UNIVERSITE LILLE 1 DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES
Laboratoire de Mécanique de Lille – UMR CNRS 8107

Année: 2010 N° d'ordre: 40439

THESE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR
DE L'UNIVERSITE LILLE 1 DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES

Discipline: Génie Civil

Préparée par

Moustafa MASRI

Titre

Etude expérimentale et modélisation numérique du comportement thermomécanique à haute température de l'argilite de Tournemire

Soutenue le 01 Décembre 2010 devant le jury composé de :

M. Djimedo KONDO	**Professeur - Université Paris 6**	**Président**
M. Dashnor HOXHA	**Professeur - Université d'Orléans**	**Rapporteur**
M. Frédéric PELLET	**Professeur – INSA / Université de Lyon**	**Rapporteur**
M. Atef ONAISI	**Chef Service Géomécanique – TOTAL Pau**	**Examinateur**
M. Malek SIBAI	**Ingénieur de recherche - Université Lille 1**	**Examinateur**
M. Jianfu SHAO	**Professeur - Université Lille 1**	**Directeur de thèse**

A ma femme Lamis

Mon amour éternel ;
Tu m'as donné de courage et de force pour surmonter bien les obstacles de la vie
Tu es l'étoile de mon ciel, le sang de mon cœur, l'inspiration de mes sentiments…
Nos chemins se sont croisés un jour ; Depuis ce jour là, nous sommes ensemble, main à la main, par un seul cœur pour toujours, Grâce à toi.

A mes enfants Mouhammad et Oubada

Mes anges ;
Vous êtes le rayon de soleil de ma vie
Je vois dans vos yeux le bonheur
Je vous souhaite pleine de santé et de joie

A mes parents

Vous êtes mon symbole dans la vie

Remerciement

Je tiens en tout premier lieu à remercier Mr JianFu SHAO Professeur à l'Universitaire de Lille 1, qui a dirigé cette thèse. J'ai profité tout au long des années de thèse de sa vivacité intellectuelle, de sa très grande rigueur scientifique mais aussi de ses grandes qualités humaines.

De même, je tiens également à remercier tout particulièrement Mr Malek SIBÏ Ingénieur de Recherche à l'Universitaire de Lille 1, pour son soutien, sa bonne humeur et ses très bons conseils, il m'a fait profiter tout au long de thèse de sa grande expérience dans le domaine expérimental.

J'en profite pour remercier Mr Djimedo KONDO, professeur de l'université Paris 6 pour avoir accepté de présider mon jury de thèse et d'examiner ce travail de recherche. De même, je tiens à remercier vivement Mr Dashnor HOXHA et Mr Frédéric PELLET, pour avoir pris le temps d'étudier mon travail de thèse, ainsi que pour la pertinence des remarques contenues dans leurs rapports respectifs.

Mr Atef ONAISI, chef service géomécanique à TOTAL Pau, je lui exprime ma profonde reconnaissance pour accepter juger mon travail et participer à ce jury, et pour ses discussions et suggestions pendant mon présence à TOTAL Pau.

La qualité et la quantité des résultats expérimentaux sont le fruit d'un travail d'équipe au Laboratoire de Mécanique de Lille (LML)… J'ai profité, dans un premier temps du grand dévouement et d'expérience de Jean SECQ, Xie XOYEY …merci à tous mes amis dans l'équipe de couplage thermo hydromécanique et chimique pour leur ambiance agréable, leur sympathie et leur soutien durant toute ces années de recherche.

Je ne pourrais pas finir sans inclure dans ces remerciements les personnes les plus chères: ma femme, Lamis, pour les encouragements et le soutien qu'elle m'a apporté tout au long de ces années en France, et mes enfants Mouhammad et Oubada.

Pour terminer je tiens sincèrement à remercier du fond du cœur mes parents, mes sœurs et mes frères pour m'avoir soutenu et encouragé.

Moustafa

Résumé

Dans ce travail de recherche, on aborde une étude expérimentale et numérique du comportement mécanique des roches argileuses soumis à des chargements mécaniques et à des sollicitations thermiques. L'esprit de cette étude provient de la pratique de l'exploitation des huiles lourdes avec la technique d'injection de vapeur à haute température où les roches de réservoir sont soumises à des sollicitations thermiques et hydromécaniques couplées. L'enjeu est d'étudier le comportement hydromécanique de ces matériaux soumis à des variations importantes de température afin d'évaluer la stabilité mécanique des réservoirs.

L'étude expérimentale contient des modifications d'une cellule triaxiale autonome et auto compensé à haute température (250 C°) ainsi que le système de pilotage, le système de mesure et d'étalonnage de déformations. Ces modifications sont importantes pour effectuer des tests hydrostatiques, uniaxiaux et triaxiaux servaient à obtenir une base des données expérimentales, cette base caractérise l'effet thermique sur le comportement mécanique des roches argileuse.

Le cadre général de la modélisation est d'abord proposé pour décrire le comportement mécanique d'argilite dans le cas isotrope. Après une analyse détaillée des données expérimentales, un modèle spécifique élastoplastique couplé à l'endommagement est élaboré pour décrire le comportement mécanique. Ensuite l'effet de la température est pris en compte. Les comparaisons entre les simulations numériques et les données expérimentales ont montré la capacité du modèle proposé pour la description du couplage hydromécanique et thermique.

Afin de décrire le comportement des roches anisotrope, nous avons proposé une extension du modèle en y introduisant une formulation de tenseur de fabrique. Cette formulation est exprimée en termes d'invariants couplé aux tenseurs de contraintes et d'orientation de chargement. Des essais en laboratoire sous différents chemins de sollicitations ont été modélisés, le modèle proposé semble décrire correctement les principales réponses mécaniques des matériaux argileux.

Mots clés :

Argilite, Comportement élastoplastique, Couplage thermomécanique, Cellule triaxiale, tenseur de fabrique, anisotropie structurale, stabilité de forage.

Abstract

We proposed, in this work, an experimental and numerical study of mechanical behavior of shale rocks subjected to mechanical and thermal loads.

In the petroleum industry, during the production of heavy oil with the technique of steam water injection at high temperature, the cap rocks are subjected to coupled thermal and hydro-mechanical solicitations. The challenge is to study the hydro-mechanical behavior of these materials subject to large variations in temperature in order to assess the mechanical stability of the reservoir.

The experimental study includes the modifications in a triaxial cell in ordre to support a high temperature (250° C). These modifications are very important for hydrostatic, uniaxial and triaxial tests, all these tests are used to obtain an experimental data base characterizing the thermal effect on the mechanical behavior of shale rocks.

The modeling framework is proposed at first to describe the mechanical behavior of shale rock in isotropic case. After a detailed analysis of experimental data obtained in the experimental section, a specific coupled elastoplastic-damage model has been developed to describe the mechanical behavior of these shale materials. The effect of temperature is taken into account and a comparison between numerical simulations and experimental data have shown the ability of the proposed model for the description of thermo mechanical coupling.

To describe the behavior of anisotropic rocks, we have proposed an extension of the fabric tensor model to present the initial anisotropy of shale rock. This formulation is expressed in terms of invariant stress tensor coupled with loading orientation. Laboratory tests under different stress paths were modeled, the proposed model seems able to describe correctly the main mechanical responses of shale materials.

Keywords:

Shale, elastoplastic behavior, thermomechanical coupling, triaxial cell, fabric tensor, anisotropy, drilling stability.

Sommaire

Remerciement iii
Résumé v
Introduction générale 13

Chapitre 1 15
Synthèse bibliographique 15

1.1. Environnement des réservoirs pétroliers 16
1.1.1 L'exploitation de pétrole lourd 18
1.1.2 L'effet thermique et le forage pétrolier 21
1.2. Les propriétés thermiques de roche 23
1.2.1 Caractéristiques thermiques 23
1.2.2 Paramètres intervenant sur les propriétés thermiques 24
1.2.3 Dilatation thermique 25
1.3. Les roches anisotropes 27
1.3.1 Les roches argileuses 28
1.3.2 Caractère Multi-Echelle des Roches Argileuses 28
1.4. Comportement mécanique des roches anisotropes 30
1.4.1 Loi de comportement élastique anisotrope 30
1.4.2 Comportement mécanique instantané des argilites 33
1.4.3 Comportement mécanique différé des argilites 34
1.4.4 Couplage Hydro-mécanique 34

Chapitre 2 35
Cellule Triaxiale à haute température (250 C°) 35

2.1 Cellule triaxiale autonome auto-compensée 36
2.2 Modifications apportées à la cellule pour les essais allant jusqu'à (250 C°) 38
2.3. Système de contrôle et d'acquisition SESTAR 41
2.3.1 Présentation du système 41
2.3.2 Fonctionnement du système 42
2.3.3 La face avant du système *SESTAR* : 43
2.3.4 La face arrière du système *SESTAR* : 43

2.4 Le système de mesure et d'étalonnage des déformations 44

Chapitre 3 49

Essais triaxiaux à haute température (250 C°) Sur l'Argilite de Tournemire 49

3.1. Présentation de la roche étudiée (*l'argilite de Tournemire*) 50

3.1.1 Préparation des échantillons 50

3.2. Programme d'essais expérimentaux 51

3.2.1 Essais hydrostatiques sous l'effet de la température 52

3.2.2 Essais triaxiaux monotones sous l'effet de la température 54

3.2.3 Essais triaxiaux avec des cycles chargement-déchargement en fonction de la température 59

3.3. Analyses générales 61

3.3.1 Le comportement mécanique 61

3.3.2 L'effet thermique sur la résistance à la rupture 63

3.3.3 L'effet thermique sur le module d'Young 67

3.3.4 L'anisotropie 69

3.3.5 Dilatation thermique 70

3.4 Conclusions 71

Chapitre 4 73

Modélisation du comportement élastoplastique couplé à l'endommagement des matériaux isotropes 73

4.1. Formulation générale d'un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement 74

4.1.1 Caractérisation de l'endommagement 75

4.1.2 Caractérisation de la plasticité 76

4.1.3 Modélisation couplée 77

4.2. Un modèle spécifique pour une roche argileuse 78

4.2.1 Comportement élastique couplé à l'endommagement 78

4.2.2 Modélisation plastique 79

4.2.3 Modélisation de l'endommagement 81

4.3 Identification et détermination des paramètres du modèle 82

4.4 Intégration du modèle 86

4.5 Simulations numériques des essais 86

4.6 Conclusion 88

Chapitre 5 89

Prise en compte de l'effet de la température sur le comportement mécanique de l'argilite de Tournemire 89

5.1. Influence de la température sur les paramètres du modèle 90

5.1.1 Influences thermiques des paramètres élastiques 90

5.1.2 Influences thermiques des paramètres plastiques 91

5.1.3 Les paramètres $(b1, Bd\ et\ \omega c)$ 92

5.2 Simulations numériques des essais 93

5.3 Conclusion 100

Chapitre 6 103

Prise en compte de l'anisotropie initiale 103

6.1. Prise en compte de l'anisotropie initiale par l'approche de tenseur de fabrique 104

6.1.1 Introduction du tenseur de fabrique 104

6.1.2 Prise en compte de l'anisotropie initiale dans le modèle élastoplastique couplé à l'endommagement 105

6.1.3 Identification des paramètres du modèle 107

6.1.4 Simulations numériques 111

6.1.5 L'effet de la température sur les paramètres du modèle anisotrope 112

6.1.6 Simulations numériques 114

6.1.7 Conclusion 119

6.2. Exemple d'application du modèle anisotrope à l'étude de la stabilité d'un forage pétrolier 120

6.2.1 Résultats expérimentaux d'essais sur blocs d'argilite de Tournemire réalisés sur la Presse triaxiale vraie de l'université de Lille 120

6.2.2 Conditions géométrique et aux limites 121

6.2.3 Modélisation des essais avec le modèle anisotrope 124

6.2.4 Conclusion 127

Conclusion générale et perspectives 129

Annexe A 131

Système d'étalonnage de la mesure des déformations 131

Annexe B 135
Les essais triaxiaux..... 135

Références bibliographiques 145

Listes des figures

Chapitre 1 15

Synthèse bibliographique 15

Fig. (1.1) : Organisation schématique d'un gisement d'hydrocarbure. 17
Fig. (1.2) : La technologie d'injection de vapeur d'eau dans un réservoir pétrolier. 18
Fig. (1.3) : La technologie de SAGD. 21
Fig. (1.4) : L'effet de la température sur le forage pétrolier. 21
Fig. (1.5) : Conductivité thermique de schistes ardoisiers en fonction de la température et de l'anisotropie. 25
Fig. (1.6) : Conductivité thermique d'une argilite en fonction du degré de saturation et de l'anisotropie. 25
Fig. (1.7) : Modèle qualitatif multi échelle d'une roche argileuse. 30
Fig. (1.8) : Définition du repère de structure 31
Fig. (1.9) : Essai de compression triaxiale non drainé sur un échantillon d'argilite de l'Est (Miehe B. 2004) 33

Chapitre 2 35

Cellule Triaxiale à haute température (250 C°) 35

Fig. (2.1) : Schéma technique général de la cellule 37
Fig. (2.2) : Système SESTAR. 41
Fig. (2.3) : La face avant du système SESTAR 43
Fig. (2.4) : La face arrière du système SESTAR. 43
Fig. (2.5) : Courbe d'étalonnage du LVDT 1. 45
Fig. (2.6) : Courbe d'étalonnage du LVDT 2. 46
Fig. (2.7) : Courbe d'étalonnage du LVDT 3. 46
Fig. (2.8) : La courbe d'étalonnage de collier. (Domaine positif) 47
Fig. (2.9) : La courbe d'étalonnage de collier. (Domaine négatif). 47

Chapitre 3 49

Essais triaxiaux à haute température (250 C°) Sur l'Argilite de Tournemire 49

Fig. (3.1) : Diagramme des échantillons carottés. 51
Fig. (3.2) : Les conditions d'essais effectués. 51
Fig. (3.3) : Définition de l'essai de compressibilité hydrostatique. 52
Fig. (3.4) : Comparaison de l'essai hydrostatique avec le résultat de Niandou H. 53
Fig. (3.5) : Résultats des essais hydrostatiques en fonction de la température. 53
Fig. (3.6) : Déformations volumiques pendant des essais hydrostatiques en fonction de la température. 54
Fig. (3.7) : Définition de l'essai de compression triaxiale. 55

Fig. (3.8) : Courbes des déformations en fonction des contraintes déviatoriques à différentes températures et pour différentes pressions de confinement ($\alpha = 0°$). 55

Fig. (3.9) : Courbes des déformations volumiques pendant l'essai triaxial pour différentes pression de confinement et différentes température, jusque à 200 C° ($\alpha = 0°$). 56

Fig. (3.10) : Courbes contraintes -déformations à différentes pression de confinement et à 250 C° (θ= 90°). 57

Fig. (3.11) : Courbes des déformations en fonction des contraintes déviatoriques à différentes températures et pour différentes pressions de confinement (pour $\alpha = 90°$). 57

Fig. (3.12) : Courbes contraintes - déformations à différentes pressions de confinement et pour 250 C° (pour α=90°) 58

Fig. (3.13) : Courbes des déformations volumique pendant l'essai triaxial pour différentes pression de confinement et différentes températures 20, 100,150 et 200 C° ($\alpha = 90°$) 58

Fig. (3.14) : Courbes des déformations en fonction de contrainte déviatorique avec des cycles chargement-déchargement à 10 MPa de pressions de confinement et T=100,200 C° (pour $\alpha = 90°$). 59

Fig. (3.15) : Courbes des déformations en fonction de contrainte déviatorique avec des cycles chargement-déchargement à 10 MPa de pressions de confinement et T=100,200 C° (pour $\alpha = 0°$). 60

Fig. (3.16) : Réponse schématique de relation déformation axiale – déviateur, dans un essai de compression triaxiale 62

Fig. (3.17) : Surface expérimentale de rupture (p - q) pour la direction principale ($\alpha = 0°$) aux différentes températures. 63

Fig. (3.18) : Surface expérimentale de rupture (p - q) pour la direction principale ($\alpha = 90°$) aux différentes températures. 63

Fig. (3.19): Evolution des valeurs des contraintes à la rupture en fonction de la pression de confinement à différentes températures ($\alpha = 0°$). 66

Fig. (3.20): Evolution des valeurs des contraintes à la rupture en fonction de la pression de confinement à différentes températures ($\alpha = 90°$). 66

Fig. (3.21) : Variation du module de Young E en fonction de la pression de confinement pour différentes valeurs de température (pour $\alpha = 0°$). 67

Fig. (3.22) : Variation du module de Young E en fonction de la pression de confinement Pour différentes valeurs de température (pour $\alpha = 90°$) 67

Fig. (3.23) : Évolution de coefficient de Poisson en fonction de la pression de confinement à différentes températures ($\alpha = 0°$). 68

Fig. (3.24) : Évolution du degré d'anisotropie en fonction de la pression de confinement à différentes températures. 70

Fig. (3.25) : Évolution des déformations en fonction de la température dans l'orientation Perpendiculaire. 70

Fig. (3.26) : Évolution des déformations en fonction de la température dans l'orientation Parallèle. 71

Chapitre 4 73

Modélisation du comportement élastoplastique couplé à l'endommagement des matériaux isotropes 73

Fig. (4.1) : Illustrations de la surface de charge, potentiel plastique et frontière de compressibilité-dilatation. .. 81

Fig. (4.2) : Illustration de la surface de rupture dans le plan de contrainte (p, q) (la ligne continue est la prédiction théorique). 82

Fig. (4.3) : Détermination du point de transition de la zone de compressibilité à la zone de dilatance. 83

Fig. (4.4) : Ligne de transition entre la compressibilité et la dilatance plastique. 83

Fig. (4.5) : Evolution de la fonction plastique (η) en fonction de la distorsion plastique (γP) pour un essai triaxial en compression à une pression de confinement de 5 MPa. 84

Fig. (4.6) : Evolution d'endommagement pour un essai triaxial en compression à une pression de confinement de 5MPa. 85

Fig. (4.7) : Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différentes pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) et à (20 C°)(pour l'orientation perpendiculaire). 87

Fig. (4.8) : Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différentes pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) et à (20 C°) (orientation parallèle). . 88

Chapitre 5 89

Prise en compte de l'effet de la température sur le comportement mécanique de l'argilite de Tournemire 89

Fig. (5.1) : Changement représentatif des paramètres élastique du modèle avec la température (Orientation perpendiculaire et parallèle). 90

Fig. (5.2) : Changement représentatif des paramètres plastiques du modèle avec la température (Orientation perpendiculaire et parallèle). 91

Fig. (5.3) : Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différentes pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à différentes températures (100 et 150 C°) (Orientation perpendiculaire). 94

Fig. (5.4) : Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différentes pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à différentes températures (200 et 250 C°) (Orientation perpendiculaire). 95

Fig. (5.5) : Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différents pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à différentes températures (100 et 150 C°) (Orientation parallèle). 96

Fig. (5.6) : Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différentes pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à différentes températures (200 et 250 C°) (Orientation parallèle). 97

Fig. (5.7) : Comparaison entre le résultat expérimental (Ligne continue) et la simulation numérique (Ligne continue avec des points) pour des essais à 10 MPa de pression de confinement avec des cycles déchargement – rechargement et 100 C° de température (Orientation perpendiculaire). 98

Fig. (5.8) : Comparaison entre les valeurs de pente déterminées expérimentalement et celles déterminées par la simulation numérique pour des essais à 10 MPa de pression de confinement avec des cycles déchargement – rechargement et (100 C°, 200 C°) de température (Orientation perpendiculaire). 99

Fig. (5.9) : Comparaison entre les valeurs de pente déterminées expérimentalement et celles déterminées de la simulation numérique pour des essais à 10 MPa de pression de confinement avec cycles déchargement – rechargement et (100 C°,200 C°) de température (Orientation parallèle). 100

Chapitre 6 103

Prise en compte de l'anisotropie initiale 103

Fig. (6.1) : Définition de l'orientation de chargement 108
Fig. (6.2) : Variation de la résistance à la rupture en compression uniaxiale avec l'orientation de chargement. 108
Fig. (6.3) : Définition du repère de structure. 109

Fig. (6.4) : Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) à (5 ,10 et 20MPa) à (20 C°) de température et (α =0). 111

Fig. (6.5) : Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) à (0, 5 ,10 et 20MPa) à (20 C°) de température et (α =90). 112

Fig. (6.6) : Variation de la résistance à la rupture en compression uniaxiale avec l'orientation de chargement à différentes températures. 113

Fig. (6.7) : Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais en compression à diverses pressions de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à (100 et 150 C°) de température et (α =90). 115

Fig. (6.8) : Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais en compression à diverses pressions de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à (200 et 250 C°) de température et (α =90). 116

Fig. (6.9) : Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais en compression à diverses pressions de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à (100 et 150 C°) de température et (α =0). 117

Fig. (6.10) : Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais en compression à diverses pressions de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à (200 et 250 C°) de température et (α =0). 118

Fig. (6.11) : Représentation de géométrie du bloc testé. 120
Fig. (6.12) : La position des capteurs de mesure de convergence. 121
Fig. (6.13) : Géométrie de blocs simulés (la position de puits par rapport le plan de stratification). 121

Fig. (6.14) : Maillage 2D mis au point pour la simulation d'essai des blocs dans le cas d'un puits parallèlement ou perpendiculairement à la stratification (le cas de bloc A et bloc B). (Nombre de nœuds= 961, et le nombre d'éléments= 900) 122

Fig. (6.15) : Maillage 2D mis au point pour l'étude du comportement des blocs ou le plan de stratification incliné par rapport l'axe vertical (Y) (le cas de bloc C). (Nombre de nœuds= 3600, le nombre d'éléments= 3844) 122

Fig. (6.16) : Représentation schématique des conditions aux limites imposées au modèle numérique du bloc (l'axe du puits perpendiculaire à la stratification (bloc A)). 123

Fig. (6.17) : Représentation schématique des conditions aux limites imposées au modèle numérique du bloc (l'axe du puits parallèle avec la stratification (bloc B)). 123

Fig. (6.18) : Représentation schématique des conditions aux limites imposées au modèle numérique du bloc (la stratification fait 45 ° par rapport la contrainte verticale (cas de bloc C)). 123

Fig. (6.19) : Convergences: comparaison simulation – expérience pour la direction 3 (bloc A). 124

Fig. (6.20) : La distribution de Contrainte (Sigma-YY) et les déformations plastiques autour du trou de forage (bloc A). 125

Fig. (6.21) : Convergences: comparaison simulation – expérience pour la direction 3 (bloc B). 125

Fig. (6.22) : La distribution de Contrainte (Sigma-YY) et les déformations plastiques autour du trou de forage (bloc B). 126

Fig. (6.23) : Contrainte principale (Sigma-YY) et les déformations plastiques autour du trou de forage (le plan de stratification est incliné à la direction de σ_v de 45°). 126

Liste des tableaux

Chapitre 1 15

Synthèse bibliographique 15

Tableau (1.1) : Les conductivités thermiques de quelques roches à l'état sec. 24
Tableau (1.2) : Cœfficient de dilatation thermique. 26

Chapitre 2 35

Cellule Triaxiale à haute température (250 C°) 35

Tableau (2.1) : Les parties de la cellule. 37
Tableau (2.2) : Les résultats d'étalonnage des LVDT. 45
Tableau (2.3) : Les résultats d'étalonnage de collier (Domaine positif). 46
Tableau (2.4) : Les résultats d'étalonnage de collier (Domaine négatif). 47

Chapitre 3 49

Essais triaxiaux à haute température (250 C°) Sur l'Argilite de Tournemire 49

Tableau (3.1) : Mesures de la porosité et de la densité de solide en fonction de la température de séchage. 50

Tableau (3.2) : Comparaison des valeurs de la pente des cycles de l'essai cyclique (orientation parallèle). 61

Tableau (3.3) : Comparaison des valeurs de la pente des cycles de l'essai cyclique (orientation perpendiculaire). 61

Tableau (3.4) : Comparaison des valeurs de la résistance à la rupture entre l'essai cyclique et l'essai monotone pour l'orientation parallèle. 61

Tableau (3.5) : Comparaison des valeurs de la résistance à la rupture entre l'essai cyclique et l'essai monotone pour l'orientation perpendiculaire. 61

Tableau (3.6) : Valeurs moyennes de la résistance à la rupture. 64

Tableau (3.7) : Évolution de coefficient de Poisson en fonction de la pression de confinement à différentes températures pour l'orientation parallèle ($\alpha = 90°$). 68

Tableau (3.8) : Évolution de l'anisotropie de la résistance à la rupture et du module d'Young. 69

Chapitre 4 73

Modélisation du comportement élastoplastique couplé à l'endommagement des matériaux isotropes 73

Tableau (4.1) : Paramètres représentatifs pour l'argilite de Tournemire (Orientation perpendiculaire, T=20C°). 85

Tableau (4.2) : Paramètres représentatifs pour l'argilite de Tournemire (Orientation parallèle, T(C°)=20 C°). .. 86

Chapitre 5 89

Prise en compte de l'effet de la température sur le comportement mécanique de l'argilite de Tournemire 89

Tableau (5.1) : Les valeurs représentatives de b_1 et B_d de l'orientation Perpendiculaire pour le modèle thermo-élastoplastique couplé à l'endommagement. 92

Tableau (5.2) : Les valeurs représentatives de b_1 et B_d de l'orientation Parallèle pour le modèle thermo-élastoplastique couplé à l'endommagement. 92

Tableau (5.3) : Les valeurs représentatives de la pente à chaque cycle pour 10 MPa de pression de confinement et 100 C° de température (Orientation perpendiculaire). 98

Tableau (5.4) : Les valeurs représentatives de la pente à chaque cycle pour 10 MPa de pression de confinement et 200 C° de température (Orientation perpendiculaire). 98

Tableau (5.5) : Les valeurs représentatives de la pente à chaque cycle pour 10 MPa de pression de confinement et 100 C° de température (Orientation parallèle). 99

Tableau (5.6) : Les valeurs représentatives de la pente à chaque cycle pour 10 MPa de pression de confinement et 200 C° de température (Orientation parallèle). 99

Chapitre 6 103

Prise en compte de l'anisotropie initiale 103

Tableau (6.1) : Résistance à la rupture en compression simple par rapport à l'orientation de chargement (nos résultats expérimentaux) 107

Tableau (6.2) : Résistance à la rupture en compression simple par rapport à l'orientation de chargement (Niandou H. 1994). 107

Tableau (6.3) : les valeurs des paramètres de tenseur de microstructure à T=20 C°. 108
Tableau (6.4) : Paramètres élastiques à T=20 C° et à Pc=0 MPa. 110
Tableau (6.5) : Paramètres élastiques à T=20 C°t pour différente pression de confinement. 110

Tableau (6.6) : Paramètres représentatifs pour l'argilite de Tournemire (Pc = 0 MPa et T=20 C°) Pour le modèle anisotrope. 110

Tableau (6.7) : les valeurs des Paramètres (b_1, B_d) aux conditions triaxiales et à T=20 C° Pour le modèle anisotrope. 110

Tableau (6.8) : les valeurs des paramètres du tenseur de microstructure à T=20, 100, 150,200 et 250 C°. 113

Tableau (6.9) : Les valeurs des paramètres élastiques à T=20, 100, 150,200 et 250 C° et Pc=0 MPa. 114

Liste des photos

Chapitre 1 15

Synthèse bibliographique 15

Photo (1.1) : L'huile extra-lourde de l'Athabasca..... 17
Photo (1.2) : Vue aérienne de la zone d'extraction à ciel ouvert..... 20

Chapitre 2 35

Cellule Triaxiale à haute température (250 C°) 35

Photo (2.1) : Collier chauffant. 39
Photo (2.2) : Les LVDTs..... 39
Photo (2.3) : Le portique. 39
Photo (2.4) : La salle de manipulation. 40
Photo (2.5) : L'huile dans la chambre de confinement. 40
Photo (2.6) : Gaine spéciale. 40
Photo (2.7) : Système SESTAR. 42
Photo (2.8) : Le collier radial avec LVDT. 44
Photo (2.9) : Le système de mesure des déformations. 44
Photo (2.10) : Les systèmes d'étalonnage. 45

Chapitre 3 49

Essais triaxiaux à haute température (250 C°) Sur l'Argilite de Tournemire 49

Photo (3.1) : Des échantillons d'argilite de Tournemire. 51

Photo (3.2) : Mode de rupture de l'argilite de Tournemire 65

Introduction générale

L'implication de la température dans le domaine de la mécanique des roches peut se trouver dans des nombreuses et diverses applications. Nous pouvons citer par exemple la géothermie, l'activité pétrolière, le stockage et l'entreposage de déchets radioactifs, le stockage souterrain de chaleur (Tanaka N. and al. 2001, Zhu X.K. 2002, Laloui L. 2007, Philippe L. 1993, Majidi A. and al. 2005).

Pendant ces dernières années, l'intérêt des recherches pour le comportement thermomécanique des sols et des roches s'est développé en raison d'augmentation des problèmes géotechnique impliquant les effets thermiques. Beaucoup d'applications basées sur l'étude du comportement thermomécanique peuvent être trouvées dans la pratique. Un grand nombre d'investigations expérimentales impliquant les essais in situ et des essais en laboratoire ont été effectuées. Cependant, la majeure partie des données expérimentales rapportées dans la littérature est obtenue à partir des essais effectués entre la température ambiante (22 C°) et (100 C°), surtout pour l'argile (Behrooz G. 2003, Campanella R.G. and Mitchell J.K. 1968, Cekerevac C. and Laloui L. 2004, De Bruyn D. and Thimus J.F. 1996, Delage P. et al. 2000, Del Olmo C. et al. 1996, Hueckel T. and Pellegrini R. 2002, Imbert C. et al. 2005, Romero E. et al. 2005, Chalaturlyk R.J. 1996).

Malgré différents matériaux étudiés dans ces publications, quelques conclusions semblables ont été tirées. La température a une influence sur les propriétés élastiques aussi bien que les propriétés plastiques. Les températures élevées induisent un comportement mécanique plus ductile et la limite d'élasticité diminue avec l'augmentation de la température. En ce qui concerne l'effet thermique sur l'angle de frottement et la cohésion, Ils peuvent augmenter ou diminuer avec l'augmentation de la température selon le matériau examiné.

D'autre part, différents modèles élastoplastiques ont été proposés en tenant compte des effets thermiques. (Hueckel T. and Borsetto M. 1990, Hueckel T. et al. 1997.1994, Cui Y.J. et al. 2000, Laloui L. et al.2001, Laloui L. and Cekerevac C. 2003, Bolzon G. and Schrefler B.A. 2005). D'une façon générale, ces modèles sont basés sur la modification du modèle standard de Cam-Clay. L'effet thermique est pris en considération en présentant des variations de pression de pré-consolidation, de frottement interne et de propriétés parfois élastiques avec la température.

Nos propres travaux sont destinés à une application pétrolière. En effet, dans le contexte de l'exploitation des huiles avec la technique d'injection de vapeur à haute température, les roches de réservoir sont soumises à des sollicitations thermiques et hydromécaniques couplées. Il est alors nécessaire d'étudier le comportement hydromécanique de ces matériaux soumis à des variations importantes de température afin d'étudier la stabilité mécanique des réservoirs.

Dans ce travail nous allons effectuer de nouvelles études expérimentales et développer des modélisations théoriques et numériques du comportement thermo hydromécanique des argiles

raides saturées soumises à des températures élevées (jusqu'à 250 C°) et à des contraintes de compression.

Les études expérimentales visent à caractériser les effets thermiques sur le comportement hydromécanique des argiles raides, notamment sur le comportement plastique et le processus de microfissuration. Celles-ci doivent permettre de déterminer les évolutions des seuils plastiques et les mécanismes de l'écrouissage plastique et de l'écrouissage thermique en fonction de la température.

De plus, dans ce contexte, on s'intéressera plus particulièrement aux mécanismes de déformation plastique (dilatation et contraction) et de microfissuration des argiles raides induites par la variation de la température sous contraintes. Les résultats de cette étude doivent permettre le développement d'un outil de modélisation numérique en vue d'applications pratiques pour les roches anisotropes.

Donc l'objet est de mieux comprendre les influences thermiques sur le comportement hydromécanique des argiles raides et ensuite de proposer un modèle de comportement couplé capable de décrire les phénomènes de couplage thermo-hydromécanique

Ce mémoire est organisé en six chapitres dont les grandes lignes sont exposées ci-dessous :

Dans le premier chapitre, nous présentons une brève synthèse sur le gisement pétrolier et les propriétés thermiques des roches. Enfin, nous rappelons le concept de l'anisotropie des roches et le comportement mécanique des roches anisotropes.

Le chapitre deux, concerne la mise au point et la modification d'une cellule triaxiale autonome et auto compensé à haute température ainsi que le système de pilotage *SESTAR*. À la fin de ce chapitre, nous présentons le système de mesure et d'étalonnage des déformations.

Nous présentons dans le troisième chapitre l'utilisation de cette cellule pour étudier le comportement thermo-hydromécanique de *l'argilite de Tournemire*. Nous montrons les détails de l'étude expérimentale effectuée.

Le cadre général choisi pour la modélisation élastoplastique couplé à l'endommagement est exposé dans le quatrième chapitre. Une procédure de déterminations de paramètres de modèle est alors appliquée et une simulation numérique est réalisée.

Dans le cinquième chapitre, nous proposons un développement d'un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement pour présenter l'effet de la température sur le comportement mécanique de *l'argilite de Tournemire*. Nous présentons à la fin de ce chapitre des simulations numériques pour valider ce modèle.

Le chapitre six, concerne la prise en compte de l'anisotropie initiale. On présente tout d'abord l'extension du modèle isotrope pour décrire l'effet de l'anisotropie par la conception d'un tenseur de microstructure en prenant en compte l'effet thermique. Ensuite, des applications du modèle anisotrope au forage pétrolier seront présentées.

Chapitre 1

Synthèse bibliographique

1.1. Environnement des réservoirs pétroliers

Le pétrole et le gaz sont constitués d'hydrocarbures, des molécules composées de carbone et d'hydrogène. Ces hydrocarbures ne peuvent pas résister très longtemps à la surface de notre terre car ils sont attaqués par l'oxygène et dévorés par les bactéries qui vivent dans les milieux où il y a de l'air (bactéries aérobies). Ainsi, ils sont assez rapidement transformés en gaz carbonique (dioxyde de carbone CO_2) et en eau. Il n'existe pas par ailleurs d'hydrocarbures dans les couches profondes de la terre car au-delà d'une certaine profondeur (environ 10 km), ils seraient détruits car la température est trop élevée.

Il existe des accumulations de pétrole et de gaz – les gisements – dans le sous-sol un peu partout dans le monde. Mais il faut tout de même que certaines conditions soient réunies pour que ces accumulations puissent se former. Ce qu'on appelle la genèse pétrolière suit 7 étapes fondamentales, incontournables et surtout très lentes.

D'abord, il faut de la matière capable de se transformer en pétrole, et en quantité suffisante : c'est la roche mère.

Ensuite doivent être réunies les conditions propices à la transformation (maturation) de ce potentiel en pétrole et en gaz.

Puis ces pétroles et gaz crées effectuent des déplacements (migrations) vers la surface.

Durant cette migration, il faut qu'ils rencontrent une roche capable d'en accumuler de grandes quantités : le réservoir.

Ce réservoir doit être étanche. Il faudra donc une barrière (couverture), une roche imperméable pour empêcher le pétrole et le gaz de poursuivre leur route. Cette roche, c'est la couverture.
Puis, pour accumuler des quantités de pétrole ou de gaz rentables pour l'exploitation, le sous-sol devra présenter une forme (une géométrie fermée) suffisamment grande : c'est le piège.

Enfin, une fois bien tranquillement nichés dans leurs pièges, le pétrole et le gaz ne devront pas être déstabilisés par des agressions venues de l'extérieur. Il faut de bonnes conditions de conservation.

Les hydrocarbures nouveau-nées sont des molécules de petite taille. Et ils prennent plus de place dans la roche mère que le kérogène original. Ils vont donc être expulsés en permanence dans les roches qui entourent la roche mère. Le gaz et l'huile (autre nom donné au pétrole) étant plus légers que l'eau, qui imprègne toutes les roches du sous-sol, ils commencent une lente ascension vers la surface, c'est la migration. S'ils le peuvent, ils glissent entre les particules minérales des roches pour monter verticalement. Leurs vitesses de migration dépendent de la capacité de chaque roche traversée à laisser circuler les fluides. Cette capacité s'appelle la perméabilité. Si une roche imperméable les arrête, ils suivent une voie latérale le long de cette roche, toujours vers le haut, ou empruntent la voie de cassures dans la roche, les failles. Les molécules de gaz, plus petites et plus mobiles, montent plus vite et se glissent mieux dans les roches peu perméables.

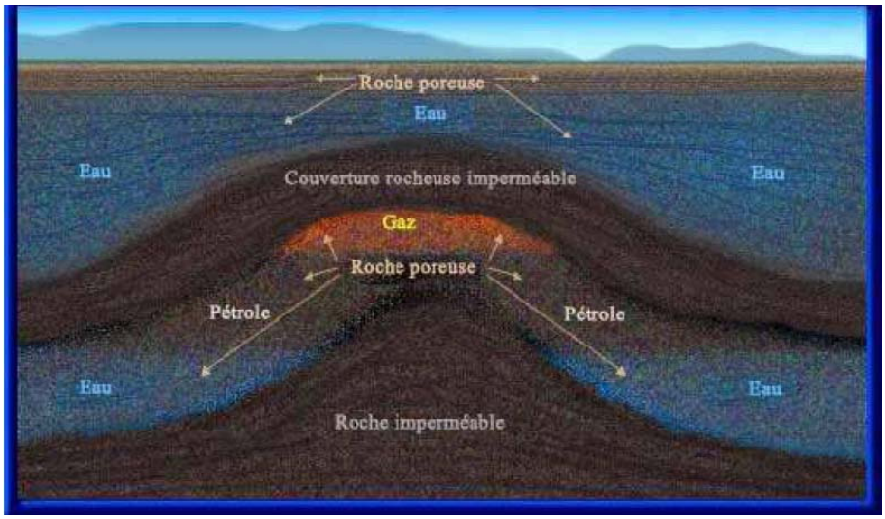


Fig. (1.1) : *Organisation schématique d'un gisement d'hydrocarbure.*

Une partie des hydrocarbures, surtout du gaz, se dissout dans l'eau qui imprègne les roches qu'ils traversent. D'autres restent collés aux grains des roches traversées. Ces hydrocarbures interrompent leur ascension : c'est ce qu'on appelle les pertes de migration, qui peuvent être très importantes, surtout si l'huile et le gaz empruntent la voie plus longue.

Si rien n'arrête les hydrocarbures avant la surface, les fractions les plus légères (gaz et liquides volatils) se dispersent dans l'atmosphère avant d'être détruites. Les plus lourdes s'oxydent ou sont dévorées par les bactéries. Seules persistent quelque temps les fractions extrêmes les plus lourdes, sous forme de bitumes presque solides enfouis à quelques mètres ou dizaines de mètres sous la surface du sol.



Photo (1.1) : *L'huile extra-lourde de l'Athabasca, affleurant ou très peu enfouie, est particulièrement difficile à exploiter en raison de sa densité et de sa viscosité très élevées. A l'état brut, son aspect est celui d'une pâte épaisse et collante, d'où son nom de bitume naturel. www.planete-energies.com*

1.1.1 L'exploitation de pétrole lourd

La production des bruts lourds et ultralourds a longtemps été considérée comme non rentable : bien que présents en très grandes quantités, ces hydrocarbures sont difficiles à produire, à traiter, à transporter et à valoriser. Pourtant, tout comme le pétrole des grands fonds, les progrès technologiques permettent désormais d'envisager le développement de ces ressources, qui constituent l'une des voies d'avenir de l'industrie pétrolière.

L'esprit de ce travail provient de la pratique de l'industrie pétrolière. Dans le contexte de l'exploitation du pétrole avec la technique d'injection de vapeur à haute température, les roches de réservoir sont soumises à des sollicitations thermiques et hydromécaniques couplées.

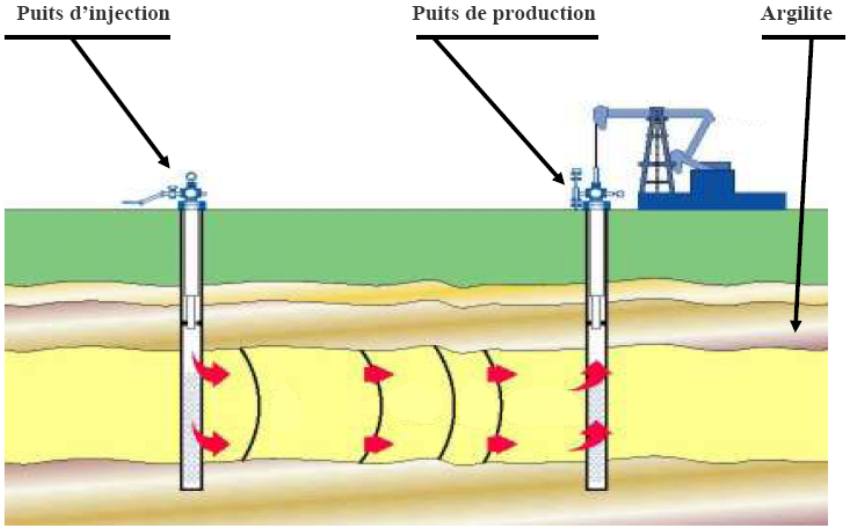


Fig. (1.2) : *La technologie d'injection de vapeur d'eau dans un réservoir pétrolier.*

L'appellation brute lourde recouvre les pétroles lourds, extra-lourds et les bitumes. Ils constituent un potentiel très important pour l'approvisionnement des pays consommateurs. Les ressources connues se chiffrent à environ 4 700 milliards de barils, soit une quantité analogue à celle du pétrole dit «conventionnel» restant aujourd'hui en terre.

Quant aux volumes susceptibles d'être récupérés avec les techniques actuelles de production, on les estime à quelques 950 milliards de barils, soit une quantité presque équivalente aux réserves récupérables de pétrole conventionnel, lesquelles sont évaluées à 1 050 milliards de barils. (IFP .2005).

Ce pétrole non conventionnel est un enjeu stratégique puisqu'il devrait permettre de doubler les réserves accessibles et que ces ressources supplémentaires sont, en outre, localisées en grande partie hors du Moyen-Orient.

On appelle "pétroles lourds" des bruts dont la densité mesurée en degrés API (American Petroleum Institute) se situe entre 20 et 10. A titre de comparaison, le Brent de la mer du

Nord, qui sert de référence dans les cotations sur les marchés européens, est un pétrole léger de 38° API. Les pétroles extra-lourds et les bitumes titrent, eux, moins de 10°. Ce sont donc des hydrocarbures plus denses que l'eau, les bitumes se distinguant des extra-lourds, non par leur densité ou leurs caractéristiques chimiques, mais par une viscosité plus élevée dans les conditions de pression et de température du réservoir pétrolier.

A la couleur près, tous ces pétroles ont une consistance comparable à du miel, les plus fluides coulant comme un sirop tandis que les bitumes restent figés à la température normale.

Les réserves de pétrole lourd sont assez largement réparties. On en trouve, au Moyen-Orient certes, mais aussi au Mexique, au Brésil, et surtout en Russie. Leur exploitation reste limitée car les pays qui les possèdent ont préféré concentrer, jusqu'ici, leurs efforts sur des ressources plus faciles à récupérer.

Ces pétroles non conventionnels sont, pour leur plus grande part, des bruts "dégradés". Situés à faible profondeur dans des sables non consolidés et donc très perméables, ils ont subi une altération liée à des infiltrations d'eau et de bactéries ; phénomène qui a détruit les molécules les plus légères et enrichi artificiellement l'huile en asphaltènes et en résines. Ils contiennent, en outre, des métaux lourds, de l'azote et du soufre, qui impliquent un traitement particulier lors du raffinage.

Les bruts extra-lourds sont localisés essentiellement au Venezuela, dans la "ceinture" qui borde le fleuve Orénoque. La technique de "forages dirigés" a permis de suivre les chenaux pour y installer des drains. Ces forages, réalisés dans des terrains sableux, ont parfois plusieurs kilomètres de long. Ils se déploient comme les racines d'un arbre et forment un réseau qui assure une bon drainage des gisements".

Les bitumes se trouvent principalement au Canada dans la région de l'Athabasca (province de

L'Alberta) dans des sables non consolidés. Deux techniques de production sont utilisées pour exploiter ces sables bitumineux situés entre la surface et une profondeur d'environ 700 mètres.

- Dans les zones où le sable se trouve à moins de 70 mètres de profondeur, le sable est extrait comme on le ferait dans une mine à ciel ouvert. Le sable est acheminé par d'énormes camions ou par un système de tapis roulants vers un centre de traitement où il est lavé à l'eau chaude. Le bitume lui-même est récupéré par dilution dans du pétrole léger, du naphta, ou, depuis un passé plus récent, dans un alcane qui permet une récupération plus aisée.

Ce type de production couvre les deux tiers de la production totale du Canada en brut extrait du bitume. Il présente néanmoins de fortes contraintes puisqu'il utilise beaucoup d'eau qui doit être ensuite traitée et que le sable doit être lavé une deuxième fois avant d'être remis en place à la fin du processus. Les coûts de l'exploitation en surface varient de 15 à 18 dollars le baril, tandis que la technique *in situ*, qui présente par ailleurs l'avantage de limiter partiellement les effets paysagers de l'exploitation, a des coûts d'exploitation plus faibles, variant de 7 à 16 dollars le baril (Grant, Myers, 2004).



***Photo (1.2)** : Vue aérienne de la zone d'extraction à ciel ouvert de la société Sunycrude (Région de Fort Mac Murray).L'excavation d'une centaine de mètres de profondeur a été réalisée après avoir rasé la forêt boréale (cliché de Chris Evans © 2005 The Pembina Institute. Reproduit avec l'aimable autorisation du Pembina Institute. **www.pembina.org**)*

- L'autre technique d'exploitation fait appel à des procédés thermiques. On a d'abord eu recours à l'injection continue ou cyclique de vapeur d'eau. Le projet Peace River, opéré depuis 1986 par Shell Canada, utilise notamment l'injection cyclique de vapeur.

