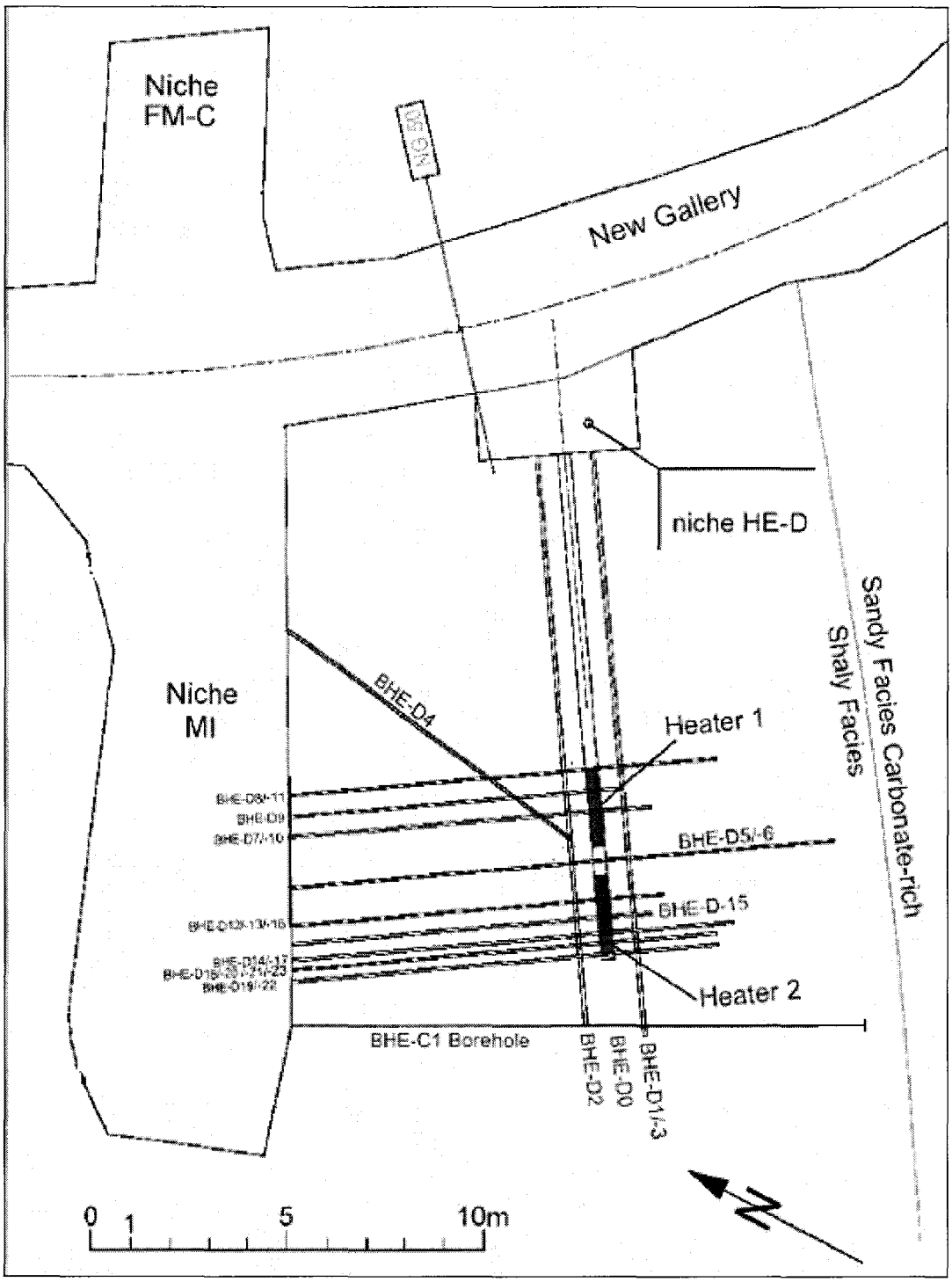


Figure 5-1 : Vue de dessus de l'essai HE-D présentant l'ensemble des forages

5.2.1 Contexte géologique et comportement THM de l'argile à Opalinus

Le laboratoire souterrain de Mont Terri est situé dans le flanc-ouest de l'anticlinal du Mont Terri (Figure 5-2) et a été excavé dans l'argile à Opalinus, une formation constituée d'argilites. Au niveau du laboratoire souterrain du Mont Terri, le recouvrement actuel est de 250 à 320 mètres et le recouvrement passé est estimé à au moins 1000 mètres donnant au matériau un taux élevé de surconsolidation (Thury et Bossart, 1999). L'épaisseur apparente de la couche est de 160 mètres.

Dans le laboratoire souterrain de Mont Terri, un programme international de recherche a été commencé en 1996. Jusqu'à présent, 31 expériences ont été effectuées et 18 sont en cours. Les nombreux résultats ont permis la caractérisation du comportement THM de l'Argile à Opalinus.

La formation de l'argile à Opalinus regroupe trois faciès principaux : un faciès argilo-schisteux, un faciès argilo-sableux et un faciès sablo-carbonaté. Ces trois faciès résultent de différents environnements sédimentaires en bassin marin peu profond au cours des périodes de dépôt. L'argile à Opalinus présente donc une minéralogie complexe, constituée principalement de phyllosilicates, de tectosilicates et de carbonates. La composition minéralogique qualitative de l'argile à Opalinus est identique pour tous les types de lithologie présentée au Mont Terri, et est constituée de calcite, dolomite/ankérite, sidérite, quartz, albite/plagioclases, feldspaths, potassiques, illite et minéraux interstratifiés. Le faciès argilo-schisteux dans lequel se situe l'expérimentation HE-D présente en moyenne les composants minéralogiques suivants : teneur en argile (62%), teneur en quartz (14%), teneur en carbonate (18,5%) et les autres composants (5,5%). Comparé à ce faciès, le faciès sableux contient plus de quartz (30%), plus de calcite (15%) et moins de minéraux argileux (40%). Le faciès sablo-carbonaté contient plus de quartz (30%), plus de calcite (40%) et moins de minéraux argileux (20%) (Wileveau 2005). Le comportement géomécanique des couches géologiques dépend du faciès lithologiques. En ce qui concerne les propriétés thermo hydrauliques de l'argile, peu d'évolutions sont observées en fonction des différents faciès.

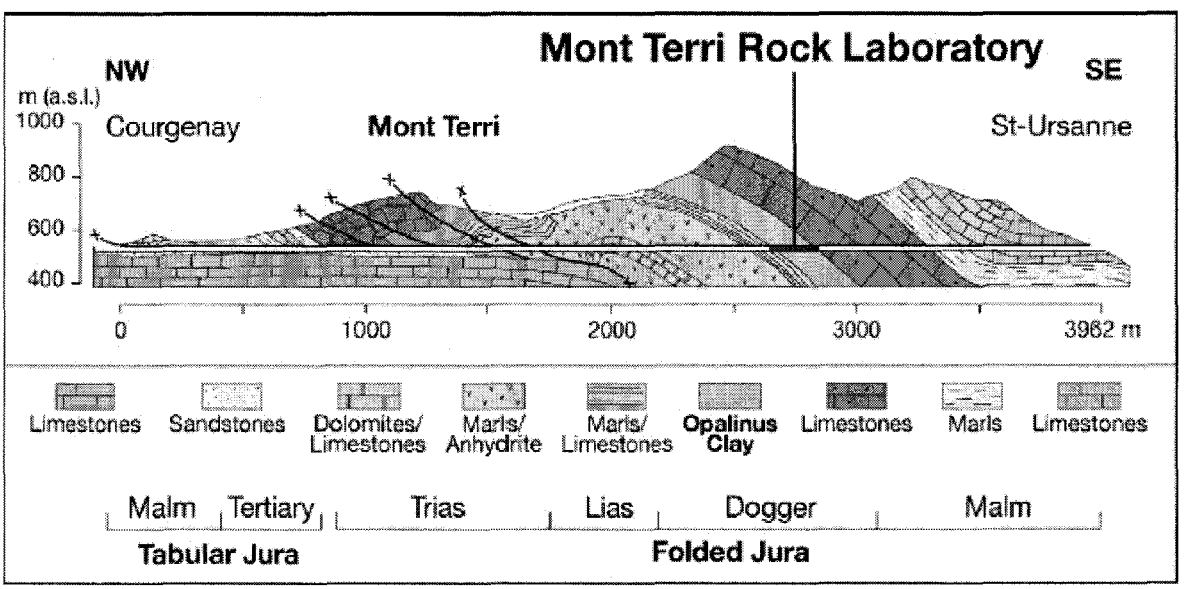


Figure 5-2 : Profil géologique en long du laboratoire souterrain de Mont Terri (Thury 1999)

D'un point de vue général, cette roche présente une très faible perméabilité, elle est rigide et peu poreuse. Du point de vue hydrogéologique, l'argile à Opalinus peut être considérée comme un aquiclude. Bien que ses espaces poreux soient saturés en eau, les circulations d'eau sont pratiquement absentes du fait de la très faible perméabilité.

Par ailleurs, de nombreuses méthodes ont été mises en œuvre dans le laboratoire souterrain de Mont Terri afin de préciser la direction et l'amplitude des composants du tenseur de contraintes naturelles. Basé sur l'ensemble des mesures, un champ anisotrope de contraintes naturelles de référence est donné.

Issu du rapport de Bock (2001), les paramètres THM de référence ainsi que les dispersions liées aux différents paramètres de l'argilite à Opalinus sont rassemblés dans le Tableau 5-1.

Tableau 5-1 : Paramètres THM de l'argile à Opalinus

	Paramètres	Valeurs
Physique	Densité $\rho(g/cm^3)$	2.45
	Teneur en quartz $w(\%)$	$6,1 \pm 1,9$
	Porosité $\phi(\%)$	13.7
Mécanique	Résistance à la compression uniaxiale $R_c(MPa)$	// 10 ± 6 $\perp$ 16 ± 6
	Résistance à la traction $R_t(MPa)$	// 1 $\perp$ 0,5
	Module d'Young $E(MPa)$	// 10000 $\perp$ 4000
	Coefficient de Poisson ν	// 0,24 $\perp$ 0,33
Thermique et thermomécanique	Conductivité thermique $\lambda(W/m/°K)$	// $2,1 \pm 10\%$ $\perp$ $0,955 \pm 10\%$
	Capacité calorifique à 20°C $C_p(J/kg/°C)$	800
	Coefficient d'expansion thermique $\alpha_0(°C^{-1})$	$2,6.10^{-5}$
Hydraulique et hydro-mécanique	Perméabilité à l'eau roche saine $K(m/s)$	$1.0.10^{-13}$
	Coefficient de Biot b	0.6

Dans ce tableau, la mesure réalisée suivant le plan de stratification est notée // alors que celle suivant l'axe normal au plan de stratification est notée $\perp$.

5.2.2 Comportement mécanique et identification des paramètres du modèle proposé

Le comportement mécanique de l'argile à Opalinus a été étudié à l'aide d'essais de compression triaxiale. La Figure 5-3 montre un exemple d'essai sur un échantillon d'argile à Opalinus effectué à température ambiante et sous une pression de confinement de 8MPa.

A partir des essais, on peut constater que l'argile à Opalinus présente un comportement élastoplastique avec un faible endommagement et un seuil de transition contractance/dilatance. Les courbes contraintes/déformations obtenues avec différentes pressions de confinement illustrent que l'argile devient plus ductile quand la pression de confinement augmente et le comportement mécanique de l'argile à Opalinus est dominé par l'écoulement plastique. Pour des raisons de simplicité, l'endommagement sera donc considéré comme isotrope. Tous ces phénomènes ressemblent à ceux de l'argilite de Meuse Haute Marne. On propose donc d'utiliser pour cette argile le même modèle que celui de l'argilite de Meuse Haute Marne c'est-à-dire le modèle IPDLML développé au chapitre 3.