Aujourd'hui, plusieurs compagnies fondent de grands espoirs sur la technologie de récupération gravitaire assistée par injection de vapeur ou SAGD (Steam Assisted Gravity Drainage). Il s'agit d'une méthode relativement sophistiquée. Il faut d'abord forer une série de doublets : chaque doublet étant constitué de deux puits horizontaux parallèles distants de 3 à 5 mètres. Les doublets sont eux-mêmes espacés d'environ 150 à 200 mètres. Sachant que la vapeur ne peut pénétrer dans le réservoir tant que le pétrole n'a pas été fluidifié, on commence par faire circuler de la vapeur dans les deux puits des doublets pendant deux à trois mois pour réchauffer la roche et le pétrole. Quand celui-ci se met à couler vers le puits inférieur, on injecte en continu de la vapeur dans le puits supérieur afin de créer dans le sous-sol une "chambre de vapeur" qui facilite la migration du brut qui est collecté dans le puits inférieur.

C'est un procédé extrêmement efficace en théorie, puisqu'il permet d'extraire jusqu'à 60% de l'huile en place. Les contraintes toutefois sont très élevées. Le procédé consomme d'énormes quantités d'eau : trois à quatre barils d'eau par baril de brut récupéré (un baril vaut 159 litres). Même si l'eau est recyclée, en trouver de telles quantités n'est pas forcément aisé.

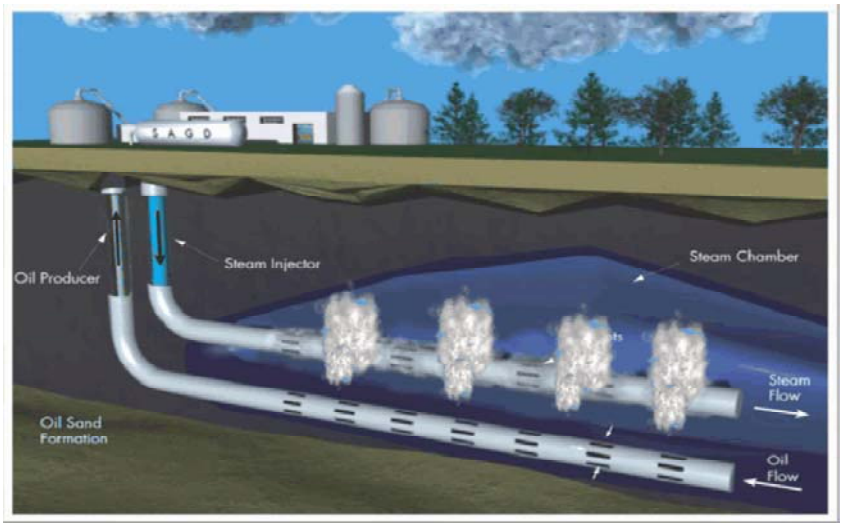


Fig. (1.3) *: La technologie de SAGD.*

Produire de la vapeur nécessite aussi d'importantes quantités d'énergie. Il faut acheminer vers la centrale de production de vapeur de grands volumes de fioul ou de gaz. Des quantités telles que certains ont commencé à se demander s'il ne serait pas avisé de construire sur place une centrale nucléaire. Troisième contrainte enfin, l'environnement. Une forte consommation d'énergie entraîne (nucléaire excepté) des émissions élevées de CO2.

1.1.2 L'effet thermique et le forage pétrolier

L'environnement d'un forage impose des conditions aux limites telles que le rôle de la boue de forage et les effets de la température. Cependant tous les paramètres nécessaires pour l'analyse de la stabilité sont difficiles à rassembler. Ceci impose dans la pratique une étude paramétrique, (Guenot A. 1987, 1988,1989).

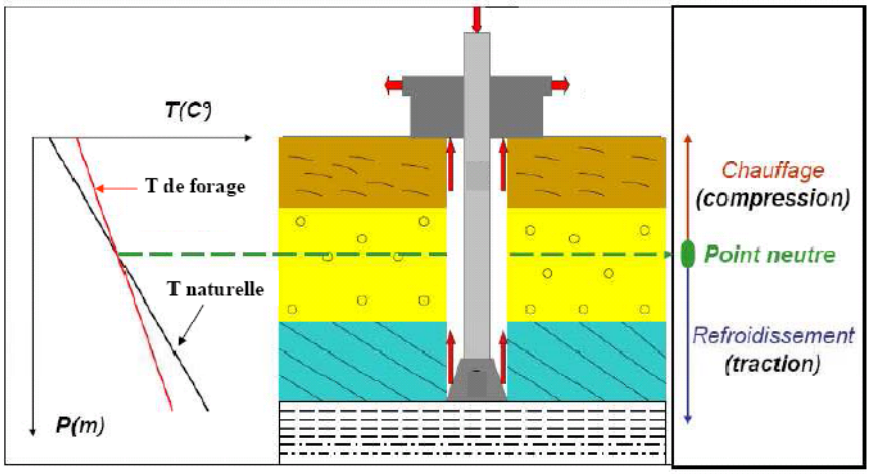


Fig. (1.4) : *L'effet de la température sur le forage pétrolier.*

Les contraintes in situ, imposées par le milieu sont concentrées autour du puits. La boue est utilisée pour chasser les cuttings et appliquer une pression de soutènement à la paroi. La manière dont cette pression est appliquée joue un rôle important dans l'évolution de la stabilité. Finalement, le forage en grandes profondeurs se déroule dans des roches dont la température est élevée. Le fluide de circulation refroidit le puits dans la partie inférieure et réchauffe la partie supérieure du trou de forage. Des gradients de température apparaissent autour du puits et génèrent des contraintes thermiques; le refroidissement correspond à des contraintes de traction et le chauffage à des contraintes de compression. Nous constatons que le chargement d'un puits pétrolier est complexe et affecté par beaucoup de paramètres (Santarelli F.J. et coauteurs. 1992, Sibaï M. et Henry J.P. 1993).

Dans le domaine d'exploitation pétrolière, le problème de la stabilité de trou de forage est d'une importance cruciale à cause des facteurs économiques. En effet, pour développer un champ pétrolier, des dizaines de puits doivent être forés. Chaque puits traversant sur plusieurs centaines de mètres des matériaux argileux anisotropes. Les problèmes de forages sont alors fréquents et coûteux, particulièrement dans le cas des puits offshore. En outre, pernicieusement l'anisotropie de l'argilite peut causer la déviation du puits de forage. Cette déviation spontanée est largement variable et imprévisible. Elle est observable et à l'origine de certaines pertes de puits pétroliers, (Maury V. 1987,1993).

A partir de ces informations bibliographiques, nous pouvons remarquer la nécessité d'étudier le comportement hydromécanique de matériaux soumis à des variations importantes de température afin d'étudier la stabilité mécaniques des réservoirs pétroliers.

1.2. Les propriétés thermiques de roche

La température a une influence importante sur la stabilité des roches. Afin de bien comprendre cette influence nous présentons la synthèse suivante.

1.2.1 Caractéristiques thermiques

La loi de Fourier et l'équation de la chaleur font intervenir des propriétés thermiques des roches : la conductivité thermique (λ) et la chaleur spécifique (**C)**. La diffusivité thermique est définie comme le rapport :

$$a = \frac{\lambda}{\rho.C} \tag{1.1}$$

La mesure de la diffusivité (a), de la masse volumique (ρ) et de la chaleur spécifique (C) permet la détermination de la conductivité thermique (qui peut aussi être mesurée directement).

La conductivité est un scalaire pour un corps thermiquement isotrope. Pour un corps anisotrope la conductivité thermique est représentée par un tenseur d'ordre 2 symétrique, soit une matrice 3*3. Un milieu isotrope transverse est caractérisé par deux valeurs de conductivité thermique (ou de diffusivité thermique) $\lambda_{11}, \lambda_{22} = \lambda_{33}$. (Bernabe Y. 1987, Berest P. 1988).

Les roches dans la nature sont au moins partiellement saturées en fluides et la conduction de la chaleur peut être couplée à d'autres types de transferts tel que, par exemple, le transfert de masse. Les mécanismes de transfert dans les milieux poreux sont fortement influencés par la configuration des pores et des minéraux. Le transfert de masse se produit uniquement à travers la structure continue des pores connectés. Tandis que le transfert de chaleur peut impliquer la phase solide et les pores. Si l'on assimile les solides poreux à des matériaux composites à phase matricielle (contenant éventuellement des pores isolés) et à phase poreuse en réseau, on constante que les transferts de chaleur et de masse sont complémentaires. (Dullien F.A.L. 1979)

Le transfert de masse s'effectue uniquement par le réseau de pores, le transfert de chaleur se produit essentiellement dans la phase minérale. Par conséquence, les variations en porosité auront tendance à influencer les deux processus en sens inverse. L'étude du couplage chaleur-masse fait l'objet de nombreux travaux scientifiques. Les techniques de mesure de la conductivité thermique s'effectuent en régime permanent (plaque chaude gardée, fil chaud) ou en régime transitoire (flash). La mesure en transitoire donne la diffusivité et il est nécessaire de déterminer par microcalorimétrie la chaleur spécifique pour calculer la conductivité thermique. (Gueguen Y. 1992).

1.2.2 Paramètres intervenant sur les propriétés thermiques

Les principaux facteurs qui influencent les propriétés thermiques des roches sont : La variation de composition minérale et chimique, la structure, la température et les contraintes, la porosité et la teneur en fluide. Les roches sont formées des minéraux ayant des propriétés thermiques qui varient aussi bien avec la température qu'avec la direction du flux de chaleur. Le quartz a la conductivité moyenne la plus élevée (λ_{moy}=7.7 w /m/k). La conductivité thermique d'une roche dépend largement du minéral principal. Elle augmente avec la masse volumique. (Monicard R. 1975).

Roches	Origine	Masse Volumique kg/m3	Chaleur spécifique j/kg.k	Conductivité thermique w/m.k
grès	Vosges	2650	-	2.7
Granite	Limousin	2600	700	2.8
Ardoise	Angers	2800	740	1.2-4.5
Argilite	Tournemire	2340	815	0.7-2
Marne	Alsace	2300	826	1.04-1.4
Argilite	Aisne	2220	845	0.75-1.4
calcaire	Euville	2310	846	3.5
sel		2160	870	6

Tableau (1.1) *: Les conductivités thermiques de quelques roches à l'état sec.*

(Les deux valeurs de conductivité sont suivant les directions principales d'anisotropie)

(D'après Manuel de Mécanique des Roches. 2000)

La plage de 1 à 6 w/m/k de la conductivité thermique est relativement limitée alors que la perméabilité varie de 7 à 8 ordres de grandeurs. L'anisotropie des minéraux et des structures des roches influence la conductivité thermique. La conductivité thermique est forte suivant les plans d'anisotropie (parallèle) ; elle est plus faible selon la direction perpendiculaire. La conductivité thermique d'une roche, à l'état sec, diminue lorsque la température augmente. L'anisotropie joue un rôle car la diminution est plus importante dans la direction perpendiculaire à la schistosité que dans la direction parallèle, voir la figure (1.5).

Pour les formations sédimentaires, à l'échelle du massif, la conductivité thermique décroît lorsque la température augmente : la conductivité thermique de la matrice est une fonction décroissante de la température, mais celle du fluide augmente légèrement avec la température et la combinaison de ces deux effets conduit à une décroissance significative de la conductivité thermique. Les contraintes isotropes tendent à refermer les défauts de type fissure et la conductivité thermique augmente légèrement. En général, la présence d'eau dans un matériau poreux augmente la conductivité thermique au sein de ce dernier (la figure (1.6)). La conductivité thermique, à minéralogie identique décroît avec l'augmentation de la porosité.

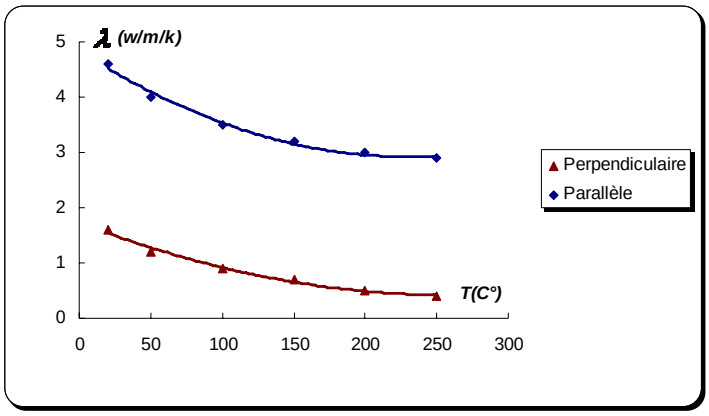


Fig. (1.5) : *Conductivité thermique de schistes ardoisiers en fonction de la température et de l'anisotropie.*

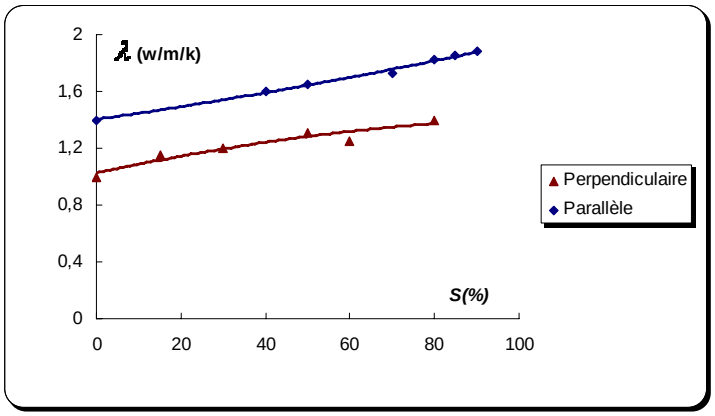


Fig. (1.6) : *Conductivité thermique d'une argilite en fonction du degré de saturation et de l'anisotropie.*

1.2.3 Dilatation thermique

Un solide homogène et isotrope, libre de toute liaison, soumis à une variation uniforme de température T subit une déformation isotrope proportionnelle à T. L'effet de la température se traduit par une dilatation ou une contraction. Si (L) est la distance séparant deux points du solide, après échauffement (ou refroidissement), cette distance subit une variation relative de longueur égale à :

$$\frac{\Delta L}{L} = \alpha \, . T \qquad (1.2)$$

Avec (α) coefficient de dilatation linéaire du solide. En d'autres termes la variation uniforme de température détermine sur une roche homogène isotrope et libre de toute liaison, un tenseur de déformation uniforme :

$$\varepsilon_{ij} = \alpha . T . \delta_{ij} \qquad (1.3)$$

La variation de volume associée est :

$$\frac{\Delta V}{V} = \varepsilon_{ij} = 3\,\alpha\,T \qquad (1.4)$$

La quantité $(\alpha_v = 3\,\alpha)$ est appelée cœfficient de dilatation thermique volumique. Si la roche est anisotrope, il est nécessaire de déterminer le coefficient de dilatation thermique suivant les directions principales d'anisotropie. Le coefficient de dilatation linéaire des roches varie en fonction de la minéralogie, la texture, la porosité et la microfissuration. Il varie entre (5.10^{-6}) K^{-1} et $(25.10^{-6})\,K^{-1}$ pour la plupart des roches. (Palciauskas V.V. 1992).

Roches	**Dilatation Thermique (K^{-1})**
Sel gemme	40.10^{-6}
Ardoise (perpendiculaire)	24.10^{-6}
Ardoise (Parallèle)	17.10^{-6}

Tableau (1.2) : *Cœfficient de dilatation thermique.*

Dès lors que la roche n'est plus libre de toute liaison et/ou que la variation de la température n'est plus uniforme, des contraintes d'origine thermique peuvent apparaître dans la roche.

1.3. Les roches anisotropes

Les exploitations minières, les excavations et beaucoup d'ouvrages souterrains sont souvent réalisés dans des formations anisotropes. Celles-ci sont généralement des roches sédimentaires stratifiées (argilites, grès, calcaires), des roches métamorphiques foliacées (schistes, ardoises) ou les massifs rocheux coupés par un ou plusieurs joints réguliers. L'anisotropie des roches implique que leur comportement et leur réponse mécanique dépendent une direction privilégiée.

Une classification générale des roches anisotropes proposée par (Barla G. 1974, Amadei B.1983) comporte deux classes, A et B. Dans la classe A, les roches ont des propriétés anisotropes malgré une isotropie apparente (certaines roches granitiques appartiennent à ce groupe). Dans la classe B, les roches présentent une anisotropie évidente et des directions apparentes de symétrie.

Dans la nature, les milieux caractérisés par une isotropie idéale se rencontrent très rarement. L'anisotropie des propriétés physiques ou rhéologiques d'un matériau rocheux résulte d'éléments endogènes et exogènes, associés au mode de formation. Par exemple la formation de la texture et de la structure des roches sédimentaires prend place durant l'accumulation des sédiments et du processus de consolidation ou lithification (compaction, cimentation et recristallisation). Les éléments exogènes sont liés à l'influence d'agents extérieurs tels que l'état de contraintes antérieur et actuel, la température avoisinante, etc. Ces éléments sont la cause des transformations diverses de la roche (diagenèse, métamorphisme, fusion, cristallisation, érosion). Donc, l'anisotropie des propriétés physiques ou rhéologiques d'une roche, déterminée en laboratoire ou in situ, dérive de l'anisotropie de ses structures internes. Cependant, le type d'anisotropie de structure interne dépend de l'échelle d'observation; les structures internes d'un même matériau peuvent être anisotropes à une certaine échelle et isotropes à une autre. Suivant l'échelle considérée, l'anisotropie de structure interne dans les massifs rocheux peut être de plusieurs types. (Masure P. 1970).

Notons que la structure anisotrope d'un milieu peut influencer différents domaines mécaniques (anisotropie mécanique). Nous pouvons par exemple distinguer l'anisotropie du domaine élastique, de la limite élastique, de l'écoulement plastique, de la rupture d'un milieu. La structure peut influencer fortement certains domaines, plus faiblement d'autres. Les caractéristiques mécaniques peuvent, suivant le type de structure anisotrope, varier continument avec l'orientation du matériau ou subir une discontinuité, (Boehler J.P. 1977, 1978,1982).

Après ce rappel sommaire sur les origines et les définitions de l'anisotropie, passons à celui de la roche qui nous intéresse ici, à savoir l'argilite. Tout cela nous amène à dire que l'anisotropie

de l'argilite se traduit en première approche par une anisotropie de formation. Nous supposerons que cette anisotropie est une orthotropie de révolution de plan isotrope transverse, le plan de stratification. (Jaeger J.C. 1960, 1971. Foucaut A. 1980. Fourmainntraux D. 1990).

1.3.1 Les roches argileuses

Les argilites sont des roches fortement indurées composées d'une matrice argileuse constituée de phyllosilicates (illites, smectites, inter stratifiés illites/smectites …) dans lesquelles on trouve des inclusions de quartz et de carbonates ainsi que d'autres minéraux en quantité moindre (feldspaths, micas, pyrite). Sa structure fortement compactée lui confère une faible porosité. Celle-ci est en moyenne de 9% pour l'argilite de Tournemire (Cabrera et al. 1999) et de 15% pour l'argilite de Bure (Gasc-Barbier. 2002) ce qui correspond à des teneurs en eau à l'état saturé de 3,5 % et 7 %. De plus, cette porosité est peu connectée, ce qui rend sa perméabilité très faible et donc difficile à mesurer. La perméabilité de l'argilite de Tournemire est 10^{-14} m/s et se situe à la limite de précision des méthodes expérimentales actuelles. (Cette roche sera choisit pour effectuer notre étude).

Les compagnies pétrolières, dans leurs prospections, accordent une grande importance à la localisation des bancs argileux dans les séries sédimentaires : en effet, ces couches peuvent correspondre à des roches mères de pétroles ou de gaz (issues d'une boue riche en matière organique déposée en conditions anoxiques ou hypoxiques), mais, surtout, elles représentent d'excellentes roches de couverture, c'est-à-dire des couches imperméables, susceptibles d'avoir stoppé les hydrocarbures lors de leur remontée depuis leur roche mère sous-jacente, (du fait de leur faible densité). L'imperméabilité des roches argileuses s'explique facilement par la compaction subie lors de la diagenèse, qui aligne les feuillets des minéraux argileux, d'où une forte réduction de la porosité de la formation.

1.3.2 Caractère Multi-Echelle des Roches Argileuses

Les roches argileuses constituent, en volume, une grande majorité des roches sédimentaires à la surface de la Terre, et en particulier environ 75% des basins sédimentaires (Jones et Wang, 1981; Hornby B. 1998). De plus, ces roches constituent souvent la couverture étanche des réservoirs d'hydrocarbures.

Au delà de cet aspect pratique, les roches argileuses sont probablement l'un des matériaux naturels les plus compliqués à la surface de la Terre, suscitant la curiosité des chercheurs depuis les premiers travaux de (Kaarsberg E.A. 1959). La connaissance et la prédiction de l'anisotropie de ces roches joue un rôle crucial dans beaucoup de domaines comme l'exploration, l'exploitation ou le monitoring de réservoirs d'hydrocarbures, ou encore de

sites souterrains de stockage des déchets radioactifs (ou tout autre ouvrage souterrain modifiant son environnement). Cependant, l'étude des propriétés des roches argileuses a souvent été décourageante pour les chercheurs, que ce soit sur le plan théorique ou expérimental.

Les roches argileuses peuvent être vues comme un matériau composite naturel multiphasique hautement hétérogène. Les hétérogénéités se manifestent à toutes les échelles d'observation et contribuent à l'anisotropie prononcée ainsi qu'à la grande variété des comportements observés à l'échelle macroscopique.

La figure (1.7) illustre la hiérarchisation en quatre niveaux des échelles possibles d'observation des roches argileuses. En d'autres termes, ce modèle conceptuel décompose le continuum en quatre échelles supposées distinctes.

L'échelle (0) correspond à l'échelle des feuillets élémentaires d'argile (kaolinite, illite, smectite, etc.) dont la taille est de l'ordre de quelques nanomètres. Ces feuillets sont géométriquement caractérisées par un rapport d'élancement entre une direction de l'espace et les deux autres de l'ordre de 1/20. Elles portent généralement une charge électrique négative à leur surface, ce qui leur confère une forte sensibilité aux fluides polaires comme l'eau, et aux ions. Les propriétés des argiles à cette échelle ont été établies dans le domaine de la minéralogie à l'aide d'analyses au microscope électronique à balayage et aux rayons X (Mitchell, 1993). Ces feuillets sont considérés comme souples et relativement déformables. L'anisotropie induite par cette géométrie particulière est donc potentiellement importante.

L'échelle (1) correspond à l'échelle des particules argileuses constituées par l'empilement de cinq à dix feuillets en vis-à-vis, maintenus par des forces électrostatiques attractives permises par la présence d'ions dits compensateurs. De plus, du fait de la charge électrique portée par ces feuillets, de l'eau dite adsorbée peut également se fixer à leur surface et induire un écartement des feuillets (responsable du gonflement macroscopique des argiles hydratées). Ces particules constituent le grain primaire reproduit suivant toutes les orientations possibles dans l'espace lors de la sédimentation.

L'échelle (2) correspond à l'agrégat de plusieurs particules argileuses plus ou moins ordonnées lors de la sédimentation, ce qui donne généralement naissance à une porosité conditionnée par l'arrangement plus ou moins compacte des différentes particules argileuses, c'est l'échelle dite ici microscopique.

Enfin, l'échelle (3) correspond à l'échelle dite ici macroscopique. L'élément de volume représentatif du milieu incorpore la matrice argileuse et un nombre représentatif d'inclusions présentes dans la roche.

Le contraste de propriétés élastiques entre la matrice argileuse et ces inclusions induit un second type de porosité dite d'interface.

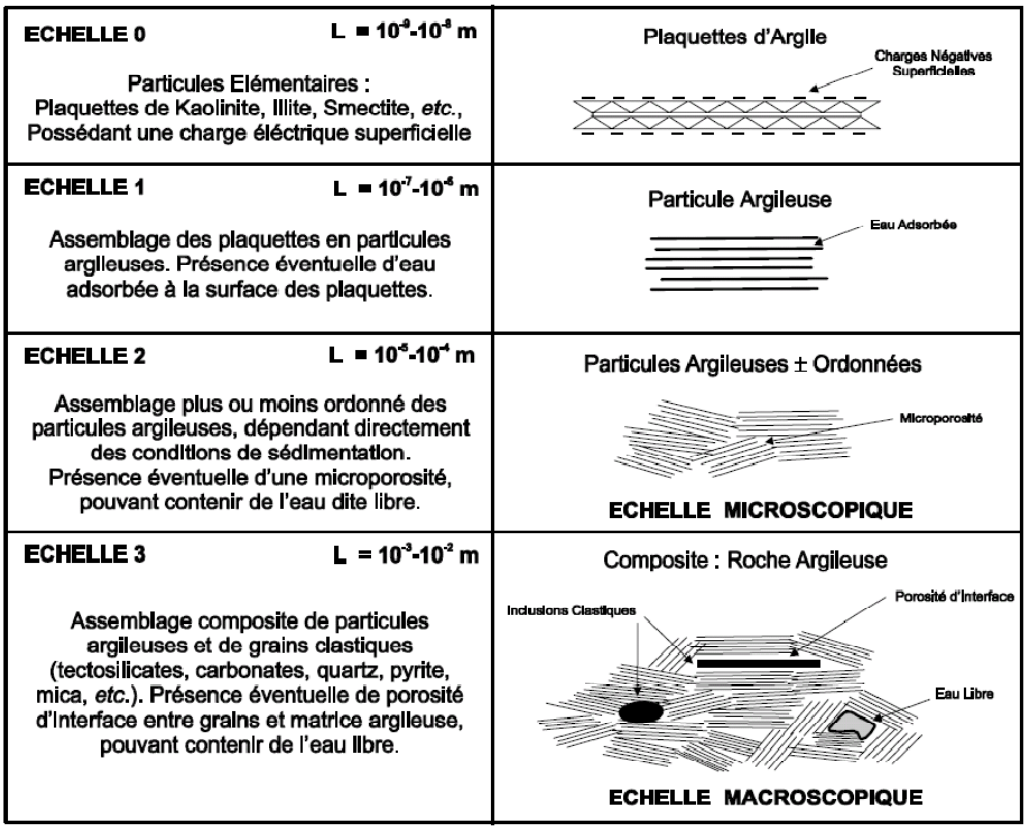


Fig. (1.7) : *Modèle qualitatif multi échelle d'une roche argileuse.*

1.4. Comportement mécanique des roches anisotropes

1.4.1 Loi de comportement élastique anisotrope

Dès qu'il s'agit du comportement rhéologique antérieur à la rupture, les données expérimentales sur les roches anisotropes sont généralement analysées sur la base de la théorie de l'élasticité anisotrope, (Allirot D.et Boehler J.P.1979, Eissa E.S.A.1980, Lerau J.et al.1981, Homand F.et al.1993). Le comportement élastique linéaire signifie que le tenseur de contraintes (σ_{ij}) reste proportionnel au tenseur de déformations (ε_{kl}) au cours du chargement. En d'autres termes, nous supposons qu'un milieu linéaire, élastique, homogène et continu satisfait la loi de Hooke généralisée. Ainsi, nous avons :

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}\varepsilon_{kl} \tag{1.5}$$

Où (C_{ijkl}) est le tenseur d'élasticité. Dans le cas tridimensionnel le plus général, le tenseur d'élasticité a 81 composantes indépendantes. Cependant, la symétrie du tenseur des contraintes et du tenseur des déformations ramènent ce nombre à 36. Si l'existence d'une énergie de déformation est en plus postulée, le tenseur d'élasticité devient symétrique et réciproquement. Le nombre de coefficients élastiques est donc réduit à 21. L'équation (1.5) peut être réécrite comme suit :

$$\varepsilon_{ij} = A_{ijkl}\sigma_{kl} \quad (1.6)$$

Où (A_{ijkl}) est le tenseur de compliance avec (21) composantes indépendantes.

Si nous considérons la représentation matricielle des tenseurs ($\varepsilon_{ij}, \sigma_{kl}\ et\ A_{ijkl}$) dans un système de coordonnées arbitraire (x, y, z), l'équation est équivalente à :

$$(\varepsilon) = (A)(\sigma) \quad (1.7)$$

Les 21 éléments de la matrice A jouent différents rôles et ont différentes significations physiques (Lekhnitskii S.G. 1963). Si la structure interne du milieu possède un type de symétrie, alors cette symétrie peut être observée dans ses propriétés élastiques. Le nombre de coefficients élastiques devient inférieur à 21.

Dans la plupart des cas pratiques, les roches anisotropes sont modélisées comme des matériaux orthotropes ou isotropes transverses dans un système de coordonnées lié à leur structure apparente ou directions de symétrie. Figure (1.8).

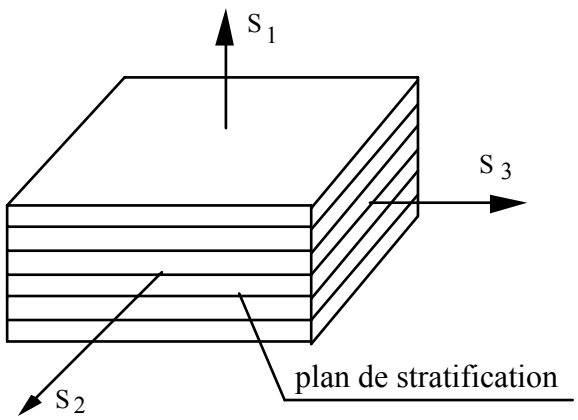


Fig. (1.8) *: Définition du repère de structure.*

Un milieu est dit orthotrope pour une propriété donnée, si cette propriété est invariante par changement de direction obtenue par symétrie relative à deux plans orthogonaux (ce qui entraîne d'ailleurs la symétrie par rapport au troisième plan orthogonal). Un milieu est élastique isotrope transverse si ses caractéristiques d'élasticité sont identiques pour tous les couples de directions symétriques par rapport à un axe (Lemaître J.et Chaboche J.L. 1985).

Pour un matériau orthotrope avec un repère structural (S_1, S_2, S_3), la figure (1.8), l'équation (1.7) peut être écrite, dans un espace à (6) dimensions, comme suit :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{31}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{pmatrix} \quad (1.8)$$

Où (E_1 , E_2 et E_3) sont les modules d'Young dans les directions: S_1 , S_2 et S_3 .

(G_{23}, G_{31} et G_{12}) sont les modules de cisaillement dans les plans (S_2 , S_3), (S_3 , S_1), (S_1 , S_2) respectivement. Ainsi, le coefficient de déformabilité $\frac{1}{G_{23}}$ caractérise la variation de l'angle droit entre S_2 et S_3 . (γ_{23}) est l'effet de la cause qui est la contrainte de cisaillement dans le plan (S_2 , S_3).

Le coefficient de Poisson (ν_{ij}) caractérise le raccourcissement ou l'allongement (effet) dans la direction (j) pour une traction ou une compression (cause) dans la direction (i). Par exemple, (ν_{12}) caractérise l'allongement dans la direction (2) pour une compression dans la direction (1).

La matrice des coefficients de déformabilité (A) étant symétrique, nous avons les relations suivantes :

$$\frac{\nu_{12}}{E_1} = \frac{\nu_{21}}{E_2} ; \frac{\nu_{13}}{E_1} = \frac{\nu_{31}}{E_3} ; \frac{\nu_{23}}{E_2} = \frac{\nu_{32}}{E_3} \quad (1.9)$$

Le matériau est alors caractérisé par (9) coefficients indépendants. La formulation orthotrope a été utilisée dans la littérature pour caractériser la déformabilité des roches tel que les charbons, les schistes, les ardoises, les gneiss, les granites. Des valeurs spécifiques des 9 constantes élastiques pour un schiste se trouvent dans (Homand F.et al ,1993). Pour un matériau isotrope transverse, seulement 5 constantes élastiques indépendantes sont nécessaires pour décrire la réponse mécanique. Si l'axe d'isotropie est repéré par (S_1) la figure (1.8), le matériau est isotrope dans tous les plans normaux à (S_1). Ainsi, en supposant, par exemple, que les paramètres élastiques indépendants sont (E_1, E_2, ν_{12}, ν_{23} et G_{12}) par rapport au cas orthotrope, nous avons les égalités suivantes :

$E_2 = E_3$, mêmes modules d'Young dans les directions S_2 et S_3 .

$\nu_{12} = \nu_{13}$, mêmes contractions ou dilatations suivant (S_2 et S_3) pour une traction ou une compression appliquée suivant (S_1).

G_{12}= G_{31}, mêmes modules de cisaillement dans les plans (S_1, S_2).(S_3, S_1).

$G_{23} = \frac{E_2}{2(1+\nu_{23})}$, module de cisaillement autour de (S_1). En outre, l'équation (1.9) devient :

$$\nu_{21} = \nu_{31} = \nu_{12}\frac{E_2}{E_1} \tag{1.10}$$

La formulation isotrope transverse a été utilisée pour caractériser la déformabilité des roches tel que le schiste, l'argilite, l'ardoise, le basalte. Pour de telles roches, le plan isotrope transverse est supposé parallèle aux plans de foliation, de schistosité ou de litage. Le matériau était caractérisé par 5 coefficients indépendants.

1.4.2 Comportement mécanique instantané des argilites

À partir des essais de compression uniaxiaux ou triaxiaux figure (1.9). La plupart des argilites présente, lorsque la déformation augmente : un domaine d'élasticité linéaire, un domaine où apparaissent des déformations irréversibles (plasticité, endommagement), avant d'atteindre la rupture (pic) et un comportement post-pic radoucissant (écrouissage négatif avec dilatance) jusqu'à un domaine de contrainte déviatorique constante « résiduelle ». Ceci constitue un comportement classique des roches. (Rejeb A. 1999) a pu identifier pour l'argilite de Tournemire un comportement élastique anisotrope qui reflète bien la stratification naturelle du matériau, ainsi qu'un critère de rupture de type Mohr-Coulomb, défini par la résistance en compression simple (R_c = 25 MPa) et l'angle de frottement interne ($\phi = 20°$).

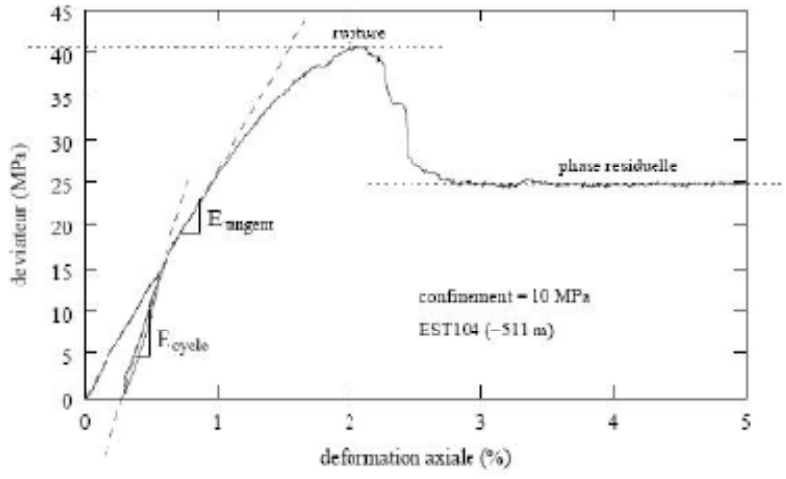


Fig. (1.9) : *Essai de compression triaxiale non drainé sur un échantillon d'argilite de l'Est (Miehe B. 2004)*

Les déformations irréversibles pré-pic observées peuvent être macroscopiquement attribuées à de la plasticité mais leurs mécanismes microscopiques associés ne sont pas toujours bien

identifiés. Quant à la résistance en traction de ce type de roche, elle dépasse rarement les 5 MPa.

1.4.3 Comportement mécanique différé des argilites

De multiples essais ont également mis en évidence une capacité de plusieurs argilites à fluer (Gasc-Barbier M. 2002, Boidy E. 2002, Rejeb A. 2003 et Fabre G. 2005). Les déformations visqueuses d'un échantillon d'argilite de l'Est soumis à un déviateur de 25 MPa sont de l'ordre de 3 % au bout de 100 jours. De même que les phénomènes plastiques, ces déformations différées peuvent être rendues compte macroscopiquement par les lois classiques viscoplastiques, comme la loi de Lemaître [Lemaître J. 1996], mais les mécanismes microscopiques sont nombreux et difficilement dissociables.

1.4.4 Couplage Hydro-mécanique

Dans le cadre de l'étude des pressions d'eau interstitielle dans une argilite saturée, le milieu est alors considéré comme diphasique (squelette + pores remplies d'eau). Biot (Biot M.A. 1941) a proposé pour l'étude des milieux poreux saturés (initialement pour les sols) le concept de contrainte effective :

$$\sigma' = \sigma - b.P_{liquid} \qquad (1.11)$$

Ce concept traduit le fait que le fluide interstitiel reprend une partie du chargement mécanique par l'intermédiaire du coefficient de Biot (b). Les transferts de fluide interstitiels sont gouvernés par la loi de Darcy. Cependant, la finesse de la porosité des argilites rend prépondérants des phénomènes habituellement négligeables pour les sols, comme les effets d'osmose et d'adsorption qui ont une influence sur la mobilité de l'eau interstitielle et l'interaction eau/particules. L'existence d'une contrainte effective est donc discutable pour les argilites. D'autre part, la détermination expérimentale du coefficient de Biot est assez complexe.

Chapitre 2

Cellule Triaxiale à haute température (250 C°)

Dans ce chapitre nous présentons les modifications apportées à la Cellule Triaxiale autonome auto-compensée afin de pouvoir réaliser des essais triaxiaux à haute température. Il faut noter que le banc d'essai triaxial existe déjà pour des essais allant jusqu'à 100 C°. Les modifications vont permettre de réaliser des essais allant jusqu'à 250 C°. Les modifications concernent le corps de la cellule ainsi que le système de pilotage.

Le cœur du banc de Test Triaxial est la Cellule Triaxiale autonome auto-compensée. L'originalité de cette cellule est son système hydraulique de chambre d'auto-compensation qui permet de s'affranchir d'un bâti de presse traditionnel. La partie supérieure de la cellule est un vérin hydraulique à double effet, c'est-à-dire qu'il suffit d'injecter de l'huile sous pression dans sa chambre supérieure pour descendre le piston et ainsi écraser l'échantillon, ou d'injecter de l'air (ou de l'huile) sous une faible pression dans la chambre inférieure pour faire remonter le piston (à la fin de l'essai par exemple). Entre ces deux chambres hydrauliques est située une chambre intermédiaire, dite d'auto-compensation, qui communique avec la chambre de confinement par l'intermédiaire d'un conduit présent au centre du piston. Lorsque la pression de confinement augmente, elle applique sur le piston une force qui tend à le faire remonter ; mais la pression augmente également dans la chambre d'auto-compensation où la force résultante tend à faire descendre le piston. Les surfaces où sont appliquées ces deux forces ont la même surface et le piston reste donc en équilibre. Ce principe a deux avantages : on applique directement sur la face supérieure de l'échantillon la contrainte déviatorique ($\sigma_1 - \sigma_3$), et le volume de la chambre de confinement ne varie pas lorsque le piston s'enfonce.

La cellule est prévue pour recevoir une paire de colliers de mesure des déformations de l'échantillon à base de capteurs de déplacement du type LVDT (4 capteurs longitudinaux et 4 capteurs transversaux).

La mesure par le biais de capteurs LVDT est utilisée en général pour des grandes déformations (roche très tendre), ou lorsque l'essai est très long et que des jauges d'extensomètres sont susceptibles de se décoller (eau à l'intérieur de l'échantillon, chauffage...).

Un micro-ordinateur est également associé à un ensemble électronique de conditionnement de capteurs (la paire de colliers à 8 LVDT, 20 voies d'extensomètres et une voie de température) appelé SESTAR. Il est géré par un logiciel permettant à l'opérateur de calibrer tous les capteurs, programmer un chemin de test, et lancer automatiquement la supervision de l'essai, l'acquisition et la sauvegarde des données.

2.1 Cellule triaxiale autonome auto-compensée

La cellule est du type Triaxiale Autonome Auto-compensée. Elle est décomposée en trois parties distinctes, figure (2.1) et tableau (2.1).

1. Le vérin axial.
2. La chambre de confinement.
3. L'embase inférieure.

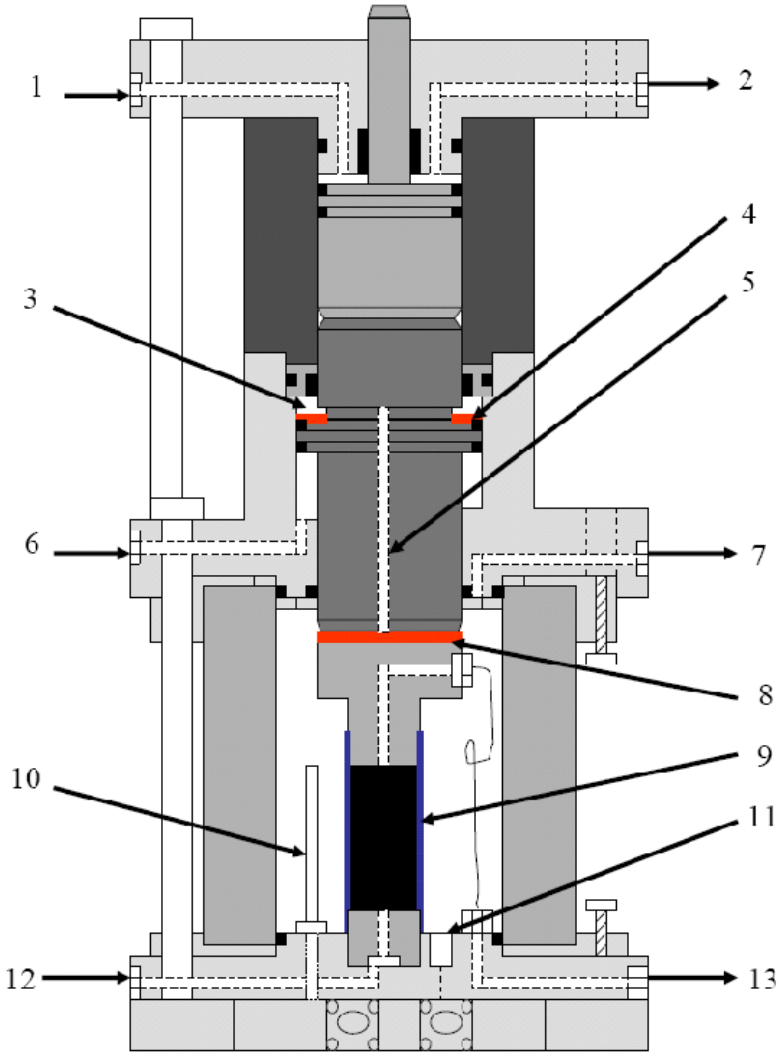


Fig. (2.1) : *Schéma technique général de la cellule.*

Repère	Désignation
1	Entrée de la pression axiale
2	Sortie de la pression axiale
3	Chambre d'auto-compensation
4	Surface A
5	Connexion hydraulique
6	Mouvement arrière après l'essai
7	Sortie pression de confinement
8	Surface B
9	Echantillon testé
10	Thermocouple
11	Entrée pression de confinement
12	Entrée pression interstitielle
13	Sortie pression interstitielle

Tableau (2.1) : *Les parties de la cellule.*

Le vérin axial auto-compensé permet d'appliquer sur l'échantillon à tester la contrainte déviatorique ($\sigma_1 - \sigma_3$), la chambre de confinement permet d'appliquer la contrainte (σ_3), et le circuit de drainage interne permet d'appliquer la pression Interstitielle (Pi). La chambre de confinement est emboîtée sur l'embase inférieure, et le vérin axial est emboîté sur la chambre de confinement. Le tout est solidarisé par le biais de 8 tirants de chambre (vis haute résistance en acier classe 12.9). Pour faciliter sa manutention, la chambre de confinement est placée entre deux collerettes reliées entre elles par de simples vis de serrage. L'embase de la cellule est constamment posée sur son support, tandis que la chambre de confinement et le vérin axial doivent dans un premier temps être désolidarisés en serrant les petites vis situées sur les deux collerettes, puis soulevés à l'aide d'un palan accroché aux anses de levage.

Les seuls joints apparents après le démontage et sujets à une usure plus rapide, sont les joints toriques d'étanchéité de la chambre de confinement, avec le vérin axial situé au-dessus et l'embase inférieure située au-dessous. Ils peuvent s'abîmer rapidement si le montage (emboîtement dans un cylindre chanfreiné) se fait sans huilage préalable de ces joints et emboîtement suffisamment lent.

Tous les autres joints subissent une usure normale par résistance à la pression hydraulique. Les joints toriques possèdent une certaine résistance à la pression et à l'élévation de la température, ceci d'une façon combinée : plus la température est élevée et plus la pression maximale admissible est basse, et réciproquement. Plus la température augmente et plus le joint se ramollit, finissant par provoquer son extrusion (le joint sort de la gorge où il est emprisonné) si la pression maximale est dépassée.

2.2 Modifications apportée à la cellule pour les essais allant jusqu'à (250 C°)

1. Il est très important de choisir des joints toriques et des joints BEAL-SEAL à lèvre résistant à la température. Les joints BEAL-SEAL à lèvre montés sur la cellule supportent déjà une température allant jusqu'à 260 C°. Par contre il a fallu changer les joints toriques afin de supporter 250 C°. Pour cette raison nous avons choisi des joints en élastomère fleurissants qui supportent 300 C° et 300 bars de pression. Deux séries complètes de joints toriques ont été commandé pour remplacer les joints existants.

2. Il a fallu également utiliser un Collier Chauffante MICA 5000 W de 170mm de hauteur, avec un Thermocouple type K pour monter à cette température de 250 C°. Photo (2.1).

3. Nous avons changé également le système de mesures des déformations (LVDT). Un permettant nouveau collier a été mis au point de mesurer les déformations radiales (un seul LVDT) et les déformations longitudinales (2 LVDT) photo (2.2). Il a fallu également utiliser des LVDT spéciaux supportant la température de 250°C, le câblage de ces LVDT est réalisé avec une colle spéciale H730 pour supporter la température.

4. Pour rendre la manutention de la cellule plus facile, un portique avec un palan électrique ont étés installés, photo (2.3).