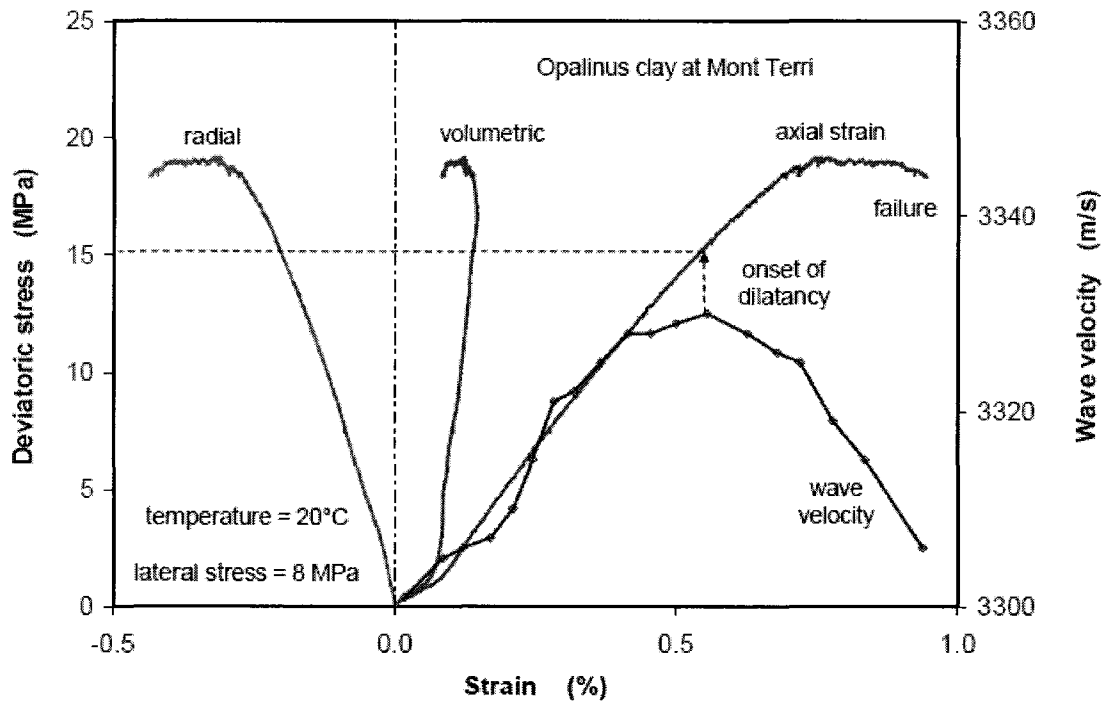
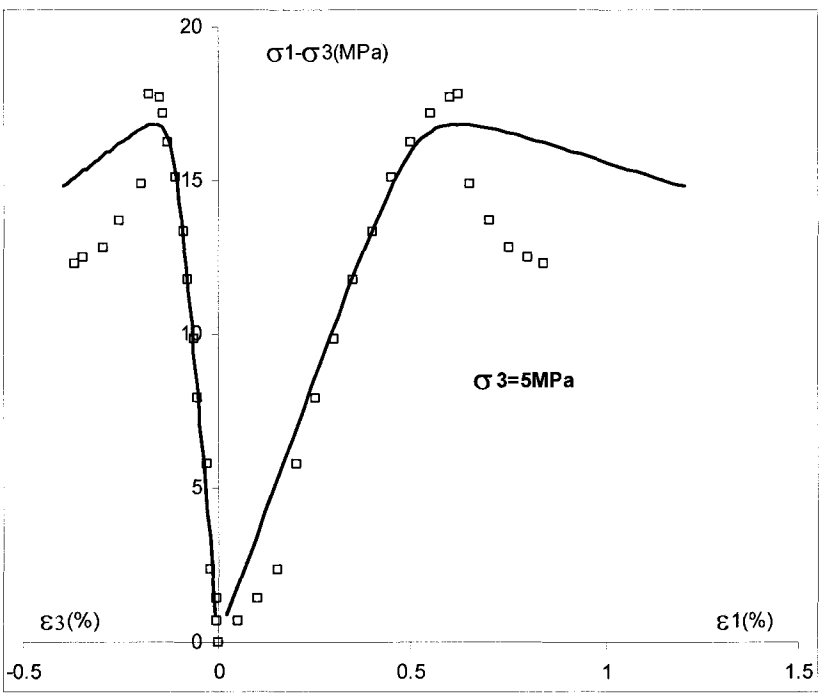


Figure 5-3 : Test de compression triaxiale sous une pression de confinement de 8MPa

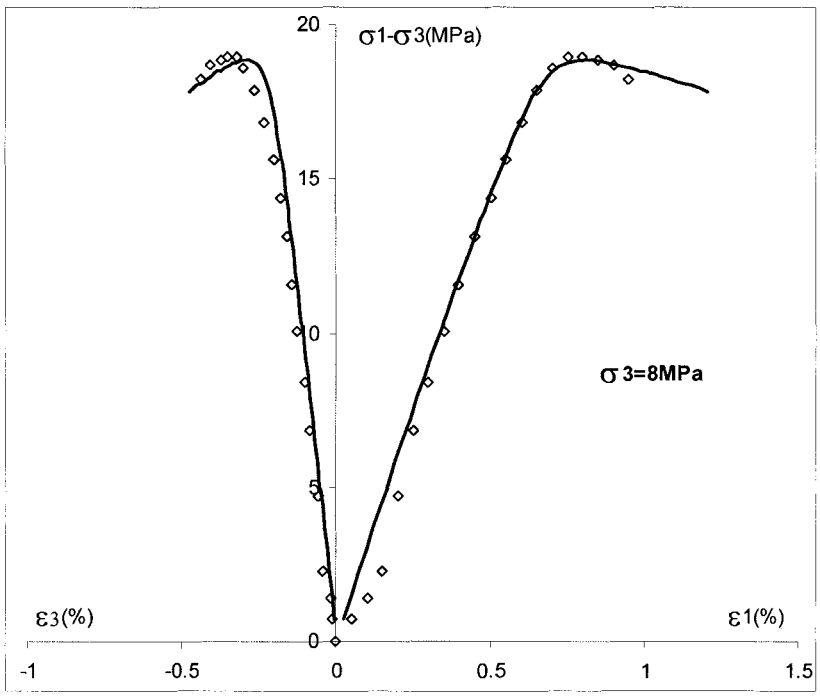
A partir des données expérimentales, en utilisant la méthodologie détaillée dans le chapitre 3, tous les paramètres du modèle sont déterminés. Les valeurs des paramètres du modèle sont récapitulées dans le Tableau 5-2. La Figure 5-4 présente la comparaison entre les mesures et les simulations prédites par le modèle pour deux essais de compression triaxiale sous différentes pressions de confinement. Cette comparaison nous montre une bonne concordance entre les tests expérimentaux et les simulations numériques. Le modèle proposé est donc capable de reproduire le comportement mécanique de l'argile à Opalinus.

Tableau 5-2 : Paramètres du modèle de l'argile à Opalinus dans le faciès argilo-schisteux

Paramètres	valeurs
Paramètres élastiques	$E = 4000MPa$ $\nu = 0,24$
Paramètres plastiques	$A = 2,0$ $C_s = 0,23$ $R_c = 12,0MPa$ $\beta_p = 0,7$ $B = 10^{-5}$ $\beta_1 = 1,0$
Paramètres de l'endommagement	$\xi_\omega^0 = 1,0^{-4}$ $A_1 = 1,0$ $B_1 = 7,0$ $\beta_2 = 1,0$



(a)



(b)

Figure 5-4 : Simulation des essais en compression triaxiale sous une pression de confinement : (a) Pc=5MPa, (b) Pc=8MPa

5.3 Modélisation de l'expérimentation HE-D

Afin de réaliser le calcul numérique, les hypothèses simplificatrices suivantes ont été adoptées :

- H1 : Les forces volumiques, et en particulier la pesanteur, sont négligées. Le champ de contraintes imposées ainsi que la pression de pores sont donc supposés homogènes sur l'ensemble du maillage. L'argile est supposée initialement saturée par l'eau.
- H2 : Un modèle en 2D axisymétrique est défini. La transition de facies et la présence de la niche MI n'ont donc pas été prises en compte.
- H3 : Le forage chauffant est considéré comme une cavité circulaire dans un milieu poreux infini. Le rayon du forage chauffant est de 0,151m. Les éléments chauffants placés à l'intérieur du forage sont représentés par une condition de flux de chaleur au niveau des packers.
- H4 : Il est à noter que la viscosité dynamique du fluide dépend de la température. De nombreuses fonctions ont été proposées pour estimer cette propriété. En se basant sur des travaux de (Ewen et al., 1989), nous avons adopté la fonction suivante:

$$\mu(T) = 0{,}0147T^{-0{,}863}(Pa.s) \tag{5.1}$$

- H5: Dans les géomatériaux endommageables, la fissuration des matériaux peut provoquer une augmentation de la perméabilité intrinsèque. Dans le cas du matériau ayant un comportement essentiellement plastique, c'est la dilatation plastique qui crée l'augmentation de la perméabilité intrinsèque. En l'absence de données expérimentales, nous proposons une augmentation de la perméabilité avec la

dilation plastique. Inspiré par la fonction proposée par Fauchet (1995), la perméabilité intrinsèque de l'argile à Opalinus est exprimée sous la forme :

$$k = k_0\left(1 + R_k\left(\varepsilon_v^p\right)^3\right), \varepsilon_v^{+p} = \int d\varepsilon_v^p \tag{5.2}$$

k_0 est la perméabilité intrinsèque du matériau sain. ε_v^p est la déformation volumique plastique positive et le coefficient R_k contrôle la cinétique d'évolution de la perméabilité intrinsèque.

Enfin, en l'absence de données expérimentales, la courbe de sorption ainsi que l'évolution de la perméabilité relative utilisée dans cette étude sont celles définies pour l'argilite de Meuse Haute Marne.

5.3.1 Géométrie et conditions initiales

La géométrie utilisée est illustrée à la Figure 5-5. Les limites extérieures ont été prises les plus grandes possibles afin d'éviter les effets de bords. Le maillage du massif est composé de 3840 éléments et de 3987 nœuds. Les éléments sont des quadrilatères à 4 nœuds et 4 points d'intégration.

Suivant les hypothèses simplificatrices précédentes, les conditions initiales sur les limites du domaine sont les contraintes, la pression de liquide et la température naturelle:

$$\sigma_{rr}^0 = \sigma_{\theta\theta}^0 = \sigma_H^0 = -4,75MPa,\ \sigma_{zz}^0 = \sigma_v^0 = -2,2MPa \tag{5.3}$$
$$p_{lq}^0 = 1MPa, T_0 = 15°C$$

5.3.2 Phases du calcul et conditions aux limites

Les étapes du calcul numérique son liées à la chronologie de l'expérimentation HE-D. Le calcul est décomposé en cinq phases :

- Phase 1: phase d'excavation du forage chauffant d'une durée de 2 heures,
- Phase 2: phase d'attente avant la mise en place de la sonde chauffante d'une durée de 8 jours,
- Phase 3: première phase chauffante avec une puissance électrique d'entrée de 650W pendant 90 jours. Cette puissance électrique de 650W correspond à une puissance de chauffage effective de $0,8 * 650 = 520W$, soit un flux de chaleur de 138W/m.
- Phase 4: seconde phase chauffante avec une puissance électrique d'entrée de 1950W, correspondant à un flux de chaleur de 420W/m, d'une durée de 248 jours.
- Phase 5: phase de refroidissement pendant laquelle les mesures sont effectuées pendant 6 mois.

Phase 1 : Phase d'excavation

Le creusement du forage est réalisé en 2 heures. Dans cette phase, les contraintes normales et la pression de pores en paroi du forage sont ramenées à partir de leurs valeurs initiales à la pression atmosphérique ($p_{atm} = 0,1MPa$).

Phase 2 : Phase d'attente

La paroi du forage est libre de contraintes.