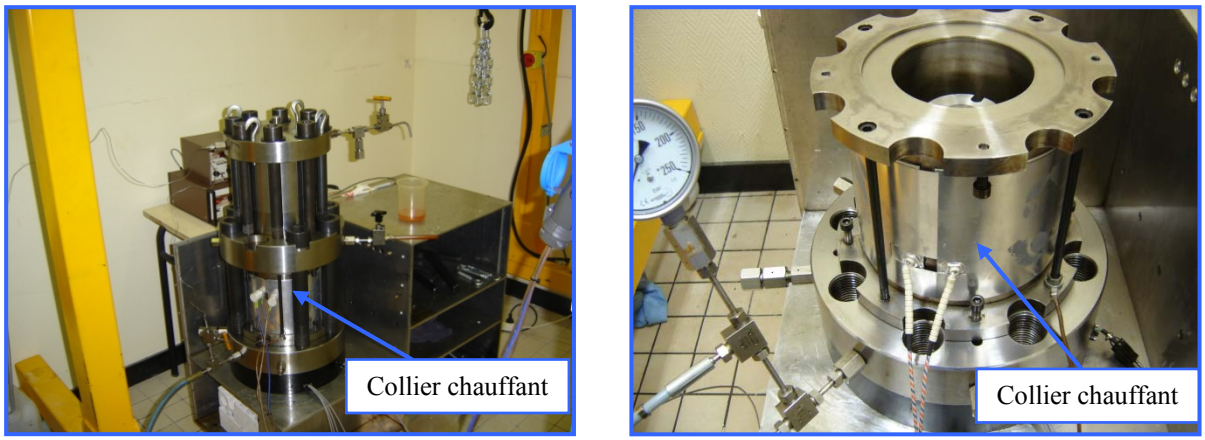


Photo (2.1) : *Collier chauffant.*

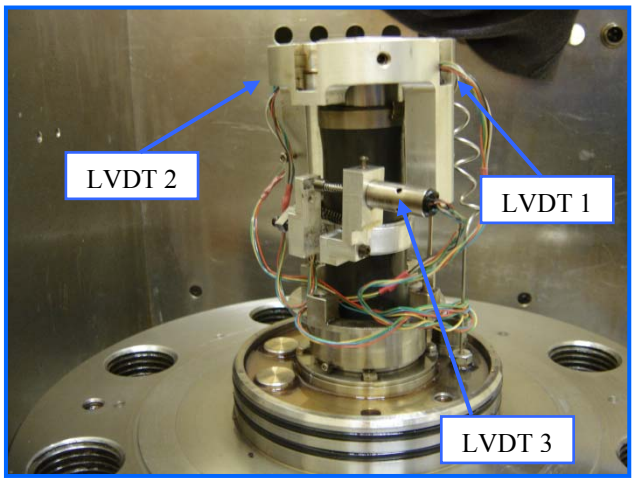


Photo (2.2) : *Les LVDTs.*

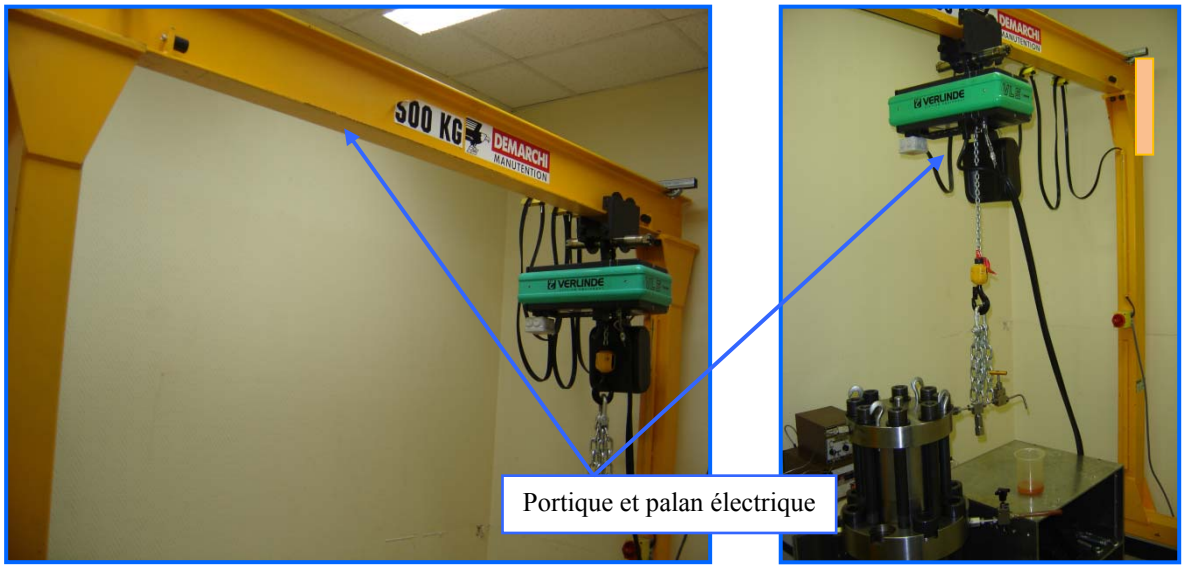


Photo (2.3) : *Le portique.*

5. Nous avons utilisé des câbles spéciaux pour tous les raccordements électriques et un étain spécial pour le soudage.

6. Nous avons construit une salle conçue spécialement pour cette manip, avec une ventilation très puissante. Photo (2.4).

7. Nous avons utilisé pour la pression de confinement une huile spéciale JAX PYRO-KOTE 220. Pour supporter la température de 250°C, photo (2.5).

8. Nous avons utilisé une gaine spéciale pour supporter le 250 C°, photo (2.6).



Photo (2.4) : *La salle de manipulation.*

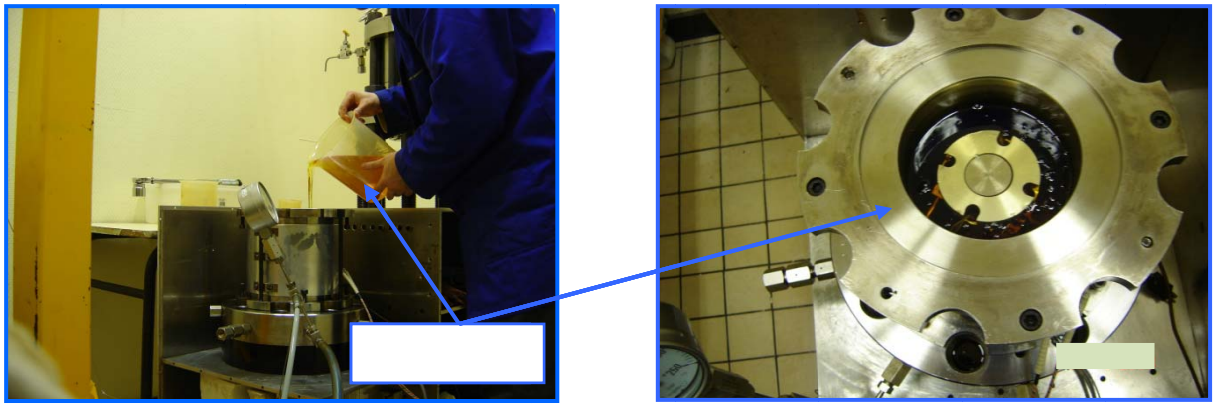


Photo (2.5) *: L'huile dans la chambre de confinement.*



Photo (2.6) *: Gaine spéciale.*

2.3. Système de contrôle et d'acquisition SESTAR

Le Système SESTAR est un terminal de contrôle et d'acquisition conçue pour piloter un ensemble automatique d'essai triaxial, afin de tester d'une façon classique ou avancée des échantillons.

2.3.1 Présentation du système

Le Système SESTAR est composé de trois éléments distincts, figure (2.2), photo (2.7) :

1. Le micro-ordinateur du type Compatible PC, possédant :

* (1) entrée Souris indépendante.

* (1) carte électronique pour l'acquisition des données issues des 8 capteurs de déplacement du type LVDT, et des 8 niveaux de tension.

* (1) carte électronique pour l'acquisition des 20 voies d'extensométrie.

* (1) carte à 2 ports de communication numérique supplémentaires, pour l'acquisition des données issues de deux afficheurs numériques.

* (2) ports de communication numérique pour le dialogue avec les générateurs de pression (le réseau de régulateurs pour le contrôle à distance, et les compteurs pour l'acquisition de la variation de volume du fluide).

2. Un multiplexeur de liaisons sérielles pour la communication avec l'ensemble des compteurs des générateurs de pression : l'entrée est connectée au port de communication numérique du micro-ordinateur prévu à cet effet, et les 3 sorties possibles sont connectées aux générateurs de pression.

3. Un coffret de conditionnement des capteurs renfermant le scrutateur à 20 jauges de contraintes, le conditionneur à 8 LVDTs et le système de chauffage.

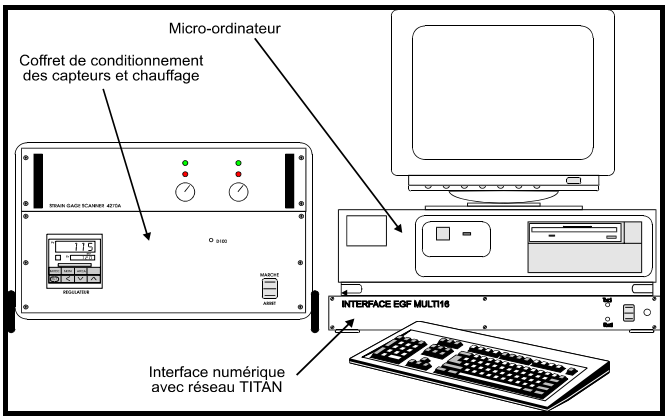


Fig. (2.2) : *Système SESTAR.*

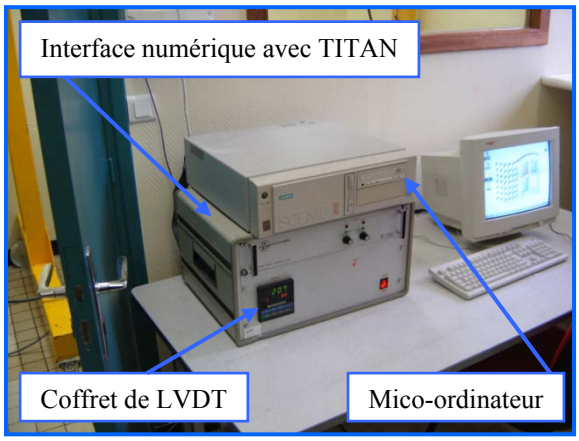


Photo (2.7) *: Système SESTAR.*

2.3.2 Fonctionnement du système

SESTAR est capable de superviser à distance jusqu'à 4 générateurs de pression, au travers de trois fonctions principales :

1. Le contrôle : Il peut les démarrer, les stopper, et les lancer en mode Automatique (régulation à partir de la pression du fluide ou d'un capteur externe).

2. L'acquisition : De la donnée issue du capteur servant à l'asservissement, de la consigne de travail (constante ou rampe au cours du temps), et de la variation de volume du fluide dans la pompe.

3. La surveillance : Il connaît l'état des fins de courses (exemple : pompe vide) et il compare la donnée issue du capteur servant à l'asservissement à la consigne de travail qu'elle doit suivre, ceci afin de détecter les problèmes de fuite hydraulique, de rupture d'échantillon.

SESTAR possède un ensemble de conditionnement de capteurs et d'acquisition des données, qui est fourni uniquement avec les postes choisis par l'utilisateur (selon ses besoins réels). Les (5) postes disponibles sont :

1. le scrutateur de jauges de contraintes se présentant sous la forme d'un tiroir possédant 20 voies.

2. le conditionneur à 8 capteurs de déplacement de type LVDT.

3. l'interface à 8 niveaux de tension.

4. deux entrées Communication numérique pour l'acquisition de données issues de capteurs connectés sur les afficheurs numériques.

5. le système de régulation de chauffage.

L'interface-utilisateur de *SESTAR* est un logiciel fonctionnant sous environnement *Windows* et permettant de :

* Calibrer les capteurs connectés au système de conditionnement.

* Programmer le chemin de test.

* Lancer et surveiller l'essai (possibilité d'affichage graphique de 2 courbes) avec acquisition des données et mémorisation dans un fichier.

2.3.3 La face avant du système *SESTAR* :

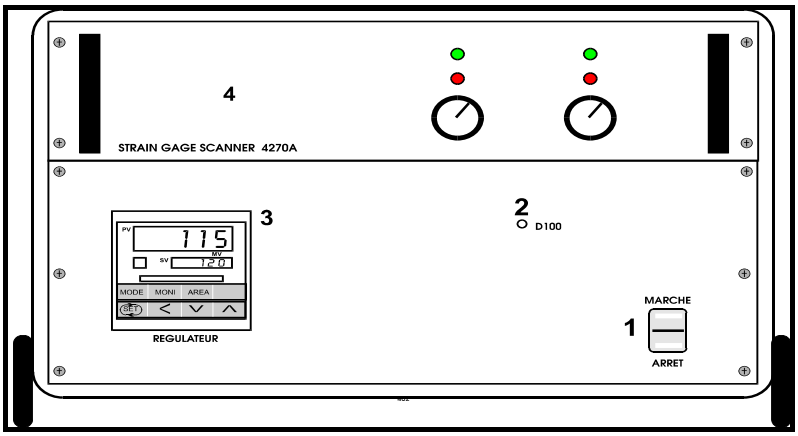


Fig. (2.3) : *La face avant du système SESTAR.*

1. Interrupteur Marche/Arrêt. 2. Témoin lumineux. 3. Régulateur de température.
4. Scrutateur de jauges.

2.3.4 La face arrière du système *SESTAR* :

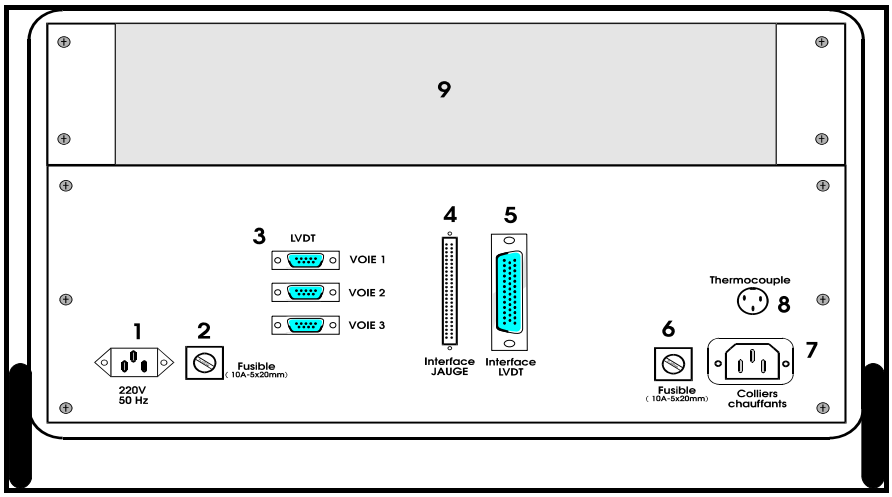


Fig. (2.4) : *La face arrière du système SESTAR.*

1. Fiche secteur. 2. Fusible (alimentation). 3. Capteurs de déplacement LVDT.
4. Interface JAUGE. 5. Interface LVDT. 6. Fusible (collier chauffant).
7. Thermocouple. 8. Collier chauffant. 9. Borniers de raccordement des jauges de contraintes.

2.4 Le système de mesure et d'étalonnage des déformations

Les déformations axiales sont mesurées localement par une paire de LVDTs installés sur un collier longitudinale. Les déformations radiales sont mesurées par un seul LVDT installé sur un collier radial en aluminium conçu spécifiquement pour cette manip, photos (2.8), (2.9).

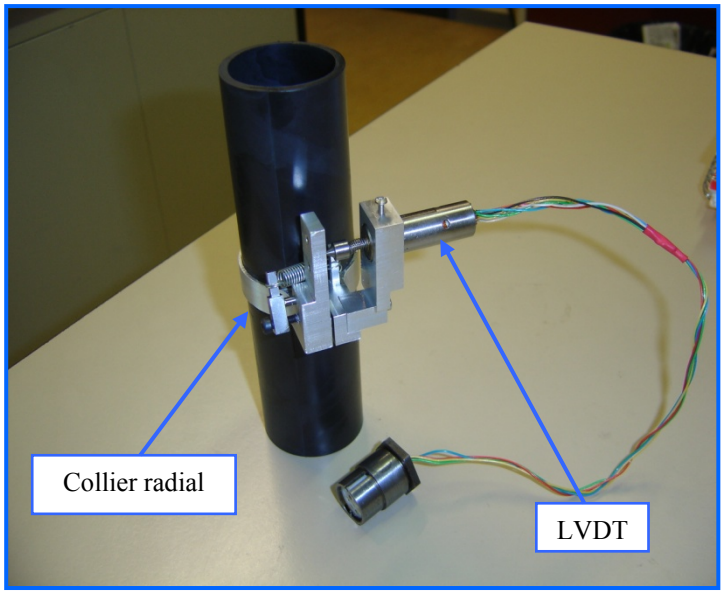


Photo (2.8) : *Le collier radial avec LVDT.*

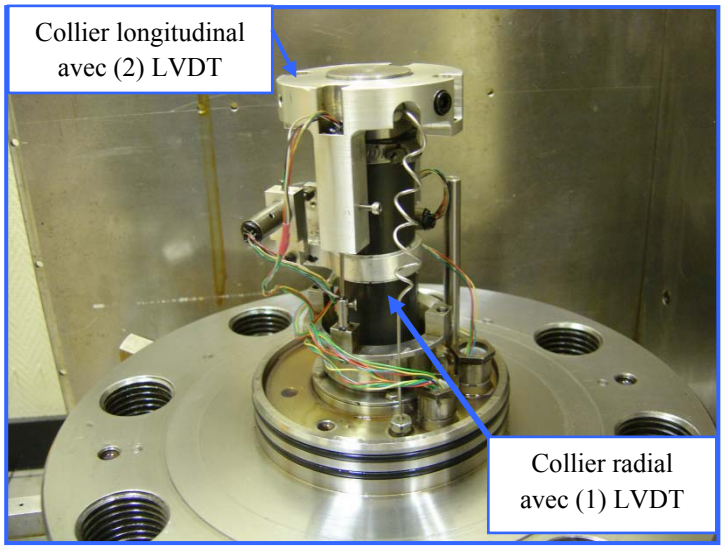


Photo (2.9) : *Le système de mesure des déformations.*

L'étalonnage de notre système de mesure est un point primordial pour la réussite des essais. Pour avoir des mesures fiables des déformations radiales il faut étalonner à la fois le collier radial et le LVDT. Pour étalonner le collier radial, nous avons utilisé un palmer intérieur et pour étalonner les LVDT, nous utilisons un système d'étalonnage à coulisse, photo (2.10).

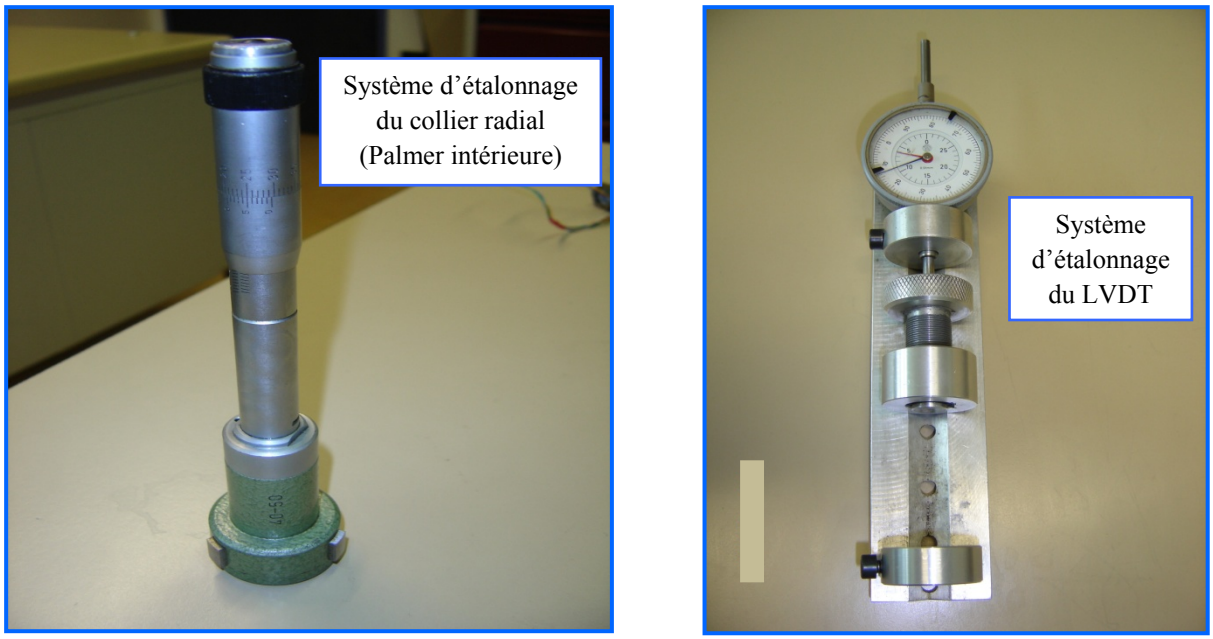


Photo (2.10) : *Les systèmes d'étalonnage.*

Tout d'abord, nous avons étalonné les LVDT pour déterminer les valeurs de gain électrique afin de faire la concordance entre la valeur mécanique et celle électrique, tableau (2.2). Les courbes d'étalonnage sont présentées dans les figures (2.5), (2.6) et (2.7).

LVDT	**1**	**2**	**3**
Gain électrique	27	33	26

Tableau (2.2) : *Les résultats d'étalonnage des LVDT.*

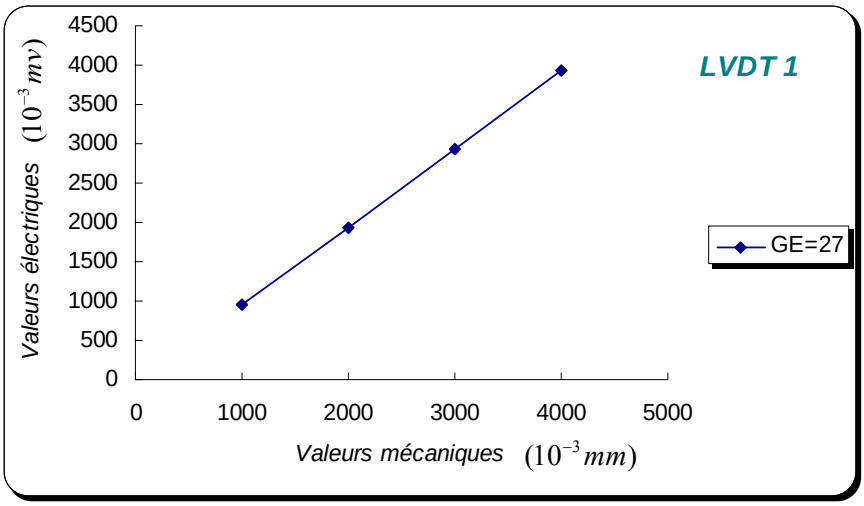


Fig. (2.5) : *Courbe d'étalonnage du LVDT 1.*

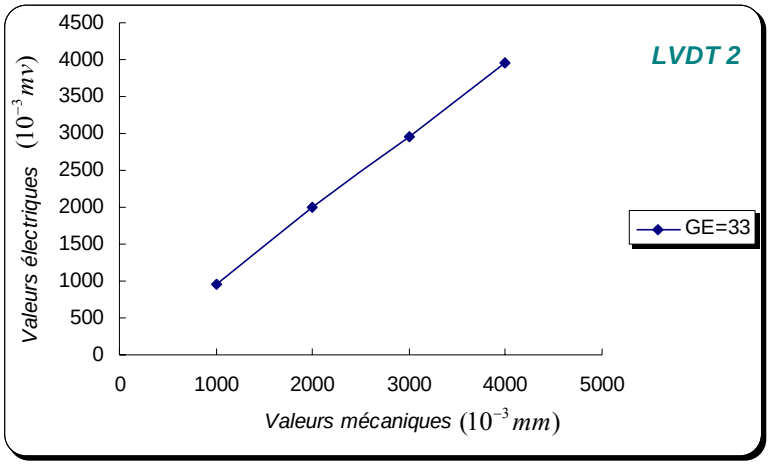


Fig. (2.6) : *Courbe d'étalonnage du LVDT 2.*

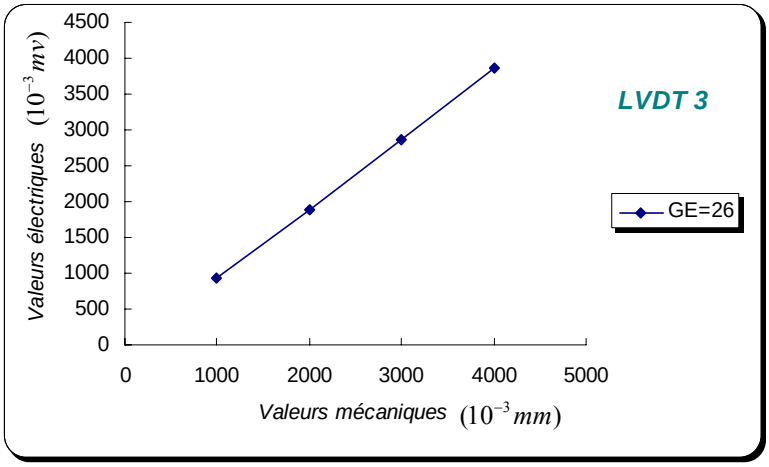


Fig. (2.7) : *Courbe d'étalonnage du LVDT 3.*

Une fois que les LVDT sont étalonnés, nous avons cherché à l'aide d'un palmer intérieur la correspondance d'ouverture de notre collier transversal (diamètre 44 mm) en fonction des valeurs données par le LVDT. Les résultats d'étalonnage sont présentés comme suit:

Dans le domaine positif (0, +6) :

Valeurs LVDT $(10^{-3}mv)$	***Valeurs collier*** (mm)
876	44
1532	44.2
2223	44.4
2927	44.6
3711	44.8
4390	45
5150	45.2
5877	45.4

Tableau (2 .3): *Les résultats d'étalonnage de collier (Domaine positif).*

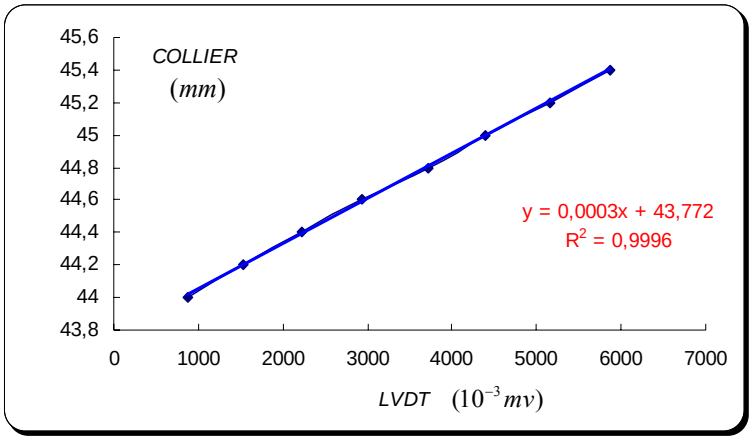


Fig. (2.8) : *La courbe d'étalonnage de collier. (Domaine positif)*

Dans le domaine négatif (0, -6) :

Valeurs LVDT $(10^{-3}\,mv)$	***Valeurs collier*** (mm)
-3461	45
-2731	45,2
-1977	45,4
-1222	45,6
-542	45,8
228	46

Tableau (2 .4): *Les résultats d'étalonnage de collier (Domaine négatif).*

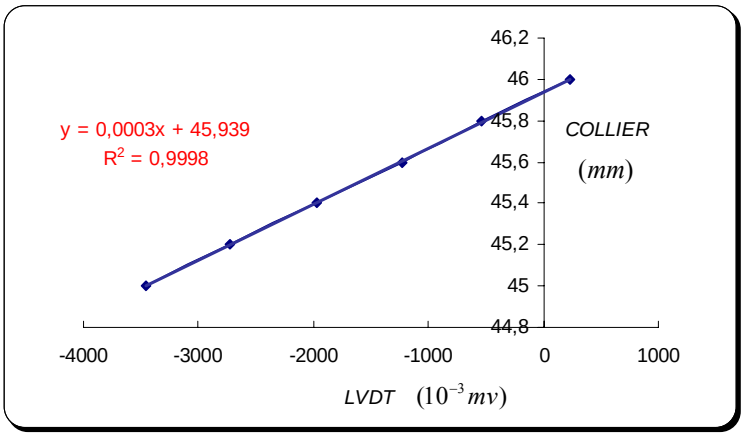


Fig. (2.9) : *La courbe d'étalonnage de collier. (Domaine négatif).*

A partir des résultats d'étalonnage, nous pouvons remarquer que le coefficient de correction de mesure de déformation latérale est égale à ($K_1 = 0.0003$).Pour unité (mv) de valeur LVDT $\{K_1 = 0.3\}$. Nous présentons l'étalonnage du système de mesure des déformations axiales et déformations transversales en détail dans l'annexe A.

Chapitre 3

Essais triaxiaux à haute température (250 C°) Sur *l'Argilite de Tournemire*

Nous présentons, dans ce chapitre, l'étude expérimentale effectuée sur *l'Argilite de Tournemire*. Tout d'abord une brève synthèse sur *l'Argilite de Tournemire* sera présentée. Ensuite, nous présentons, notre méthode de préparation d'échantillons et en fin notre programme d'essais ainsi que les résultats des tests effectués seront exposés.

3.1. Présentation de la roche étudiée (*l'argilite de Tournemire*)

Cette roche provient des argiles du Toarcien (Jurassique inférieur, milieu de l'ère secondaire) du Site de Tournemire dans l'Aveyron (France). L'anisotropie de formation de ces dépôts sédimentaires confère à l'argilite de Tournemire une anisotropie de type orthotrope de révolution dont le plan isotrope est le plan de stratification (Niandou H. 1994).

Les analyses minéralogiques par diffraction X (Schmitt L. 1994) ont donné la composition moyenne suivante : minéraux argileux 55%, Quartz 19%, Calcite 15% et autres 11%, dont dolomite, sidérite, feldspaths, pyrite. Les minéraux argileux se répartissent comme suit : Kaolinite 50%, Illite 30%, Interstratifiés I/S 15% et Chlorite 5%. Par conséquent, la classification d'un tel matériau dans un diagramme minéralogique lui donne le nom d'argilite siliceuse. Le teneur en eau varie de 4.5% à 8%.(Fourmaintraux D.1990). La porosité et la densité suivant la température de séchage sont données dans le Tableau suivant :

Séchage	Porosité	Densité
65°	8.35%	2.72
80°	8.53%	2.73
150°	13.7%	2.76

Tableau (3.1): *Mesures de la porosité et de la densité de solide en fonction de la température de séchage (d'après Schimtt D. 1994).*

3.1.1 Préparation des échantillons

Les échantillons utilisés pour la caractérisation des propriétés mécaniques sont cylindriques, avec un diamètre de 37 mm et une longueur de 74 mm. Cette taille d'échantillon semble correcte devant la taille des hétérogénéités pour cette roche à grains très fins. Les échantillons ont été carottés à l'air et à vitesse lente, dans deux orientations suivant la stratification, figure (3.1) et photo (3.1).

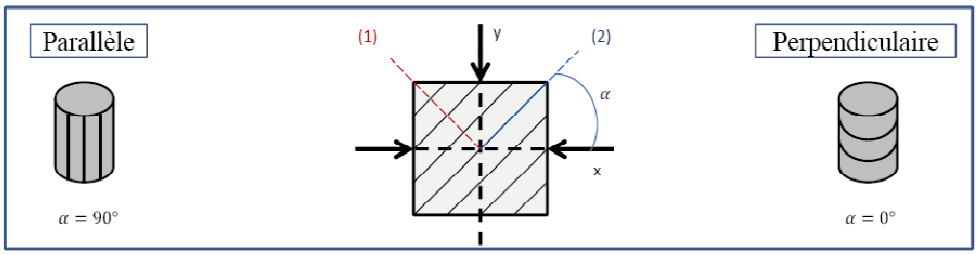


Fig. (3.1) : *Diagramme des échantillons carottés.*

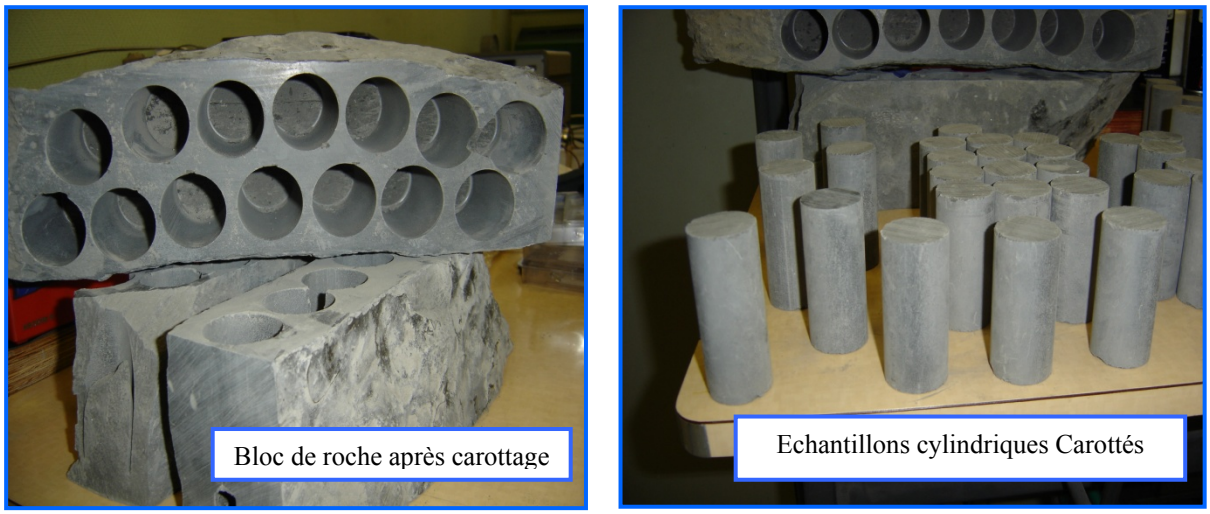


Photo (3.1) : *Des échantillons d'argilite de Tournemire.*

3.2. Programme d'essais expérimentaux

Un nombre important d'essais a été effectués, et ceci en fonction de l'orientation de la structure, la pression de confinement et la température figure 3.2.

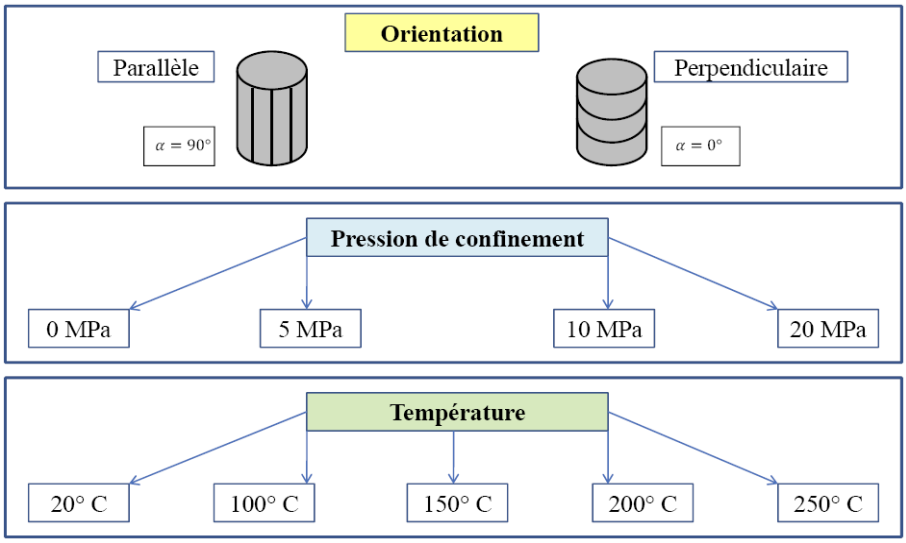


Fig. (3.2) : *Les conditions d'essais effectués.*

Un programme complet d'étalonnage en utilisant un échantillon d'étalon en ***acier*** a été réalisé, et ceci pour chaque pression de confinement et pour chaque température de notre programme d'essais (de la figure 3.2). Tous les résultats sont données en annexe A. Le but de cet étalonnage est de tenir compte des déformations dues à notre montage expérimental (cellule, tirants, colliers et gaine) dans le calcul de déformations réelles de l'échantillon de l'argilite de Tournemire.

Conduite de l'essai

Les étapes d'essais sont les suivantes:

1. Chauffage drainé : jusqu' à une température prévue pendant laquelle l'échantillon n'est pas soumis à aucune force externe. (La cellule est chauffée à une température désirée par le collier chauffant).

2. Compressibilité hydrostatique : pendant laquelle la pression hydrostatique est imposée à l'échantillon. (La pression appliquée par les pompes *TITAN*).

3. Essai triaxial drainé : une charge axiale est appliquée à une pression de confinement et une température constantes. La vitesse de chargement est de 0,05 MPa/min sur le piston = 0,3 MPa/min sur l'échantillon.

4. Déchargement de la charge axiale, de la pression de confinement et de la température après la rupture de l'échantillon.

3.2.1 Essais hydrostatiques sous l'effet de la température

D'une façon générale, les essais de compressibilité hydrostatiques sont employés pour identifier la structure anisotrope de *l'argilite de Tournemire*. Cet essai exige des échantillons cubiques. (Niandou H.1994) a constaté que le comportement de *l'argilite de Tournemire* est transversalement isotrope.

Pour présenter l'effet thermique sur *l'argilite de Tournemire*, nous avons effectué des essais de compressibilité hydrostatiques sur des échantillons cylindriques (37 mm * 74 mm) dans une seule orientation perpendiculaire à la stratification. Ces essais ont été réalisés dans des conditions drainées et avec l'état naturel de saturation.

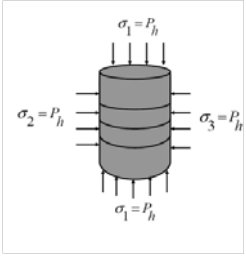


Fig. (3.3) : *Définition de l'essai de compressibilité hydrostatique.*

La figure (3.3) présente un échantillon soumis à une contrainte sphérique pendant un test hydrostatique ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = P_h = P_c$).

La comparaison de notre résultat (à 20 C° de température) avec celle de (Niandou H. 1994) a montré une très bonne concordance, figure (3.4). Il faut noter que Niandou H. a monté jusqu'à 50 MPa de pression de confinement, en revanche, nous avons monté uniquement à 20 MPa dans nos essais.

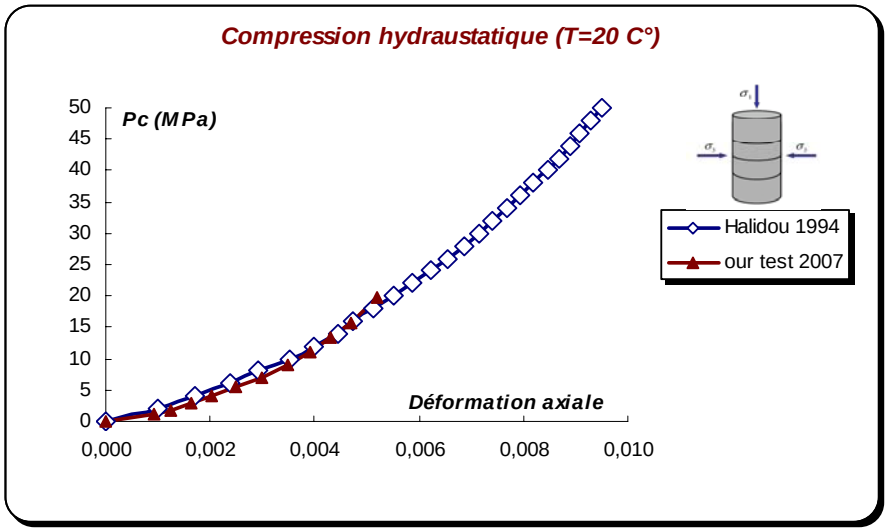


Fig. (3.4) : *Comparaison de l'essai hydrostatique avec le résultat de Niandou H.*

Les résultats des déformations des essais hydrostatiques en fonction des différentes températures sont présentés dans les figures (3.5), (3.6).

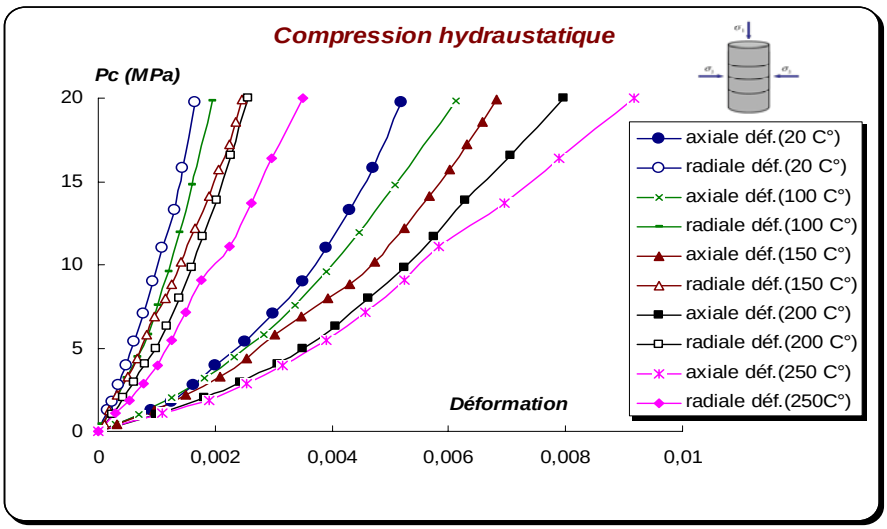


Fig. (3.5) : *Résultats des essais hydrostatiques en fonction de la température.*

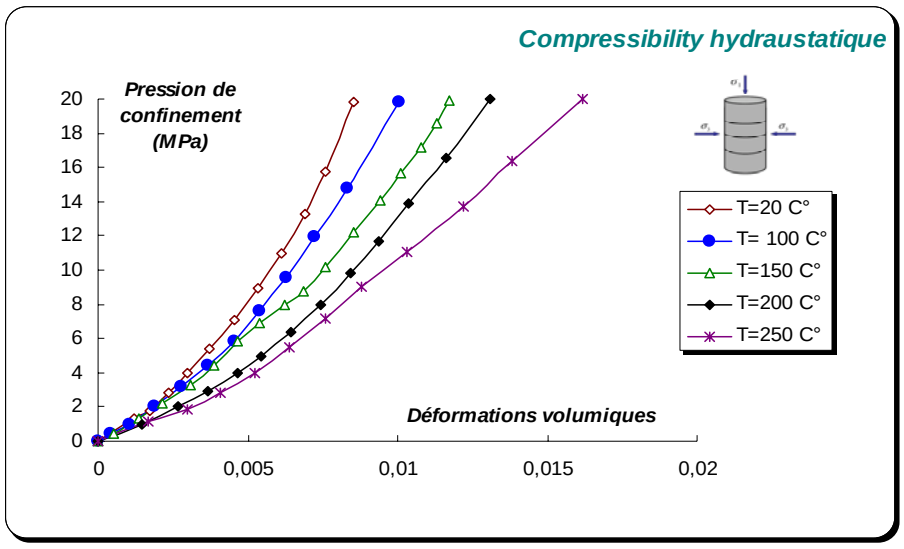


Fig. (3.6) : *Déformations volumiques pendant des essais hydrostatiques en fonction de la température.*

Sur ces courbes, nous pouvons faire les remarques suivantes :

- D'abord les courbes restent quasiment non linéaires jusqu'à (20 MPa) de pression de confinement.
- Les déformations longitudinales sont plus importantes que les déformations transversales (car les déformations longitudinales sont mesurées perpendiculairement à la stratification), cela montre bien l'anisotropie de la structure.
- On remarque également que l'effet de la température est plus prononcé sur les déformations longitudinales que sur les déformations transversales, parce que la dilatation thermique a une tendance à ouvrir les feuilles de stratification.

3.2.2 Essais triaxiaux monotones sous l'effet de la température

Présentation des essais:

Ces essais triaxiaux ont été réalisés sur des échantillons cylindriques carottés dans deux orientations : orientation parallèle à la stratification ($\alpha = 90°$) et orientation perpendiculaire à la stratification ($\alpha = 0°$). La figure (3.7) présente le Principe de cet essai. Nous avons changé la configuration d'essai suivant trois paramètres :

- Orientations : $\alpha = 0°$, $\alpha = 90°$
- Pressions de confinement : *Pc = 0, 5, 10, 20 MPa.*
- Température : *T=20 C°, 100 C°, 150 C°, 200 C°, 250 C°.*

L'orientation de chargement est définie par l'angle(α) , le même angle de carottage entre la charge axiale et les feuilles de stratification, (voir la figure (3.1)). Tous les essais ont étés réalisés sous conditions drainés et à pression interstitielle atmosphérique.

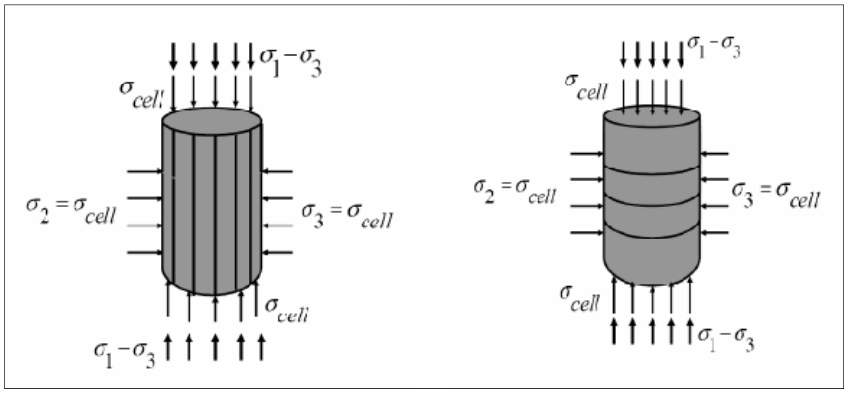


Fig. (3.7) : *Définition de l'essai de compression triaxiale.*

Dans la suite de ce chapitre, nous présentons d'abord les résultats des essais et ensuite nous donnerons une analyse générale sur ces résultats, en mettant l'accent essentiellement sur l'effet de la température.

<u>Essais triaxiaux en fonction de la température suivant l'orientation perpendiculaire</u> ($\alpha = 0°$)

La figure (3.8) montre les courbes des déformations en fonction des contraintes déviatoriques à différentes températures et à différentes pression de confinement pour($\alpha = 0°$).