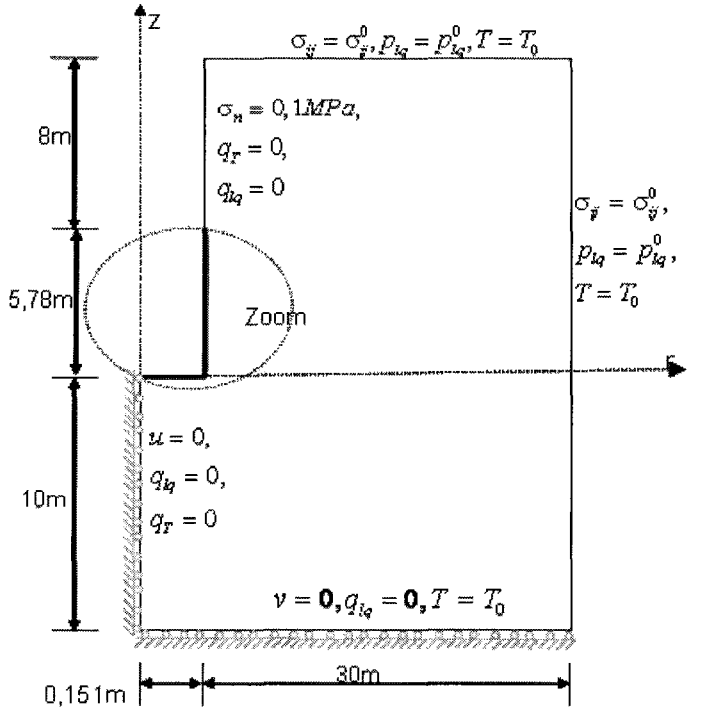


Figure 5-5: Géométrie et conditions aux limites considérées

Phase 3 et 4 : Phases chauffantes

Pendant les deux périodes de chauffage, les conditions aux limites sont les mêmes, seul le flux est différent en fonction de la puissance thermique injectée. Afin d'assurer le contact entre la roche et la sonde chauffante, une pression de 1MPa a été imposée à l'intérieur de la sonde chauffante. Nous avons donc considéré au niveau des packers chauffants en plus d'un flux de chaleur, une contrainte normale imposée de 1MPa.

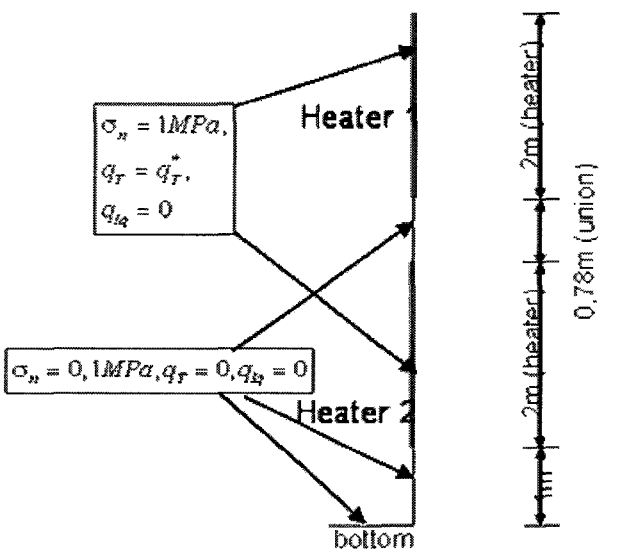


Figure 5-6 : Géométrie et conditions aux limites sur les deux éléments chauffants

Phase 5 : Phase de refroidissement

Dans cette phase, le chauffage est arrêté. Les conditions aux limites mécaniques et hydrauliques sont celles de la phase précédente. Au niveau des packers, nous imposons un flux de chaleur nul.

5.4 Etude paramétrique

Lors de la détermination expérimentale des paramètres THM de l'argile à Opalinus, une grande dispersion des résultats a été constatée dans tous les faciès lithologiques. Comme nous l'avons constaté dans le chapitre précédent, les différents paramètres hydro-mécaniques ont une influence notable sur le comportement du matériau. Aussi nous devons procéder à une étude paramétrique. En se basant sur les incertitudes des paramètres suivants : le module d'Young E_b , le coefficient de conductivité thermique λ et la variation de perméabilité intrinsèque k dans la zone EDZ, une étude paramétrique a donc été effectuée afin de reproduire au mieux les résultats expérimentaux de l'expérimentation HE-D.

Tableau 5-3 : Cas de calcul

	Calcul	Module d'Young E (MPa)	Coefficient de conductivité thermique λ (W/m/°K)	Perméabilité k (m/s)
Référence	Cas 0	4000	1,98	constant
Thermique	Cas T1	4000	2,3	constant
	Cas T2	4000	1,7	constant
Hydraulique	Cas H1	4000	1,98	$k = k_0\left(1 + R_k\left(\varepsilon_v^p\right)^3\right)$ $R_k = 2,0E19$
	Cas H2	4000	1,98	$k = k_0\left(1 + R_k\left(\varepsilon_v^p\right)^3\right)$ $R_k = 1,0E20$
Mécanique	Cas M1	5000	1,98	constant
	Cas M2	3000	1,98	constant

En utilisant différentes valeurs des trois paramètres E_b, λ, k , 7 calculs sont réalisés. Pour les autres paramètres THM, la valeur moyenne est utilisée. Les différents calculs effectués sont rassemblés dans le Tableau 5-3. Le cas 0 est le calcul de référence. Il sert de base pour l'étude de l'influence des autres paramètres sur le comportement THM de l'argile à Opalinus. L'évolution de la température, la pression de pores et la déformation axiale obtenue dans l'argile à Opalinus sont comparées aux trois différents points de mesure (HED01TEM4, HED16PRE1 et HED05DP7).

5.4.1 Influence de la conductivité thermique

Dans cette partie, nous comparons les résultats expérimentaux à ceux obtenus via le calcul de référence et les deux calculs réalisés avec différentes valeurs de λ.

Tout d'abord, nous présentons l'évolution de la température au point HED01TEM4 (Figure 5-7). Les deux phases chauffantes sont clairement identifiées. Au début d'une phase chauffante, l'évolution de la température est rapide. Puis la variation de température se ralentit et un palier de stabilisation est observé. De plus, on constate que l'élévation de température est plus rapide au début de la seconde phase chauffante qu'au début de la première. Ce phénomène est lié à la puissance thermique injectée. Notons que dans le cas T1 avec une petite valeur λ , une plus grande élévation de température est obtenue.

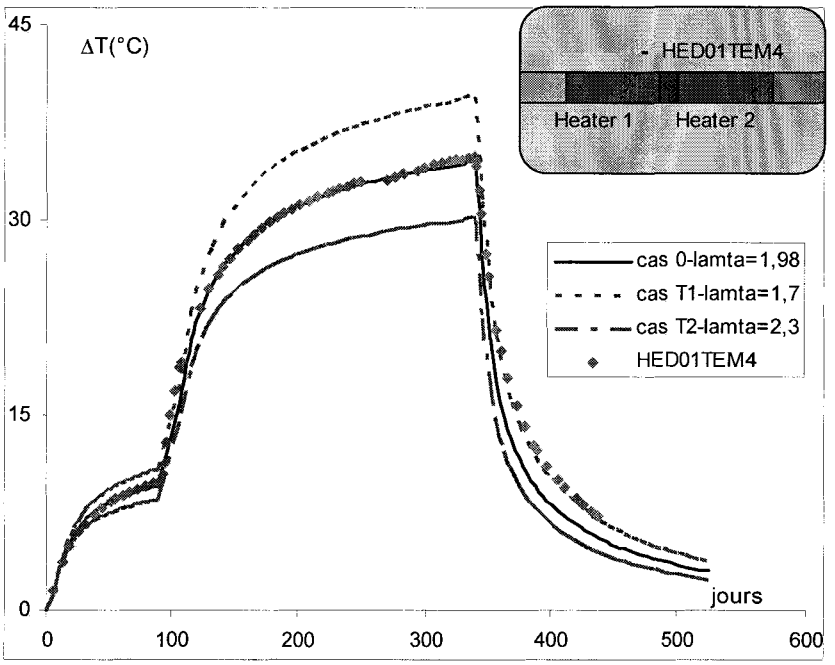


Figure 5-7 : Comparaison d'évolution de la température avec différents λ

En ce qui concerne la pression de pores, les deux phases chauffantes et la phase du refroidissement sont aussi clairement identifiables. Plus particulièrement, on constate que dans le champ proche du forage au début de chaque phase chauffante, la pression de pores augmente significativement. Dès que la température se stabilise, la pression de pores décroît. Il apparaît donc que la dilatation différentielle entre l'eau et la roche joue un rôle primordial. Durant la phase de refroidissement, la pression de pores décroît violemment. Ici aussi c'est la dilatation différentielle qui induit ce phénomène. Ces phénomènes sont bien reproduits par le modèle. Par ailleurs du fait de l'augmentation de la température avec la diminution de λ, l'eau contenue dans les pores se dilate plus ce qui entraîne des surpressions plus importantes dans les pores (Figure 5-8).

Enfin, les déformations produites sont aussi inversement proportionnelles à la valeur de λ (Figure 5-9). Ce phénomène peut être expliqué par la modification du champ de contraintes sous l'accroissement de température dans le massif. Nous pouvons en conclure que l'augmentation de température dans le massif dépend fortement de la valeur de la conductivité thermique: plus λ est petite, plus la diffusion thermique est faible et plus l'évolution de la température est grande.

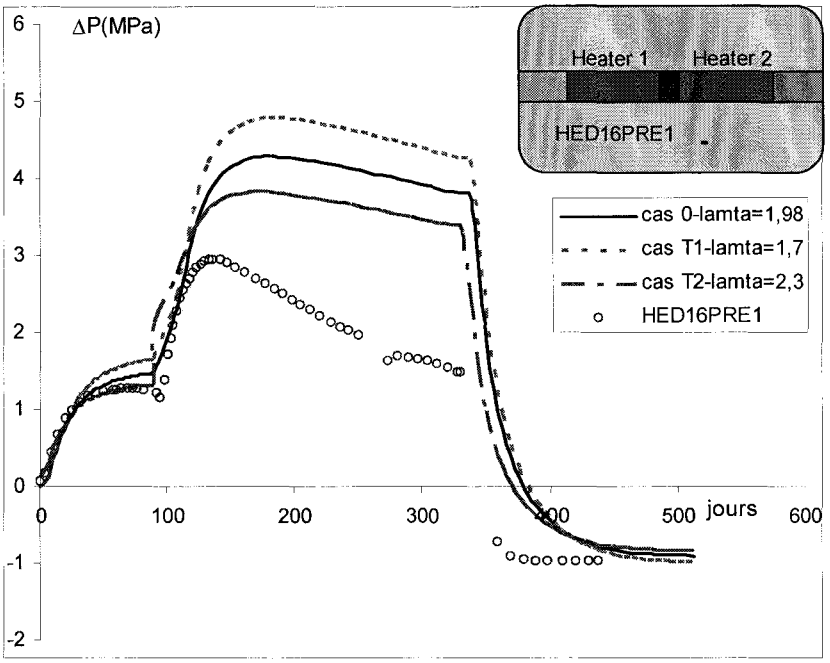


Figure 5-8 : Comparaison d'évolution de la pression de pores avec différents λ

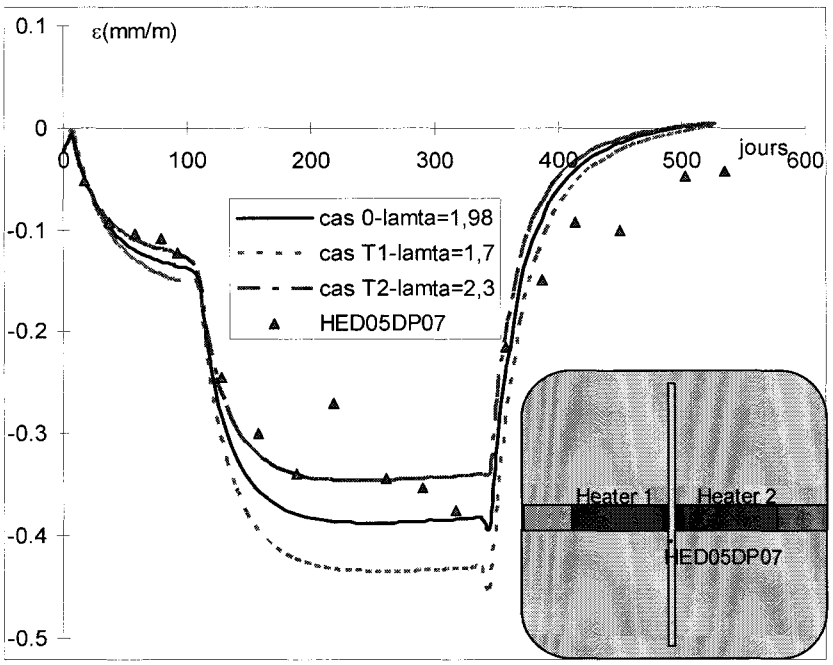


Figure 5-9 : Comparaison d'évolution des déformations avec différents λ

5.4.2 Influence de la perméabilité

L'influence de la perméabilité est ici étudiée. Deux calculs avec différentes perméabilités (Cas H1 et Cas H2) sont réalisés. Comme précédemment et sur l'ensemble des calculs menés les deux phases chauffantes sont clairement identifiables.

En ce qui concerne l'évolution de la pression de pores, la comparaison des trois calculs (Figure 5-10) montre que dans le cas d'une perméabilité constante, une plus grande

augmentation de la pression de pores est prédite. Inversement, dans le cas d'une augmentation de la perméabilité dans l'EDZ, la pression de pores dans la roche croît plus lentement lors du chauffage. Ce phénomène est lié à la diffusivité hydraulique du massif et peut être expliqué par l'augmentation de perméabilité qui facilite le mouvement d'eau dans le massif. On peut conclure que la variation de la pression de pores est contrôlée par la température et par la perméabilité du milieu poreux.

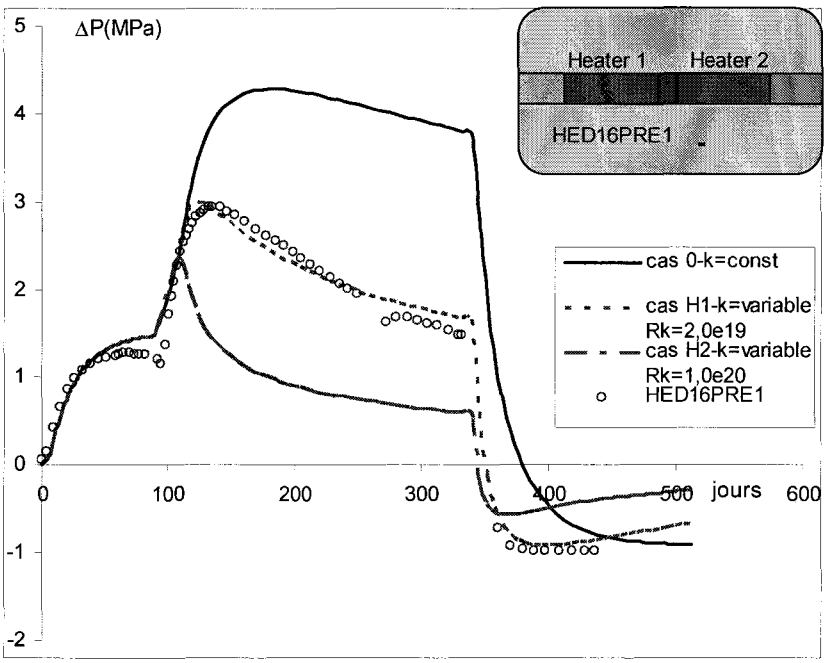


Figure 5-10 : Comparaison d'évolution de la pression de pores avec différents k

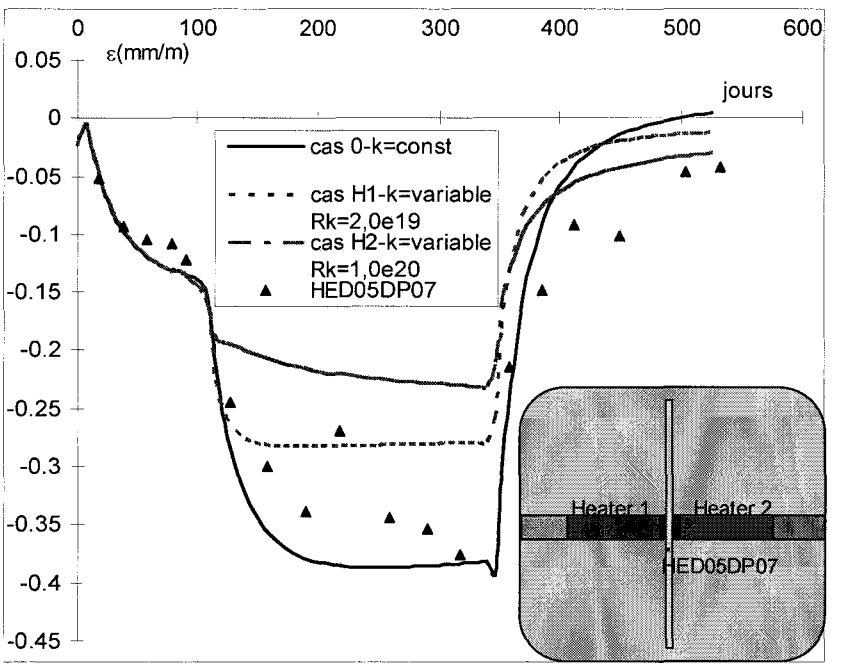


Figure 5-11 : Comparaison des déformations avec différent k

Sur la Figure 5-12, nous présentons l'évolution des déformations prédites pour les trois calculs hydrauliques au point HED05DP7. Le massif ayant une plus grande perméabilité dans

l'EDZ, la pression de pores évolue moins. En conséquence, les contraintes effectives et les déformations diminuent avec l'augmentation de la perméabilité du massif.

Enfin, dans ces calculs, nous avons constaté que la température n'est pas perturbée par la variation de la perméabilité.

5.4.3 Influence du module d'Young

L'influence des paramètres mécaniques est effectuée par comparaison des résultats de calculs avec différentes valeurs de module d'Young E_b (Figure 5-12). Les deux phases chauffantes sont ici aussi clairement identifiables.

Comme précédemment, nous n'avons pas observé d'évolution de la distribution de température dans le massif avec le module d'Young. Par contre, et comme pour l'expérimentation REP, avec l'augmentation du module d'Young, la rigidité du massif s'accroît. Les déformations dans le massif diminuent donc quand le module d'Young augmente. Enfin, puisque la pression de pores est reliée à la déformabilité de la roche, la pression de pores ici diminue quand la déformabilité du massif augmente.

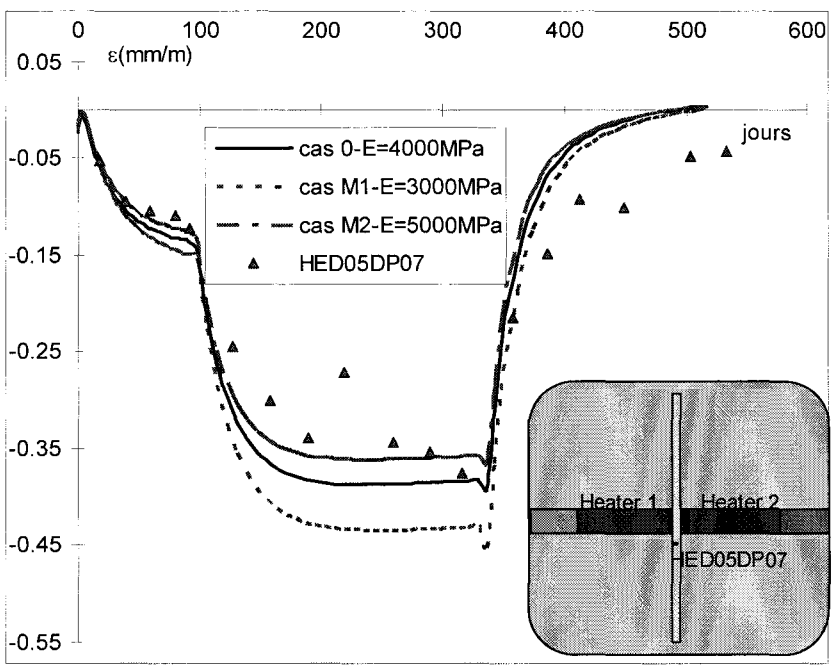


Figure 5-12 : Comparaison d'évolution des déformations avec différent E_b

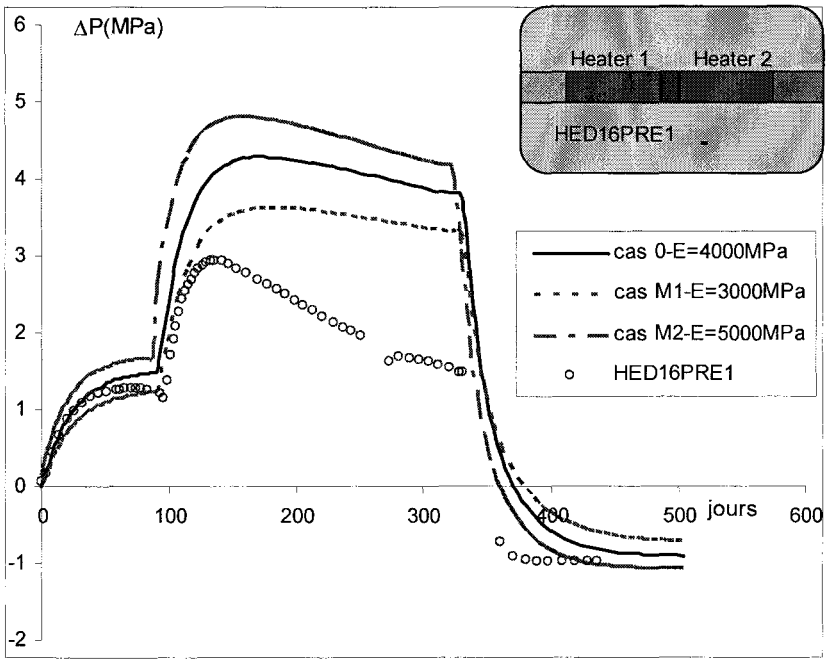


Figure 5-13 : Comparaison d'évolution de la pression de pores avec différent E_b

Basée sur les comparaisons effectuées avec différents paramètres, une synthèse est faite dans le Tableau 5-4.

Tableau 5-4: Etude paramétrique sur le couplage THM dans l'argile à Opalinus

Paramètres	Température	Pression de pores	Déplacement
La conductivité thermique λ	+++	++	++
La perméabilité k	-	+++	+
Le module d'Young E_b	-	+	+++

Note : +++ : influence grande ; ++ influence moyenne ;
+ influence faible ; - pas d'influence

En conclusion, on constate que l'évolution de la température est essentiellement dominée par les propriétés thermiques du massif et n'évolue pas avec les paramètres hydromécaniques. Par contre, la pression de pores ainsi que les déformations sont fonction des propriétés hydromécaniques mais aussi fonction de la distribution de température dans le milieu poreux. La température influe donc sur le comportement hydromécanique du matériau. Inversement, le couplage dans le sens hydromécanique→thermique est négligeable. Ce phénomène est lié à la très faible porosité de l'argile à Opalinus et au fait que l'argile reste saturée lors de la perturbation thermique.

5.5 Simulation numérique de l'expérimentation HE-D

Nous présentons ci-dessous les principaux résultats obtenus aux différents points d'observation de l'expérimentation HE-D. Les points choisis sont représentatifs du comportement thermique, hydraulique et mécanique dans le massif et ce, dans un rayon de 3 mètres autour de la sonde chauffante. Il s'agit de :

- trois points d'observation de la température sur l'élément chauffant (HED00H1T1, HED00H1T2 et HED00H1T3 pour Heater 1),
- trois points d'observation de la température dans le massif (HED01TEM4, HED01TEM5 et HED17TEM1),
- trois points d'observation de la pression de pores (HED03PRE1, HED16PRE1et HED17PRE1),
- trois points d'observation des déformations (HED05DP5, HED05DP7 et HED05DP13).

Le calcul numérique est réalisé avec le jeu de paramètres déterminé à partir des études paramétriques précédentes, à savoir :

- ✓ la conductivité thermique $\lambda_{//} = \lambda_{\perp} = 1,98$,
- ✓ le module d'Young $E = 4000MPa$
- ✓ la variation de la perméabilité dans l'EDZ définie par:

$$k = k_0\left(1 + R_k\left(\varepsilon_v^{+p}\right)^3\right), R_k = 2,0E19$$

Les autres paramètres THM de l'argile à Opalinus sont les valeurs moyennes issues de la base de données de cette argile (Tableau 5-1).