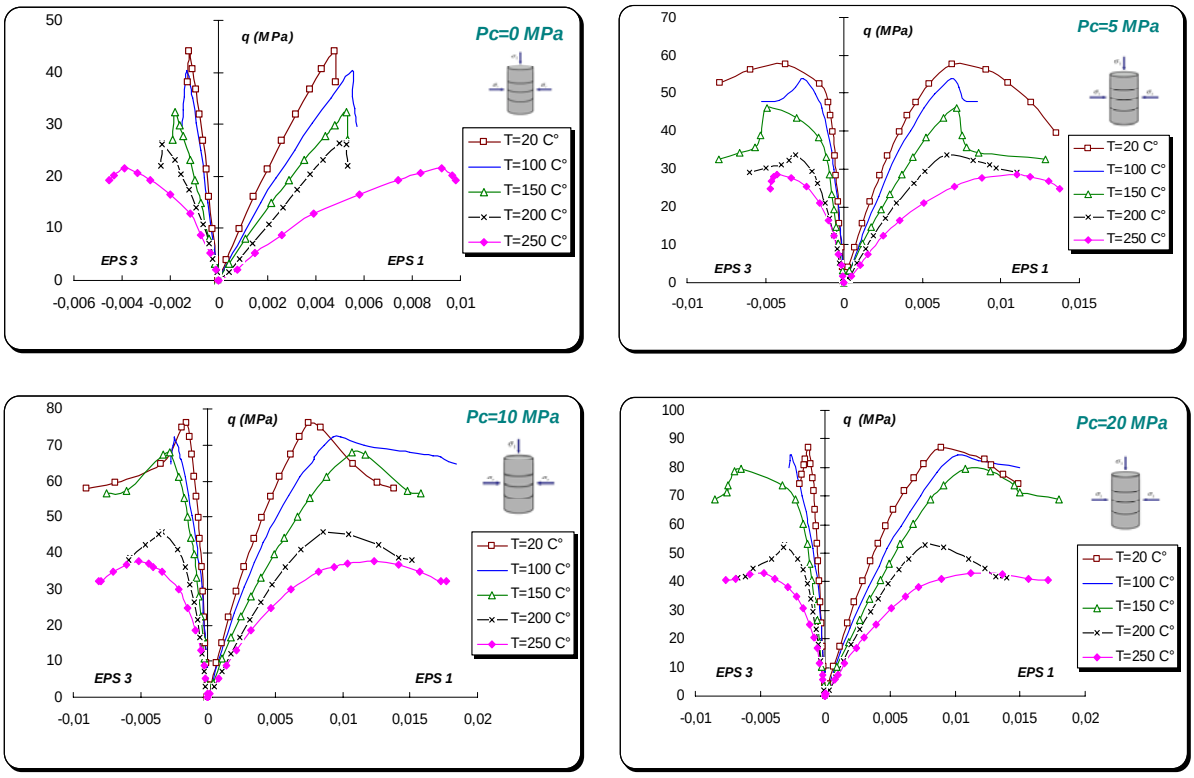


Fig. (3.8) : *Courbes des déformations en fonction des contraintes déviatoriques à différentes températures et pour différentes pressions de confinement*($\alpha = 0°$) .

D'une manière générale, pour la même pression de confinement, les déformations augmentent sensiblement avec la température. La résistance à la rupture diminue avec l'augmentation de la température, et la roche a une tendance de passer d'une roche fragile à une roche ductile, par contre, cette résistance augmente avec l'augmentation de la pression de confinement.

Les déformations volumiques en fonction des contraintes déviatoriques sont représentées dans la figure (3.9), jusqu' à 200 C°. À première vue, nous notons qu'à basse température, la déformation volumique d'argilite est principalement contractante et la zone de transition <contractance-dilatation> se produit seulement près du pic. En revanche, on remarque que, les déformations volumiques dépendent fortement de la pression de confinement et de la température appliquée.

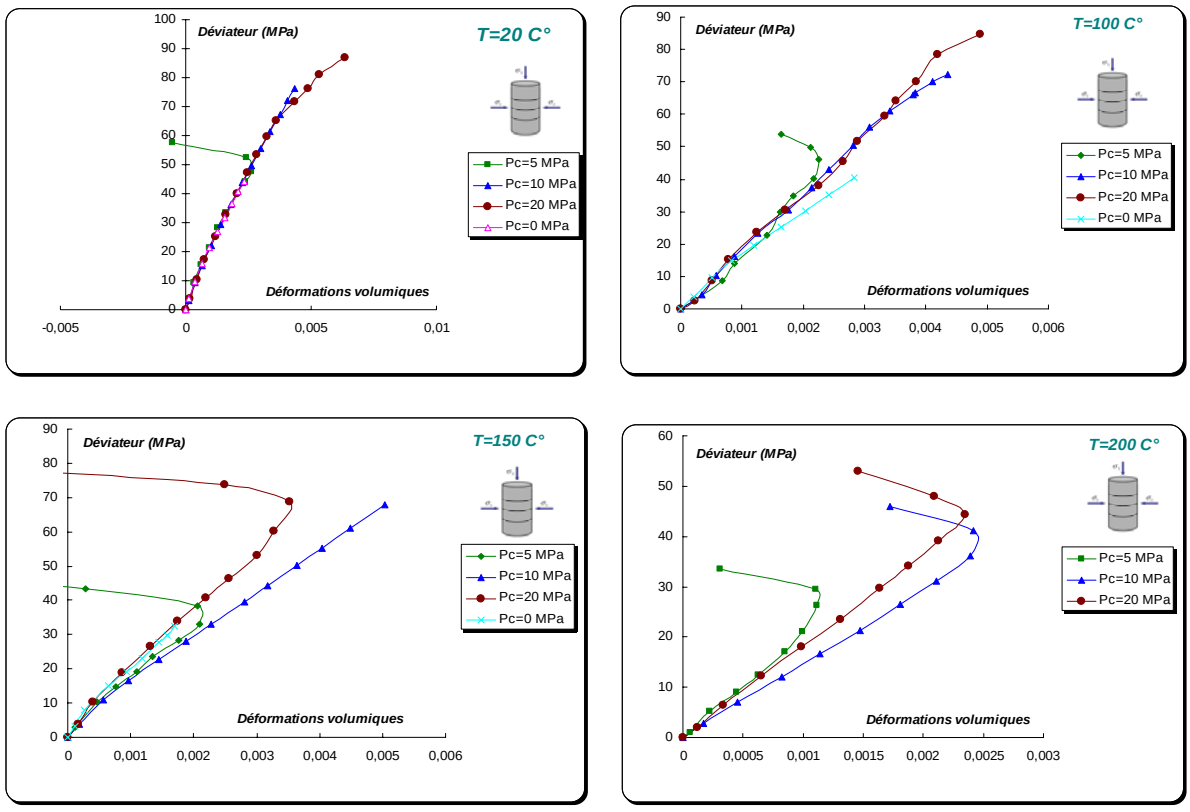


Fig. (3.9) : *Courbes des déformations volumiques pendant l'essai triaxial pour différentes pression de confinement et différentes température, jusque à 200 C°*($\alpha = 0°$) .

La figure (3.10) montre les courbes contraintes-déformations à différentes pression de confinement et les courbes contraintes-déformation volumiques pour la température de 250 C°. On remarque que les déformations longitudinales sont très importantes pour des faibles pressions de confinement, à cause de l'ouverture des feuilles de stratification du à la dilatation thermique de cette roche.

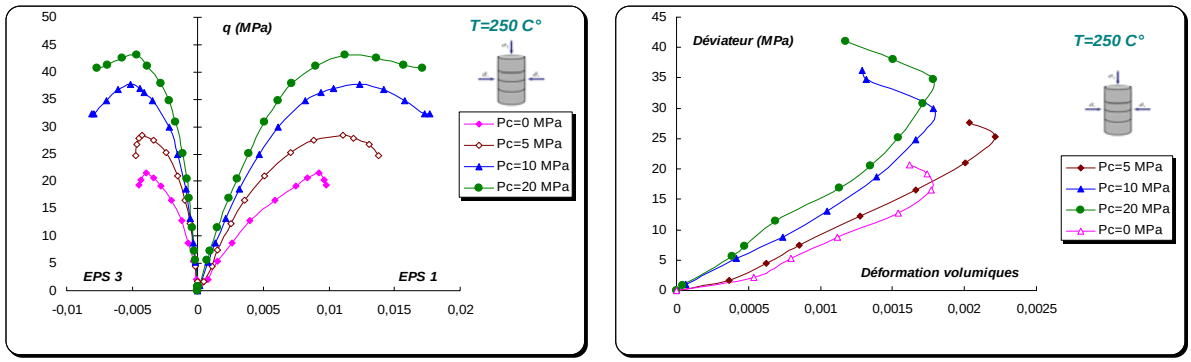


Fig. (3.10) : *Courbes contraintes -déformations à différentes pression de confinement et à 250 C°* $(\alpha = 0°)$.

<u>Essais triaxiaux en fonction de la température suivant l'orientation parallèle</u> ($\alpha = 90°$)

De la même manière, nous avons réalisé des essais triaxiaux à différentes températures parallèlement à la stratification($\alpha = 90°$). Dans cette orientation la roche reste quasiment fragile pour une faible pression de confinement et l'effet de la température sur la ductilité de cette roche n'apparaît qu'à haute température figure (3.11).

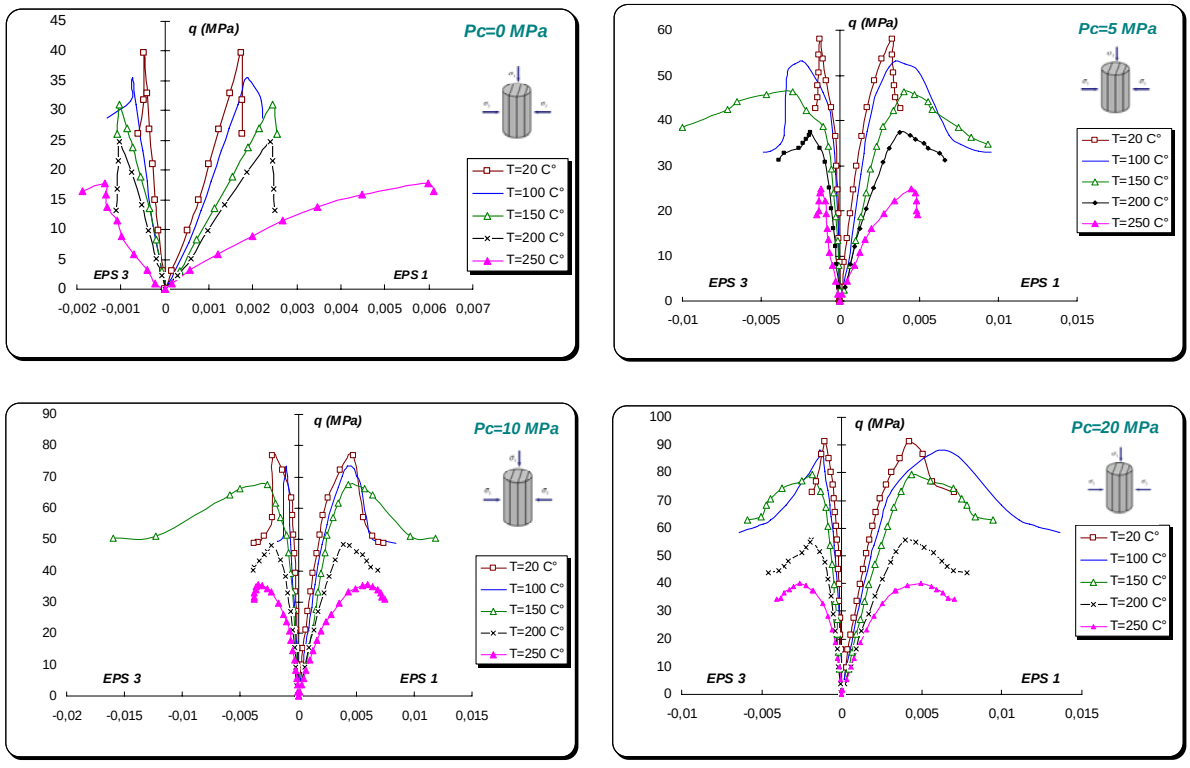


Fig. (3.11) : *Courbes des déformations en fonction des contraintes déviatoriques à différentes températures et pour différentes pressions de confinement pour*$(\alpha = 90°)$.

La figure (3.12) montre les courbes contraintes - déformations à différentes pressions de confinement et les courbes contraintes - déformation volumiques pour la température de 250 C°. On remarque que les déformations transversales sont très importantes pour des faibles

pressions de confinement, ce qui veut dire que nous avons une ouverture des plans de stratification due à la dilatation thermique de cette roche.

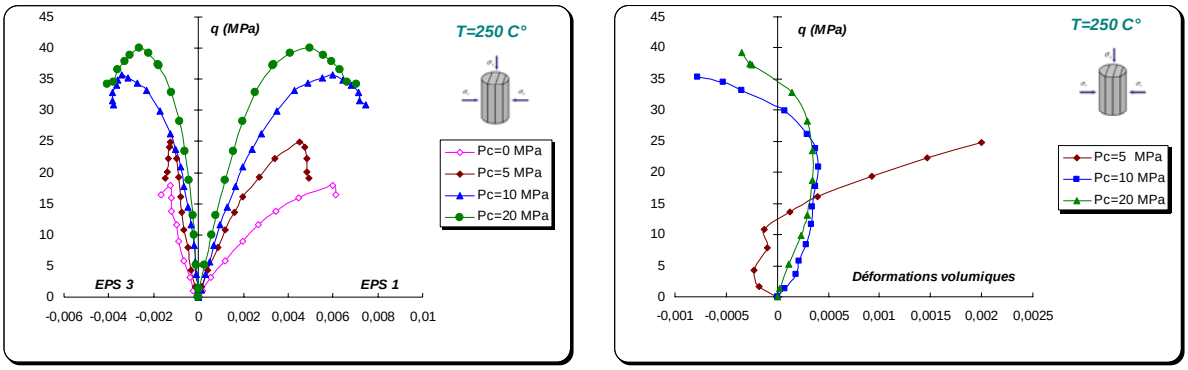


Fig. (3.12) : *Courbes contraintes - déformations à différentes pressions de confinement et pour 250 C° pour* ($\alpha = 90°$)

Les déformations volumiques en fonction du déviateur sont présentées dans la figure (3.13). Nous avons ici exactement les mêmes remarques observées pour l'orientation ($\alpha = 0°$) , à savoir que la déformation volumique est principalement contractante à basse température et la zone de transition contractance-dilatation se produit seulement près du pic.

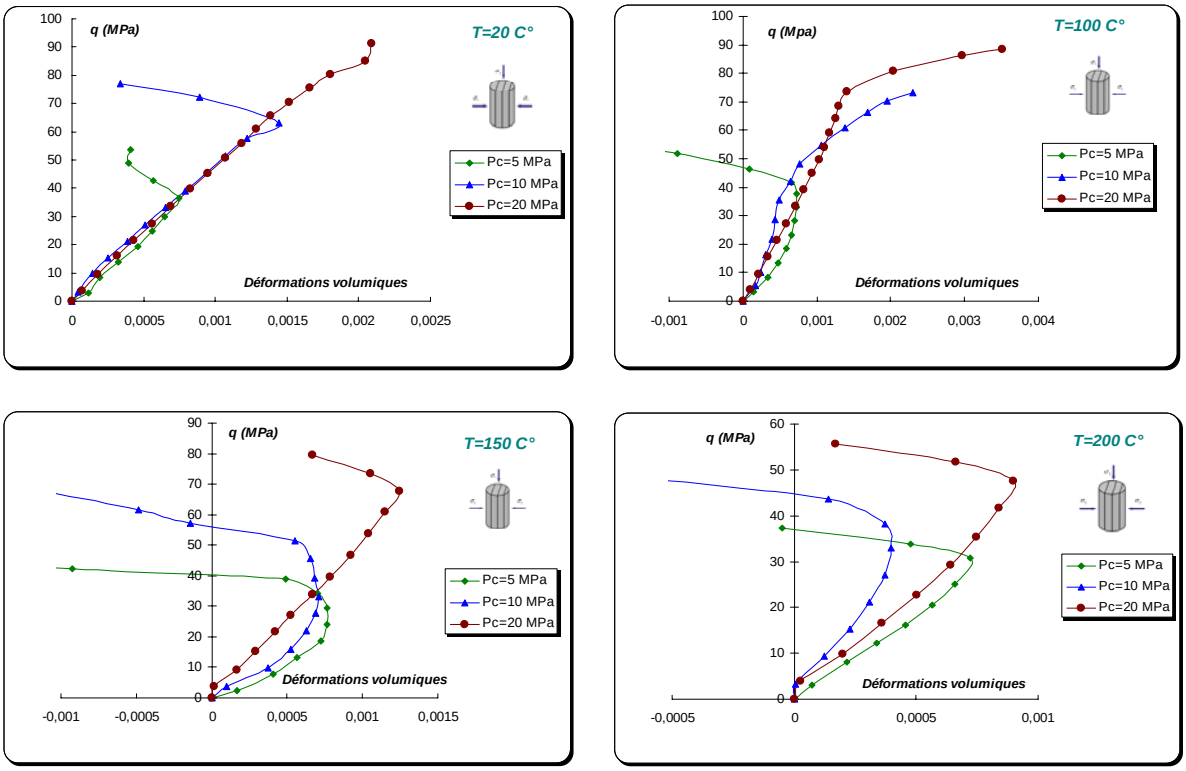


Fig. (3.13) : *Courbes des déformations volumique pendant l'essai triaxial pour différentes pression de confinement et différentes températures 20, 100,150 et 200 C°* ($\alpha = 90°$)

3.2.3 Essais triaxiaux avec des cycles chargement-déchargement en fonction de la température

Des essais triaxiaux avec des cycles chargement-déchargement ont étés effectués à 10 MPa de pression de confinement, pour deux températures 100 et 200 C° et pour les deux orientations, figures (3.14), (3.15).

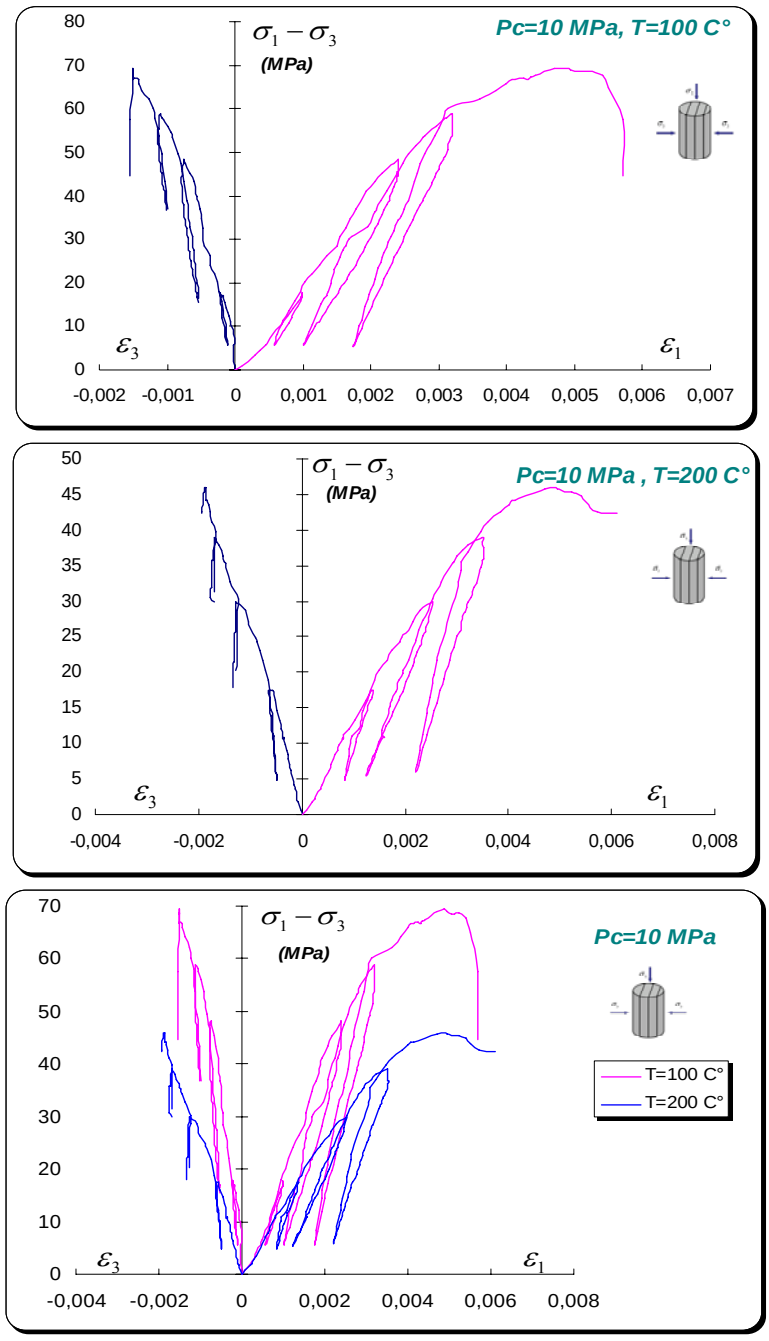


Fig. (3.14) : *Courbes des déformations en fonction de contrainte déviatorique avec des cycles chargement-déchargement à 10 MPa de pressions de confinement et T=100,200 C° pour*($\alpha = 90°$).

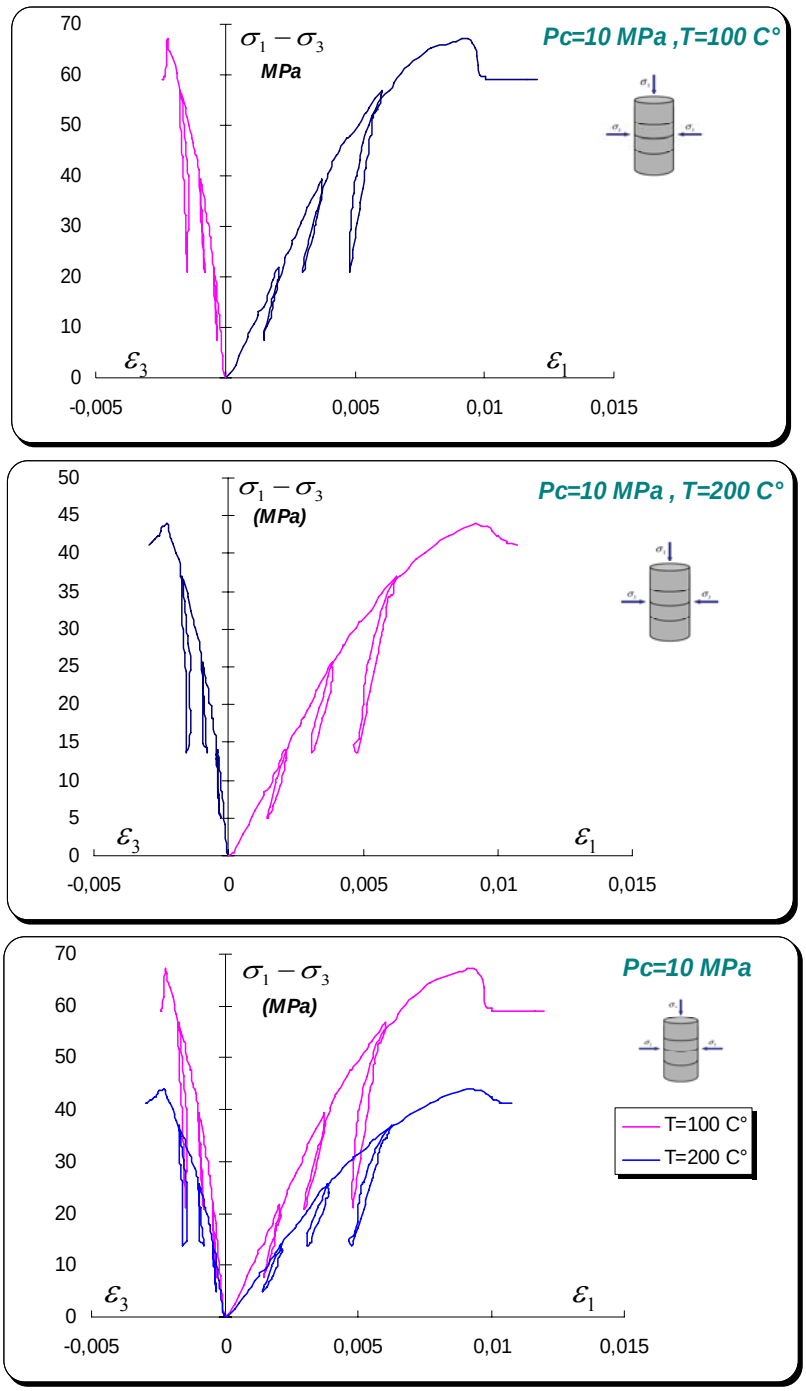


Fig. (3.15) : *Courbes des déformations en fonction de contrainte déviatorique avec des cycles chargement-déchargement à 10 MPa de pressions de confinement et T=100,200 C° pour (* $\alpha = 0°$*).*

On remarque que les pentes des cycles chargement-déchargement ne sont pas parallèles (pour les deux orientations). C'est-à-dire, nous avons un endommagement mécanique et thermique et cet endommagement est plus prononcé dans l'orientation parallèle que dans l'orientation perpendiculaire. Les déformations plastiques sont aussi très remarquées dans tous les niveaux de contrainte.

Les tableaux (3.2) et tableau (3.3), présentent les valeurs de pente de chaque cycle chargement-déchargement.

T (C°)	Pc (MPa)	La pente (MPa) ($\alpha = 90°$)		
		1 ère cycle	2 ème cycle	3 ème cycle
100	10	27700	24900	23000
200	10	17000	14500	12500

Tableau (3.2) : *Comparaison des valeurs de la pente des cycles de l'essai cyclique (orientation parallèle).*

T (C°)	Pc (MPa)	La pente (MPa) ($\alpha = 0°$)		
		1 ère cycle	2 ème cycle	3 ème cycle
100	10	13000	11700	10500
200	10	7800	7200	6200

Tableau (3.3) : *Comparaison des valeurs de la pente des cycles de l'essai cyclique (orientation perpendiculaire).*

Pour une orientation et une température donnée, on remarque que les pentes des cycles chargement-déchargement ne varient beaucoup. C'est-à-dire l'endommagement thermique plus de mécanique. Nous observons également que la résistance à la rupture avec des cycles chargement-déchargement diminue par rapport à un essai triaxial monotone à cause de l'endommagement thermique couplé à l'endommagement mécanique, tableaux (3.4) et tableau (3.5). Nous pouvons noter que cette chute de la résistance à la rupture est très important thermiquement par rapport de l'effet mécanique.

T (C°)	Pc (MPa)	Pic (MPa) ($\alpha = 90°$)	
		Monotone	Charge-décharge
100	10	74	69
200	10	48	44

Tableau (3.4) : *Comparaison des valeurs de la résistance à la rupture entre l'essai cyclique et l'essai monotone pour l'orientation parallèle.*

T (C°)	Pc (MPa)	Pic (MPa) ($\alpha = 0°$)	
		Monotone	Charge-décharge
100	10	72	67
200	10	46	43

Tableau (3.5) : *Comparaison des valeurs de la résistance à la rupture entre l'essai cyclique et l'essai monotone pour l'orientation perpendiculaire.*

3.3. Analyses générales

3.3.1 Le comportement mécanique

Avant de faire l'analyse générale, il faut rappeler que, pour chaque essai (à différentes température et à différentes pression de confinement), nous avons mesuré, les déformations axiales et latérales en fonction de la contrainte déviatorique. Dans ce paragraphe, nous ferons

quelques remarques sur les points suivants : sur l'effet thermique, la compressibilité volumique et la dilatation, l'écrouissage et le radoucissement d'argilite.

Les figures (3.8), (3.11), mettent en évidence la sensibilité du comportement mécanique de l'argilite de Tournemire vis-à-vis de la température et de la pression de confinement. La non-linéarité de la relation contrainte-déformation augmente avec l'augmentation de la température. Les déformations axiales de l'orientation($\alpha = 0°$), sont systématiquement plus grandes que pour l'orientation($\alpha = 90°$). Ceci signifie que la compressibilité des feuilles argileuses joue un rôle important dans la déformation de l'argilite. Ces courbes présentent dans un premier temps le durcissement puis le comportement se radouci après le pic. Ce radoucissement se produit d'une façon très fragile pour des faibles pressions de confinement et de basse température.

Les Figures (3.9), (3.13), qui présentent les déformations volumiques en fonction du déviateur, nous montrent que la déformation volumique de l'argilite est principalement compressive à basse température et que la zone de transition contraction-dilatation se produit seulement près du pic. Cependant, on peut observer que les déformations volumiques d'argilite dépendent fortement de l'orientation de chargement et de la température appliquée.

Les essais de l'orientation ($\alpha = 0°$) montrent que la compressibilité volumique diminue quand la température augmente. Ceci est expliqué par le fait que la déformation volumique est principalement due à la fermeture des feuilles, c'est-à-dire que la déformation latérale étendue est ainsi beaucoup plus petite que la déformation axiale compressive.

Ce phénomène disparaît pour ($\alpha = 90°$) et à T=20 C°, en effet pour cette orientation les feuilles sont parallèles à la direction de chargement (elles ne sont pas comprimés). Ainsi, la dilatation maximale est obtenue près du pic quand le déviateur atteint sa valeur maximale, c'est dû à l'éclatement des feuillets argileux.

On constate que le comportement mécanique d'argilite de Tournemire est composé de quatre zones : Zone élastique, zone d'écrouissage plastique, zone de radoucissement et une zone de pression résiduelle, figure (3.16). Ce cas de figure présente généralement, un comportement élastoplastique couplé à l'endommagement.

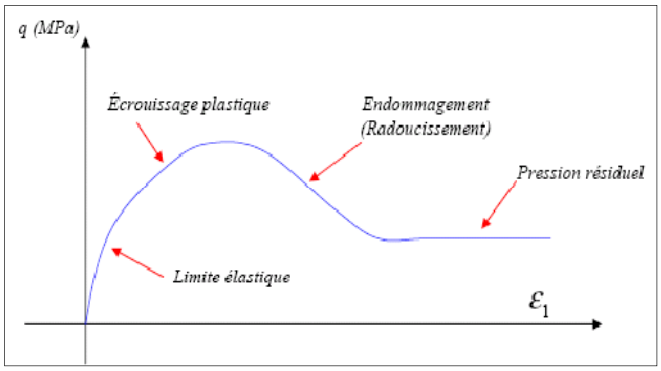


Fig. (3.16) : *Réponse schématique de relation déformation axiale – déviateur, dans un essai de compression triaxiale*

3.3.2 L'effet thermique sur la résistance à la rupture

Une analyse préliminaire de la surface de la rupture a été effectuée en se basant sur les données expérimentales des contraintes au pic obtenues lors des essais triaxiaux. Les figures (3.17), (3.18) présentent les surfaces de la rupture dans le plan *(p-q)*. On constate, d'une manière générale, une forme non linéaire des courbes et une différence entre les deux orientations dues à l'anisotropie de structure.

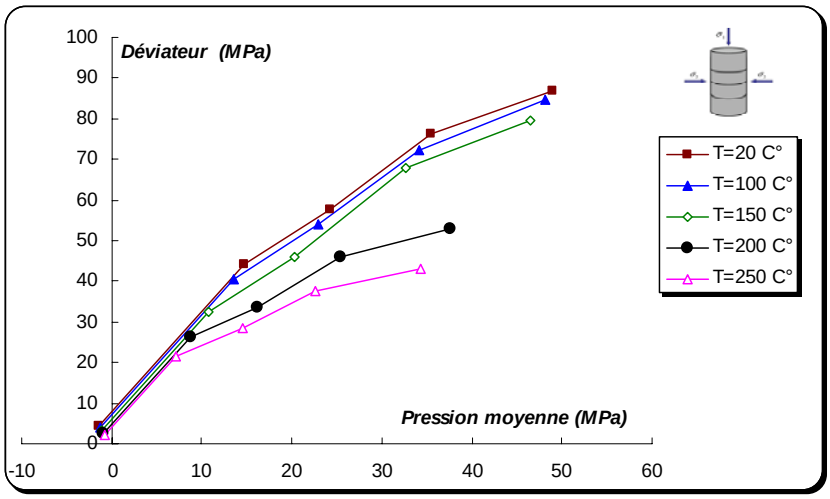


Fig. (3.17) : *Surface expérimentale de rupture (p - q) pour la direction principale* $(\alpha = 0°)$ *aux différentes températures.*

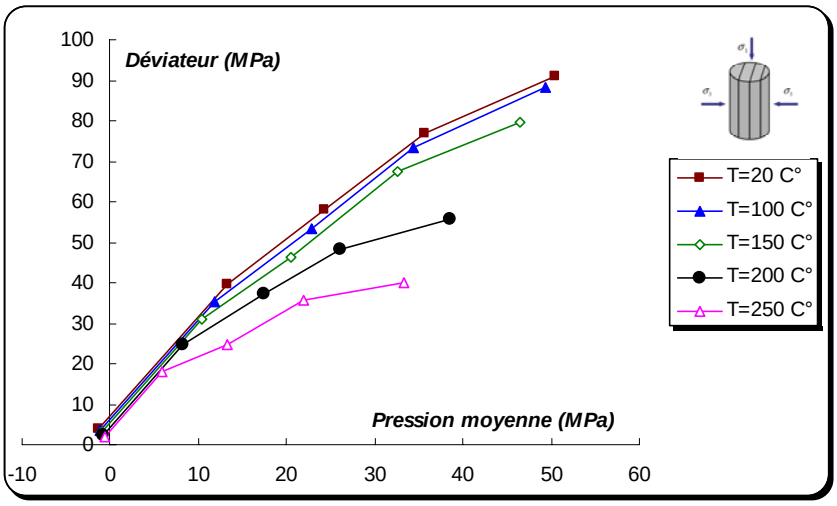


Fig. (3.18) : *Surface expérimentale de rupture (p - q) pour la direction principale* $(\alpha = 90°)$ *aux différentes températures.*

Cette différence des valeurs de la résistance à la rupture (entre les deux orientations) est liée au mécanisme de rupture dans l'argilite. D'une façon générale, le mécanisme de rupture

(photo 3.2) dépend à la fois de l'orientation de l'échantillon, de la pression de confinement et de la température. La rupture peut se produit soit dans le plan de stratification soit à travers les stratifications. Cependant, il est possible d'avoir les deux mécanismes dans le même essai, C'est-à-dire, la rupture peut se développer dans la matrice d'argilite et dans des feuilles argileuses. Par exemple pour des hautes pressions de confinement, une bande de cisaillement (par localisation de contrainte) peut être initiée dans la matrice d'argilite et cette rupture peut terminer dans les feuilles de stratifications. Les valeurs expérimentales de la résistance à la rupture en fonction de l'orientation de chargement (pour différentes pressions de confinement et pour différentes températures) sont montrées dans le Tableau (3.6).

T (C°)	***Pc (MPa)***	***Résistance à la rupture (MPa)***	
		$\alpha = 90°$ (Par)	$\alpha = 0°$ (Per)
20	0	39.67	44.02
	5	58.04	57.63
	10	76.84	76.15
	20	91.08	86.76
100	0	35.41	40.43
	5	53.26	53.91
	10	73.36	72.33
	20	88.32	84.63
150	0	30.97	32.34
	5	46.34	46.01
	10	67.61	67.91
	20	79.51	79.58
200	0	24.79	26.33
	5	37.29	33.56
	10	48.43	46.01
	20	55.66	52.88
250	0	17.85	21.49
	5	24.82	28.53
	10	35.66	37.69
	20	39.97	43.09

Tableau (3.6) : *Valeurs moyennes de la résistance à la rupture.*



Photo. (3.2) : *Mode de rupture de l'argilite de Tournemire (repérage des photos) : orientation / pression de confinement / température*

Les figures (3.19), (3.20) montrent l'évolution des valeurs des contraintes à la rupture en fonction de la pression de confinement à différentes températures pour ($\alpha = 0°, \alpha = 90°$). On remarque, pour les deux orientations, une baisse importante des valeurs de résistance à la rupture à partir de 200 C°. Cela va dans le même sens que les observations données auparavant sur les figures 3.17 et 3.18, à savoir qu'à partir d'une certaine température (200 C°), il est possible d'avoir un autre type de mécanisme permettant d'accélérer la chute des valeurs de la résistance à la rupture.

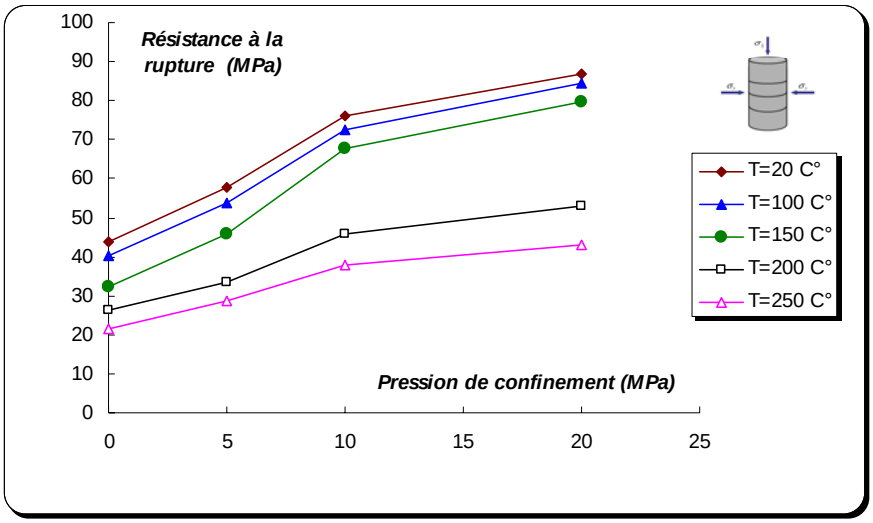


Fig. (3.19) : *Evolution des valeurs des contraintes à la rupture en fonction de la pression de confinement à différentes températures*($\alpha = 0°$).

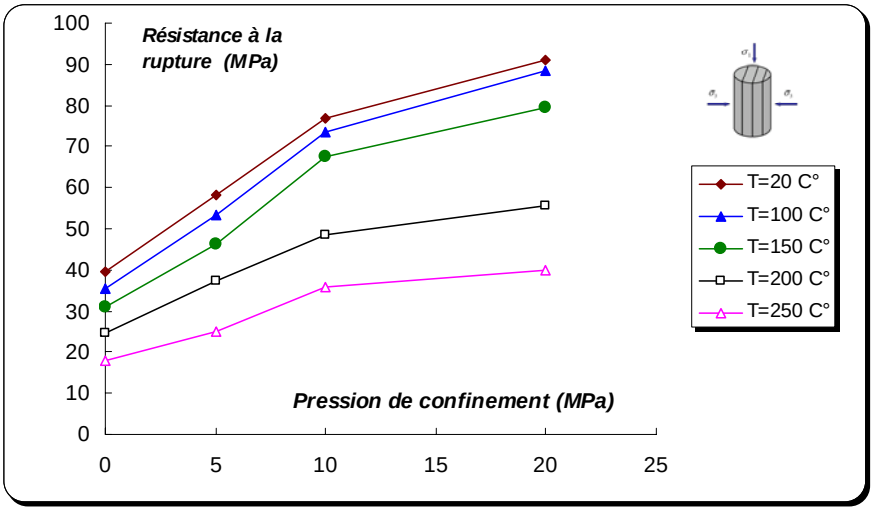


Fig. (3.20) : *Evolution des valeurs des contraintes à la rupture en fonction de la pression de confinement à différentes températures* ($\alpha = 90°$).

3.3.3 L'effet thermique sur le module d'Young

Nous présentons sur les figures (3.21), (3.22), la variation de module de Young en fonction de la pression de confinement pour différentes valeurs de température.

A partir de ces courbes, On remarque d'une manière générale une baisse des valeurs du module, cette baisse devient plus importante à partir de 200 C°. Le module de Young pour l'orientation ($\alpha = 90°$), est plus grand que celui pour l'orientation ($\alpha = 0°$). Ce module diminue avec l'augmentation de la température pour les deux orientations. Mais il augmente avec l'augmentation de pression de confinement.

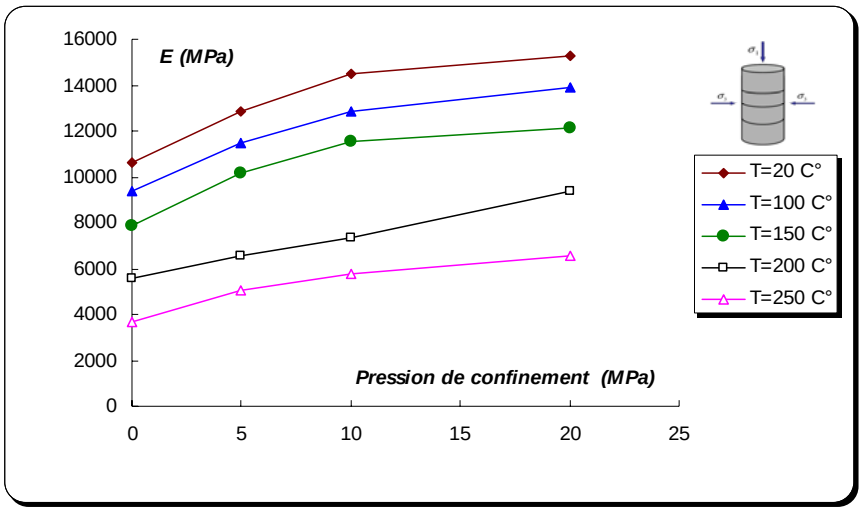


Fig. (3.21) : *Variation du module de Young E en fonction de la pression de confinement pour différentes valeurs de température pour* $(\alpha = 0°)$.

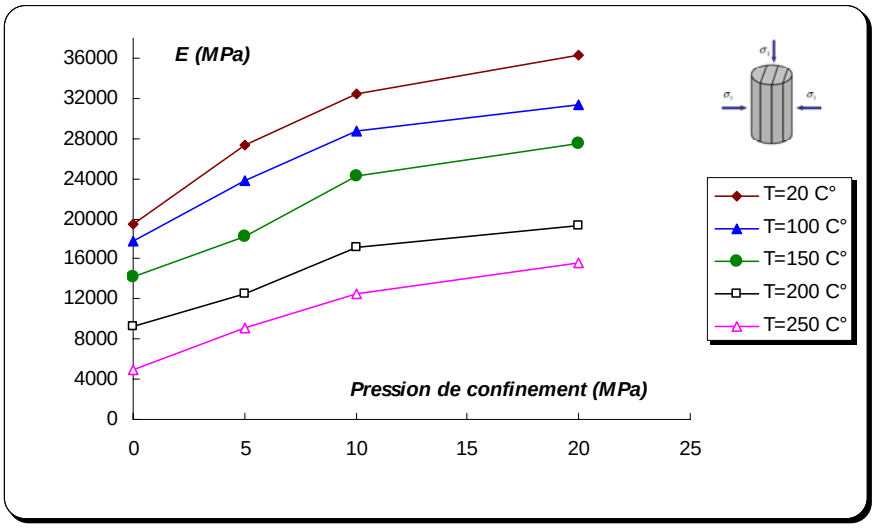


Fig. (3.22) : *Variation du module de Young E en fonction de la pression de confinement Pour différentes valeurs de température pour*$(\alpha = 90°)$.

La figure (3.23) montre les courbes de l'évolution du coefficient de Poisson en fonction de la pression de confinement à différentes températures. On remarque une augmentation régulière des valeurs du coefficient de Poisson avec l'augmentation de la température. Il faut noter que la détermination du coefficient de Poisson reste toujours très délicate, surtout dans l'orientation parallèle, ou il semble très difficile de donner un sens physique à ces valeurs (tableau (3.7)).

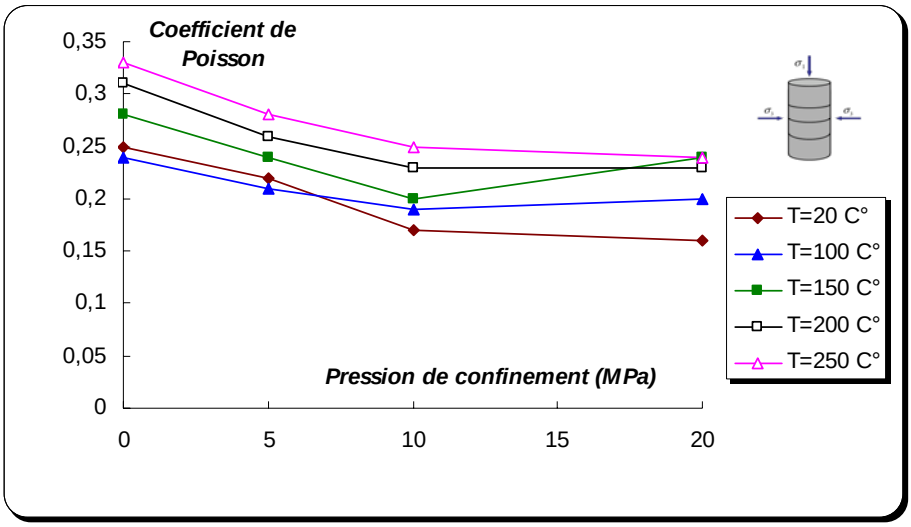


Fig. (3.23) : *Évolution de coefficient de Poisson en fonction de la pression de confinement à différentes températures* $(\alpha = 0°)$.

T (C°)	***Pc (MPa)***	***Coefficient de Poisson*** $(\alpha = 90°)$
20	0	0.2
	5	0.22
	10	0.21
	20	0.18
100	0	0.235
	5	0.26
	10	0.25
	20	0.21
150	0	0.26
	5	0.285
	10	0.27
	20	0.233
200	0	0.29
	5	0.32
	10	0.3
	20	0.26
250	0	0.32
	5	0.35
	10	0.33
	20	0.29

Tableau (3.7) : *Évolution de coefficient de Poisson en fonction de la pression de confinement à différentes températures pour l'orientation parallèle* $(\alpha = 90°)$.

3.3.4 L'anisotropie

Nous avons observé que le comportement et les propriétés mécaniques de *l'argilite de Tournemire* dépendent fortement de l'orientation, car c'est une roche anisotrope à symétrie transversale.

Afin d'étudier l'évolution de l'anisotropie de la résistance à la rupture et du module d'Young en fonction de la pression de confinement et de la température, nous avons récapitulé dans le tableau (3.8) les valeurs des rapports :

$$K_1 = \frac{q_{\parallel}}{q_{\perp}} \quad (3.1)$$

$$K_2 = \frac{E_{\parallel}}{E_{\perp}} \quad (3.2)$$

Pour les deux orientations caractéristiques (parallèle, $\alpha = 90°$) et (perpendiculaire $\perp$, $\alpha = 0°$).