5.5.1 Evolution de la température

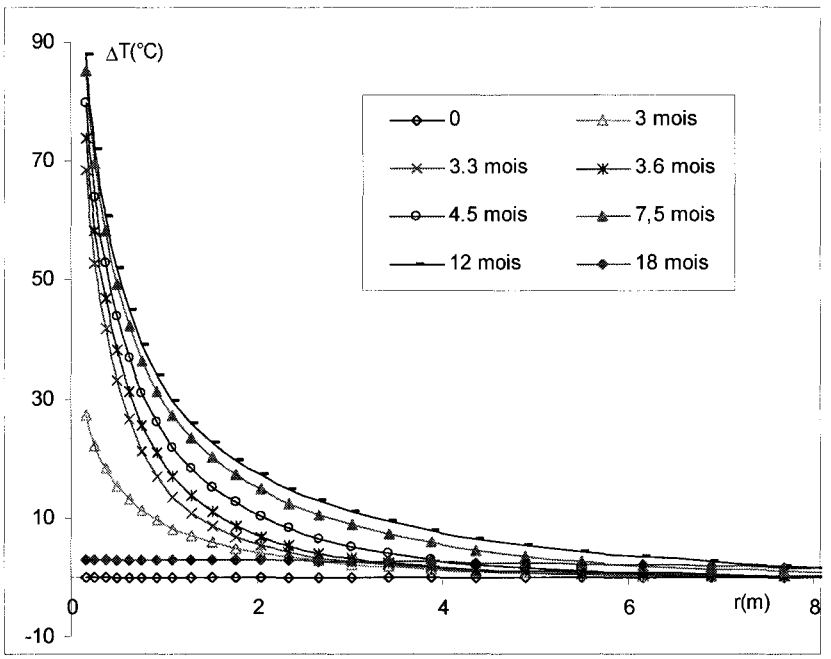


Figure 5-14 : Evolution de la température dans le massif en fonction du temps au centre de l'élément chauffant (HEATER 1)

Tout d'abord, nous présentons l'évolution de la température en fonction du temps sur une ligne perpendiculaire au forage passant au centre de l'élément chauffant (Heater 1) sur la Figure 5-14. Chaque phase chauffante provoque une augmentation de la température et la température maximale se situe à la surface de l'élément chauffant. La température atteint sa valeur maximale à la fin de la deuxième phase chauffante. Enfin, nous pouvons constater que le calcul prédit une variation de température sur une zone de 8 mètres de rayon.

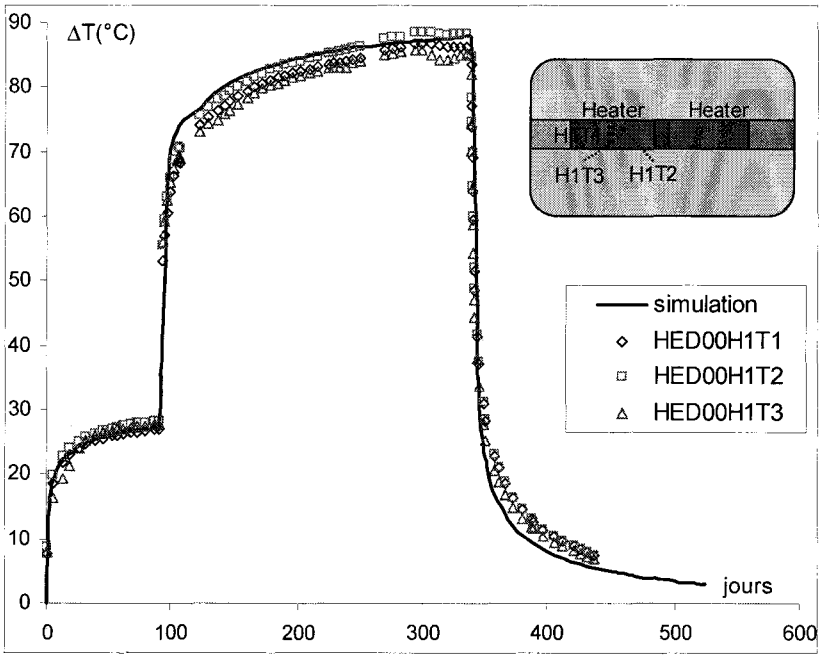


Figure 5-15 : Comparaison de la modélisation et de la mesure in situ des capteurs : HED00H1T1, HED00H1T2 et HED00H1T3

Les comparaisons entre les données expérimentales et la simulation numérique sont données sur la Figure 5-15 à Figure 5-18. En ce qui concerne les capteurs situés sur le pourtour des sondes chauffantes, la prédiction et les données expérimentales s'accordent parfaitement (Figure 5-15). Ce résultat est lié au fait que le flux thermique appliqué en paroi a été calibré par le paramètre α et que ce paramètre a été déterminé par le CEA à partir des résultats expérimentaux mesurés par ces capteurs.

En ce qui concerne les résultats obtenus dans le massif, nous observons une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les prédictions numériques, même pour le point éloigné du forage chauffant de 2.96m (HED17TEM1). Notons ici que l'accroissement de température au point d'observation est inversement proportionnel à sa distance à l'axe du forage. Une constatation identique peut être réalisée lors de la phase de refroidissement. Cette cinétique est en particulier bien respectée par la modélisation numérique.

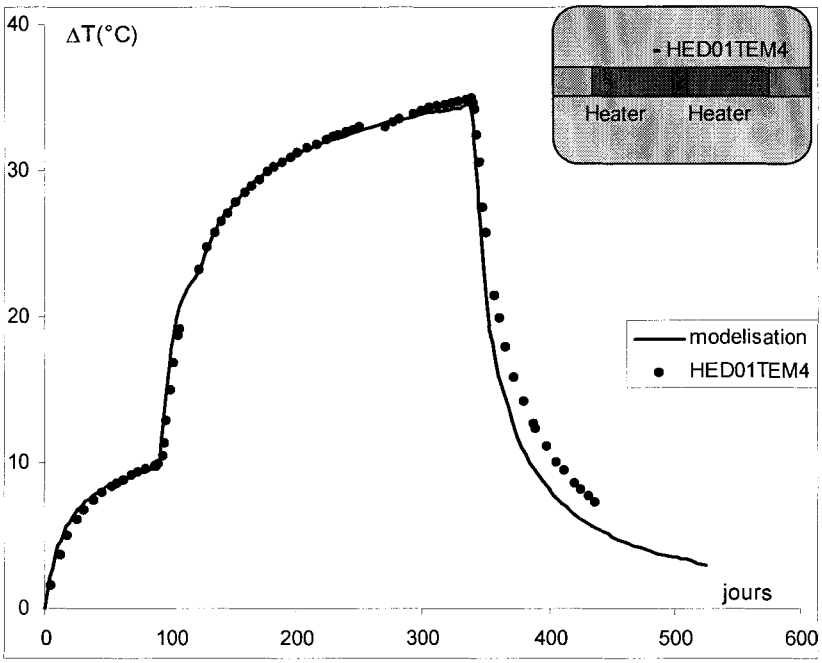


Figure 5-16 : Comparaison de la modélisation et de la mesure in situ du capteur HED01TEM4

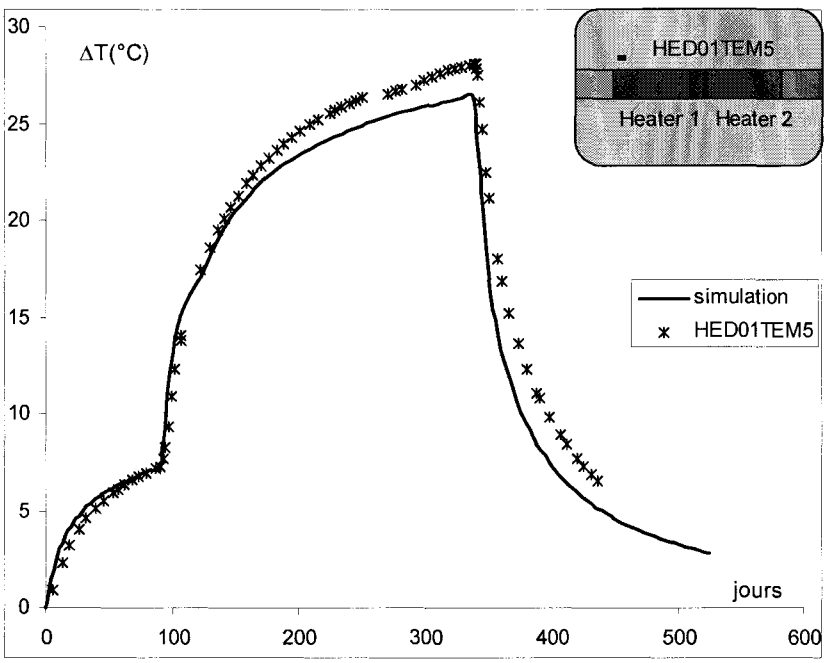


Figure 5-17 : Comparaison de la modélisation et de la mesure in situ du capteur HED01TEM5

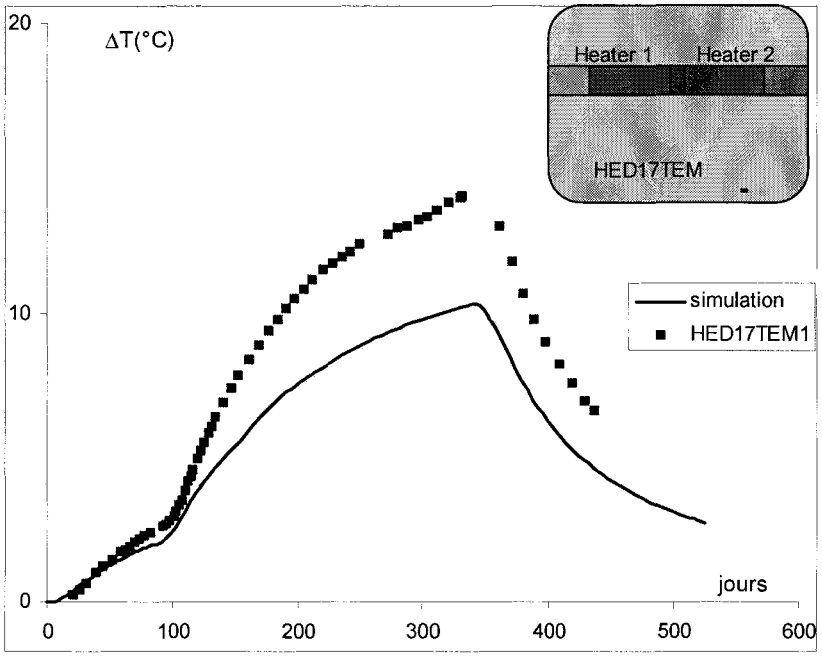


Figure 5-18 : Comparaison de la modélisation et de la mesure in situ du capteur HED17TEM1

Finalement, la comparaison entre les modélisations et les mesures in situ montre que le modèle est capable de reproduire la température mesurée dans le massif suite à l'ajustement des paramètres thermiques du modèle (conductivité thermique λ). Notons qu'il existe encore des écarts pour certains capteurs dans le massif, en particulier pour les capteurs les plus éloignés. Cela peut être lié au fait que l'argilite présente des propriétés thermiques anisotropes. Un modèle 3D prenant en compte l'anisotropie thermique peut donc s'avérer nécessaire pour reproduire le champ de températures dans tout le massif.

5.5.2 Modélisation de la pression de pores

La Figure 5-19 illustre la distribution de la pression de pores dans le massif en fonction du temps suivant une ligne perpendiculaire au forage chauffant passant au centre de l'élément chauffant (Heater1). Sous l'effet des dilatations thermiques différentielles entre la roche et l'eau, le chauffage produit une surpression dans le massif sur une distance de 15 mètres de rayon. Au début de la seconde phase chauffante, la pression de pores en paroi augmente très rapidement avant de décroître lentement. Ces phénomènes sont liés à la migration du fluide dans le massif, elle-même liée à la variation de température provoquée par le flux thermique.

Les comparaisons entre les simulations et les mesures in-situ sont données sur les figures Figure 5-20 à Figure 5-22. Pour chacun des points d'observation, le modèle reproduit bien l'augmentation de la pression de pores, liée à l'application du flux en paroi. En début de phase chauffante, la pression de pores augmente significativement. De plus, nous constatons que le calcul numérique modélise correctement la cinétique de l'évolution de la pression de liquide, à savoir: la montée, le pic et la chute de pression. Le modèle utilisé est donc ici aussi apte à décrire le couplage THM qui intervient dans l'argile à Opalinus.