Pc (MPa)	T (C°)	K1	K2
0	20	0.90	1.83
	100	0.88	1.89
	150	0.96	1.81
	200	0.94	1.67
	250	0.83	1.33
5	20	1	2.12
	100	0.99	2.07
	150	1	1.80
	200	1.11	1.90
	250	0.87	1.80
10	20	1	2.24
	100	1	2.24
	150	1	2.1
	200	1.05	2.32
	250	0.95	2.15
20	20	1.05	2.37
	100	1.04	2.25
	150	0.99	2.27
	200	1.05	2.05
	250	0.93	2.38

Tableau (3.8) : *Évolution de l'anisotropie de la résistance à la rupture et du module d'Young.*

Nous remarquons d'abord que le coefficient d'anisotropie de *l'argilite de Tournemire* est environ ($K_1 = 0.88$). Cette valeur augmente légèrement avec la pression de confinement et la température, mais on peut dire que l'anisotropie de rupture est quasiment négligeable figure (3.24). Cependant, l'autre coefficient de l'anisotropie est environ ($K_2 = 1.85$), il augmente clairement avec la pression de confinement et il baisse sensiblement avec la température.

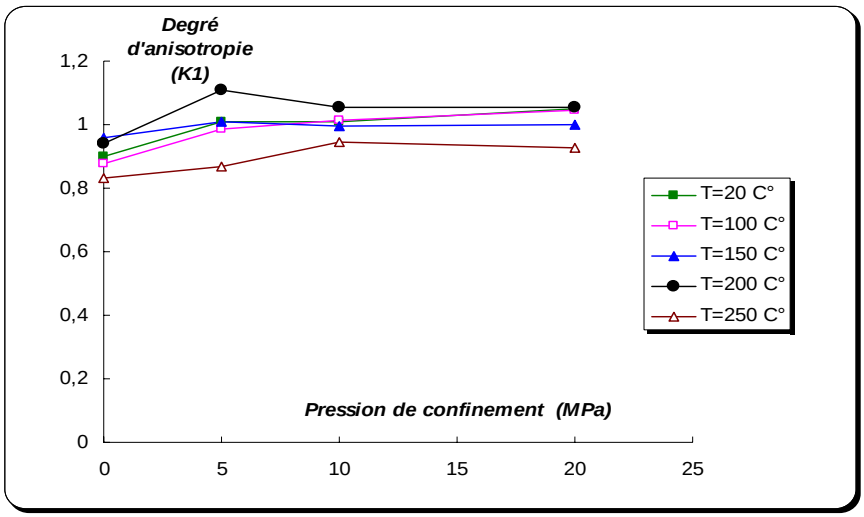


Fig. (3.24) : *Évolution du degré d'anisotropie en fonction de la pression de confinement à différentes températures.*

3.3.5 Dilatation thermique

A partir de cette présentation de l'effet de la température sur le comportement mécanique d'*argilite de Tournemire* (anisotropie et transition compressibilité – dilatation) et ses propriétés mécaniques (module d'Young et cœfficient de Poisson et la résistance à la rupture), nous remarquons l'importance de l'influence du chauffage sur les déformations axiales et radiales de cette roche argileuses.

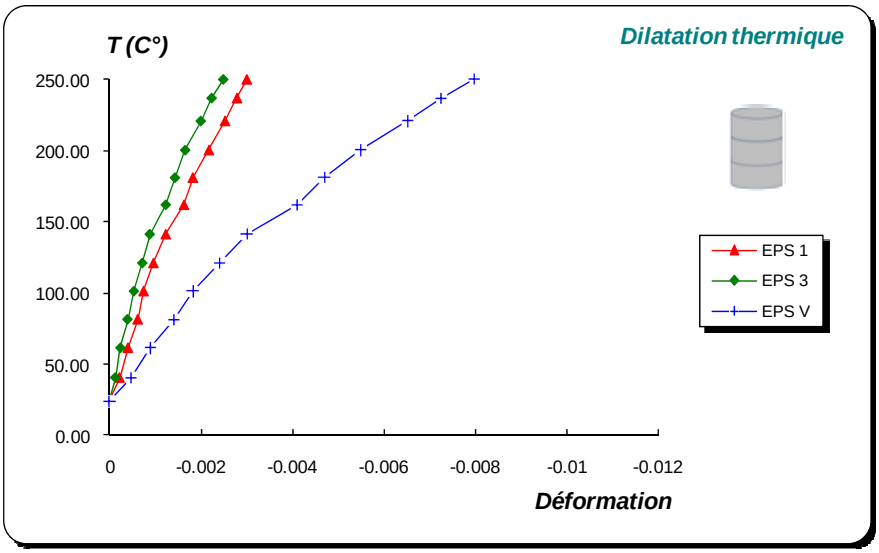


Fig. (3.25) : *Évolution des déformations en fonction de la température dans l'orientation Perpendiculaire.*

Dans cette figure (3.25), nous présentons l'effet de chauffage (sans effet mécanique) sur les déformations d'*argilite de Tournemire* (dans l'orientation perpendiculaire à la stratification). Les déformations axiales sont plus importantes que celles radiales parce que dans cette

orientation l'allongement des surfaces d'interaction entre les feuilles argileuses joue un rôle principal de déformation axiale. Par contre, dans la figure (3.26), on remarque que les déformations radiales sont plus importantes que celles axiales parce que dans cette orientation parallèle à la stratification l'extension des feuilles argileuses est la conséquence principale de l'effet de la température.

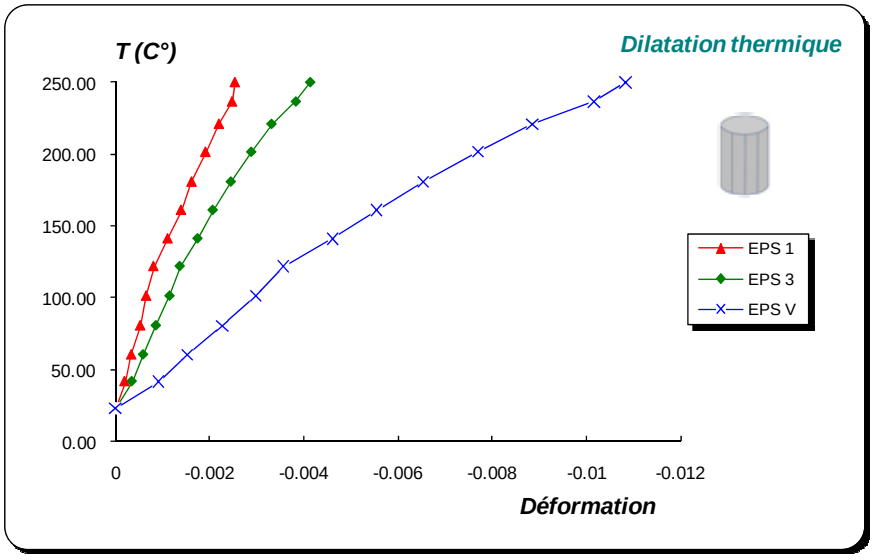


Fig. (3.26) : *Évolution des déformations en fonction de la température dans l'orientation Parallèle.*

3.4 Conclusions

Le programme expérimental nous a permis de déterminer la variation des paramètres élastiques d'argilite en fonction de la température. Les résultats ont prouvé que le comportement élastique d'argilite est clairement non linéaire. Les surfaces de rupture dans le plan *(p - q)* ont une forme non linéaire. Le mode de la rupture dépend de la pression de confinement, de la température et de l'orientation de chargement.

Le comportement thermomécanique *d'argilite de Tournemire* est principalement caractérisé par une grande déformation plastique anisotrope. Cependant, l'anisotropie de la résistance à la rupture n'est pas très importante. Les influences de la température sur le comportement mécanique sont très importantes.

Les mécanismes principaux de rupture sont le cisaillement et le glissement des feuilles argileuses. La rupture se produit d'une manière fragile. La déformation volumique est principalement compressive à basse température et la transition à la dilatation se produit seulement près du pic.

Ces résultats expérimentaux offrent une base de données originale, nécessaire pour établir et valider les modèles constitutifs du comportement thermomécanique de cette roche anisotrope.

En conclusion, il est très important de prendre en compte l'effet de la température pour modéliser le comportement thermomécanique de l'argilite de Tournemire. Par conséquent, la modélisation numérique du comportement thermomécanique *d'argilite de Tournemire* sera l'étape suivante de notre travail.

Chapitre 4

Modélisation du comportement élastoplastique couplé à l'endommagement des matériaux isotropes

Dans ce chapitre et pour une première phase, nous présentons la formulation d'un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement pour des géomatériaux isotropes. Dans ce cas, les échantillons de l'argilite de Tournemire dans les différentes orientations seront traités comme des matériaux isotropes pour chaque orientation. L'objectif ici est de capter d'abord la déformation plastique et l'endommagement par microfissuration des roches argileuses. Les effets de la température seront pris en compte dans le chapitre 5. Enfin, dans le chapitre 6, le modèle proposé ici sera étendue aux matériaux anisotropes.

4.1. Formulation générale d'un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement

La formulation sera inscrite dans le cadre général de la thermodynamique des processus irréversibles, qui est maintenant largement utilisé pour définir un cadre théorique des modèles de comportement anélastiques. Un grand nombre de modèle ont été proposés pour différents types de géomatériaux, citons par exemple les travaux de (Dragon et Mroz 1979 ; Ju 1989 ; Hansen et Schreyer 1993 ; Leblond 1996 ; Lin 1986 ; Hayakawa et Murakami 1997 ; Lydzba et al. 1999, 2002 ; Shao al. 2006). Notons que l'endommagement induit dans la plupart des géomatériaux est généralement anisotrope due à l'orientation préférentielle de microfissures. Cependant, en se donnant comme objectif principal la modélisation du couplage entre la plasticité et l'endommagement dans des matériaux ayant une anisotropie structurale, et pour des raisons de simplicité, nous supposons dans le cadre de présent travail, un endommagement isotrope représenté par une variable interne scalaire notée (ω). La déformation incrémentale totale ($d\varepsilon$) est décomposée en une partie élastique ($d\varepsilon^e$) et une partie plastique ($d\varepsilon^p$) :

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^p \tag{4.1}$$

On postule l'existence d'un potentiel thermodynamique pour des matériaux plastique endommagés et on suppose que les processus de l'endommagement mécanique sont couplés à la déformation plastique. Le potentiel thermodynamique (énergie libre) peut être exprimée sous la forme générale suivante:

$$\psi = \frac{1}{2}(\varepsilon - \varepsilon^p) : \mathbb{C}(\omega) : (\varepsilon - \varepsilon^p) + \psi^p(\gamma_p, \omega) \tag{4.2}$$

$\mathbb{C}(\omega)$ est le tenseur élastique de rigidité du quatrième ordre du matériau endommagé, et la fonction (ψ^p) est l'énergie plastique bloquée d'écrouissage plastique du matériau endommagé. La dérivation standard du potentiel thermodynamique conduit à l'équation d'état :

$$\sigma = \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon^e} = \mathbb{C}(\omega) : (\varepsilon - \varepsilon^p) \tag{4.3}$$

Dans le cas des matériaux isotropes, le tenseur d'élasticité du matériau endommagé peut être exprimé sous la forme générale suivante (Nemat-Nasser et Horii, 1993):

$$\mathbb{C}(\omega) = 2G(\omega)\mathbb{K} + 3k(\omega)\mathbb{J} \tag{4.4}$$

$k(\omega)$ est le module d'incompressibilité du matériau endommagé alors que $G(\omega)$ est le module de cisaillement. Les deux tenseur d'ordre 4, ($\mathbb{J}$, $\mathbb{K}$), sont définis par :

$$\mathbb{J} = \frac{1}{3}\delta\otimes\delta, \qquad \mathbb{K} = \mathbb{I} - \mathbb{J}, \qquad I_{ijkl} = \frac{1}{2}(\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk}) \tag{4.5}$$

$\mathcal{S}$, $\mathbb{I} = \delta\otimes\delta$ sont respectivement le tenseur unité d'ordre 2 et 4. Notons que pour un tenseur ($\boldsymbol{E}$) d'ordre 2, on obtient : $\mathbb{J}: E = \frac{1}{3}(trE)\delta$ et $\mathbb{K}: E = E - \frac{1}{3}(trE)\delta$ représentant respectivement la partie isotrope et déviatorique de ($\boldsymbol{E}$).

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

$$Y_d = -\frac{\partial\psi}{\partial\omega} = -\frac{1}{2}(\varepsilon - \varepsilon^p): \mathbb{C}'(\omega): (\varepsilon - \varepsilon^p) - \frac{\partial\psi^p(\gamma,\omega)}{\partial\omega} \tag{4.6}$$

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

$$\mathbb{C}'(\omega) = \frac{\partial\mathbb{C}(\omega)}{\partial\omega} \tag{4.7}$$

La fonction de l'écrouissage plastique est obtenue par la dérivation standard du potentiel par rapport à la variable interne d'écrouissage plastique (γ^P) :

$$\eta(\gamma^P, \omega) = \frac{\partial\psi}{\partial\gamma^P} = \frac{\partial\psi^P(\varepsilon,\gamma^P,\omega)}{\partial\gamma^P} \tag{4.8}$$

La dissipation mécanique intrinsèque doit satisfaire l'inégalité fondamentale :

$$\sigma: \dot{\varepsilon}^P + Y_d\dot{\omega} - \eta\dot{\gamma}^P \geq 0 \tag{4.9}$$

La forme incrémentale de la loi de comportement (4.3) peut être exprimée par :

$$\dot{\sigma} = \mathbb{C}(\omega) : (\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}^p) + \mathbb{C}'(\omega): (\varepsilon - \varepsilon^p)\dot{\omega} \tag{4.10}$$

Le point ($\dot{}$) représente la dérivée par rapport au temps des variables (ou la variation incrémentale des variables dans la procédure d'intégration numérique).

4.1.1 Caractérisation de l'endommagement

L'évolution de l'endommagement est déterminée à partir d'un pseudo-potentiel de dissipation. Dans le cas de dissipations non-visqueuses (indépendantes du temps), le potentiel de dissipation devient une fonction indicatrice définie par un critère d'endommagement. Ce critère est une fonction à valeur scalaire de la force thermodynamique associée à la variable d'endommagement. La forme générale du critère d'endommagement est donnée par :

$$f_d(Y_d, \omega) = Y_d - r(\omega) \leq 0 \tag{4.11}$$

Dans cette fonction, $r(\omega)$ représente la ténacité du matériau à l'endommagement pour une valeur (ω) donnée.

Notons par ailleurs que (Y_d) dépend de la déformation plastique comme le montre l'équation (4.6). Par conséquent, l'évolution d'endommagement est influencée par les déformations plastiques. Utilisant la règle de normalité, le taux d'endommagement est déterminé par :

$$\omega = \dot{\lambda}_d \frac{\partial f_d}{\partial Y_d} = \dot{\lambda}_d \tag{4.12}$$

Le multiplicateur d'endommagement $\dot{\lambda}_d$ est un scalaire positif qui peut être déterminé par des conditions de chargement- déchargement selon les relations Kuhn-Tucker :

$$f_d(Y_d, \omega) = 0\ , \dot{\lambda}_d \geq 0\ , f_d(Y_d, \omega)\ \dot{\lambda}_d = 0 \tag{4.13}$$

Dans le cas spécifique du chargement mécanique élastique avec endommagement sans écoulement plastique $(\dot{\varepsilon}^P = 0)$, la condition de cohérence nous donne l'expression du multiplicateur d'endommagement :

$$\dot{\lambda}_d = \frac{\frac{\partial Y_d}{\partial \varepsilon^e}:\dot{\varepsilon}}{r'(\omega)} = \frac{(\mathbb{C}'(\omega):\varepsilon^e)\dot{\varepsilon}}{r'(\omega)} \tag{4.14}$$

La fonction $r'(\omega)$ est la dérivée de $r(\omega)$ par rapport à la variable d'endommagement :

$$r'(\omega) = \frac{\partial r(\omega)}{\partial \omega} \tag{4.15}$$

La formulation incrémentale de la loi de comportement (4.10) devient alors :

$$\dot{\sigma} = \mathbb{C}^{ed}(\omega): \dot{\varepsilon} \tag{4.16}$$

$\mathbb{C}^{ed}(\omega)$ est le tenseur d'élasticité tangent du matériau endommagé exprimé sous la forme suivante :

$$\mathbb{C}^{ed}(\omega) = \mathbb{C}(\omega) - \frac{1}{r'(\omega)}[\mathbb{C}'(\omega): \varepsilon^e] \otimes [\mathbb{C}'(\omega): \varepsilon^e] \tag{4.17}$$

4.1.2 Caractérisation de la plasticité

Dans le cas d'un écoulement plastique non visqueux, l'incrément de la déformation plastique est caractérisé par la détermination d'une surface de charge, d'une loi d'écrouissage plastique et d'un potentiel plastique. Pour la plupart des géomatériaux, une loi d'écoulement non associée est généralement nécessaire pour décrire correctement l'évolution de la déformation plastique volumique du matériau. Dans la modélisation de la déformation plastique couplée à l'endommagement, la surface de charge et le potentiel plastique doivent dépendre des variables internes d'endommagement, soit sous la forme générale suivante :

$$f_p(\sigma,\eta,\omega) \le 0 \quad , Q(\sigma,\eta,\omega) \le 0 \tag{4.18}$$

La fonction de l'écrouissage plastique est obtenue par la dérivation du potentiel thermodynamique par rapport à la variable d'écrouissage plastique (γ^p) . (4.8).

La loi d'écoulement plastique et les conditions de chargement – déchargement peuvent être données sous la forme suivante :

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda}_p \frac{\partial Q(\sigma,\eta,\omega)}{\partial \sigma} \tag{4.19}$$

$$f_p(\sigma,\eta,\omega) = 0, \dot{\lambda}_p \ge 0, f_p(\sigma,\eta,\omega)\dot{\lambda}_p = 0 \tag{4.20}$$

Dans le cas où il y a absence d'évolution d'endommagement ($\dot{\omega} = 0$), le multiplicateur plastique est déterminé à l'aide de la condition de cohérence plastique :

$$\dot{\lambda}_P = \frac{\frac{\partial f_P}{\partial \sigma} : \mathbb{C}(\omega) : \dot{\varepsilon}}{H(\gamma,\omega)} \tag{4.21}$$

La fonction $H(\gamma,\omega)$ est le module d'écrouissage plastique et exprimée par :

$$H(\gamma,\omega) = \frac{\partial f_P}{\partial \sigma} : \mathbb{C}(\omega) : \frac{\partial Q}{\partial \sigma} - \frac{\partial f_P}{\partial \eta}\frac{\partial \eta}{\partial \gamma}\left(\frac{\partial \gamma}{\partial \varepsilon^P}\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) \tag{4.22}$$

La forme incrémentale de la loi de comportement peut alors être exprimée par :

$$\dot{\sigma} = \mathbb{C}^{ep}(\gamma,\omega) : \dot{\varepsilon} \tag{4.23}$$

Le tenseur d'ordre 4 [$\mathbb{C}^{ep}(\gamma,\omega)$] est l'opérateur tangent élastoplastique :

$$\mathbb{C}^{ep}(\gamma,\omega) = \mathbb{C}(\omega) - \frac{\left(\mathbb{C}(\omega) : \frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) \otimes \left(\mathbb{C}(\omega) : \frac{\partial f_P}{\partial \sigma}\right)}{H(\gamma,\omega)} \tag{4.24}$$

Notons que dans le cas d'écoulement plastique non associé, cet opérateur tangent ne vérifie pas la condition de symétrie majeure.

4.1.3 Modélisation couplée

Dans des conditions de chargement général, l'écoulement plastique et l'évolution d'endommagement sont simultanément activés et couplés. Ces deux mécanismes doivent simultanément vérifier les conditions de cohérence plastique et d'endommagement. Ceci conduit à la résolution d'un système d'équations non linéaires, soit:

$$\begin{cases} \dot{Y}_d - r'(\omega)\dot{\omega} = 0 \\ \frac{\partial f_p}{\partial \sigma}\dot{\sigma} + \frac{\partial f_p}{\partial \eta}\dot{\eta} + \frac{\partial f_p}{\partial \omega}\dot{\omega} = 0 \end{cases} \tag{4.25}$$

En introduisant les équations d'état, la loi d'écrouissage plastique et le critère d'endommagement dans (4.25), on obtient donc le système à résoudre pour déterminer le multiplicateur plastique et celui d'endommagement :

$$\begin{cases} -r'(\omega)\dot{\lambda}_d + \left[\frac{\partial Y_d}{\partial \gamma}\left(\frac{\partial \gamma}{\partial \varepsilon^p}:\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) - \left(\frac{\partial \gamma}{\partial \varepsilon^e} - \frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)\right]\dot{\lambda}_d + \left(\mathbb{C}'(\omega):\varepsilon^e\right):\dot{\varepsilon} = 0 \\ \left[\frac{\partial f_p}{\partial \sigma}:\mathbb{C}'(\omega):\varepsilon^e + \frac{\partial f_p}{\partial \eta}\frac{\partial \eta}{\partial \omega}\right]\dot{\lambda}_p + H(\gamma,\omega)\dot{\lambda}_p + \frac{\partial f_p}{\partial \sigma}:\mathbb{C}(\omega):\dot{\varepsilon} = 0 \end{cases} \quad (4.26)$$

4.2. Un modèle spécifique pour une roche argileuse

Dans la section précédente, nous avons présenté la formulation générale d'un modèle plastique couplé à l'endommagement pour des géomatériaux semi- fragiles. Pour un matériau particulier à étudier, il convient de préciser les formes spécifiques des différentes fonctions introduites dans le cadre général, en se basant sur les données expérimentales. Dans le présent travail, on s'intéresse ainsi à la modélisation du comportement mécanique de l'argilite de Tournemire.

4.2.1 Comportement élastique couplé à l'endommagement

Pour les matériaux isotropes, le comportement élastique effectif est déterminé par le module d'incompressibilité $k(\omega)$ et le module de cisaillement $G(\omega)$. Tous les deux sont affectés par l'endommagement induit. En s'inspirant des analyses micromécaniques notamment pour le cas de distribution diluée de microfissures à faible densité et sans interaction (Mura 1987 ; Nemat-Nasser et Horii M. 1993). Les modules élastiques du matériau endommagé sont donnés par les relations suivantes :

$$k(\omega) = k_0(1 - \alpha_1\omega)\,,\ G(\omega) = G_0(1 - \alpha_2\omega) \quad (4.27)$$

Les paramètres (k_0) et (G_0) sont respectivement les modules d'incompressibilité et de cisaillement du matériau non endommagé. Les deux paramètres α_1 et α_2 caractérisent la détérioration des propriétés élastiques due à l'endommagement.

Notons que les relations (4.27) définissent une formulation d'endommagement isotrope plus générale que celles utilisées dans des modèles classiques (Lemaitre 1990, 1996). En effet, selon cette formulation, le module de Young et le coefficient de Poisson varient indépendamment avec l'endommagement tandis que dans les modèles isotropes classiques seul le module de Young varie et le coefficient de Poisson reste constant.

4.2.2 Modélisation plastique

Puisque le potentiel plastique de roches argileuses fortement changé avec la pression de confinement, une surface de charge non-linéaire généralement est nécessaire. On propose la forme suivante comme fonction de charge plastique :

$$f_p(\sigma_{ij},\eta) = q - g(\theta)\,\eta(\gamma)\,P_a\,(C_s + \frac{P}{P_a})^m = 0 \qquad (4.28)$$

(p,q)et θ sont respectivement la pression moyenne, le déviateur et l'angle de Lode. Le paramètre (P_a) est un coefficient de normalisation. Le paramètre (C_s) représente le coefficient de la cohésion interne. Le paramètre *(m)* définit la courbure de la surface de charge. Quand $(m = 1)$ la fonction de charge est réduite à la fonction classique de charge de Drucker-Prager généralisé.

Le comportement plastique des géomatériaux dépend de la direction de chargement dans le plan déviatorique caractérisé par l'angle de Lode. Par exemple, il est bien connu que la réponse de ces matériaux est clairement dissymétrique en compression $(\theta = \frac{\pi}{6})$ et en extension$(\theta = -\frac{\pi}{6})$. Il est alors nécessaire de prendre en compte l'influence de l'angle de Lode sur les réponses plastiques et sur le critère de rupture. La fonction de Lode $g(\theta)$ est ici utilisée pour prendre en compte cet effet.

Diverses formes ont proposé dans la littérature pour définir une telle fonction (Pietruszczak et al. 1988, William et Warnkee. 1975, Van Eekelen.1980, Lin et Bazant. 1986).). Dans notre étude, pour des raisons de simplicité, nous prenons $g(\theta) = 1$.

L'écrouissage plastique est décrit par l'augmentation du coefficient de frottement $\eta(\gamma)$. Considérant que le radoucissement matériel est entièrement dû à l'endommagement induits par des microfissures, la loi d'écrouissage plastique est une fonction croissante de la variable interne d'écrouissage (γ_p), mais une fonction décroissante de la variable interne d'endommagement (ω). Basé sur les données expérimentales dans les essais de compression triaxiale, on propose la fonction suivante :

$$\eta(\gamma_p) = (1 - a_1\omega)\left[\eta_0 + (\eta_m - \eta_0)\frac{\gamma_p}{b_1+\gamma_P}\right] \qquad (4.29)$$

Le paramètre (b_1) contrôle l'écrouissage cinétique, (η_0 ,η_m) définissent respectivement le seuil initial de rupture et la valeur asymptotique d'écrouissage plastique. Le paramètre (a_1) présente l'effet de l'endommagement sur le radoucissement plastique.

Le variable interne d'écrouissage (γ_p) est pris comme déformation plastique généralisée définie comme suivant :

$$\begin{cases} d\gamma_p = \sqrt{\frac{2}{3}\, d\varepsilon_{ij}^p\, d\varepsilon_{ij}^p}\ /\chi_p \\ de_{ij}^p = d\varepsilon_{ij}^p - \frac{d\varepsilon_{kk}^p}{3}\delta_{ij}\ , \chi_p = \left[\frac{\langle P - P_a\rangle + P_a}{P_a}\right]^{b_2} \end{cases} \tag{4.30}$$

Le coefficient de normalisation (χ_p) est présenté ici pour tenir compte de la dépendance de l'écrouissage plastique sur la pression de confinement. Le paramètre (b_2) détermine l'influence de la contrainte hydrostatique sur la cinétique d'écrouissage plastique.

En intégrant la fonction ci-dessus, on peut obtenir l'expression de l'énergie bloquée pour l'écrouissage plastique.

$$\psi_p(\gamma, \omega) = (1 - a_1\omega)\left[\eta_m\,\gamma - (\eta_m - \eta_0)b_1\ ln\frac{b_1+\gamma}{b_1}\right] \tag{4.31}$$

Dans la plupart des géomatériaux, le taux de déformations volumiques plastiques dépend de la pression de confinement. De plus, il y a généralement une transition de compressibilité à la dilatation avec l'augmentation de la contrainte déviatorique sous la pression de confinement appliquée. Une règle d'écoulement est généralement nécessaire. Basé sur l'évidence expérimentale et inspiré par le modèle proposé par (Pietruszczak S. et autres. 1988), on propose la fonction suivante pour le potentiel plastique.

$$Q = q + \mu_c\ (1 - a_2\,\omega)\ g(\theta)\,(P + P_a\,C_s)\ \ln\left(\frac{P + P_a\,C_s}{\overline{P}}\right) = 0 \tag{4.32}$$

Le coefficient $\overline{P}$ correspond au point d'intersection entre la surface du potentiel plastique et l'axe $(P + P_a\,C_s) > 0$, figure (4.1). Le coefficient $[\mu_c\ (1 - a_2\,\omega)]$ représente le rapport $[q\ /g(\theta)\,(P + P_a\,C_s)]$ au point pour lequel $\left[\frac{\partial Q}{\partial P} = 0\right]$. C'est à dire le point de transition de la compressibilité à la dilatation. Si l'on suppose que cette frontière de transition peut être rapprochée par une ligne linéaire ; Le coefficient $[\mu_c\ (1 - a_2\,\omega)]$ définit la pente de cette ligne. Le paramètre (a_2) permet de tenir compte de l'impact de l'endommagement sur la règle d'écoulement plastique. Dans la figure (4.1), les illustrations schématiques de la surface de la rupture, le potentiel plastique et la ligne de transition compressibilité-dilatation sont présentées dans le plan *(p - q)*. Nous pouvons observer que pour une compression triaxiale avec une faible pression de confinement, la dilatation plastique peut se produire aux niveaux faibles de contrainte déviatorique. Cependant, sous une pression de confinement plus élevée, la compressibilité plastique est produite pendant une gamme étendue de contrainte déviatorique avant d'entrer dans le domaine de dilatation. Si la pression de confinement devient assez haute, aucune dilatation plastique ne se produit.

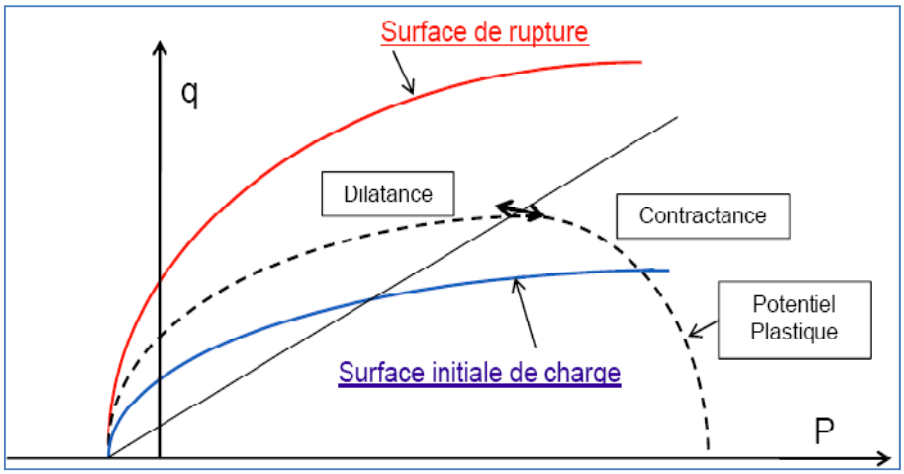


Fig. (4.1) : *Illustrations de la surface de charge, potentiel plastique et frontière de compressibilité-dilatation.*

4.2.3 Modélisation de l'endommagement

Dans le modèle actuel, la force thermodynamique liée à la variable d'endommagement est définie comme suit :

$$Y_d = -\frac{\partial \psi}{\partial \omega} = -\frac{1}{2}(\varepsilon - \varepsilon^p) : \mathbb{C}'(\omega) : (\varepsilon - \varepsilon^p) - \frac{\partial \psi^p(\gamma_p, \omega)}{\partial \omega} \tag{4.33}$$

On peut voir que la force conjuguée de l'endommagement peut être divisée en deux parties : une partie élastique (Y_ω^e) et une partie plastique (Y_ω^p) qui sont respectivement dépendantes des déformations élastiques et plastiques. Dans la roche argileuse, sous des contraintes de compression, la croissance de l'endommagement due à la propagation des microfissures est principalement provoquée par le glissement plastique des surfaces de feuilles argileuses. Par conséquent, pour la simplicité, on suppose ici que l'évolution de l'endommagement est entièrement reliée avec la partie plastique (Y_ω^p) de force conjuguée et on propose le critère suivant de l'endommagement :

$$f_d(Y_\omega^p, \omega) = \omega_c\left[th\,(B_d(Y_\omega^p - Y_0) - th\,(B_d Y_0))\right] - \omega \leq 0 \tag{4.34}$$

Où :

$$Y_\omega^p(\gamma) = -\frac{\partial \psi_p}{\partial \omega} = a_1\left[\eta_m\,\gamma - (\eta_m - \eta_0)b_1\ ln\frac{b_1+\gamma}{b_1}\right] \tag{4.35}$$

Le paramètre (Y_0) dénote la valeur caractéristique de (Y_ω^p) auquel la deuxième dérivé de $(f_d = 0)$, la courbe (Y_ω^p, ω) change de courbure. Le paramètre (B_d) commande la cinétique de l'évolution de l'endommagement et (ω_c) dénote la valeur critique de l'endommagement qui détermine la force résiduelle du matériau.

4.3 Identification et détermination des paramètres du modèle

Après avoir proposé un modèle pour les géomatériaux fragiles, nous allons, à présent, proposer une procédure de détermination des paramètres à partir des essais en laboratoire. La série de données expérimentales réalisée sur *l'argilite de Tournemire* (présentée dans la partie expérimentale) sera utilisée pour illustrer et valider cette procédure.

Afin de simplifier la procédure, les valeurs suivantes des paramètres sont d'abord fixées : $\alpha_1 = \alpha_2 = 1$, $a_1 = a_2 = 1$, $b_2 = 1$, $Y_\omega^0 = 0$ et $\eta_0 = 0$. Par conséquent, il y a (9) paramètres à identifier.

Paramètres élastiques:

Les paramètres élastiques (E et ν) doivent être déterminés à partir de cycles de déchargement. En absence de ceux-ci, ils peuvent être déterminés à partir de la partie linéaire de la courbe de contrainte- déformation d'un essai triaxial. Notons que, pour la plupart des géomatériaux, les propriétés élastiques linéaires peuvent dépendre de la pression de confinement. Par exemple, le module élastique augmente avec la pression de confinement. Cette augmentation est généralement liée à la fermeture de microfissures initiales qui existent dans ces matériaux. Pour les échantillons de l'argilite de Tournemire dans les deux orientations principales, les valeurs des propriétés élastiques sont données dans les Tableaux 4-1 et 4-2.

Paramètres plastiques:

Les paramètres ($C_s, m\ et\ \eta_m$) sont déterminés à partir des contraintes à la rupture obtenues à partir des essais à différentes pressions de confinement. On reporte les valeurs des contraintes à la rupture pour chaque essai dans le plan *(p, q*) Figure (4.2) ; et les paramètres sont ainsi déterminés par le meilleur lissage de la surface de rupture par rapport aux données expérimentales.

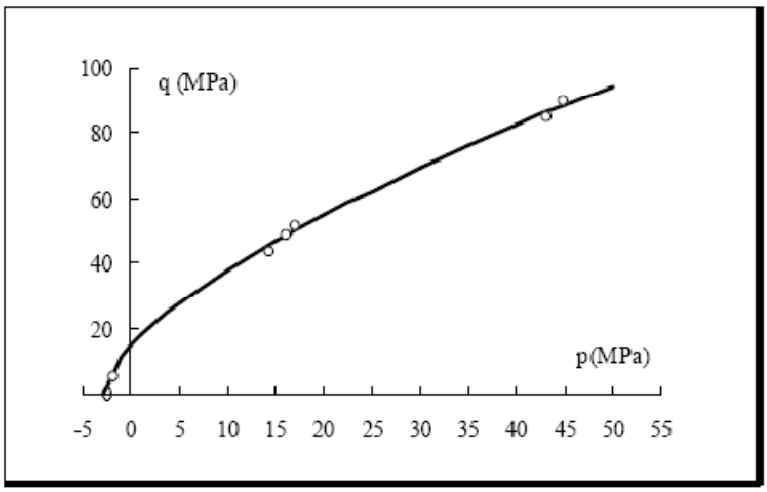


Fig. (4.2) : *Illustration de la surface de rupture dans le plan de contrainte (p, q) (la ligne continue est la prédiction théorique).*

Afin de déterminer le paramètre (μ_c) représentant la pente de la droite de transition entre la zone de compressibilité et celle de dilatance, il faut d'abord chercher le point de transition de la courbe de déformation volumique pour chaque essai considéré, comme l'illustre la Figure (4.3). Puis, il faut reporter les points de transition obtenus dans le plan (p, q) comme le montre la Figure (4.4). La droite ainsi obtenue nous permet de déterminer la valeur de (μ_c).

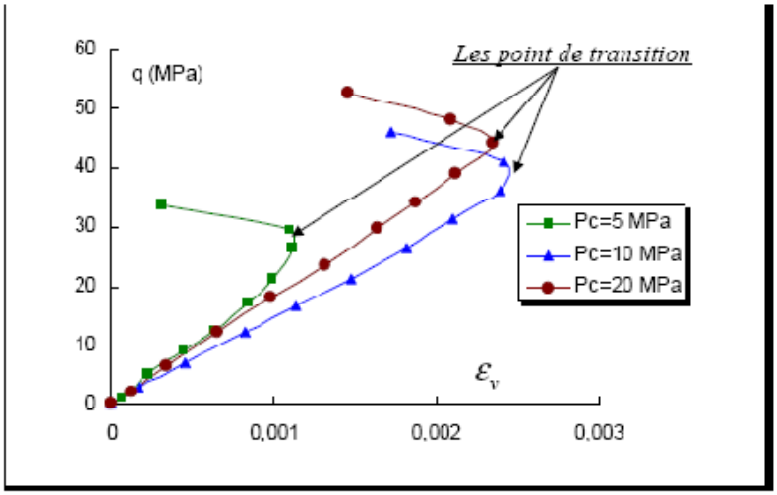


Fig. (4.3) : *Détermination du point de transition de la zone de compressibilité à la zone de dilatance.*

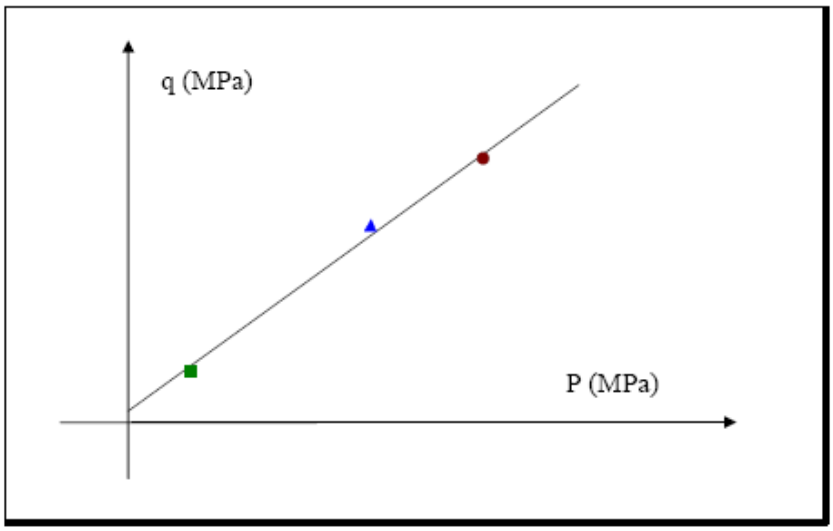


Fig. (4.4) : *Ligne de transition entre la compressibilité et la dilatance plastique.*

Le seuil plastique initial (η_0) est identifié à la limite de la partie linéaire de la courbe contrainte – déformation. Il est parfois difficile d'identifier avec certitude le point de perte de linéarité de la courbe, pour des raisons de simplicité, il est alors possible de prendre$(\eta_0 = 0)$. Etant donné que le taux de déformation plastique est très faible quand le déviateur de contrainte est faible, cette simplification ne doit pas affecter sensiblement la réponse globale donnée par le modèle. Ainsi, pour chaque essai à pression de confinement donnée, la loi d'écrouissage plastique est obtenue par la détermination de la courbe $\eta(\gamma)$ à l'aide de la

courbe contrainte- déformation. Ensuite, on trace une courbe hyperbolique passant au mieux par les points expérimentaux. On obtient alors la valeur du paramètre d'écrouissage (b_1). La Figure (4.5) présente la courbe d'écrouissage pour un essai à pression de confinement de 5 MPa, avec b_1 = 1.04E-5.

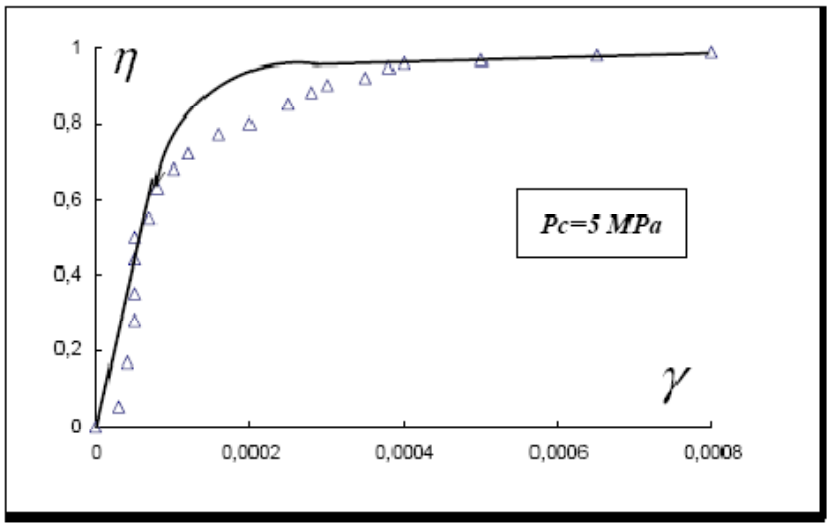


Fig. (4.5) : *Evolution de la fonction plastique (η) en fonction de la distorsion plastique (γ_P) pour un essai triaxial en compression à une pression de confinement de 5 MPa.*

Paramètres d'endommagement:

Pour la détermination da la loi d'évolution d'endommagement, il convient de réaliser des essais de compression triaxiale avec des cycles déchargement- rechargement. A chaque cycle de déchargement, on peut calculer la valeur de la variable d'endommagement (ω) à partir des valeurs actuelles des propriétés élastiques et de la force d'endommagement (Y_ω). La valeur du paramètre (ω_c) détermine la résistance résiduelle du matériau. La valeur de (Y_0) peut être déterminée au seuil d'endommagement, afin de simplifier la procédure, nous fixons la valeur du paramètre ($Y_0 = 0$) . Ainsi, on peut établir la relation entre la force motrice et la variable d'endommagement. On détermine alors la valeur de (B_d) par la meilleure approximation des données expérimentales. La Figure (4.6) montre l'évolution de l'endommagement en fonction de la force motrice pour un essai de compression triaxiale à 5 MPa de pression de confinement.

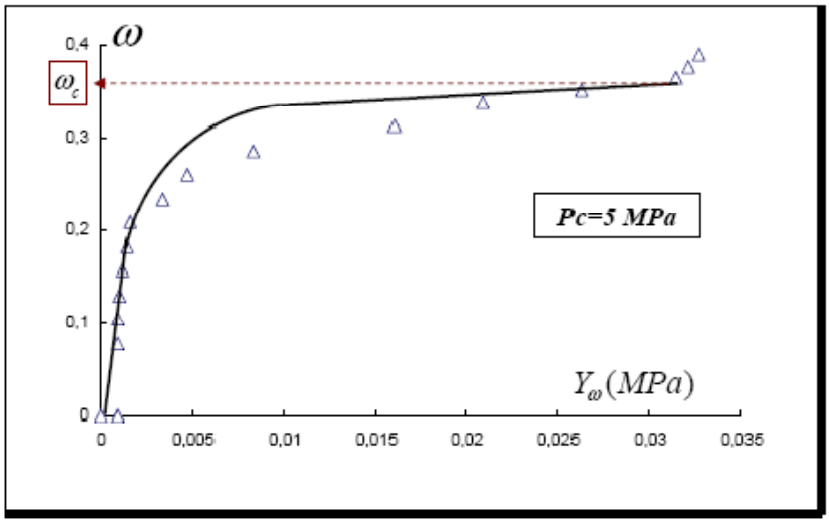


Fig. (4.6) : *Evolution d'endommagement pour un essai triaxial en compression à une pression de confinement de 5MPa.*

En résumé, les valeurs des paramètres représentatives pour *l'argilite de Tournemire* (pour les deux orientations) sont présentées dans les tableaux (4.1), (4.2).

Paramètres élastiques: E_0 , ν_0 .
Paramètres plastiques: C_s, m, η_m, b_1 *et* μ_c.
Paramètres d'endommagement : B_d etω_c.

Pc (MPa) / Paramètre	**0**	**5**	**10**	**20**
$E_0(MPa)$	10000	13000	14000	15500
ν_0	0.2	0.18	0.17	0.15
C_s	31.92	31.92	31.92	31.92
m	0.63	0.63	0.63	0.63
η_m	20	20	20	20
b_1	1.25 e-5	1.04 e-5	0.80 e-5	0.38 e-5
μ_c	1.27	1.27	1.27	1.27
B_d	950	200	150	100
ω_c	0.22	0.37	0.35	0.40

Tableau (4.1) : *Paramètres représentatifs pour l'argilite de Tournemire (Orientation perpendiculaire, T=20C°).*

Pc (MPa) / Paramètre	0	5	10	20
$E_0(MPa)$	22400	28500	33000	38200
ν_0	0.20	0.22	0.21	0.18
C_s	25.5	25.5	25.5	25.5
m	0.65	0.65	0.65	0.65
η_m	20	20	20	20
b_1	1.15e-5	1.0 e-5	0.5e-5	0.4e-5
μ_c	1.37	1.37	1.37	1.37
B_d	1200	700	500	400
ω_c	0.4	0.4	0.4	0.4

Tableau (4.2): *Paramètres représentatifs pour l'argilite de Tournemire (Orientation parallèle, T(C°)=20 C°).*

4.4 Intégration du modèle

Nous avons intégré le modèle dans un code de calcul par les éléments finis (THMPASA du LML). Ce code a été développé au Laboratoire de Mécanique de Lille afin de résoudre des problèmes de couplage thermo-hydromécanique et chimique en milieux poreux saturés et partiellement saturés. En tenant compte de la structure du modèle proposé. La procédure est composée de la prédiction élastique, la correction par l'endommagement et la correction par la plasticité. Pour chaque incrément de chargement, un incrément de déformation est prescrit à chaque point d'intégration. On cherche à déterminer les incréments (taux) de contraintes, de déformations plastiques, de la variable d'endommagement et des variables internes d'écrouissage plastique.

4.5 Simulations numériques des essais

Afin de mener une validation du modèle élastoplastique couplé à l'endommagement, des simulations numériques sont réalisées et comparées avec les résultats expérimentaux obtenus par les essais de compression triaxiale et uniaxiale sur *l'argilite de Tournemire*. Nous avons utilisé le modèle proposé pour simuler les essais de compression triaxiale effectués sur *l'argilite de Tournemire* à 20 C° (température ambiante). Les Figures (4.7) (4.8) montrent les comparaisons entre la réponse du modèle et les données expérimentales (orientation perpendiculaire et parallèle).