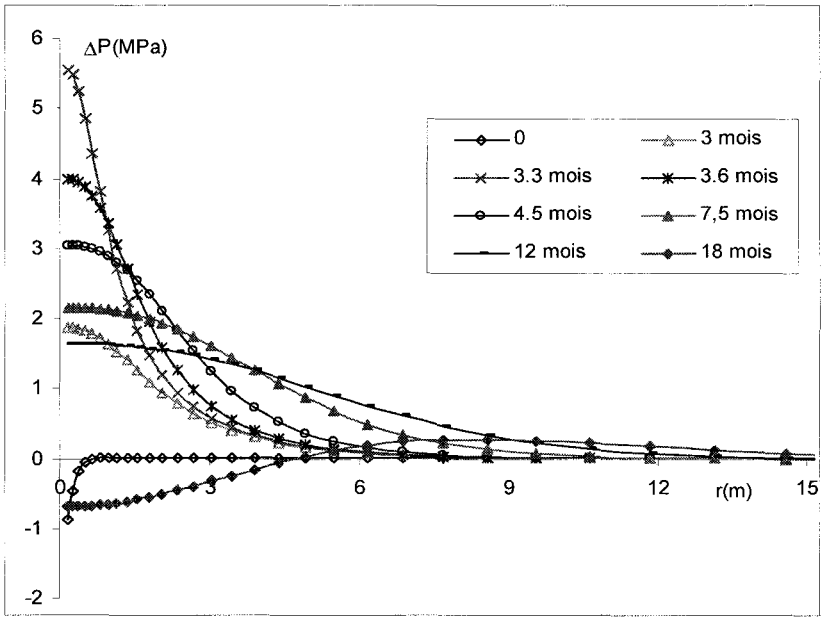


Figure 5-19 : Evolution de la pression de pores dans le massif en fonction du temps au centre de l'élément chauffant (HEATER 1)

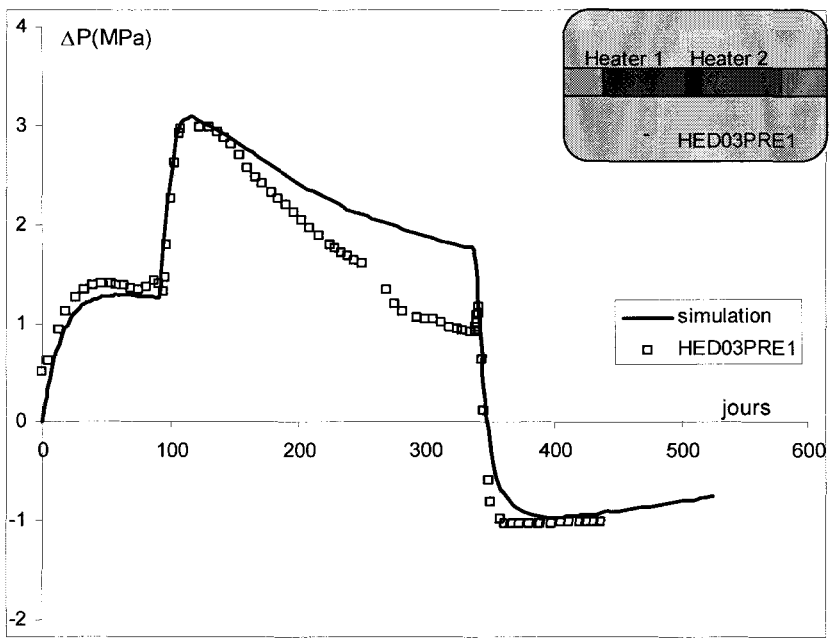


Figure 5-20 : Comparaison de la modélisation et de la mesure in situ du capteur HED03PRE1

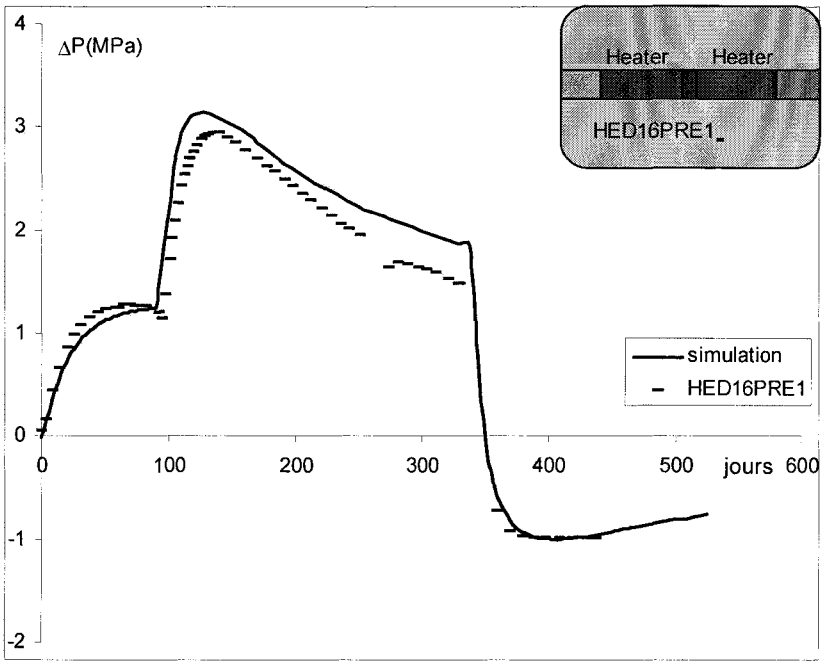


Figure 5-21 : Comparaison de la modélisation et de la mesure in situ du capteur HED16PRE1

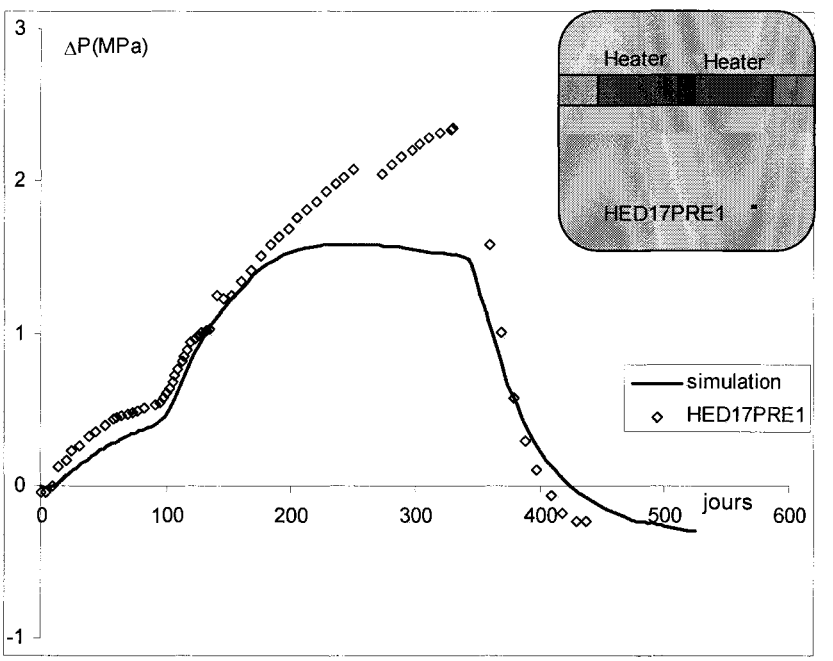


Figure 5-22 : Comparaison de la modélisation et de la mesure in situ du capteur HED17PRE1

5.5.3 Modélisation des déformations

L'analyse des déformations est faite à partir des déformations mesurées dans l'axe des forages (composante longitudinale), notée ε_i^{num} . Notons que le forage HED05 est presque parallèle au plan radial. Nous avons donc considéré que la déformation la déformation

longitudinale mesurée dans le forage HED05.correspondait à la déformation radiale déterminée numériquement en ce point.

Les résultats numériques ainsi que les résultats de mesure font ici abstraction des déformations engendrées par le forage. Seules les déformations issues de la perturbation thermique sont donc figurées.

Tout d'abord, nous présentons l'évolution des déplacements radiaux dans le massif suivant une ligne perpendiculaire à l'axe du forage chauffant passant au centre d'union. Nous notons que le massif dans le champ proche de la paroi se dilate sous l'effet du chauffage, alors que l'on prédit un peu plus loin une contraction dans le massif.

En ce qui concerne les déformations, on constate aussi une bonne concordance entre les simulations numériques et les mesures in situ. Cependant, certains écarts existent encore. Notons que le forage HED05 présente une faible déviation dans le plan perpendiculaire au forage chauffant (HED00). Les mesures enregistrées ne correspondent donc pas uniquement aux déformations radiales. Afin de tenir compte de la disposition réelle des capteurs et de déterminer la déformation dans l'axe du forage un calcul 3D est ici nécessaire.

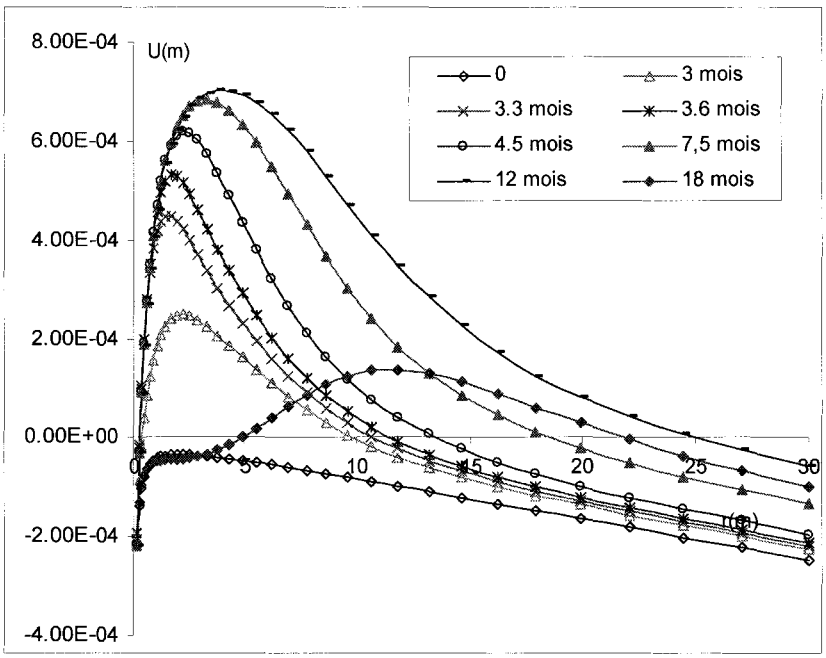


Figure 5-23 : Evolution du déplacement radial dans le massif au centre d'union

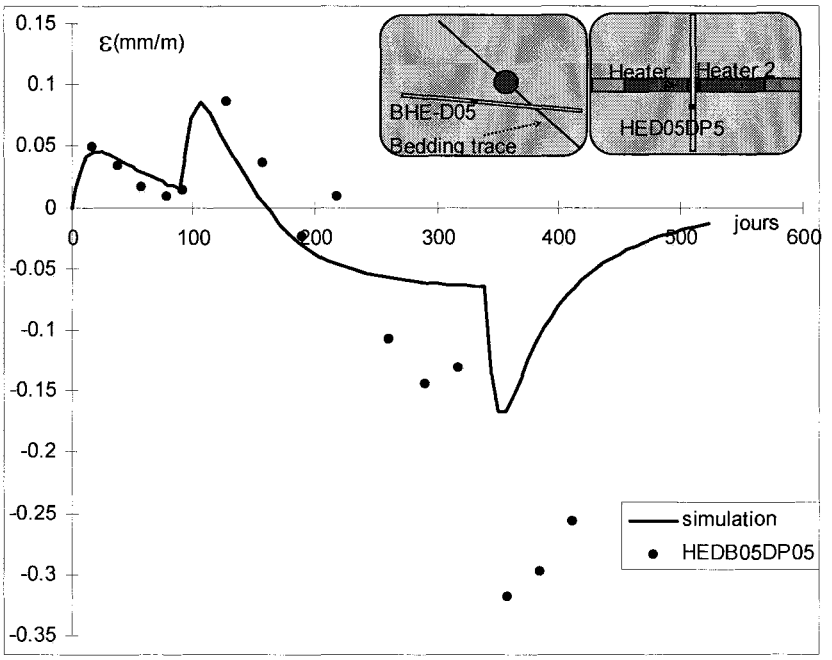


Figure 5-24 : Comparaison de la modélisation et de la mesure in situ du capteur HED05DP05