D'une manière générale, on remarque une bonne concordance entre la simulation numérique et les résultats expérimentaux. L'endommagement du matériau produit un comportement radoucissant après le pic de contrainte. La cinétique d'endommagement devient plus faible avec l'augmentation de la pression de confinement rendant ainsi le matériau plus ductile. Les

influences de la pression de confinement sont bien décrites. Le modèle proposé décrit donc correctement le comportement mécanique de *l'argilite de Tournemire*.

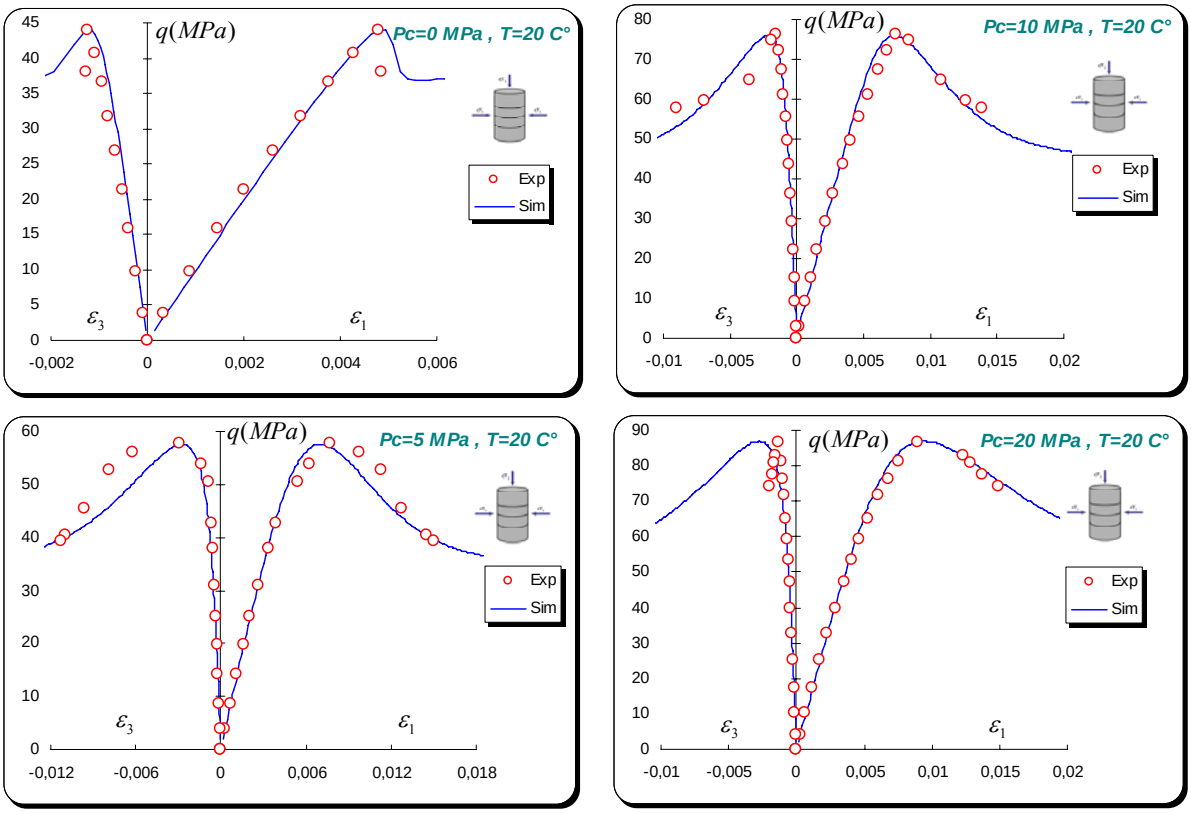


Fig. (4.7) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différentes pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) et à (20 C°)(pour l'orientation perpendiculaire).*

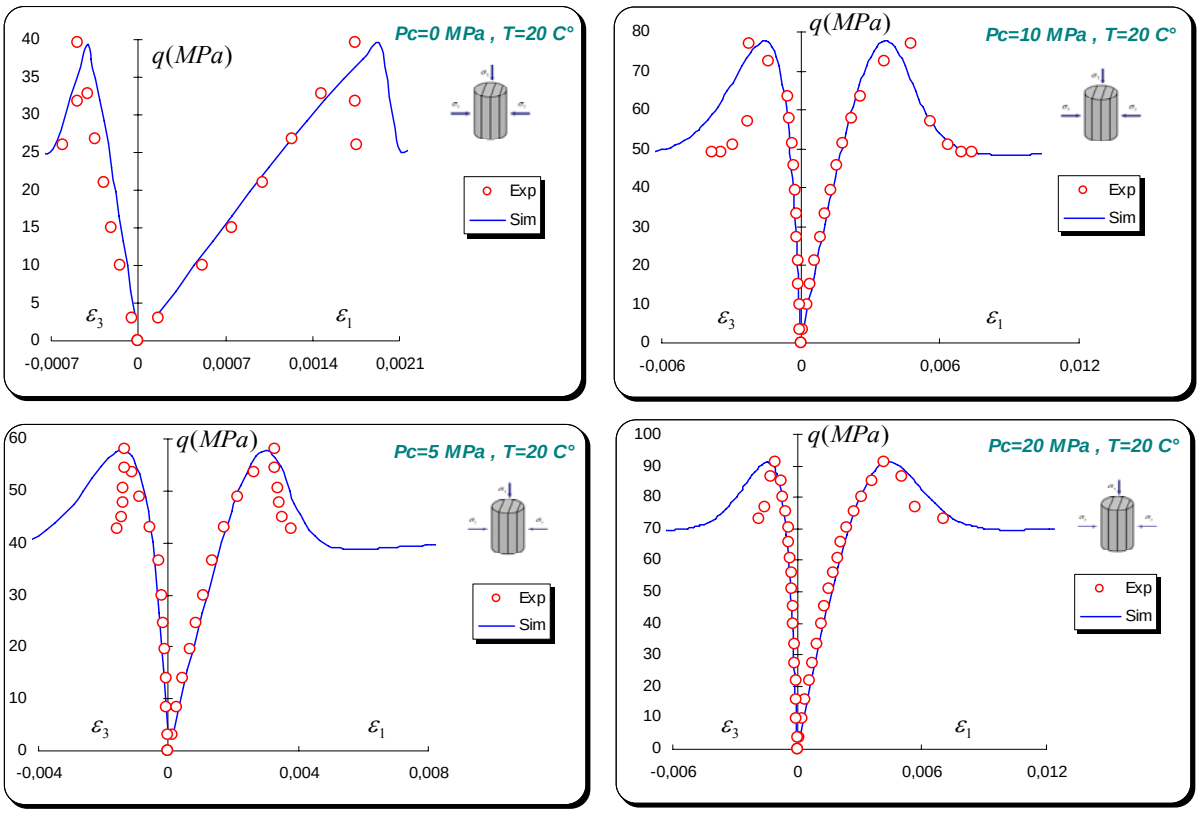


Fig. (4.8) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différentes pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) et à (20 C°) (orientation parallèle).*

4.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement pour des géomatériaux semi- fragiles. Les principaux aspects du comportement mécanique ont été pris en compte, tels que le couplage entre la plasticité et l'endommagement, la dépendance de la pression de confinement, la transition du comportement fragile vers ductile, la transition de la compressibilité à la dilatance plastique. Une procédure de détermination des paramètres à partir des essais en laboratoire standard a également été présentée. Le modèle a été utilisé pour la description du comportement mécanique de l'argilite de Tournemire pour les deux orientations de chargement principales (perpendiculaire et parallèle). D'une manière générale, nous avons obtenu de bonnes concordances entre les simulations à l'aide du modèle et les données expérimentales. L'objet du prochain chapitre est la prise en compte des effets de la température sur le comportement mécanique de l'argilite de Tournemire.

Chapitre 5

Prise en compte de l'effet de la température sur le comportement mécanique de l'argilite de Tournemire

Dans le chapitre précédent, nous avons présenté un modèle de comportement mécanique en condition isotherme. A partir des résultats expérimentaux, nous avons constaté que le comportement mécanique de l'argilite de Tournemire est très sensible à la température. De ce fait, la prise en compte de l'effet de la température sur le comportement mécanique est nécessaire pour des sollicitations non isothermes. Pour cela, dans ce chapitre, nous proposons une extension du modèle proposé. Cependant, nous adoptons une approche relativement simple, consistant en prendre en compte la variation de certains paramètres dans le modèle élastoplastique couplé à l'endommagement proposé dans le chapitre précédent.

5.1. Influence de la température sur les paramètres du modèle

Nous utilisons d'abord la procédure de détermination des paramètres du modèle présentée dans le chapitre précédent pour chaque valeur de la température. Ensuite, les variations de ces paramètres en fonction de la température seront identifiées.

5.1.1 Influences thermiques des paramètres élastiques

Les variations des paramètres élastiques sont présentées dans les figures (5.1) en fonction de la température. On peut constater une diminution de module d'Young (E) (pour les deux orientations) avec l'augmentation de la température. Cependant, le module dans la direction parallèle est plus sensible à la température que celui perpendiculaire. Par contre, le coefficient de Poisson (ν) augmente avec la température pour les deux orientations. A partir de ces données, les relations suivantes sont proposées.

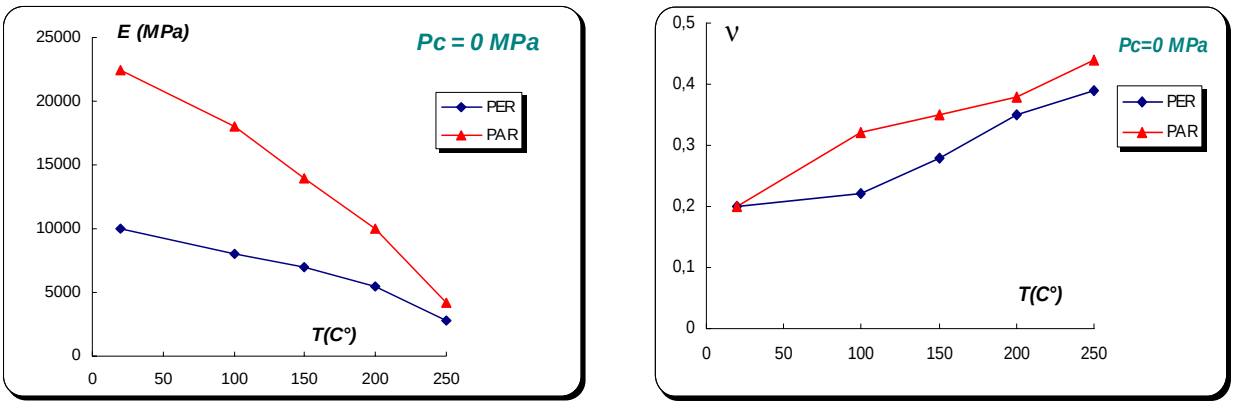


Fig. (5.1) *: Changement représentatif des paramètres élastique du modèle avec la température (Orientation perpendiculaire et parallèle).*

Orientation perpendiculaire

$$E = E_0\, e^{b.\chi_T} \quad (5.1)$$
$$\nu = \nu_0\, e^{b_1.\chi_T} \quad (5.2)$$

Avec : $\chi_T = \frac{T-T_0}{T_0}$, $b = -0.07$, $b_1 = 0.06$, $T_0 = 20\ C°$.
(E_0 , ν_0) : Les paramètres mesurés à T = 20 C°.

Orientation parallèle

$$E = E_0\, e^{a.\chi_T} \quad (5.3)$$
$$\nu = \nu_0\, e^{a_1.\chi_T} \quad (5.4)$$

Avec : $a = -0.07$, $a_1 = 0.04$.

5.1.2 Influences thermiques des paramètres plastiques

Dans les figures (5.2), on présente les variations des principaux paramètres du modèle plastique en fonction de la température appliquée. A partir de celles-ci, il est possible de déterminer les relations suivantes :

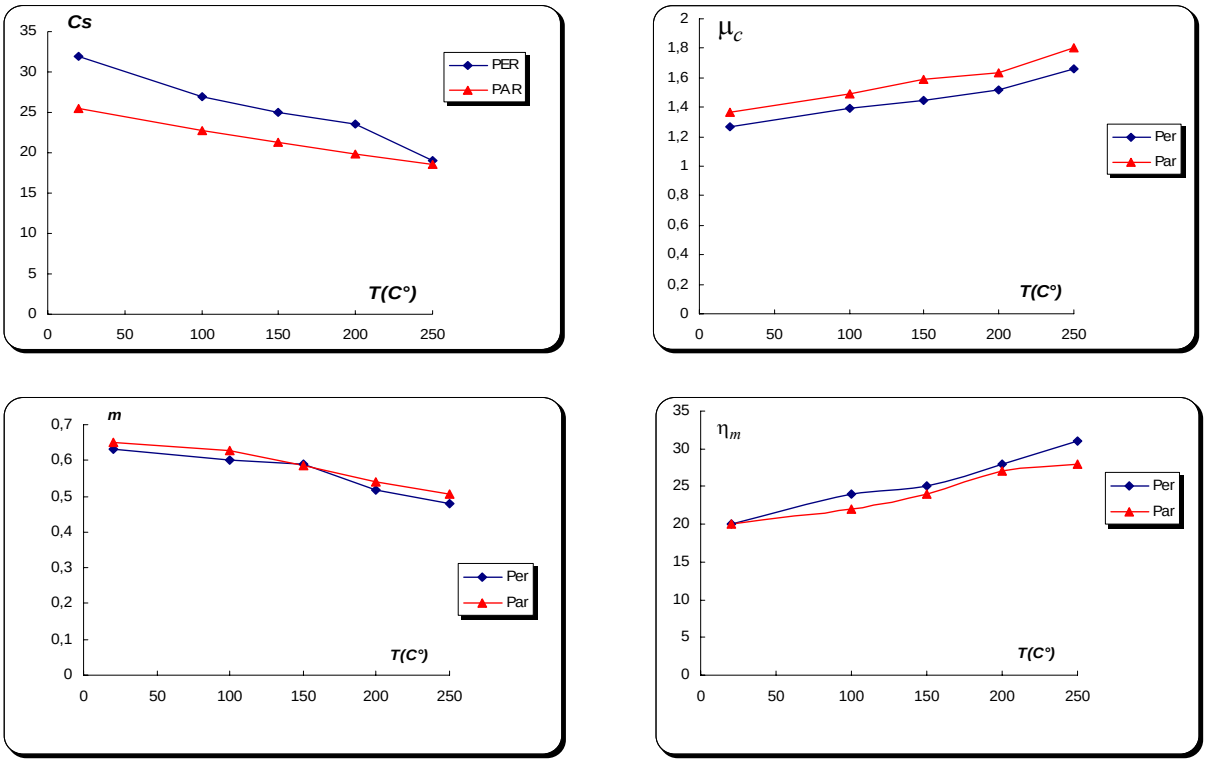


Fig. (5.2) *: Changement représentatif des paramètres plastiques du modèle avec la température (Orientation perpendiculaire et parallèle).*

Orientation perpendiculaire

$$C_S = C_S^0\, e^{b_2 \cdot \chi_T} \quad ; \quad b_2 = -0.042 \tag{5.5}$$

$$\eta_m = \eta_m^0\, e^{b_4 \cdot \chi_T} \quad ; \quad b_4 = \ 0.038 \tag{5.6}$$

$$\mu_c = \mu_c^0\, e^{b_5 \cdot \chi_T} \quad ; \quad b_5 = \ 0.022 \tag{5.7}$$

$$m = m_0 + a_0 \chi_T^2 + a_1 \chi_T \quad ; \quad a_0 = -0.0009\,, a_1 = -0.0022\,. \tag{5.8}$$

$(C_S^0, \eta_m^0, \mu_c^0, m_0)$: Sont les paramètres mesurés à T = 20 C°.

Orientation parallèle

$$C_S = C_S^0\, e^{a_2 \cdot \chi_T} \quad ; \quad a_2 = -0.028 \tag{5.9}$$

$$\eta_m = \eta_m^0\, e^{a_4 \cdot \chi_T} \quad ; \quad a_4 = \ 0.03 \tag{5.10}$$

$$\mu_c = \mu_c^0\, e^{a_5 \cdot \chi_T} \quad ; \quad a_5 = \ 0.022 \tag{5.11}$$

$$m = m_0 + b_0 \chi_T^2 + b_1 \chi_T \quad ; \quad b_0 = -0.0011\,, b_1 = -0.0003\,. \tag{5.12}$$

5.1.3 Les paramètres $(b_1, B_d \text{ et } \omega_c)$

Nous avons trouvé que les valeurs de $(b_1 \text{ et } B_d)$ changent avec la température d'une façon aléatoire. Pour cette raison nous avons pris une valeur moyenne pour chaque paramètre. Cette valeur ne change pas avec la température mais elle change avec la pression de confinement, Tableaux (5.1) et (5.2). D'une autre coté, nous avons fixé la valeur de($\omega_c = 0.3$) comme une valeur moyenne pour toutes les températures et pressions de confinement.

Pc(MPa)	b_1	B_d
0	1.20 e-5	550
5	0.90 e-5	180
10	0.70 e-5	150
20	0.46 e-5	100

Tableau (5.1) : *Les valeurs représentatives de b_1 et B_d de l'orientation Perpendiculaire pour le modèle thermo-élastoplastique couplé à l'endommagement.*

Pc(MPa)	b_1	B_d
0	1.40 e-5	900
5	0.70 e-5	500
10	0.70 e-5	400
20	0.54 e-5	300

Tableau (5.2) : *Les valeurs représentatives de b_1 et B_d de l'orientation Parallèle pour le modèle thermo-élastoplastique couplé à l'endommagement.*

5.2 Simulations numériques des essais

Les relations empiriques décrites précédemment ont été intégrées dans le modèle élastoplastique couplé à l'endommagement pour prendre en compte d'une manière simplifiée les influences de la température sur le comportement mécanique de l'argilite de Tournemire.

En utilisant ces relations, des simulations numériques ont été réalisées et comparées avec les résultats expérimentaux issus des essais de compression uniaxiale et triaxiale sur *l'argilite de Tournemire* pour les deux orientations (parallèle et perpendiculaire).

Les Figures de (5.3) à (5.6) montrent les comparaisons entre les réponses du modèle et les données expérimentales pour les deux orientations et différentes températures, soit 100, 150, 200 et 250C°. D'une manière générale, on en observe une bonne concordance. Les influences de la température sont bien reproduites.

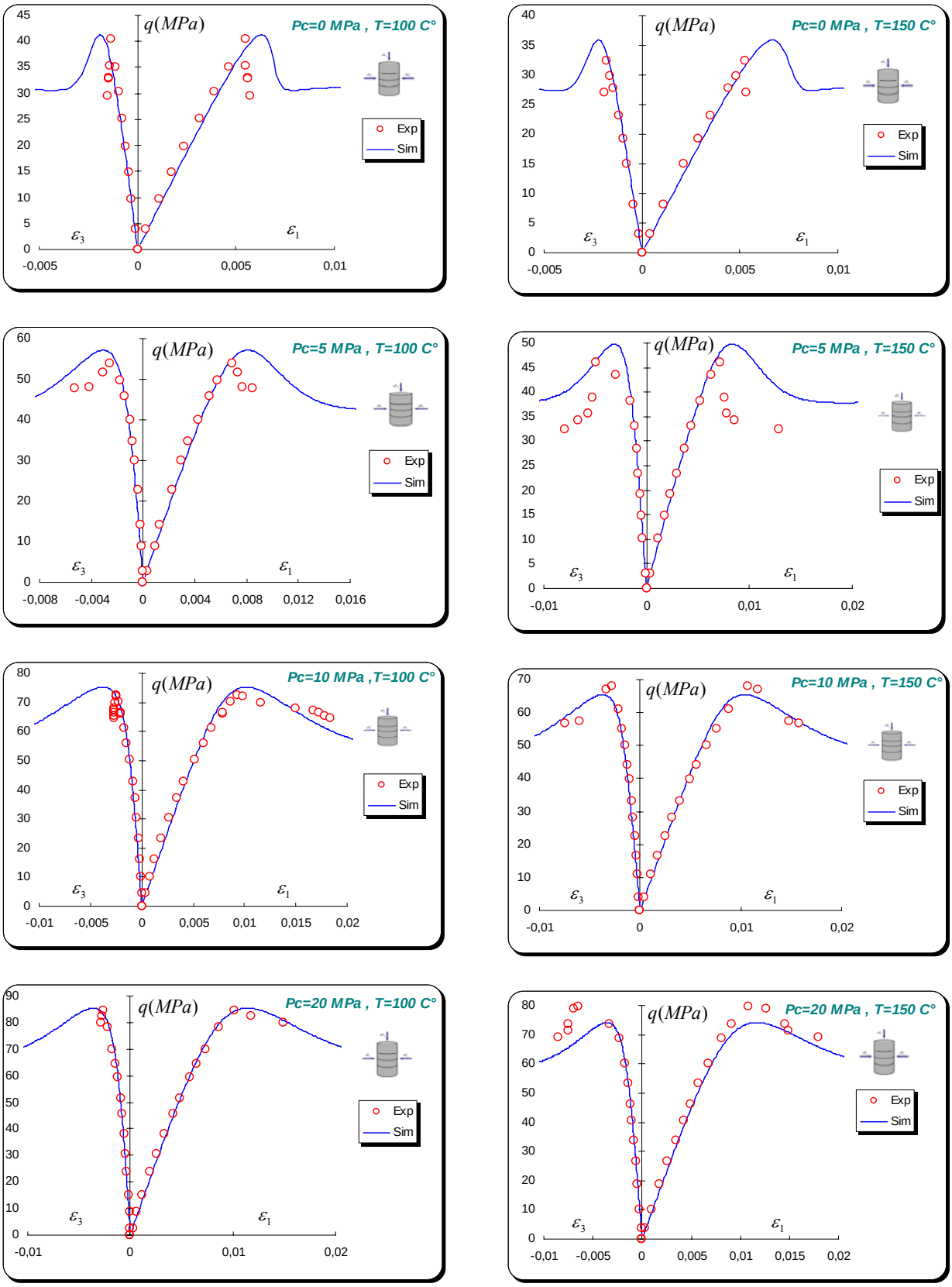


Fig. (5.3) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différentes pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à différentes températures (100 et 150 C°) (Orientation perpendiculaire).*

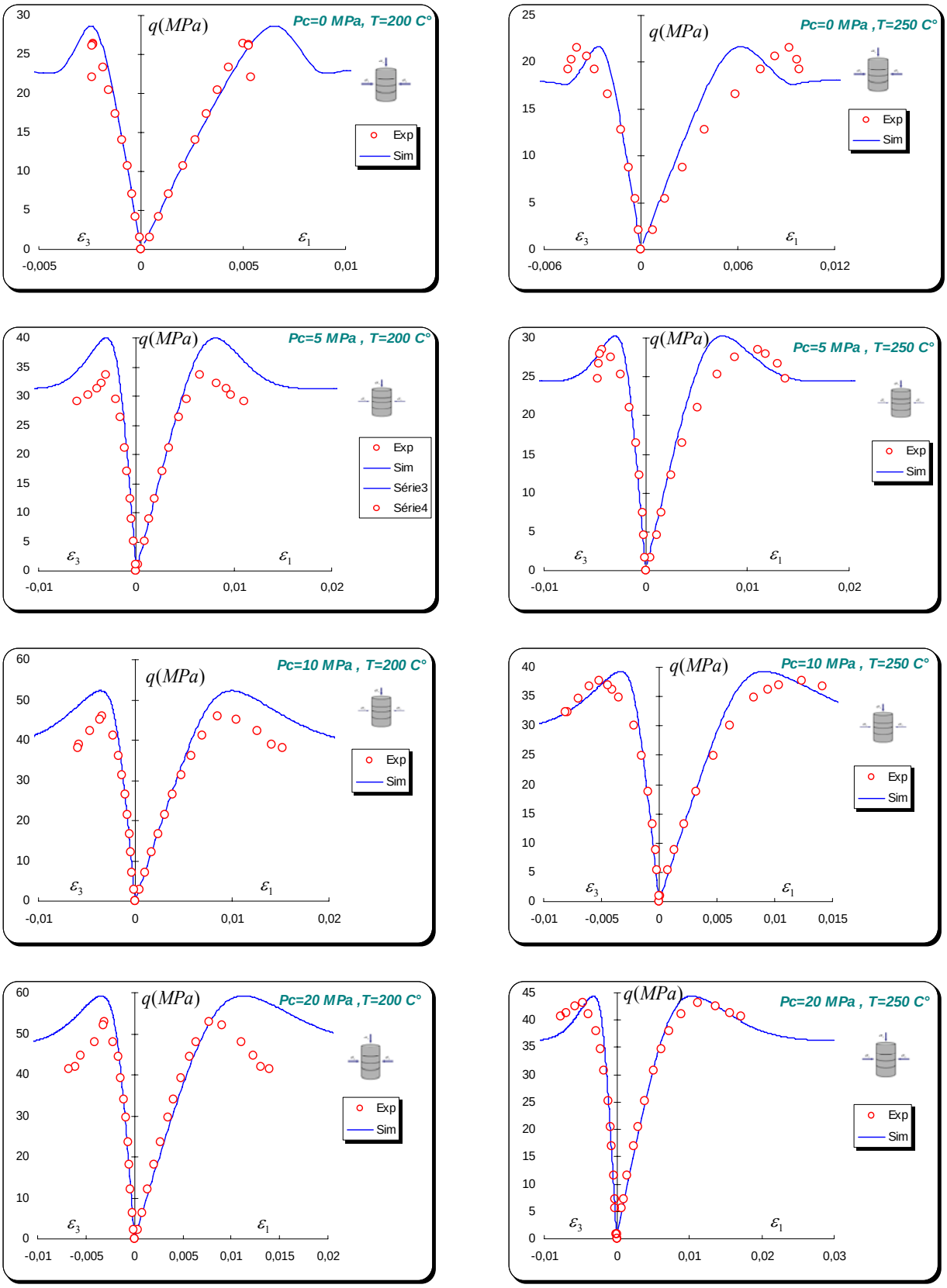


Fig. (5.4) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différentes pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à différentes températures (200 et 250 C°) (Orientation perpendiculaire).*

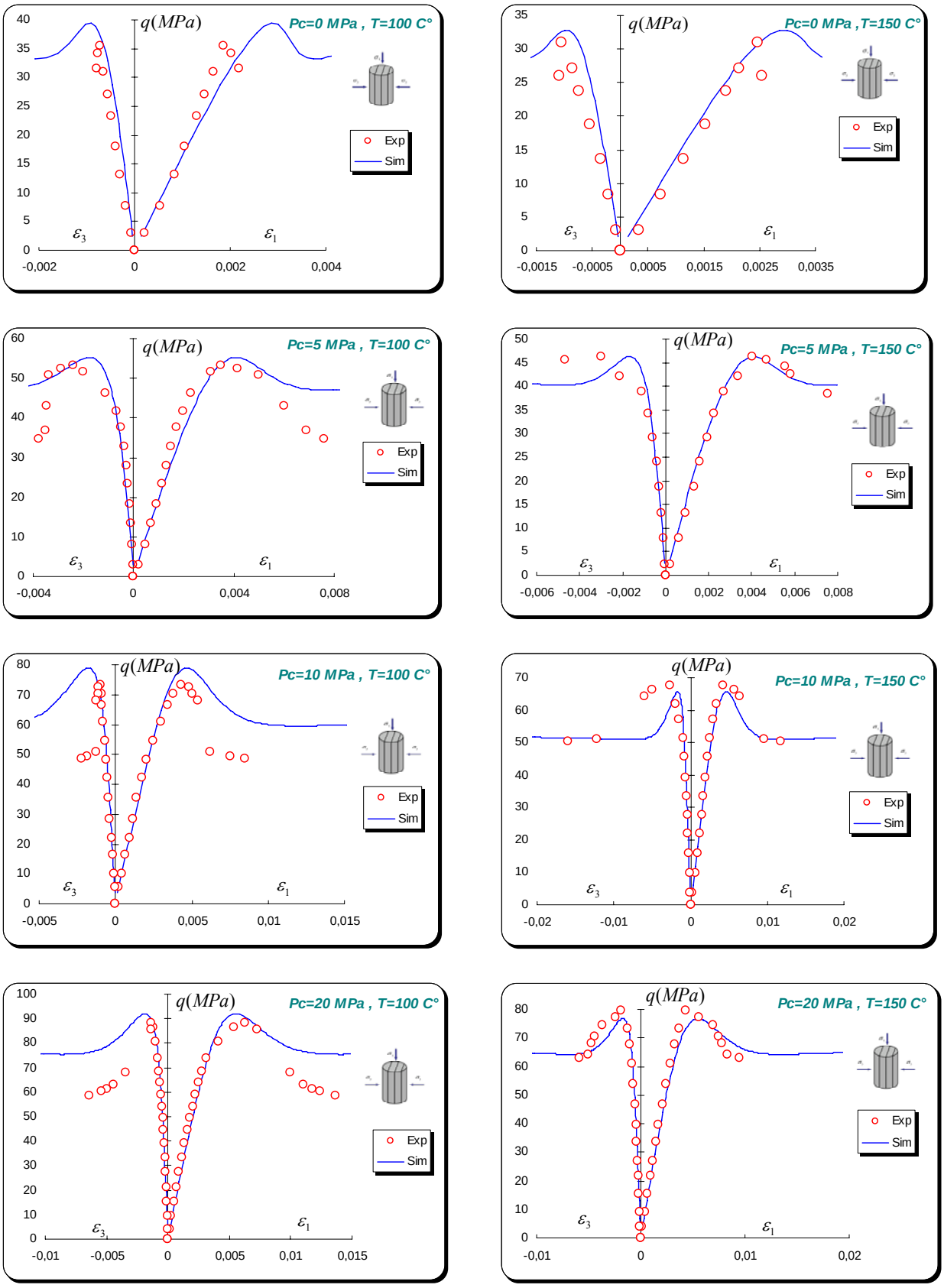


Fig. (5.5) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différents pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à différentes températures (100 et 150 C°) (Orientation parallèle).*

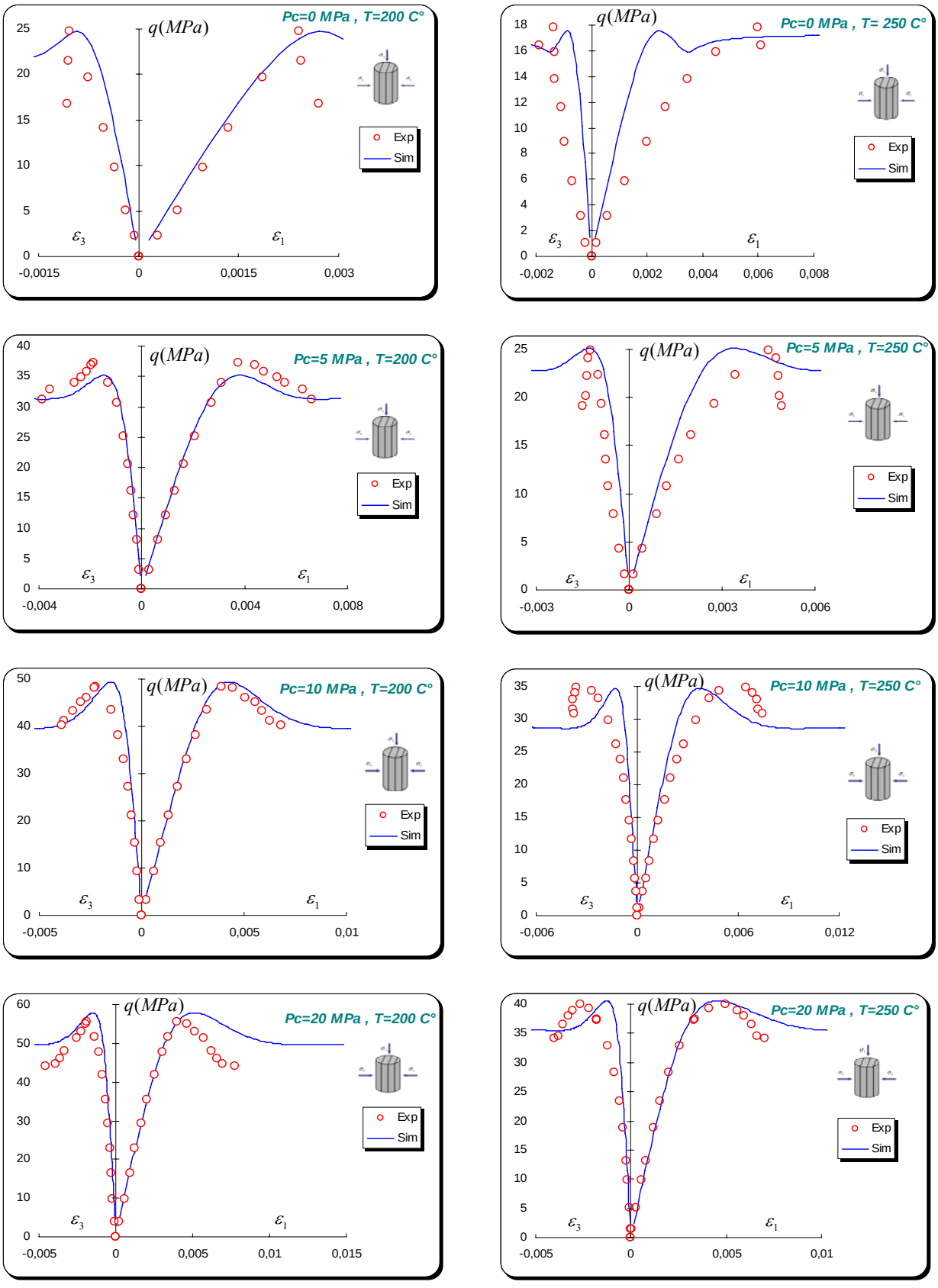


Fig. (5.6) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point rond) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais à différentes pression de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à différentes températures (200 et 250 C°) (Orientation parallèle).*

Par ailleurs, nous avons effectué des simulations des essais de compression triaxiale à une pression de confinement de 10MPa et avec des cycles déchargement – rechargement pour les deux orientations et pour deux températures, 100 et 200 C° (vois Figure 5.7). La comparaison entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques montre que ce modèle est capable de décrire la variation des propriétés élastiques due à l'effet de la température ainsi que la dégradation des celles-ci par l'endommagement de microfissuration.

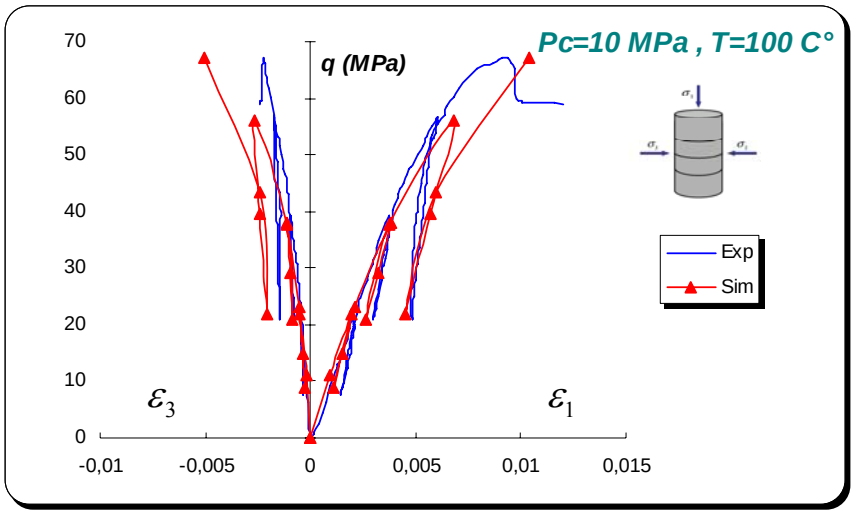


Fig. (5.7) : *Comparaison entre le résultat expérimental (Ligne continue) et la simulation numérique (Ligne continue avec des points) pour des essais à 10 MPa de pression de confinement avec des cycles déchargement – rechargement et 100 C° de température (Orientation perpendiculaire).*

On présente dans les Tableaux (5.3) à (5.6) et les Figures (5.8) et (5.9), la comparaison du module élastique du déchargement entre les valeurs mesurées et celles issues de la simulation numérique. A partir de ces résultats, on constate une assez bonne concordance pour le module d'Young pour les deux orientations. Cependant, les valeurs numériques sont légèrement plus faibles que celles déterminées expérimentalement et surtout pour l'orientation perpendiculaire.

N. de cycle Décharge-Recharge		**1er**	**2ème**	**3ème**
Niveau de contrainte (MPa)		**22**	**40**	**56**
E (MPa)	**Expérimental**	13000	11700	10500
	Simulation	12600	11500	9300

Tableau (5.3) : *les valeurs représentatives de la pente à chaque cycle pour 10 MPa de pression de confinement et 100 C° de température (Orientation perpendiculaire).*

N. de cycle Décharge-Recharge		**1er**	**2ème**	**3ème**
Niveau de contrainte (MPa)		**15**	**25**	**38**
E (MPa)	**Expérimental**	7800	7200	6200
	Simulation	7400	6900	5300

Tableau (5.4) : *les valeurs représentatives de la pente à chaque cycle pour 10 MPa de pression de confinement et 200 C° de température (Orientation perpendiculaire).*

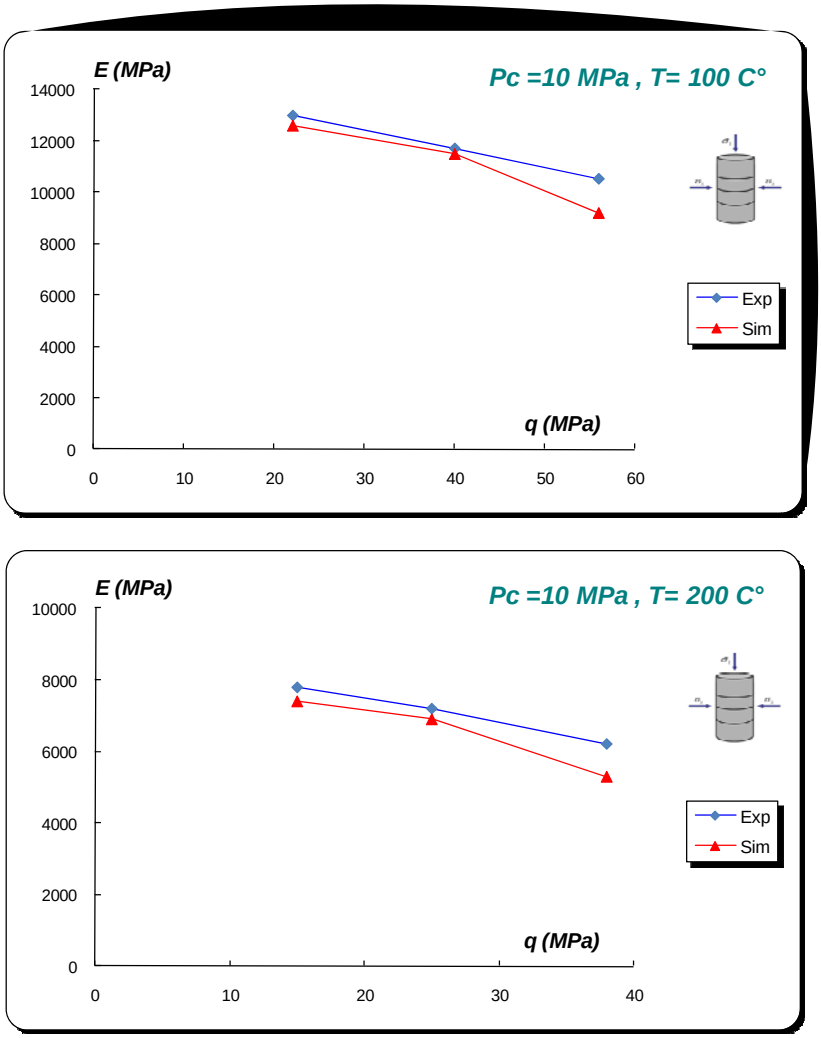


Fig. (5.8) : *Comparaison entre les valeurs de pente déterminées expérimentalement et celles déterminées par la simulation numérique pour des essais à 10 MPa de pression de confinement avec des cycles déchargement – rechargement et (100 C°, 200 C°) de température (Orientation perpendiculaire).*

N. de cycle Décharge-Recharge		**1er**	**2ème**	**3ème**
Niveau de contrainte (MPa)		**18**	**46**	**58**
E (MPa)	**Expérimental**	27700	24900	23000
	Simulation	27300	25300	22000

Tableau (5.5) : *les valeurs représentatives de la pente à chaque cycle pour 10 MPa de pression de confinement et 100 C° de température (Orientation parallèle).*

N. de cycle Décharge-Recharge		**1er**	**2ème**	**3ème**
Niveau de contrainte (MPa)		**18**	**29**	**39**
E (MPa)	**Expérimental**	17000	14500	12500
	Simulation	16500	14400	13900

Tableau (5.6) : *les valeurs représentatives de la pente à chaque cycle pour 10 MPa de pression de confinement et 200 C° de température (Orientation parallèle).*

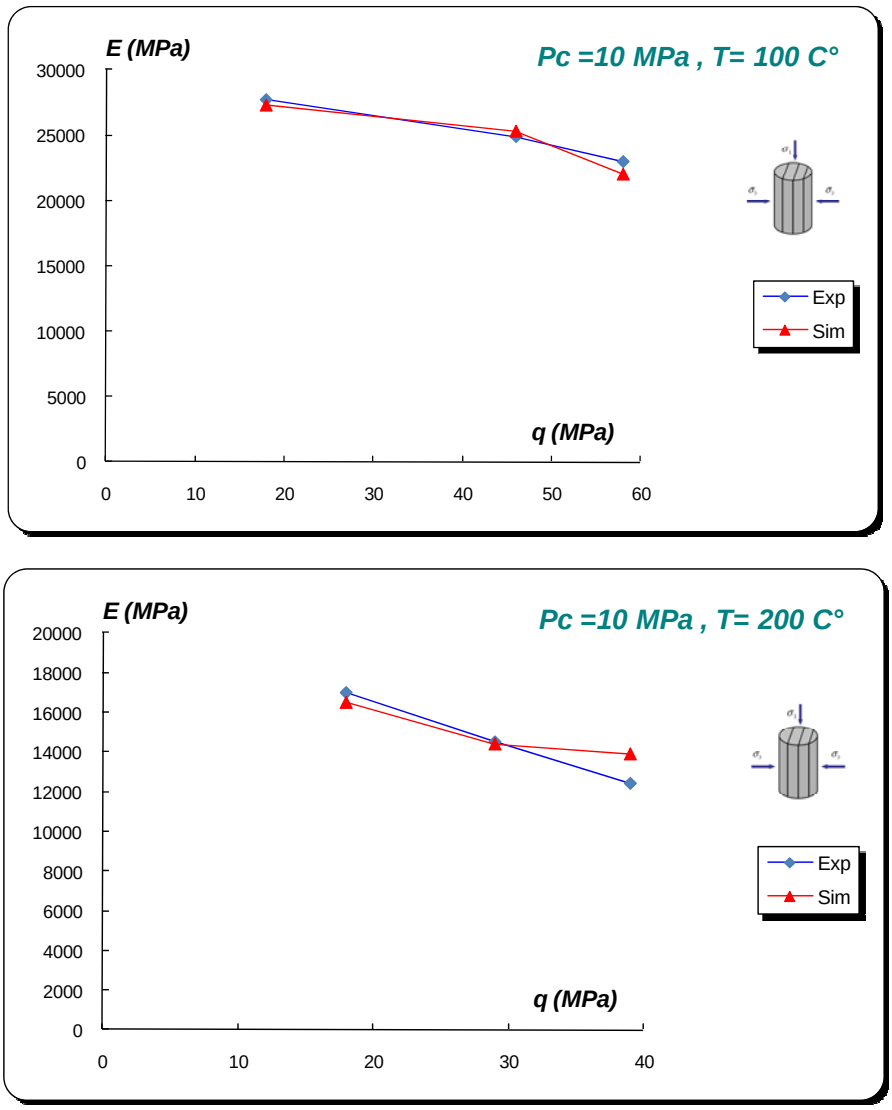


Fig. (5.9) : *Comparaison entre les valeurs de pente déterminées expérimentalement et celles déterminées de la simulation numérique pour des essais à 10 MPa de pression de confinement avec cycles déchargement – rechargement et (100 C°,200 C°) de température (Orientation parallèle).*

5.3 Conclusion

En se basant sur les données expérimentales issues des essais réalisés à différentes températures sur l'argilite de Tournemire, nous avons proposé des relations empiriques permettant de prendre en compte les influences de la température sur les paramètres du modèle élastoplastique couplé à l'endommagement. En utilisant ces relations, nous avons mené des simulations des essais de compression triaxiale pour différents confinements et différentes températures dans les deux orientations de chargement principales. Nous avons obtenu une bonne concordance entre les données expérimentales et les résultats de simulations. Cependant, il s'agit d'une première approche pour le couplage thermomécanique.

Il convient d'approfondir cet aspect en se basant sur des considérations théoriques (approches multi- échelle) et d'autres données expérimentales.

Par ailleurs, dans les chapitres précédents (4 et 5), nous avons abordé la modélisation du comportement mécanique de l'argilite de Tournemire en considérant que ce matériau est isotrope pour chaque orientation de chargement.

Dans le prochain chapitre, nous proposerons une extension du modèle afin de prendre en compte l'anisotropie structurale de l'argilite de Tournemire.

Chapitre 6

Prise en compte de l'anisotropie initiale

Dans le chapitre précédent, nous avons proposé un modèle élastoplastique couplé à l'endommagement pour des matériaux isotropes. Ce modèle été appliqué à l'argilite de Tournemire pour les deux orientations de chargement. Nous avons obtenu de bonnes concordances entre les résultats expérimentaux et les simulations. Cependant, selon les données expérimentales, l'argilite de Tournemire présente une anisotropie initiale liée aux plans de stratification. Le comportement mécanique de ce matériau dépend fortement de l'orientation de chargement. Pour des problèmes pratiques, les sollicitations mécaniques ne sont pas dans les orientations principales (soit parallèle ou perpendiculaire aux plans de stratification). Par conséquent, il convient de proposer une extension du modèle précédent afin de prendre en compte l'influence de l'anisotropie initiale sur le comportement mécanique de l'argilite de Tournemire.