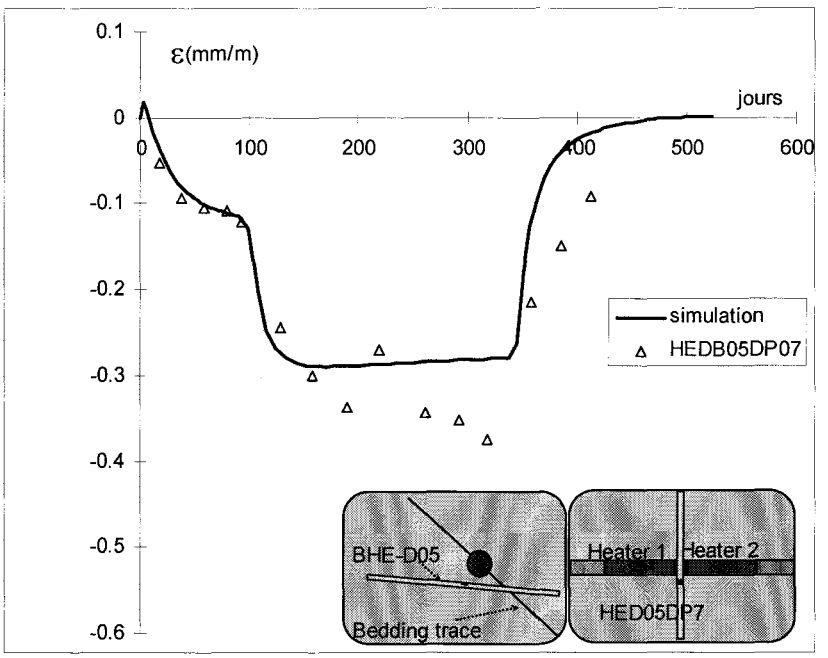


Figure 5-25 : Comparaison de la modélisation et de la mesure in situ du capteur HED05DP07

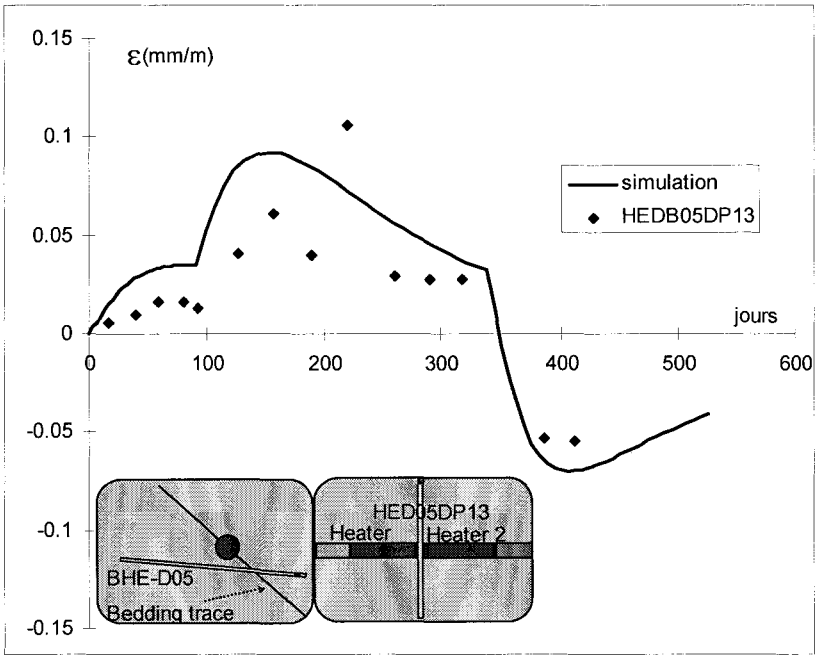


Figure 5-26 : Comparaison de la modélisation et de la mesure in situ du capteur HED05DP13

5.6 Conclusion

L'expérimentation HE-D apporte une compréhension nouvelle du comportement thermo-hydro-mécanique dans un milieu argileux de faible perméabilité. Les nombreux résultats obtenus dans l'expérimentation HE-D sont d'une grande utilité dans la compréhension des phénomènes THM couplés dans les roches argileuses.

D'un point de vue général, à partir des résultats THM, on note une bonne concordance entre les données in situ et les résultats numériques. Le modèle proposé est donc capable de reproduire le comportement THM de l'argile à Opalinus. Le calcul numérique permet d'avoir une bonne compréhension de l'ensemble des phénomènes.

Bien que la configuration de HE-D soit optimisée pour simplifier l'analyse, la modélisation 2D ne peut être qu'une étape intermédiaire. En effet, sur l'ensemble des points de mesure, l'évolution du champ de températures est globalement bien prédite par le calcul 2D. De plus, les cinétiques d'évolution de la pression de pores et des déformations sont aussi bien simulées par le calcul 2D. Cependant, en ce qui concerne les déformations, il existe encore des différences entre les résultats numériques et les mesures in situ au niveau de certains points de mesure. Afin d'améliorer la prédiction, il serait intéressant d'introduire le modèle IEPDLML dans un code 3D en tenant compte des propriétés anisotropes du matériau et en prenant en considération la présence de la galerie d'accès et de la niche MI.

Conclusions et perspectives

L'objectif du travail présenté dans ce mémoire consiste en la modélisation thermo-hydro-mécanique des roches partiellement saturées, et ce dans le contexte des projets de stockage de déchets radioactifs en formation géologique profonde.

D'un point de vue mécanique, l'argilite de Meuse Haute Marne révèle une dilatance et des déformations plastiques importantes mettant en évidence un comportement mécanique essentiellement plastique. Une dégradation faible des propriétés élastiques permet en outre de conclure en la manifestation d'un endommagement isotrope induit. De plus, nous avons pu observer, lors des essais réalisés avec différent degré de saturation en eau, que le comportement de l'argilite de Meuse Haute Marne est gouverné par ce degré de saturation en eau. Enfin, il a pu être constaté que le comportement différé des argilites est principalement caractérisé par un fluage primaire et un fluage secondaire.

Afin de décrire le comportement de l'argilite de Meuse Haute Marne un modèle élastoplastique couplé à un endommagement isotrope induit a été développé. Par soucis de simplification, l'endommagement est décrit à l'aide d'une variable scalaire. Le critère d'endommagement est fonction des déformations plastiques et des déformations élastiques. Le comportement plastique est décrit par un critère non linéaire qui prend en considération l'influence de la pression de confinement. De plus un écrouissage isotrope et une loi d'écoulement non associé sont considérés. En se basant sur des études théoriques et expérimentales, nous avons montré que le concept des contraintes effectives semble être justifié pour les roches saturées et partiellement saturées. En utilisant ce concept, le modèle plastique proposé est naturellement étendu pour étudier le comportement poroplastique des roches partiellement saturées. Enfin, les déformations différées ont aussi été incorporées dans un modèle de comportement unifié.

Les comparaisons entre les données expérimentales et les simulations numériques des essais homogènes ont montré que le modèle proposé peut décrire les principaux aspects du comportement de l'argilite de Meuse haute-Marne à savoir :

- les déformations plastiques,
- la dégradation des propriétés élastiques,
- la transition contractance/dilatance plastique,
- la forte influence de la pression de confinement,

Surtout, le modèle est capable de reproduire l'influence du degré de saturation en eau sur le comportement mécanique des argilites à savoir :

- l'accroissement de la résistance avec la diminution du degré de saturation en eau,
- l'évolution des déformations irréversible due à la variation de pression capillaire,

Enfin, en ce que concerne des déformations viscoplastiques, on constate que l'évolution des déformations de fluage est bien reproduite par le modèle proposé.

Le modèle proposé est alors appliqué à la simulation de deux expérimentations in situ :

- une expérimentation hydromécanique (REP)
- une expérimentation thermo-hydro-mécanique (HE-D)

L'ensemble des modélisations a permis d'intégrer les différents aspects du comportement de la roche hôte (l'argilite de Meuse Haute Marne). En général, nous obtenons une bonne concordance entre mesures in situ et simulations numériques. Cela permet donc de valider le

modèle proposé et de déterminer la hiérarchisation des phénomènes qui se manifestent lors des perturbations thermo-hydro-mécaniques. En particulier, dans le cas du couplage hydromécanique, nous avons constaté que les couplages hydrauliques sur mécanique et mécanique sur hydraulique restent faibles. Dans le cas du couplage thermo-hydro-mécanique, nous avons constaté que l'évolution de la température est essentiellement gouvernée par les propriétés thermiques du milieu poreux et n'est pas influée par les propriétés hydromécaniques. Inversement, le couplage thermique sur hydromécanique est très important, du fait de la très faible perméabilité des argilites.

Les perspectives de ce travail sont de deux type : au niveau de la modélisation et au niveau de l'expérimentation.

D'un point de vue modélisation, comme l'ont montré les simulations numériques du chapitre 4 et chapitre 5 la prise en compte ou non de la variation de certaines propriétés hydrauliques comme la perméabilité avec les déformations plastiques influence fortement les résultats numériques. La connaissance de ces variations est donc primordiale dans le contexte de l'étude des stockages souterrains. De plus, les limites des modélisations bi-dimensionnelles ont pu être mises en exergues dans le cadre des modélisations de ces ouvrages. Des études tri-dimensionnelles sont à priori nécessaires pour simuler le comportement in situ des ouvrages de stockage.

D'un point de vue expérimental, de nombreuses interrogations restent en suspend. En particulier la validation du concept de contrainte effective reste un sujet encore largement ouvert. Les effets de la pression capillaire sur les mécanismes plastiques restent à être expérimentalement et théoriquement validés.

Bibliographie

1. Abbas A., Carcasses M., Ollivier J.P., 1999, Gas permeability of concrete in relation to its degree of saturation, *Materials and Structures*, vol.32, pp. 3-8

2. Alonso E. E., Gens A. and Josa A., 1990, A constitutive model for partially saturated soils, *Géotechnique* 40 (3), pp.405-430

3. Andra, 1997, Etat des connaissance et programme d'expérimentation :Est.-Borchure Andra

4. Andra, 2001, Référence géologique du site de Meuse Haute-Marne- Rapport Andra N° A RP ADS 99-005, Tome 4-Le Callovo-Oxfordien

5. Andra 2005, Dossier 2005 Argile Référentiel du site de Meuse/Haute-Marne, Rapport Andra N° C RP ADS 04 0022A

6. Auriault J. L., Sanchez-Palencia E., 1977, Etude de comportement macroscopique d'un milieu poreux saturé déformable, *Journal de Mecanique*, 16 (4), pp.575-603

7. Baroghel-Bouny V., Arnaud S., Henry D., Carcasses M., Quenard D., 2002, Vieillissement des bétons en milieu naturel : une expérimentation pour le XXI0 siècle. III – Propriétés de durabilité des bétons mesurées sur éprouvettes conservées en laboratoire, Bulletin des Laboratoires des Pont et Chaussées, n0 241, pp.13-59

8. Baste J.S., Charcosset C., Sidoroff F., 1988, C.R. des 6ème Journées Nat. Composites éd. J.P. Favre, D. Valentin, AMAC, pp.765-776

9. Biot M.A., 1941, General theory of three dimensional consolidation, *J. Appl. Phys.* 12, pp.155–164

10. Biot M.A., 1955. Theory of elasticity and consolidation for a porous anisotropic solid, *J. Appl. Phys*, 26, pp.182–185

11. Biot M.A., 1973, Non linear and semilinear rheology of porous solids, *J. Geophys. Res.* 78 (23), pp.4924–4937

12. Bishop A.W., 1959, The principle of effective stress. In: Lecture Delivered in Oslo, Norway, published in Teknisk Ukeblad 106 (39), pp.859–863.

13. Bishop A.W., Blight, G.E., 1963, Some aspects of effective stress in saturated and partly saturated soils, *Geotechnique* 13 (3), pp.177–197.