6.1. Prise en compte de l'anisotropie initiale par l'approche de tenseur de fabrique

Pendant les dernières décennies, un grand nombre d'études expérimentales ont été réalisées pour étudier les comportements mécaniques des roches anisotropes (Donath.1961, McLamore et Gray.1967, Hoek E.1968, Atwell P.B. et Sandford M.A.1974, Lerau J. et al. 1981, Hoek E. 1983, Niandou H. 1994). Les résultats ont clairement montré la dépendance directionnelle du comportement mécanique de ces matériaux. Par exemple, la résistance mécanique maximale est obtenue dans les configurations où les plans de stratification sont parallèles ou perpendiculaires à la direction de chargement. En même temps, la résistance minimale est généralement associée au mécanisme de glissement le long des plans de stratification (ou de faiblesse).

Parallèlement aux études expérimentales, divers modèles de comportement anisotropes ont été proposés en utilisant différents type d'approches : empiriques basées sur le calage des données expérimentales, mathématiques en utilisant des théorèmes de représentation des fonctions tensorielles (Boehler and Sawczuk, 1970; 1977; Cazacu et al., 1998), et approches par le concept de tenseur de fabrique (Pietruszczak et al. 2001, 2002). Cette dernière approche a pour l'avantage de conserver la rigueur mathématique et la facilité d'identification des paramètres et d'implémentation numérique. Nous adoptons donc cette approche pour la présente étude.

6.1.1 Introduction du tenseur de fabrique

Dans l'approche développée par Pietruszczak et al. (2002), un paramètre scalaire est introduit permettant de décrire l'orientation du chargement par rapport à la microstructure anisotrope du matériau. Ce paramètre d'anisotropie est défini par :

$$\zeta = a_{ij} l_i l_j = \frac{tr(a\,\sigma^2)}{tr\,\sigma^2} \tag{6.1}$$

Le tenseur de second ordre (a) permet de représenter l'anisotropie de la microstructure et (ζ) est un paramètre scalaire d'anisotropie qui représente la projection de ce tenseur sur une direction de chargement définie (l).

Le vecteur (l) est classiquement défini par la relation suivante :

$$l_i = \frac{L_i}{(L_k L_k)^{1/2}} = L_1 e_i^{(1)} + L_2 e_i^{(2)} + L_3 e_i^{(3)} \tag{6.2}$$

Avec :

$$L_1 = (\sigma_{11}^2 + \sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2)^{\frac{1}{2}},\ L_2 = (\sigma_{21}^2 + \sigma_{22}^2 + \sigma_{23}^2)^{\frac{1}{2}},\ L_3 = (\sigma_{31}^2 + \sigma_{32}^2 + \sigma_{33}^2)^{\frac{1}{2}} \tag{6.3}$$

$e^{(i)}, i = 1,2,3$, représente la triade de principe de la microstructure (a).

L'expression (6.1) peut également être exprimée avec la partie déviatorique (A) du tenseur de microstructure, soit :

$$\zeta = \hat{\zeta}\left(1 + A_{ij} l_i l_j\right);\ A_{ij} = \frac{(a_{ij} - \hat{\zeta}\delta_{ij})}{\hat{\zeta}};\ \hat{\zeta} = \frac{1}{3} a_{kk} \tag{6.4}$$

Ainsi, le tenseur symétrique (A) permet de décrire le bilai (variation) spatial du paramètre $\zeta(l)$ dont la moyenne est donnée par $(\hat{\zeta})$. Il est aussi possible de proposer des variations spatiales du paramètre d'anisotropie d'une manière plus générale en considérant des tenseurs de fabrique d'ordre supérieur, par exemple:

$$\zeta = \hat{\zeta}\left(1 + A_{ij} l_i l_j + A_{ijkl} l_i l_j l_k l_l + A_{ijklmn} l_i l_j l_k l_l l_m l_n + \cdots\right) \tag{6.5}$$

Pour des raisons de simplicité, en définissant :

Où : $A_{ijkl} = b_1 A_{ij} A_{kl} \qquad A_{ijklmn} = b_2 A_{ij} A_{kl} A_{mn}$

On obtient alors :

$$\zeta = \hat{\zeta}\left[1 + A_{ij} l_i l_j + b_1 (A_{ij} l_i l_j)^2 + b_2 (A_{ij} l_i l_j)^3 + b_3 (A_{ij} l_i l_j)^4\right] \tag{6.6}$$

6.1.2 Prise en compte de l'anisotropie initiale dans le modèle élastoplastique couplé à l'endommagement

Afin de prendre en compte la dépendance du comportement mécanique de l'argilite avec l'orientation de sollicitation dans le cadre du modèle de comportement proposé dans le chapitre 4, il est proposé d'utiliser la résistance en compression uniaxiale (f_c) comme paramètre d'anisotropie. Par conséquent, celle-ci dépendra de l'orientation de chargement par la relation suivante:

$$f_c = \hat{f}\left[1 + A_{ij} l_i l_j + b_1 (A_{ij} l_i l_j)^2 + b_2 (A_{ij} l_i l_j)^3 + b_3 (A_{ij} l_i l_j)^4\right] \tag{6.7}$$

En utilisant ce paramètre d'anisotropie, la fonction de charge du matériau anisotrope s'écrit alors :

$$f_p(\sigma_{ij}, \gamma_p, \zeta) = f_p(\sigma_{ij}, \gamma_p, f_c) = q - g(\theta)\,\eta(\gamma_p)\,f_c\,(C_s + \frac{P}{f_c})^m = 0 \quad (6.8)$$

La loi d'écrouissage reste inchangée, soit :

$$\eta(\gamma_p) = (1 - a_1\omega)\left[\eta_0 + (\eta_m - \eta_0)\frac{\gamma_p}{b_1 + \gamma_P}\right] \quad (6.9)$$

L'anisotropie initiale affecte non seulement le critère de plasticité mais également la loi d'écoulement plastique non associée. Ainsi, le potentiel plastique devient alors :

$$Q = q + \mu_c\ (1 - a_2\,\omega)\ g(\theta)\,(P + f_c\,C_s)\ \ln\left(\frac{P + f_c\,C_s}{\bar{\bar{P}}}\right) = 0 \quad (6.10)$$

La direction de l'écoulement plastique du matériau anisotrope est définie par :

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = \left(\frac{\partial Q}{\partial P}\frac{\partial P}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{\partial Q}{\partial q}\frac{\partial q}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{\partial Q}{\partial \theta}\frac{\partial \theta}{\partial \sigma_{ij}}\right) + \frac{\partial Q}{\partial f_c}\frac{\partial f_c}{\partial \sigma_{ij}} \quad (6.11)$$

Les trois termes dans les parenthèses sont les dérivées des invariants du tenseur de contraintes. Le dernier terme représente l'influence de l'orientation de chargement sur l'écoulement plastique. En utilisant les expressions précédemment proposées (6.1) et (6.6), on obtient :

$$\frac{\partial Q}{\partial f_c} = \mu_c(1 - a_2\,\omega)\,g(\theta)C_s\left(1 + ln\frac{P + f_c\,C_s}{\bar{\bar{P}}}\right) + (1 - a_2\,\omega)g(\theta)(P + f_c\,C_s)\left(ln\frac{P + f_c\,C_s}{\bar{\bar{P}}}\right)\frac{\partial \mu_c}{\partial f_c} \quad (6.12)$$

$$\frac{\partial f_c}{\partial \sigma_{ij}} = 2\hat{\zeta}\ [1 + 2b_1\zeta + 3b_2\zeta^2 + 4\,b_3\zeta^3 + \cdots]\frac{A_{ki}\sigma_{kj}\sigma_{pq}\sigma_{pq} - A_{pk}\sigma_{pq}\sigma_{kq}\sigma_{ij}}{(\sigma_{mn}\,\sigma_{mn})^2} \quad (6.13)$$

Pour des raisons de simplicité, on suppose que l'endommagement par microfissuration reste isotrope et caractérisé par une variable scalaire. Le critère d'endommagement proposé dans le chapitre 4 reste donc inchangé. Cependant, comme l'évolution de l'endommagement est liée à la déformation plastique qui dépend de l'orientation de chargement, l'évolution de l'endommagement est aussi indirectement influencée par l'anisotropie structurale du matériau.

6.1.3 Identification des paramètres du modèle

Dans ce paragraphe, on présente l'identification des paramètres du modèle pour l'argilite de Tournemire.

Paramètres du tenseur de microstructure

Il consiste à identifier les paramètres qui contrôlent la variation de la résistance en compression uniaxiale avec l'orientation de chargement. Les résultats expérimentaux obtenus dans la présente étude pour les deux orientations ($\alpha = 0°, \alpha = 90°$) ne suffisent pas et nous avons besoin des résultats suivant d'autres orientations. Pour cela, nous utilisons les données expérimentales obtenues par (Niandou, 1994,) pour l'orientation ($\alpha = 30°, 45°, 75°$).

Dans le cas d'un essai de compression uniaxiale ($\sigma_x = \sigma_z = 0\,;\ \sigma_y = \sigma_1 < 0$) et en considérant le cas d'isotropie transverse ($A_2 = A_3 = -0.5\ A_1$), on peut écrire :

$$A_{ij} l_i l_j = A_1(1 - 3l_2^2)\,;\ l_2^2 = cos^2(\alpha) \tag{6.14}$$

Alors nous obtenons :

$$f_c = \widehat{f}\,[1 + A_1(1 - 3\,cos^2\alpha) + b_1\,A_1^2(1 - 3\,cos^2\alpha)^2 + b_2\,A_1^3(1 - 3\,cos^2\alpha)^3 + b_3\,A_1^4(1 - 3\,cos^2\alpha)^4] \tag{6.15}$$

A partir des données expérimentales de la présente étude ($\alpha = 0°, \alpha = 90°$, T = 20 C°) et celles issues des travaux de Niandou (1994) ($\alpha = 30°, 45°, 75°$), les valeurs de la résistance en compression uniaxiale sont présentées dans les Tableaux (6.1), (6.2).

Pc = 0 MPa, T = 20 C°	
α	f_c (MPa)
0 (⊥)	44.02
90(∥)	39.67

Tableau (6.1) : *Résistance à la rupture en compression simple par rapport à l'orientation de chargement (nos résultats expérimentaux)*

Pc = 0 MPa, T = 20 C°	
α	f_c (MPa)
0 (⊥)	46.17
30	24.82
45	22.52
75	28.40
90 (∥)	34.98

Tableau (6.2) : *Résistance à la rupture en compression simple par rapport à l'orientation de chargement (Niandou H. 1994).*

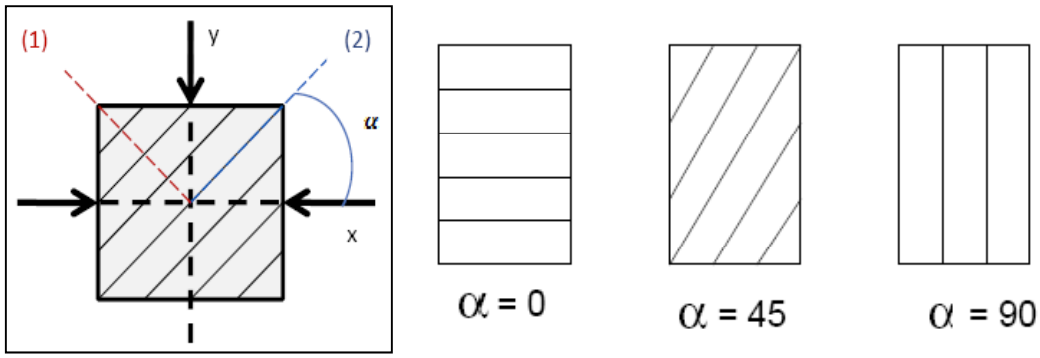


Fig. (6.1) : *Définition de l'orientation de chargement.*

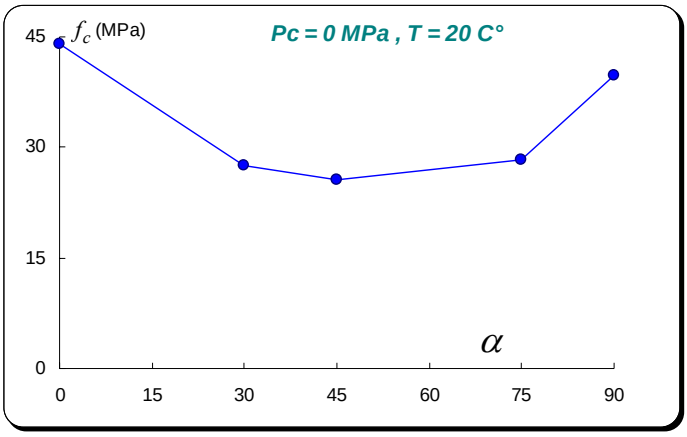


Fig. (6.2) : *Variation de la résistance à la rupture en compression uniaxiale avec l'orientation de chargement.*

La variation de la résistance en compression uniaxiale en fonction de l'angle de chargement (entre la contrainte axiale et les plans de stratification) est montrée dans la figure (6.2). En faisant le calage numérique de cette courbe avec la relation (6.7), il est possible d'obtenir les paramètres recherchés, qui sont donnés dans le tableau (6.3).

T(C°)	$\widehat{f}$	A_1	b_1	b_2	b_3
20	25.77	-0.096	3.04	-274.93	1629.75

Tableau (6.3) : *les valeurs des paramètres de tenseur de microstructure à T=20 C°.*

<u>Les paramètres élastiques</u>

Pour un matériau isotrope transverse, cinq paramètres élastiques indépendants sont nécessaires pour décrire la réponse élastique. Si l'axe d'isotropie est noté par l'axe 1 (voir figure (6.3), ces cinq paramètres élastiques sont :E_1 , E_2 , ν_{12} , ν_{23} et G_{12} .

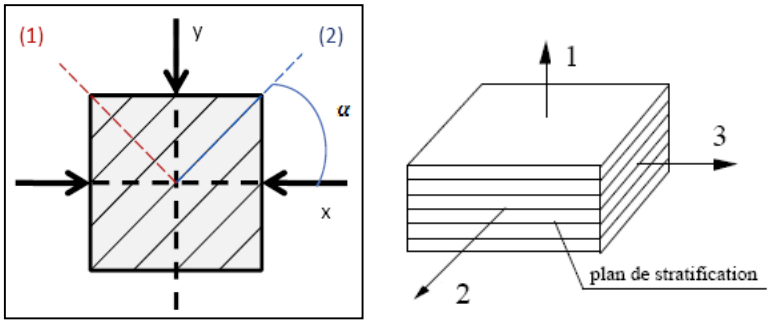


Fig. (6.3) : *Définition du repère de structure.*

Les paramètres (E_1, ν_{12}) sont déterminés à partir des essais effectués dans l'orientation perpendiculaire (1). Par contre les paramètres (E_2, ν_{23}) sont déterminés par des essais effectués suivant l'orientation parallèle (2).

Les paramètres (E_1, E_2, ν_{12}) peuvent directement être identifiés à partir des mesures expérimentales. En revanche, l'utilisation d'un collier de mesure de déformations latérale ne permet pas de calculer le paramètre (ν_{23}). En utilisant les résultats de Niandou (1994) par des jauges d'extensométrie, nous avons pu obtenir la relation suivante pour le paramètre (ν_{23}) :

$$\nu_{23} = a\,\nu_{12}\,, a = 1.1 \tag{6.16}$$

Le module de cisaillement (G_{12}) peut être déduit expérimentalement d'un essai triaxial sur une éprouvette inclinée à (45°).

$$G_{12} = \frac{E_{(45°)}}{2(1+\nu_{(45°)})} \tag{6.17}$$

Cependant ce type d'essai est très délicat à réaliser (Niandou, 1994) et $(\nu_{(45)})$ est très difficile à mesurer. Certains auteurs ont tenté de réduire le nombre de paramètres indépendants dans la loi élastique d'un milieu isotrope transverse en exprimant le module de cisaillement (G_{12}) en fonction des autres paramètres. Dans notre cas, nous avons utilisé la relation dite Saint-Venant (Niandou, 1994):

$$G_{12} = \frac{1}{\frac{1}{E_1}+\frac{1}{E_2}+\frac{2\,\nu_{12}}{E_1}} \tag{6.18}$$

Dans le tableau (6.4), on présente les valeurs des paramètres élastiques obtenus des essais de compression uniaxiale (T=20 C°) comparés avec ceux déterminés par Niandou (1994). Dans le tableau (6.5), les valeurs des paramètres élastiques pour les essais de compression triaxiale à différents confinements sont résumées (T=20 C°).

T(C°)	E_1	E_2	ν_{12}	G_{12}	ν_{23}
20	10000	22400	0.2	5200	0.22
20 (Ninadou)	7500	21500	0.14	4300	0.15

Tableau (6.4) : *Paramètres élastiques à T=20 C° et à Pc=0 MPa.*

Pc (MPa) / ***Paramètre***	**5**	**10**	**20**
E_1	13000	14000	15500
E_2	28500	33000	38200
ν_{12}	0.18	0.17	0.15
G_{12}	7100	8200	9000
ν_{23}	0.2	0.19	0.17

Tableau (6.5) : *Paramètres élastiques à T=20 C°t pour différente pression de confinement.*

Les paramètres plastiques et d'endommagement

Pour les paramètres plastiques et d'endommagement, la procédure d'identification des paramètres a été présentée dans le chapitre 4. Nous résumons les valeurs des paramètres retenues dans les tableaux (6.6) et (6.7).

Paramètre	C_s	m	η_m	b_1	μ_c	B_d	ω_c
Valeur	0.1	0.60 (valeur moyemme)	2.28	0.1 e -5	1.27	500	0.3 (valeur moyenne)

Tableau (6.6) : *Paramètres représentatifs pour l'argilite de Tournemire (Pc = 0 MPa et T=20 C°) Pour le modèle anisotrope.*

Pc (MPa) / Paramètre	**5**	**10**	**20**
b_1	0.08 e -5	0.05 e -5	0.03 e -5
B_d	200	150	100

Tableau (6.7) : *les valeurs des Paramètres (b_1, B_d) aux conditions triaxiales et à T=20 C° Pour le modèle anisotrope.*

6.1.4 Simulations numériques

En utilisant La formation du modèle anisotrope et les valeurs de paramètres précédemment exposés, nous avons simulé des essais de compression uniaxiale et triaxiale sur l'argilite de Tournemire suivant les deux différentes orientations de chargement. Les résultats de simulations et les comparaisons avec les données expérimentales sont montrés dans les figures (6.4) et (6.5). Nous obtenons une bonne concordance générale pour l'ensemble des essais. L'influence de l'anisotropie initiale est donc bien prise en compte. Il existe quelques écarts dans certains essais. Ceci pourrait être amélioré en introduisant une évolution anisotrope de l'endommagement ou (et) la dépendance du paramètre de frottement (m) de l'angle de chargement.

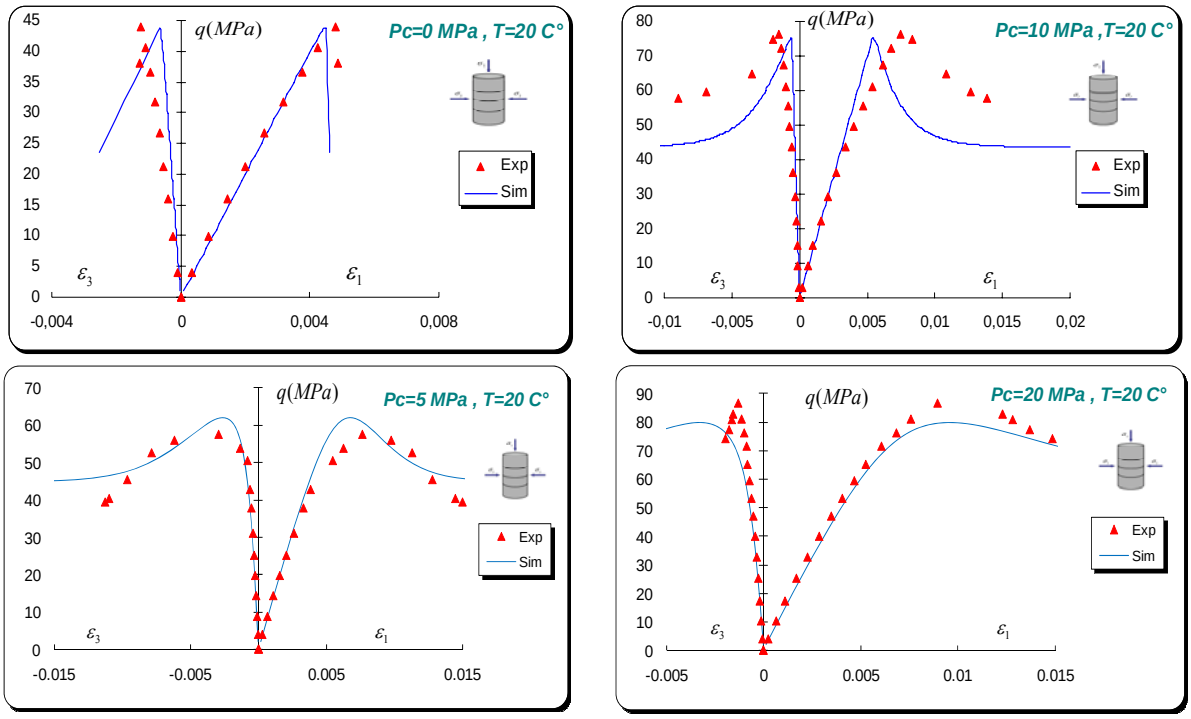


Fig. (6.4) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) à (5 ,10 et 20MPa) à (20 C°) de température et (α =0).*

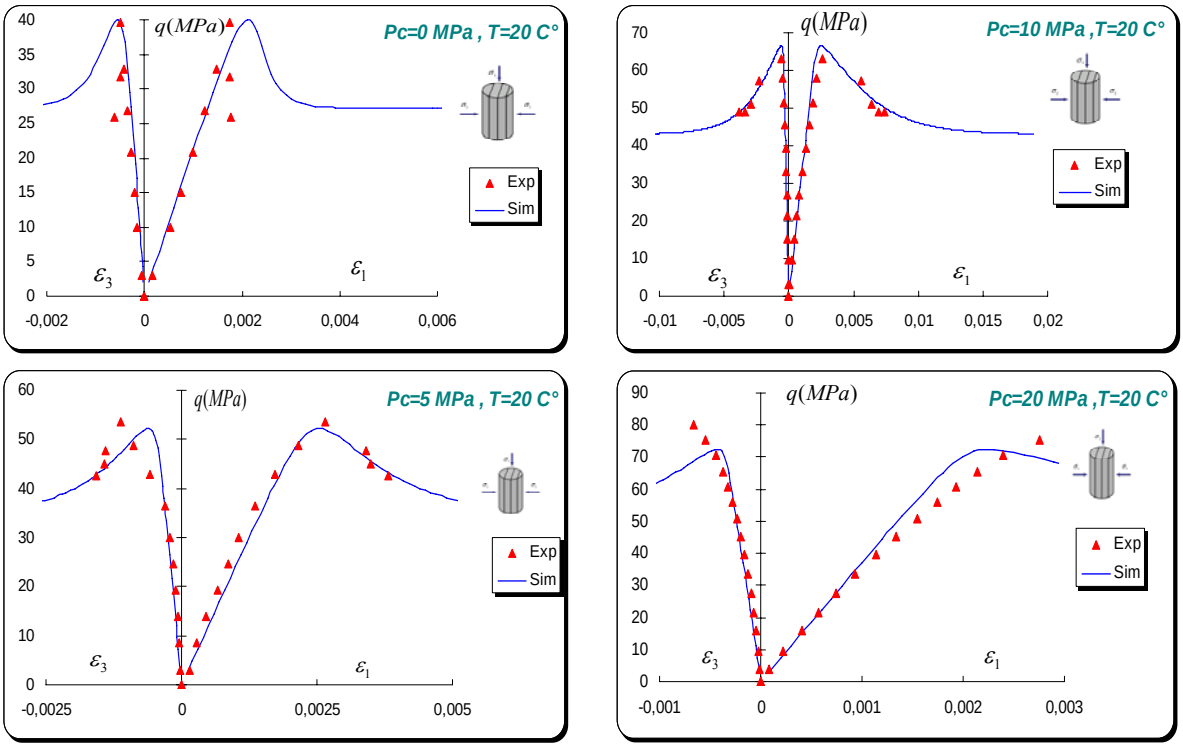


Fig. (6.5) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) à (0, 5 ,10 et 20MPa) à (20 C°) de température et (α =90).*

6.1.5 L'effet de la température sur les paramètres du modèle anisotrope

Comme pour le modèle isotrope présenté dans le chapitre 4, nous utilisons ici une méthode empirique simple pour la prise en compte de l'effet de l'anisotropie structurale dans le modèle anisotrope. Il consiste à introduire la dépendance de la température de quelques paramètres du modèle.

L'effet thermique sur les paramètres du tenseur de microstructure

Nous avons déterminé les paramètres introduits dans l'équation (6.15) pour chaque température par la procédure mentionnée dans le paragraphe (6.1.3). Pour déterminer les valeurs de la résistance à la rupture pour les orientations (α = 30°,45°,75°) et à différentes températures, nous avons utilisé des extrapolations simples des données expérimentales disponibles pour les deux orientations principales.

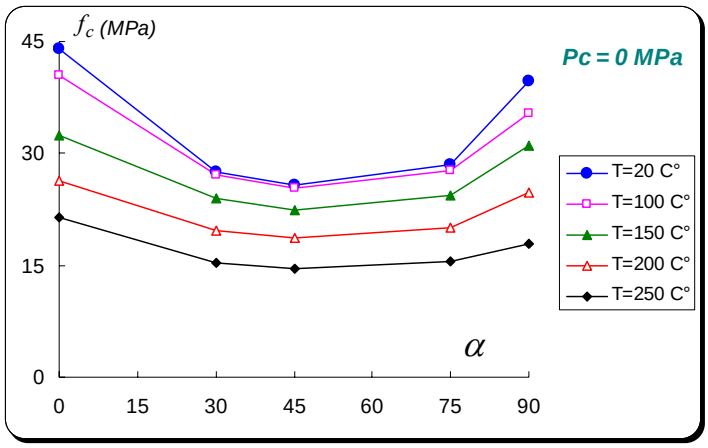


Fig. (6.6) : *Variation de la résistance à la rupture en compression uniaxiale avec l'orientation de chargement à différentes températures.*

A partir des courbes de la figure (6.6), nous avons identifié les paramètres liés au tenseur de fabrique, qui sont montrés dans le tableau (6.8). Ensuite, les relations empiriques suivantes sont déterminées :

$$\hat{f} = \hat{f}_{T=20}\ e^{-0.06\,\chi_T} \tag{6.19}$$

$$A_1 = A_1^{T=20}\ e^{0.03\,\chi_T} \tag{6.20}$$

$$b_1 = b_1^{T=20}\ e^{0.05\,\chi_T} \tag{6.21}$$

$$b_2 = b_2^{T=20}\ e^{-0.08\,\chi_T} \tag{6.22}$$

$$b_3 = b_3^{T=20}\ e^{-0.1\,\chi_T} \tag{6.23}$$

Avec : $\chi_T = \frac{T-T_0}{T_0}$; $T_0 = 20\ C°$.

T(C°)	$\widehat{f}$	A_1	b_1	b_2	b_3
20	25.77	-0.096	3.04	-274.93	1629.75
100	23.71	-0.134	7.46	-116.37	421.81
150	20.73	-0.164	5.06	-71.64	200.44
200	17.36	-0.137	5.86	-105.00	354.84
250	13.70	-0.129	6.00	-111.80	433.33

Tableau (6.8) : *les valeurs des paramètres du tenseur de microstructure à T=20, 100, 150,200 et 250 C°.*

Effet thermique sur les paramètres élastiques anisotrope

Avec la même méthode, nous avons identifié les paramètres élastiques anisotropes pour les différentes températures. A titre d'exemple, les paramètres élastiques sont donnés dans le tableau (6.9) pour les essais de compression uniaxiale (Pc = 0MPa).

T(C°)	E_1	E_2	ν_{12}	G_{12}	ν_{23}
20	10000	22400	0.2	5200	0.22
100	7558	16930	0.25	3888	0.27
150	6345	14212	0.29	3200	0.32
200	5326	11930	0.34	2500	0.37
250	4470	10000	0.39	2000	0.42

Tableau (6.9) : *Les valeurs des paramètres élastiques à T=20, 100, 150,200 et 250 C° et Pc=0 MPa.*

Les relations empiriques sont ensuite déterminées pour ces variations:

$$E_1 = E_1^{T=20}\, e^{-0.07\,\chi_T} \tag{6.24}$$

$$E_2 = E_2^{T=20}\, e^{-0.07\,\chi_T} \tag{6.25}$$

$$G_{12} = G_{12}^{T=20}\, e^{-0.07\,\chi_T} \tag{6.26}$$

$$\nu_{12} = \nu_{12}^{T=20}\, e^{0.03\,\chi_T} \tag{6.27}$$

$$\nu_{23} = \nu_{23}^{T=20}\, e^{0.03\,\chi_T} \tag{6.28}$$

6.1.6 Simulations numériques

Afin de mener une validation du modèle élastoplastique anisotrope couplé à l'endommagement avec l'effet thermique, des simulations numériques sont réalisées et comparées avec les résultats expérimentaux pour les essais de compression uniaxiale et triaxiale sur l'argilite de Tournemire, et résultats sont montrés sur les figures (6.7), (6.8), (6.9) et (6.10).

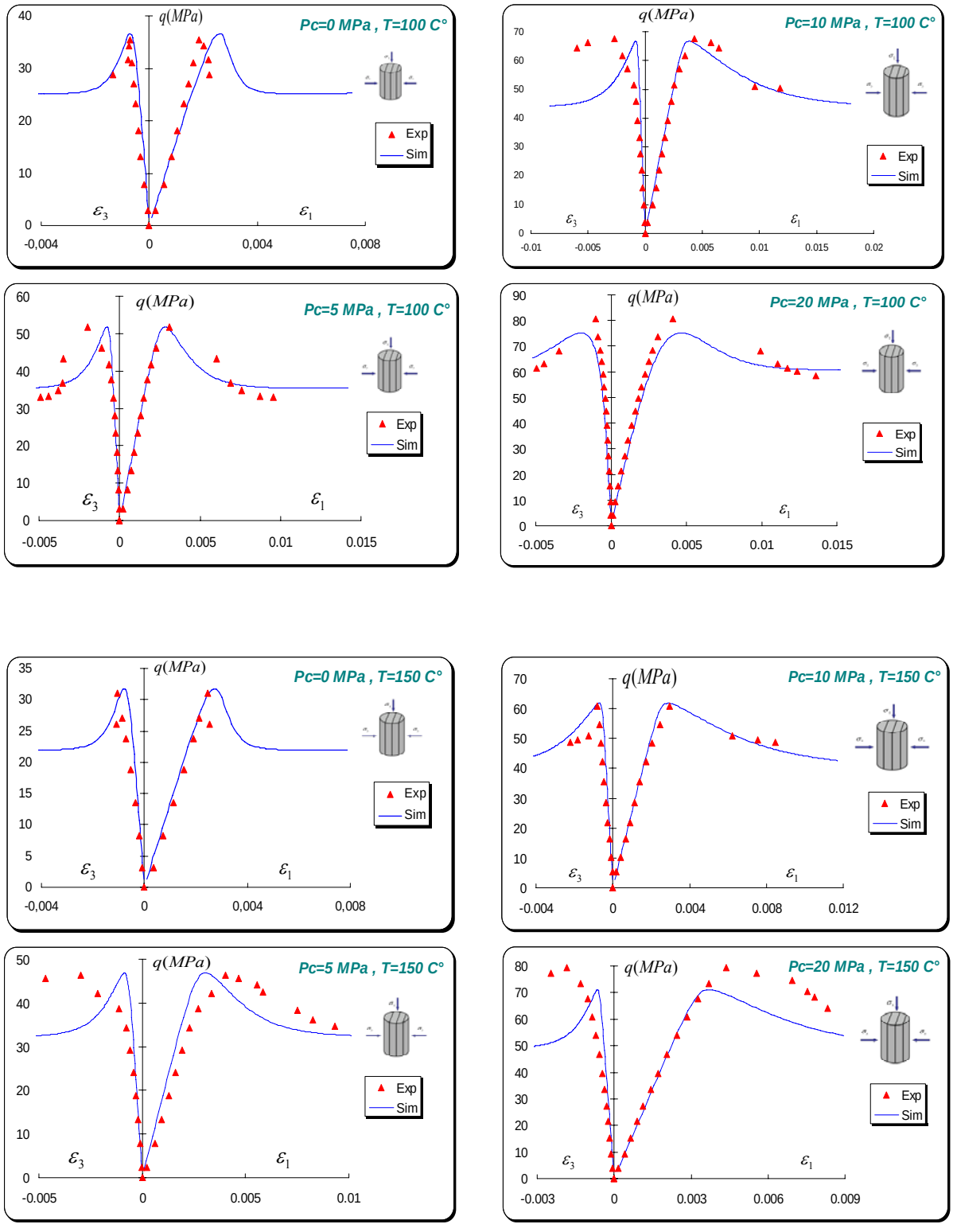


Fig. (6.7) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais en compression à diverses pressions de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à (100 et 150 C°) de température et (α =90).*

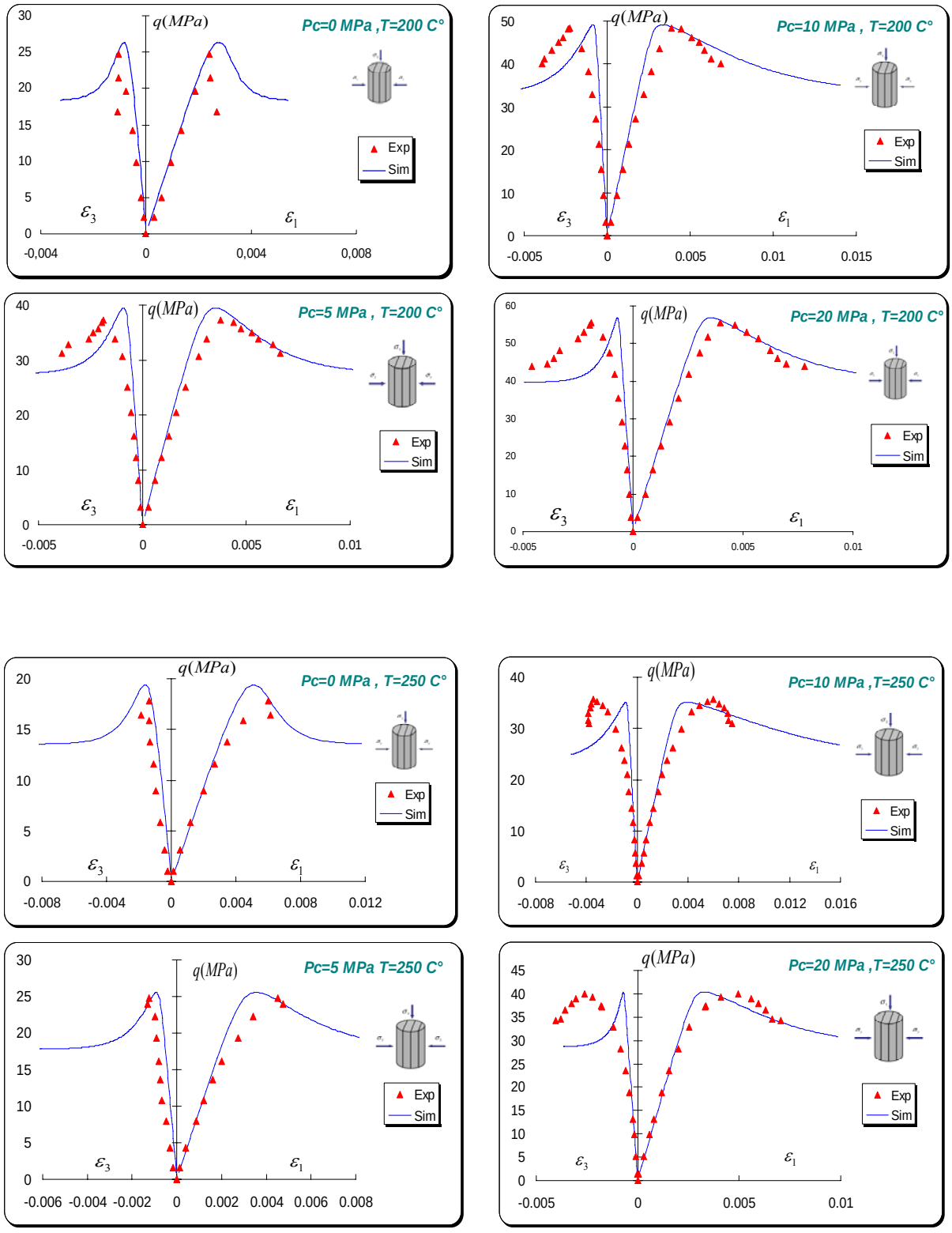


Fig. (6.8) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais en compression à diverses pressions de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à (200 et 250 C°) de température et (α =90).*

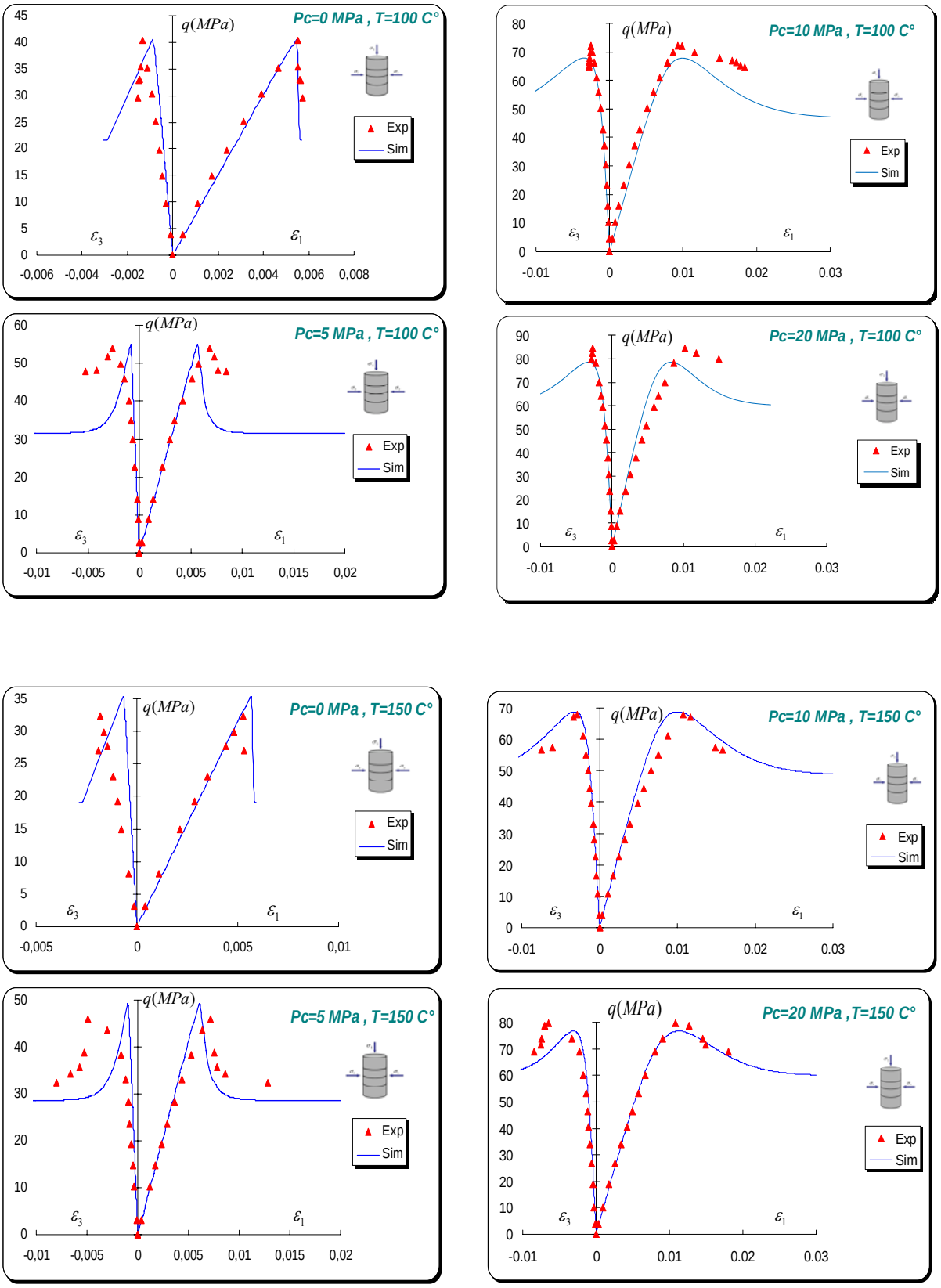


Fig. (6.9) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais en compression à diverses pressions de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à (100 et 150 C°) de température et (α =0).*

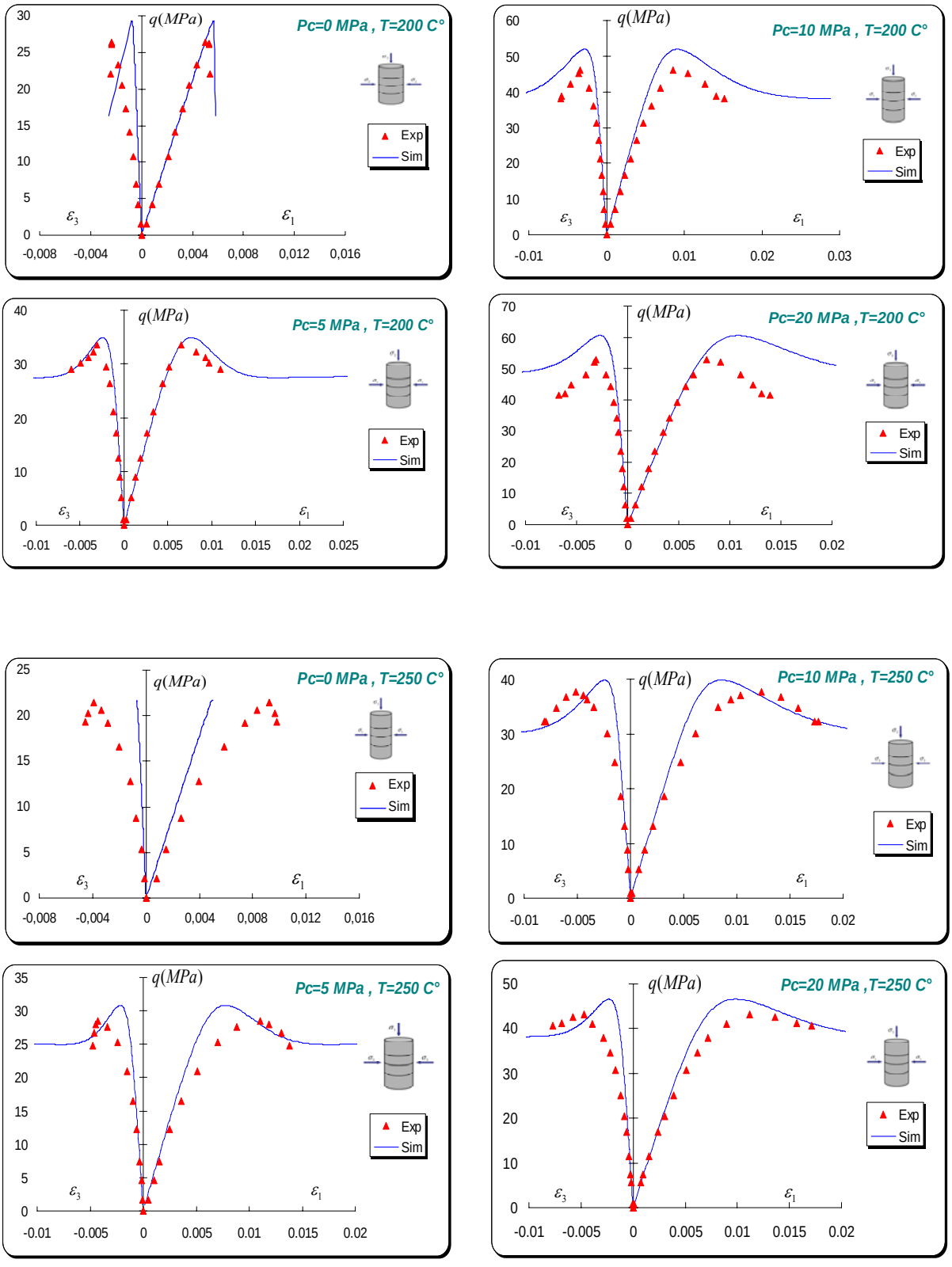


Fig. (6.10) : *Comparaison entre le résultat expérimental (point) et la simulation numérique (Ligne continue) pour des essais en compression à diverses pressions de confinement (0, 5 ,10 et 20MPa) à (200 et 250 C°) de température et (α =0).*

Les Figures (6.7) à (6.10) montrent les comparaisons entre les réponses du modèle anisotrope et les données expérimentales. Nous avons une bonne concordance. Il existe quelques écarts notamment en régime post pic. Une amélioration pourrait être possible en considérant une évolution anisotrope de l'endommagement qui est responsable du comportement radoucissant.

6.1.7 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons proposé un modèle qui tient compte de l'anisotropie initiale en utilisant le concept de tenseur de fabrique. L'effet thermique a également été considéré avec une approche empirique. Les comparaisons des simulations numériques avec les données expérimentales ont montré que le modèle est capable de reproduire les caractéristiques principales du comportement thermomécanique de l'argilite de Tournemire.

6.2. Exemple d'application du modèle anisotrope à l'étude de la stabilité d'un forage pétrolier

Afin de tester le potentiel d'application du modèle proposé à des problèmes d'ingénieur, nous présentons ici un exemple de calcul de structure en rapport avec l'analyse de la stabilité d'un forage pétrolier. Il s'agit d'étudier les essais de stabilité d'un forage dans un bloc cubique, réalisés sur l'argilite de Tournemire au laboratoire de mécanique de Lille (LML) avec la grande presse triaxiale vraie.

6.2.1 Résultats expérimentaux d'essais sur blocs d'argilite de Tournemire réalisés sur la Presse triaxiale vraie de l'université de Lille

La presse triaxiale vraie du LML se compose d'un "Biaxiale" dans le plan horizontal permettant d'appliquer, sur le bloc cubique testé, les deux contraintes principales et d'une deuxième partie qui permet d'appliquer dans l'axe vertical la troisième contrainte principale. La contrainte dans chaque axe est appliquée par l'intermédiaire d'un vérin, le bloc est poussé sur une face pendant que la face opposée est fixe.

Onze tests de stabilité de forage ont été réalisés (Sibaï et Henry, 1993). Différents chemins de chargements et différentes orientations du forage par rapport à la structure de l'argilite de Tournemire ont été testés.