14. Bock, H., 2001, Rock mechanics analyses and synthesis (RA experiment): data report on rock mechanics. Mont Terri Technical Report 2000-02, Federal Office of Water and Geology, Bern-Ittigen, Switzerland

15. Boidy E., 2002, Modélisation numérique du comportement différé des cavités souterraines, Thèse de doctorat, Grenoble

16. Bossart P., Meier M., Moeri A., Trick Th., 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* 66, pp.19-38

17. Boutéca M., 2001, Etude du comportement poromécanique des argilites du futur site d'accueil de laboratoire souterrain de l'Andra – site de l'Est. Rapport Andra n° D RP 0IFP 01-001

18. Cheng A. H. D., 1997, Material coefficients of anisotropic poroelasticity, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 34, No. 2, pp.199-205

19. 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 doctorat, USTL

20. Chiarelli A.S., Kondo D., Shao J.F., 1998a, Rapport de synthèse sur les argilites de l'Est, rapport LML pour l'ANDRA n°D RP 0 LML 98-001/A

21. Chiarelli A.S., Kondo D., Shao J.F., 1998b, Rapport de synthèse sur les argilites de l'Est, rapport LML pour l'ANDRA n°D RP 0 LML 98-002/A

22. Chiarelli A.S., Shao J.F., Hoteit N., 2003, Modelling of elastoplastic damage behaviour of a claystone, *Int. J. Plast*, Vol 19, pp.23–45

23. Coussy O., 1995. Mechanics of Porous Continua. John Wiley & Sons, UK.

24. Coussy O., 2004. Poromechanics. John Wiley & Sons, UK.

25. Coussy O., 1991, Mécanique des milieux poreux, Ed. Technip, Paris

26. De Buhan P. and Dormieux L., 1996, On the validity of the effective stress concept for assessing the strength of saturated porous materials: a homogenization approach, *J. Mech.Phys. Solids*, 44, pp.1649-1667

27. De Buhan P. and Dormieux L., 1999, A micromechanics-based approach to the failure of saturated porous media, *Transport in Porous Media*, 34, pp.47-62

28. Chateau, X., Dormieux, L., 1998. A micromechanical approach to the behavior of a non-saturated porous medium. C.R. *Acad. Sci. Paris t326 (Série II b)*, pp.533–538.

29. Dragon A., Mroz Z., 1979, A continuum model for plastic brittle behaviour of rock and concrete, *Int. J Eng Sci*, Vol 17, pp.121–137

30. Dragon A., 1990, Sur le couplage plasticité-endommagement, *Acts de la 16ème journée nationale Dymat, CEG Gramat*, 6 novembre 1990

31. Escoffier S., 2001, Caractérisation expérimentale du comportement hydro-mécanique des argilites de Meuse/Haute-Marne, Thèse de doctorat

32. Ewen J., Thomas H.R., 1989, Heating unsaturated medium sand, *Géotechnique*, 3, pp.455-470

33. Fredlund D.G. and Rahardjo H., 1993, Soil mechanics for unsaturated soils, John Wiley & Sons, New York

34. Fredrich, J.T., Evans, B., Wong, T.F., 1989, Micromechanics of the brittle to plastic transition in Carrara marbe. *J. Geophys. Res.* Vol 94, pp.4129–4145.

35. Gasc M., Bauer C., Ghohreychi M., Chanchole S., 1998, Comportement différé compte-tenu des couplages thermo-hydro-mécanique des argilites silto-carbonatées de l'Est, rapport G3S pour l'ANDRA n°B RP 0 G3S 98-007/A

36. Giraud A., Homand F., 1995, Mesure des paramètres thermiques et des caractéristiques des marnes du Callovo-Oxfordien de la Haute-Marne, rapport ENSG pour l'ANDRA n°B RP 0 ENG 95-009

37. Hansen N.R., Schreyer H.L., 1993, A thermodynamically consistent framework for theories of elastoplasticity coupled with damage, *Int. J. Solids struct.*, 31, pp.359-389

38. Hayakawa, K., Murakami, 1997, Thermodynamical modeling of elastic–plastic damage and experimental validation of damage potential. *Int. J Damage Mech*, Vol 6, pp.333–363

39. Heitz J.F., Heng V., Massal P., 1996, Caractérisation mécanique complémentaire des marnes argileuses du callovo-oxfordien, rapport ANTEA pour l'ANDRA n°B RP 0 ANT 96-031/A

40. Horii, H., Nemat-Nasser, S., 1985, Compression-induced microcrack growth in brittle solids: axial splitting and shear failure, *J. Geophys. Res*, Vol 90, N° B4, pp.3105–3125

41. Horii, H., Nemat-Nasser, S., 1986, Brittle failure in compression: splitting, faulting and brittle–ductile translation, *Philos. Trans. R. Soc*, London A319, pp.337–374

42. Hoteit N., Ozanam O., Su K., 1999a, Geomechanical investigation of an argillaceous formation in the East of France, *Proceeding of the Int. workshop on the Rock Mechanics of Nuclear Waste Repositories*, Saeb S. and Francke C.

43. Hoteit N., Ozanam O., Su K., François O., Heitz J.F., Nguyen Minh D., 1999b, Geomechanical research for radwaste disposal in deep clays, *Conférence WM*, Tucson

44. 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

45. Jennings J.E.B., Burland J.B., 1962, Limitations to the use of effective stresses in partly saturated soil, *Géotechnique*, Vol.12, No 2, pp.125-144

46. Ju J. W., 1989, On energy based coupled elastoplastic damage theories : constitutive modeling and computational aspects, *Int. J. Solids Structures*, Vol.25, No.7, pp.803-833

47. Kharkhour H. (2001) Hiérarchisation des phénomènes hydro-mécaniques intervenant dans les perturbations du champ proche de stockage. Rapport Andra n° D.RP.0G3S 01.002

48. Lassabatere T., 2004, Le stockage des déchets radioactifs : enjeux et perspectives de la modélisation numérique, *Ecole d'automne de MOMAS*, Chambery

49. Lefevre E., Homand F., 1995, Caractérisation physicochimique –mécanique sommaire des matériaux argilo-marneux de la cible callavo-oxfordienne de la Meuse-rapport ENSG pour l'ANDRA n°B RP ENG 95-001

50. Lemaitre J., 1992, A Course on Damage Mechanics, Second Edition, Springer-Verlag, Berlin

51. Lydzba D., Shao J.F., 1999, Study of poroelasticity material coefficients as response of microstructure, Mechanics of Cohesive-Frictional Material, Vol 5, No 2, pp.149-171

52. Lydaba D., Shao J.F., 2002, Stress equivalence principle for saturated porous media, *C.R. Mécanique* 330, pp.297-303

53. Menétrey Ph., Willam K.J., 1995. Triaxial failure criterion for concrete and its generalization. *ACI structural Journal,* Vol 92, No 3, pp.311-318

54. Mazars J., 1984, Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire du béton de structure, thèse de l'Université Paris 6

55. Nemat-Nasser, S., Horii, H., 1982. Compression-induced non-planar crack extension with application to splitting, exfoliation and rock-burst, J. *Geophys. Res.* Vol 87, N° B8, pp.6805–6821

56. Nemat-Nasser S., Hori, M., 1993, Micromechanics: Overall properties of heterogeneous materials, North-Holland, Amsterdam

57. 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 99 001/A

58. Niandou H., 1994, Etude du comportement rhéologique et modélisation de l'argilite de Tournemire. Application à la stabilité d'ouvrages souterrains, thèse de l'Université de Lille 1

59. Oda, M., Takemura, T., Aoki, T., 2002. Damage growth and permeability change in triaxial compression tests of Inada granite. *Mech. Mater.* Vol 34, pp.313–331

60. Pietruszczak S., Jiang J., Mirza F.A., 1988, An elastoplastic constitutive model for concrete, *Int. J. Solids & Structures* 24 (7), pp.705-722

61. Saint-Lot P., 1984, Etude de la rupture des roches en compression uniaxiale, Thèse de l'Ecole des Mines d'Alès

62. 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

63. Sammis C.G., Ashby M.F., 1986, The failure of brittle porous solids under compressive stress states, Acta Metall, Vol 34, N° 3, pp.511–526

64. Scheitt L., 1993, Etude du soutènement hydraulique des puits pétroliers dans les argilites par l'essai triaxial à confinement fluide direct, thèse de l'Institut National Polytechnique de Lorraine

65. Scheitt L., Forsans T., Santarelli F.J., 1994, Shale testing and capillary phenomena, *Int. J Rock Mech. Min. Sci. & Geomechen*, Vol.31, n°5, pp.411-427

66. Shao J.F., Zhou H., Chou K.T., 2005, Coupling between anisotropic damage and permeability variation in brittle rocks, *Int. J Numer Anal Methods Geomech*, vol 29, pp.1231-1247

67. Shao J.F., Chou K.T., Feng X.T., 2006, Modeling anisotropic damage dans creep deformation in brittle rocks, *Int. J Rock Mech. Min. Sci. & Geomechen*, vol 43, pp.582-592

68. Shao J. F., Giraud A., 2002, Comportement poromécanique des roches saturées, Lois incrémentales viscoplasticité et endommagement, Modèles de comportement des sols et des roches, Hermes Editions, pp.175-201

69. Su K., 2005, Specification for modelling of the REP experiment (2005), Rapport Andra, N°C.SP.ASMG.05-0024,

70. Ozanam O., Su K., 1999, Cahier des charges de réalisation de l'expérimentation REP, Rapport Andra, N° C CC AGEM99-049

71. Thorel L., Ghoreychi M., Chanchole S., 1995a, Caractérisation géomécanique de l'argile de Haut-Marne- rapport G3S pour l'ANDRA n°621 RP G3S 95-002

72. Thorel L., Ghoreychi M., Chanchole S., 1995b, Argile de Haut-Marne : caractérisation géomécanique - rapport G3S pour l'ANDRA n°621 RP G3S 95-003

73. Thorel L., Bauer C., Ghoreychi M., Chanchole S., 1999, Propriétés thermomécanique des argilites silto-carbonatées de l'est- rapport G3S pour l'ANDRA n°B RP G3S 96-014/A

74. Thury M., Bossart P., 1999, The Mont Terri rock laboratory, a new international research project in a Mesozoic shale formation in Switzerland, *Engineering Geology*, vol.52, pp 347-359

75. Van Genuchten M.T., 1980, A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, *Soil Science Society of America*, vol. 44, pp. 892-898

76. Baroghel-Bouny V., Arnaud S., Henry D., Carcasses M., Quenard D., 2002, Vieillissement des bétons en milieu naturel : une expérimentation pour le XXI0 siècle . III –Propriétés de durabilité des bétons mesurées sur éprouvettes conservées en laboratoire, Bulletin des Laboratoires des Pont et Chaussées, n°241, pp. 13-59,

77. Wawersik, W.R., Brace, W.F., 1971, Post-failure behavior of a granite and diabase. *Rock Mech.* Vol 3, pp. 61–85

78. Vaunat J., 2004, Note on MX-80 HM parameters, Uinversitat Polytécnica de Catalunya (UPC)

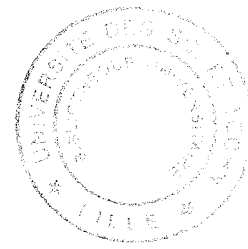
79. Villain G., Baroghel-Bouny V., Kounkou C., Hua C., 2001, Mesure de la perméabilité aux gaz en fonction du taux de saturation des bétons, *Transferts dans les bétons et durabilité, spécial issue of Revue française de Génie Civil*, vol. 5, n0 2-3, pp. 253-270

80. West G., 1994, Effect of suction on the strength of rock, *Quarterly Journal of Engineering Geology*, n°27, pp. 51-56

81. 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

82. Wong, T.F., 1982, Micromechanics of faulting in Westerly granite. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* Vol 19, pp.49–62

83. Zhang C.-L., Dittrich J., Müller J., Rothfuchs T., 2002, Experimental study of the hydromechanical behaviour of the Callovo-Oxfordian argillites, Rapport GRS-187, ISBN3-931995-55-0

84. Zhang C.L., 2004, Thermo-Hydro-Mechanical and Geochemical behaviour of the Callovo-Oxfordian Argillite and the Opalinus Clay, GRS-202, Internal Report n°ISBN3-931995-69-0

85. Zhao, Y., 1998, Crack pattern evolution and fractal damage constitutive model for rock, *Int. J Rock Mech Min Sci*, Vol 35, pp.349–366