La taille des blocs testés est de 40x40x40 cm3. Le diamètre de forage est égal à 53mm. Le trou de forage est réalisé avant d'appliquer les contraintes.

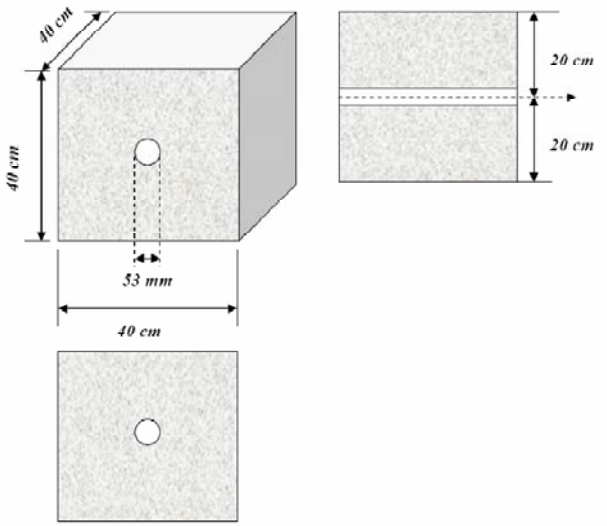


Fig. (6.11): Représentation de géométrie du bloc testé.

Les essais sans pression interne ont été réalisés avec une sonde de mesure de convergence placée dans le trou de forage. Cette sonde permet de mesurer la variation de longueur de huit diamètres, situés dans des plans différents. Pour réaliser les essais avec une pression interne appliquée à la paroi du trou de forage, une sonde de fracturation hydraulique spécifique est utilisée à la place de la sonde classique de mesure de convergence. La sonde de fracturation

comprend un packer à chaque extrémité et quatre capteurs LVDT dans sa partie centrale pour mesurer la convergence du trou dans des orientations faisant 45° entre elles.

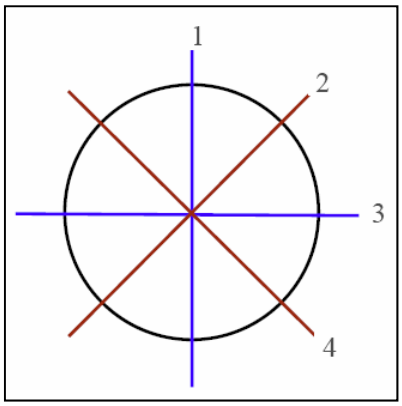


Fig. (6.12) : *La position des capteurs de mesure de convergence.*

6.2.2 Conditions géométrique et aux limites

Trois types de blocs forés sont considérés ; ces blocs présentent différentes orientations d'axe de forage par rapport aux plans de stratification (voir Figure 6.13). Dans le bloc (A) l'axe de forage est perpendiculaire aux plans de stratification ; cet axe est parallèle aux plans de stratification dans le bloc (B) ; et enfin le bloc (C) présente un forage où les plans de stratification sont inclinés d'un angle de 45° par rapport l'axe vertical.

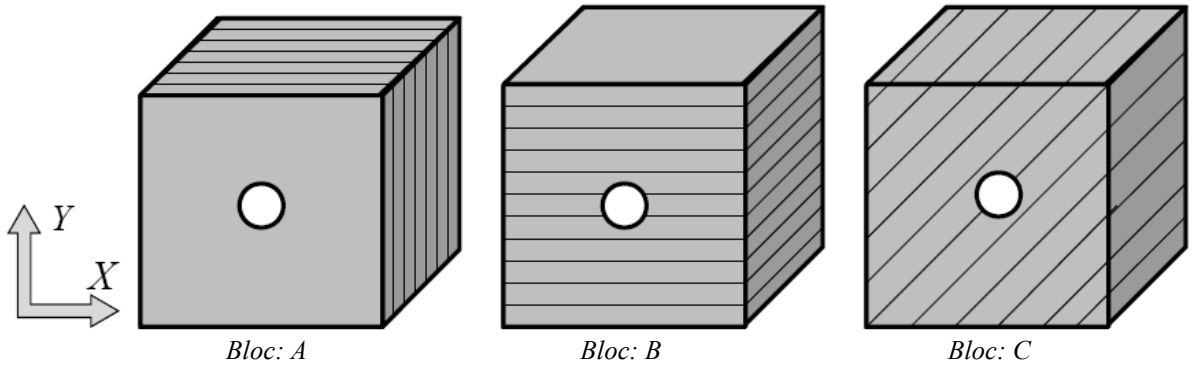


Fig. (6.13) : *Géométrie de blocs simulés (la position de puits par rapport le plan de stratification).*

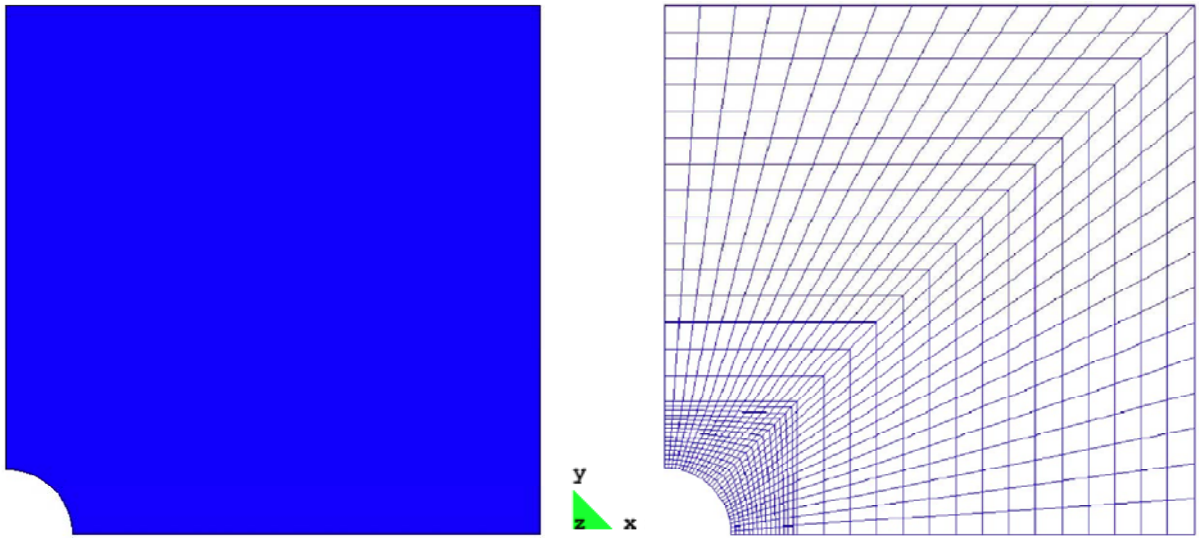


Fig. (6.14) : *Maillage 2D mis au point pour la simulation d'essai des blocs dans le cas d'un puits parallèlement ou perpendiculairement à la stratification (le cas de bloc A et bloc B). (Nombre de nœuds= 961, et le nombre d'éléments= 900)*

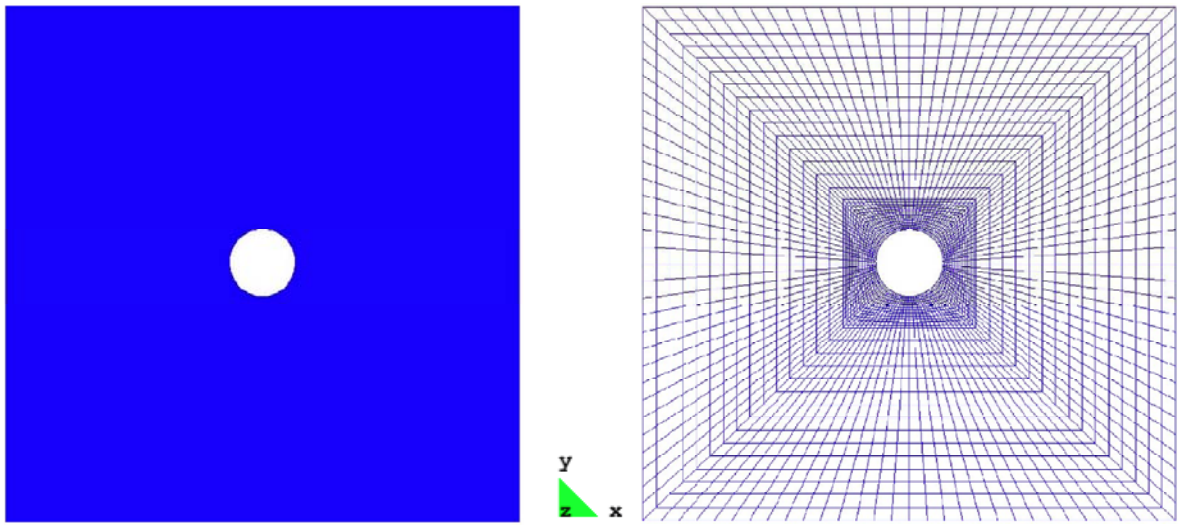


Fig. (6.15) : *Maillage 2D mis au point pour l'étude du comportement des blocs ou le plan de stratification incliné par rapport l'axe vertical (Y) (le cas de bloc C). (Nombre de nœuds= 3600, le nombre d'éléments= 3844)*

Pour des raisons de simplicité, seulement des modélisations en 2D ont été réalisées. Des exemples de maillage sont montrés sur les figures (6.14) et (6.15). Les conditions aux limites utilisées sont schématisées sur les figures (6. 16), (6.17) et (6.18). Nous notons σ_v la contrainte verticale, σ_H la contrainte horizontale maximale et σ_h la contrainte horizontale mineure.

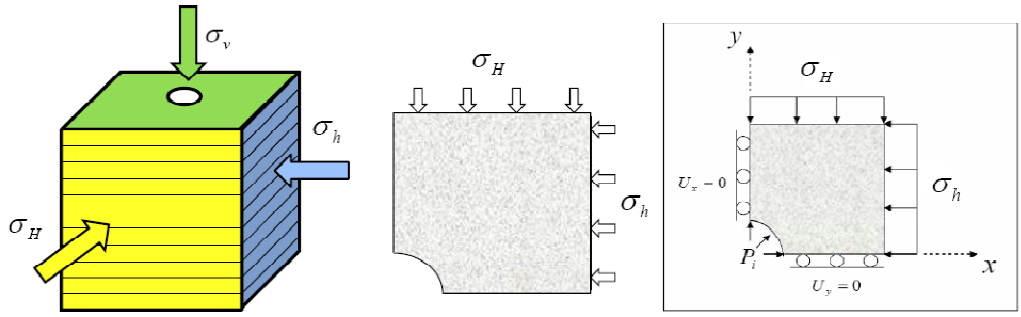


Fig. (6.16) : *Représentation schématique des conditions aux limites imposées au modèle numérique du bloc (l'axe du puits perpendiculaire à la stratification (bloc A)).*

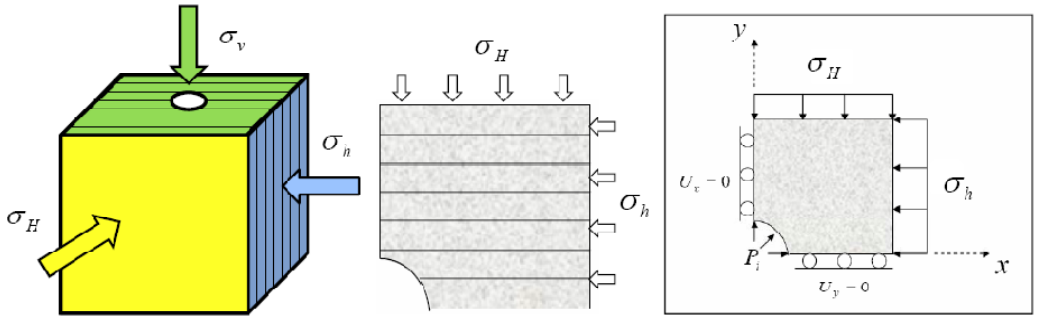


Fig. (6.17) : *Représentation schématique des conditions aux limites imposées au modèle numérique du bloc (l'axe du puits parallèle avec la stratification (bloc B)).*

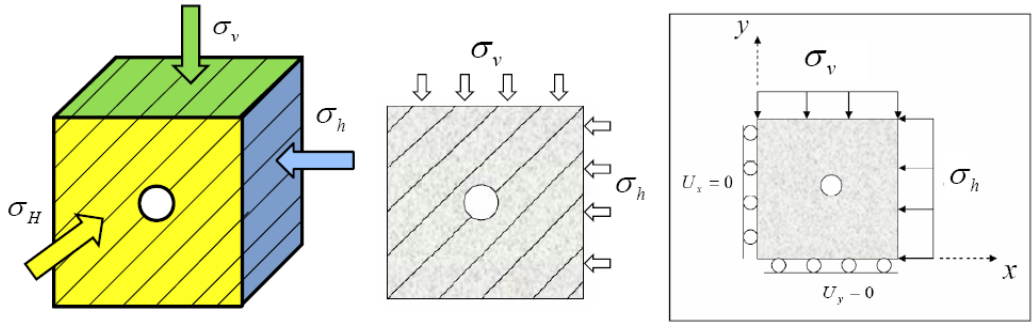


Fig. (6.18) : *Représentation schématique des conditions aux limites imposées au modèle numérique du bloc (la stratification fait 45 ° par rapport la contrainte verticale (cas de bloc C)).*

6.2.3 Modélisation des essais avec le modèle anisotrope

Les valeurs des paramètres du modèle présentés dans le paragraphe (6.1) sont utilisées pour les simulations présentées dans cette étude.

Bloc A :

Dans cet essai la pression interne dans le forage est nulle, la contrainte horizontal maximale $\sigma_H = 0.9\sigma_v$, la contrainte horizontale mineure $\sigma_h = 0.7\sigma_v$, avec σ_v la contrainte verticale dans l'axe du forage. Les plans de stratification sont donc perpendiculaires à la direction de la contrainte verticale σ_v , et l'axe de forage est parallèle à la contrainte verticale. Par conséquent, il s'agit d'un problème isotrope dans les plans de stratification.

Dans la figure (6.19), on constante que la courbe de déplacement radial (orientation 3) en fonction de la contrainte verticale σ_v obtenue de la simulation est comparable avec celle expérimentale, surtout pour la partie avant rupture. La courbe d'essai montre que le capteur de convergence (direction 3) placé dans la direction de σ_h change de signe au voisinage de la rupture (63MPa). Ceci peut s'expliquer par une chute d'écaille à cet endroit. La rupture se produit pour une contrainte verticale de 63MPa car l'accélération des déplacements radiaux se produit à ce niveau de contrainte.

Dans la modélisation numérique, on ne retrouve pas de changement de signe ni d'accélération de la convergence. Dans la figure (6.20), on montre que les déformations plastiques se développent dans la direction de la contrainte mineure σ_h à partir de l'incrément 130 au voisinage de (σ_H = 130 * 80 / 200 = 52MPa), soit pour σ_v = 52 / 0.9= 57.8MPa. On peut noter une augmentation de déplacement à ce niveau de contrainte verticale sur la courbe de simulation (Figure 6.19) due au développement de déformation plastique.

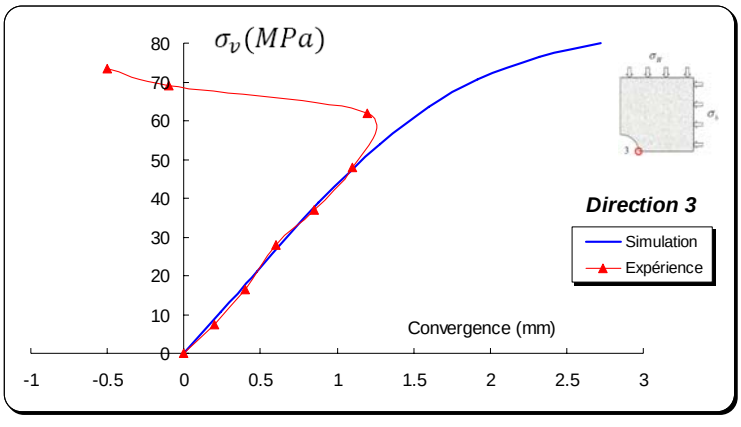


Fig. (6.19) : *Convergences: comparaison simulation – expérience pour la direction 3 (bloc A).*

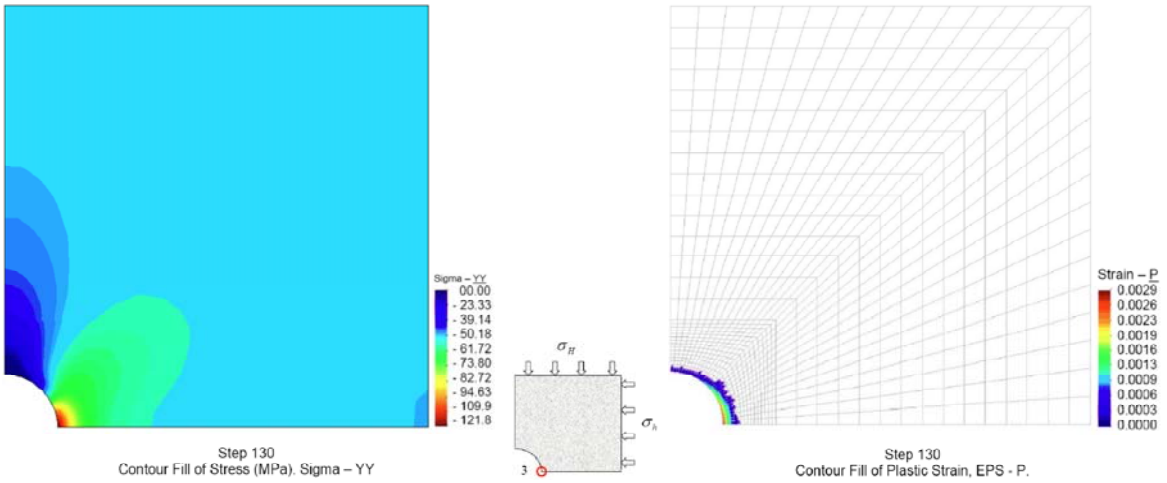


Fig. (6.20) : *La distribution de Contrainte (Sigma-YY) et les déformations plastiques autour du trou de forage (bloc A).*

Bloc B :

Dans cet essai le plan de stratification est parallèle à la direction de σ_v, la contrainte $\sigma_H = 0.9\,\sigma_v = 80\,MPa$, la contrainte horizontale $\sigma_h = 60\,MPa$. La figure (6.21) montre clairement que la rupture se produit expérimentalement au voisinage de ($\sigma_v = 44\,MPa$) marquée par une forte accélération de déplacements. En revanche, de nouveau, la simulation numérique n'arrive pas à reproduire cet état d'accélération.

La distribution de contraintes est montrée sur la figure (6.22). On y observe une zone de forte contrainte dans la direction de la contrainte mineure σ_h. Dans cette direction, les déformations plastiques se concentrent dans une zone proche de la paroi du forage.

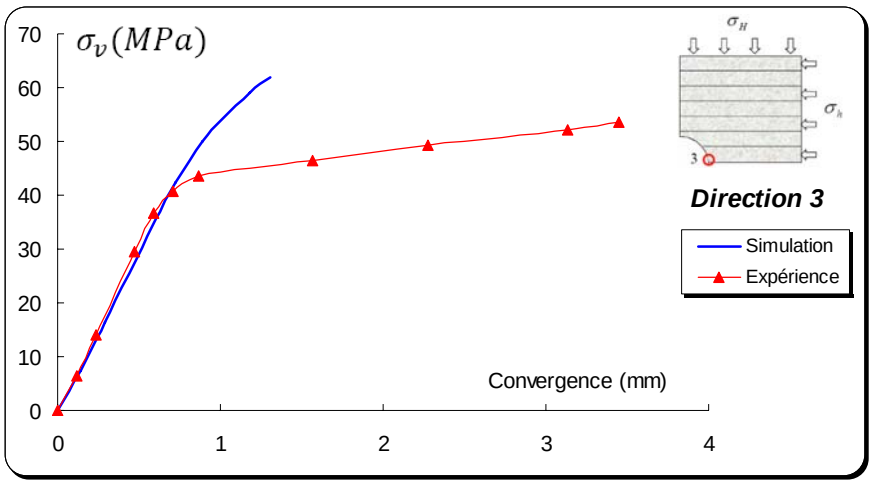


Fig. (6.21) : *Convergences: comparaison simulation – expérience pour la direction 3 (bloc B).*

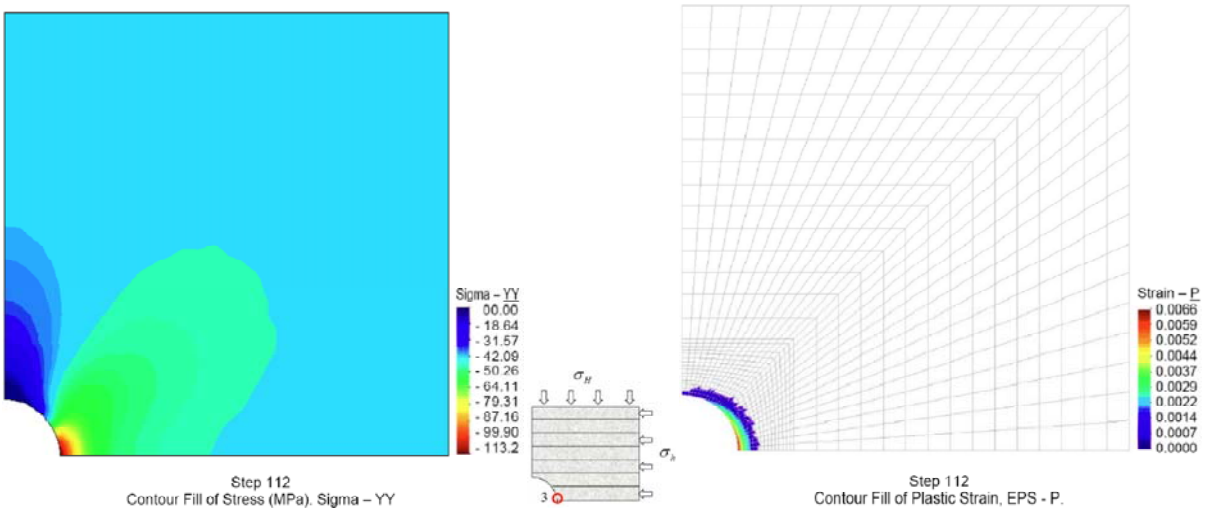


Fig. (6.22) : *La distribution de Contrainte (Sigma-YY) et les déformations plastiques autour du trou de forage (bloc B).*

Bloc C :

Dans le cas du bloc C, le plan de stratification est incliné d'un angle de par 45° par rapport à la contrainte principale majeure σ_v , et on a $\sigma_H = 0.9\,\sigma_v = 80\,MPa$, et $\sigma_h = 60\,MPa$ (voir figure 6.18).

La figure (6.23) montre que la plasticité se produit suivant la contrainte principale mineure σ_h , au voisinage de $\sigma_H = 40\,MPa$ et $\sigma_v = 44.4\,MPa$. Expérimentalement, le point de rupture est difficile à repérer à cause de l'accroissement continu des courbes de convergence sans accélération nette.

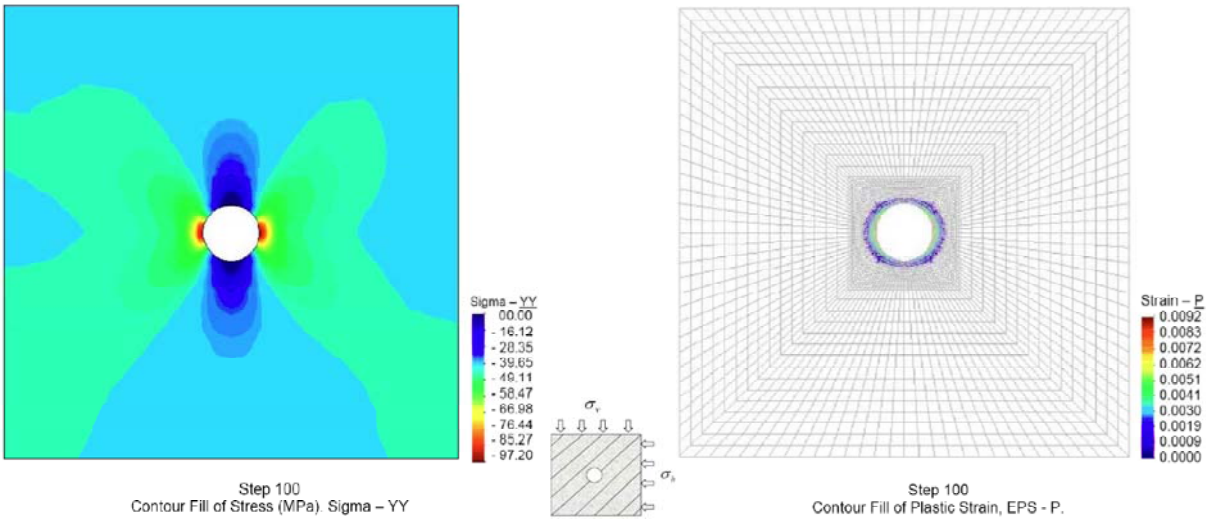


Fig. (6.23) : *Contrainte principale (Sigma-YY) et les déformations plastiques autour du trou de forage (le plan de stratification est incliné à la direction de σ_v de 45°).*

6.2.4 Conclusion

Le modèle anisotrope proposé est implémenté dans un code de calcul par éléments finis. Les exemples d'application ont permis de montrer que le modèle est capable de reproduire les déformations plastiques et les effets de l'anisotropie initiale du matériau. Cependant, il existe des écarts parfois assez importants entre les simulations et les données expérimentales. Notamment, le processus de rupture du forage n'est pas bien reproduit. Il sera alors nécessaire de proposer des améliorations du modèle en tenant compte notamment de localisation de déformation et de l'endommagement anisotrope.

Conclusion générale et perspectives

Ce travail a concerné l'étude expérimentale et la modélisation numérique du comportement mécanique de l'argilite de Tournemire sous l'effet de la température en prenant en compte l'anisotropie inhérente de cette roche argileuse.

Une analyse bibliographique succincte des données disponibles a permis de montrer que le comportement mécanique des matériaux argileux est très sensible à la variation de la température et à la direction du chargement.

Une étude expérimentale originale a été effectuée sur l'argilite de Tournemire. Pour cela, nous avons apporté des modifications à la cellule triaxiale autonome auto- compensée afin de pouvoir réaliser des essais de compression triaxiale sous des températures allant jusqu'à 250C°. Les déformations axiales sont mesurées localement par une paire de LVDTs installés sur un collier longitudinal. Les déformations radiales sont mesurées par un seul LVDT installé sur un collier radial en aluminium conçu spécifiquement à cet effet.

Les essais de compression hydrostatique sous différentes températures montrent que les déformations longitudinales sont plus importantes que celles transversales. Cela implique clairement l'anisotropie structurale de la roche étudiée. L'effet de la température est plus prononcé sur les déformations axiales que sur les déformations radiales, car la dilatation thermique a une tendance à ouvrir les plans de stratification.

Dans les tests triaxiaux monotones sous différentes températures, pour une même pression de confinement, les déformations augmentent sensiblement avec l'augmentation de température, tandis que la résistance à la rupture diminue. La roche subit une transition d'un comportement fragile vers celui plus ductile. Par ailleurs, on observe une forte augmentation de la résistance à la rupture avec la pression de confinement.

Les déformations volumiques en fonction du déviateur de contrainte montrent que celles-ci sont principalement contractantes à basses températures et la zone de transition vers la dilatation volumique se produit seulement près du pic. Les déformations volumiques dépendent fortement de la pression de confinement et de la température appliquée. Enfin les déformations volumiques sont aussi influencées par l'orientation de chargement, en rapport avec l'ouverture ou la fermeture des plans de stratification.

Les essais triaxiaux avec des cycles de déchargement - rechargement ont montré un endommagement mécanique par microfissuration conduisant à une dégradation des modules élastique. L'endommagement mécanique est influencé par l'effet thermique.

D'une manière générale, le comportement mécanique de l'argilite de Tournemire peut être caractérisé par un comportement élastoplastique couplé à l'endommagement par microfissuration. Le comportement mécanique (propriétés élastiques et plastiques) dépend fortement de l'anisotropie structurale.

En se basant sur ces données expérimentales, un modèle de comportement élastoplastique couplé à l'endommagement isotrope est d'abord proposé. Une procédure d'identification des paramètres a été définie. Les effets thermiques ont été pris en compte par l'identification des variations des paramètres élastiques et plastiques en fonction de température. En considérant l'argilite de Tournemire comme matériau isotrope dans chaque orientation de chargement. Des essais en laboratoire ont été simulés. Nous avons une bonne concordance entre les simulations numériques et les données expérimentales. Les principaux aspects du comportement observé sont décrits : déformation plastique, influence de la pression de confinement, les effets thermiques, transition contractance – dilatance de la déformation volumique.

Enfin, nous avons proposé une extension du modèle afin de prendre en compte l'anisotropie structurale du matériau. Le concept de tenseur de fabrique a été utilisé en introduisant une variation de la résistance mécanique en fonction de l'orientation de chargement. Cette approche garde la rigueur mathématique et reste simple pour l'identification des paramètres et l'implémentation numérique. Des essais de compression uniaxiale et triaxiale dans les deux différentes orientations ont été simulés à l'aide du modèle anisotrope. Les bonnes concordances entre données expérimentales et les simulations numériques ont montré que le modèle proposé décrit correctement les effets de l'anisotropie structurale. Le modèle anisotrope proposé est implémenté dans un code de calcul par éléments finis. Les exemples d'application sur des essais de forage ont permis de montrer que le modèle est capable de reproduire les déformations plastiques et les effets de l'anisotropie initiale du matériau. Cependant le processus de rupture du forage n'a pas été bien reproduit.

Les perspectives du présent travail sont multiples ; il est proposé d'abord d'introduire une évolution anisotrope de l'endommagement et donc d'étudier le couplage entre l'anisotropie initiale et celle induite par microfissuration. Ensuite, il sera aussi important de développer une modélisation thermomécanique plus rigoureuse en se basant sur des considérations micromécaniques en intégrant des mécanismes de couplages. Enfin, il sera nécessaire de prendre en compte le couplage hydromécanique afin d'étudier les réponses des roches argileuses en conditions saturées et partiellement saturées.

Annexe A

Système d'étalonnage de la mesure des déformations

Nous avons utilisé un échantillon d'acier (37*74) pour déterminer les coefficients de correction de déformations mesurées. Nous avons trouvé une relation déterminée expérimentalement par (Bruno A. and Samuel. 2004, Zhu X. and Chao Y. 2002) qui exprime le changement de module d'Young de l'acier avec la température :

$$E = 216.2 - 0.069\ T \qquad (A.1)$$

Avec : *E (GPa), T(C°), E (20 C°) = 214.82 GPa, E (250 C°) = 198.95 GPa.*

Donc :

$$E\ (250\ C°) / E\ (20\ C°) = 0.93 \qquad (A.2)$$

Nous remarquons le faible effet de la température sur le module de Young de l'acier dans le domaine (20 à 250 C°) pour cette raison nous avons choisit ce type de métal pour faire l'étalonnage. Les essais d'étalonnage sont présentés dans les figures (A.1), (A.2), (A.3).

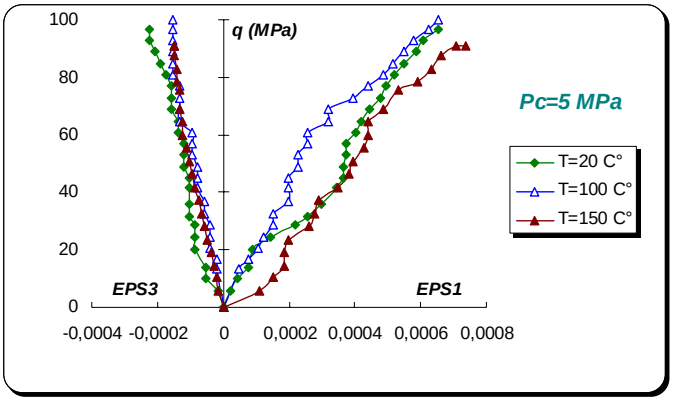


Fig. (A.1).

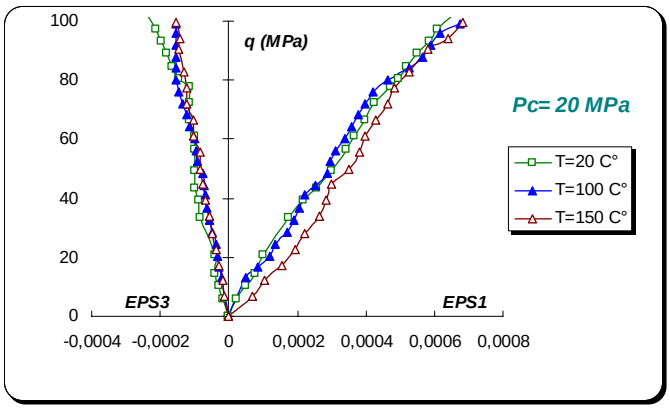


Fig. (A.2).

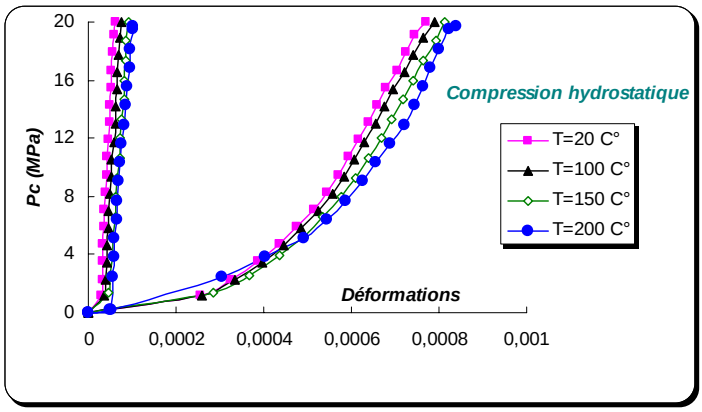


Fig. (A.3).

L'effet de frottement du piston : (charge axiale + température)

Les courbes (Figures (A.1), (A.2)) présentent cet effet sur les déformations axiales qui varient légèrement avec la variation de la température et la pression de confinement pour ça nous avons déterminé une valeur précise pour la correction :

$$\varepsilon_1 = \left(\frac{LVDT_1 + LVDT_2}{2 * L} \right) * K \qquad \text{(A.3)}$$

$\varepsilon_1 = EPS1$ (déformation axiale).

L = 74 mm (longueur de l'échantillon).

K= 0.8 (coefficient de correction).

L'effet des tirant et de jaquette ' gaine ' :(pression de confinement + température)

Les courbes (Figure (A.3) présentent l'effet des tirants sur les déformations axiales qui est très faible, mais l'effet de gaine est considérable.

$$\varepsilon_3 = \left(\frac{LVDT_3}{D} \right) * K_1 * K_2 \qquad \text{(A.4)}$$

$\varepsilon_3 = EPS3$ (déformation radial).

D = 37 mm (diamètre de l'échantillon).

K_1 = 0.3 (coefficient de correction du collier).

K_2 = 0.7 (coefficient de correction de gaine).

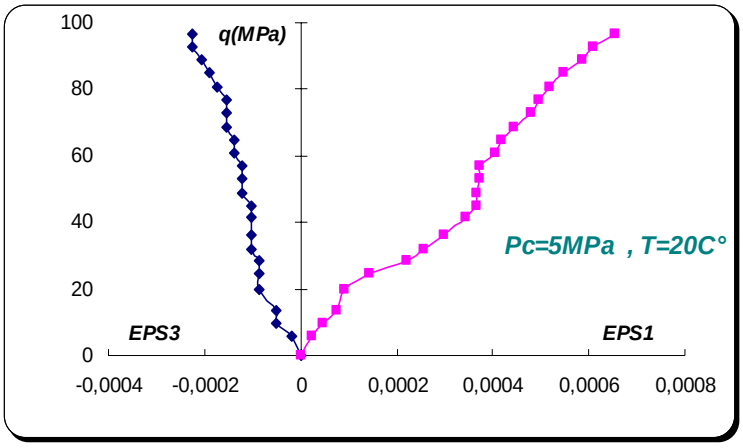


Fig. (A.4).

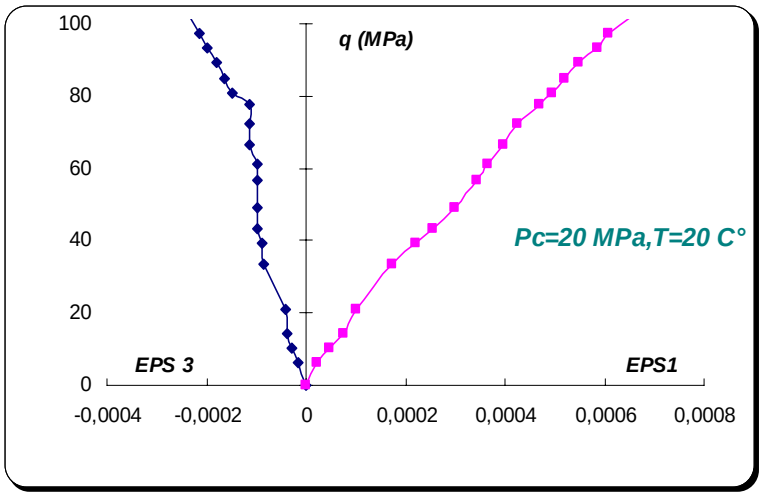


Fig. (A.5).

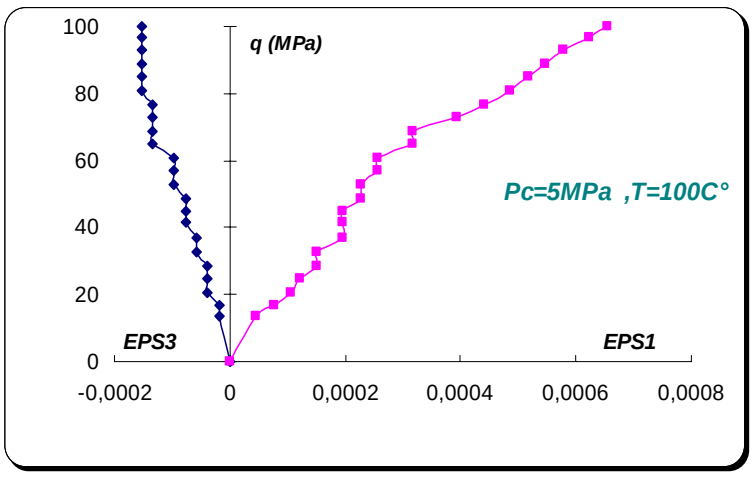


Fig. (A.6).

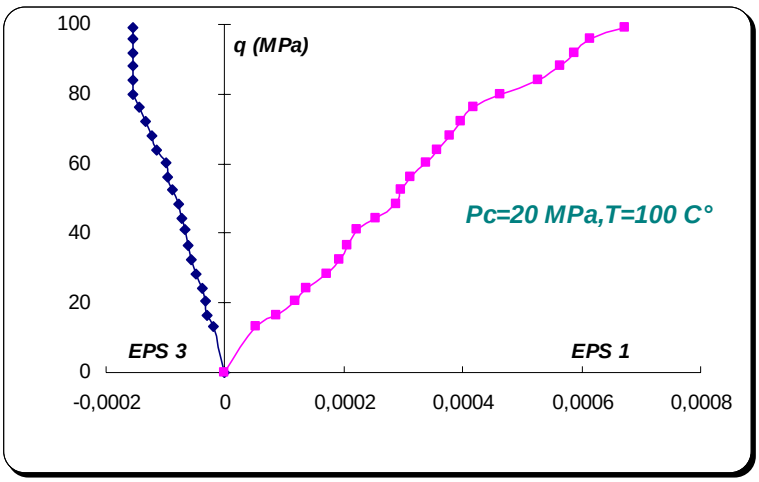


Fig. (A.7).

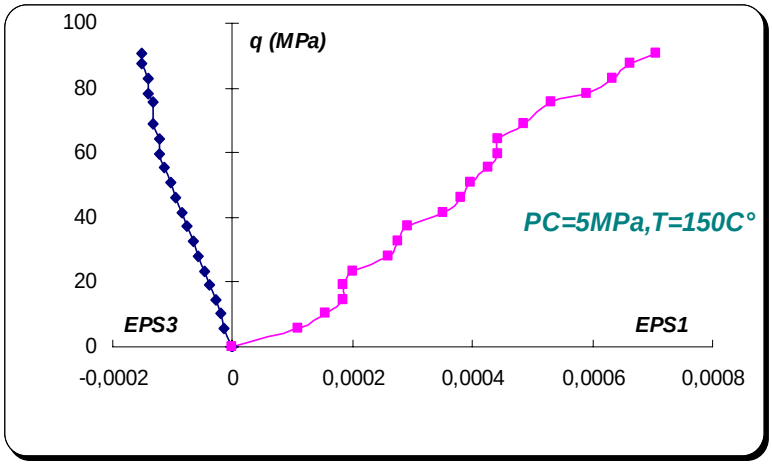


Fig. (A.8).

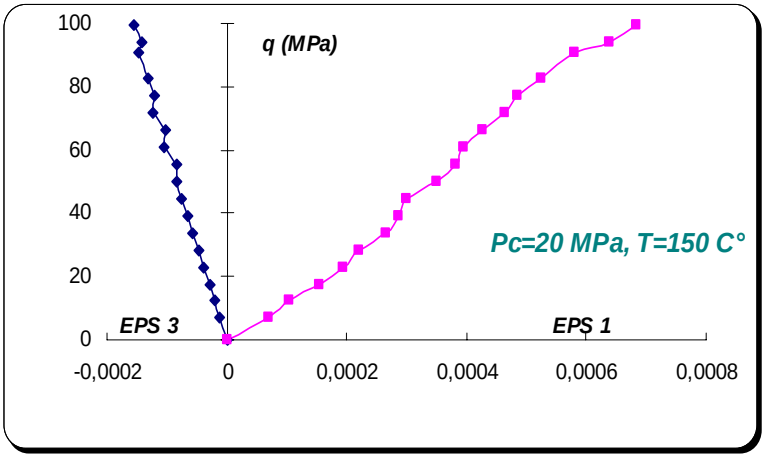
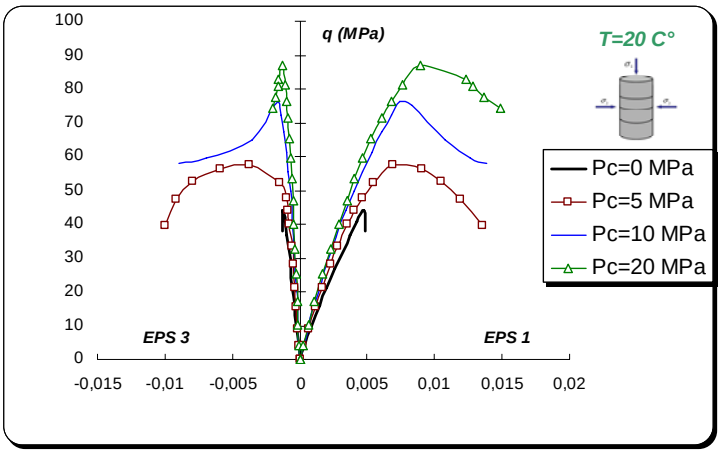


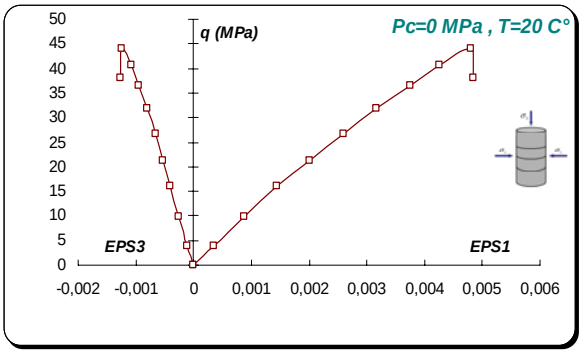
Fig. (A.9).

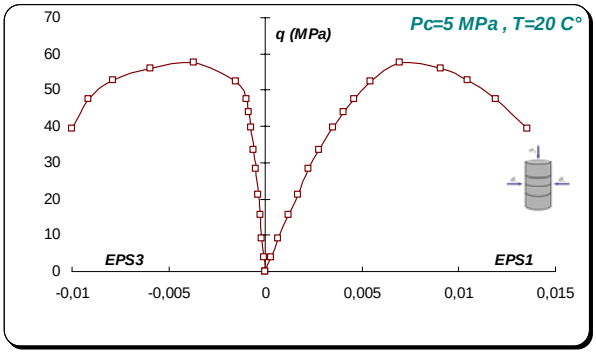
Annexe B

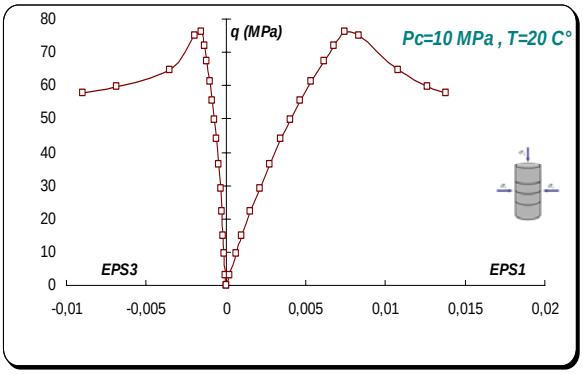
Les essais triaxiaux

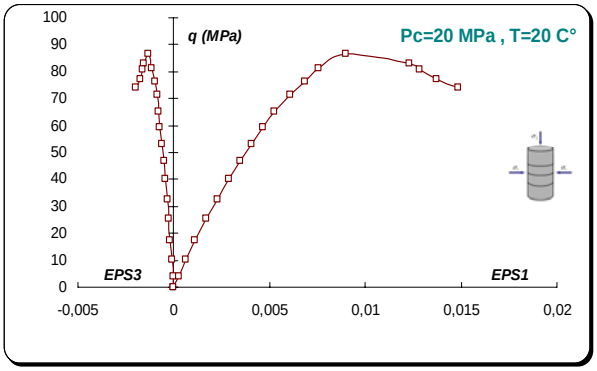
B.1. Courbes de contrainte-déformation pendant des essais triaxiaux dans l'orientation perpendiculaire à différentes pressions de confinement et 20 C° de température.



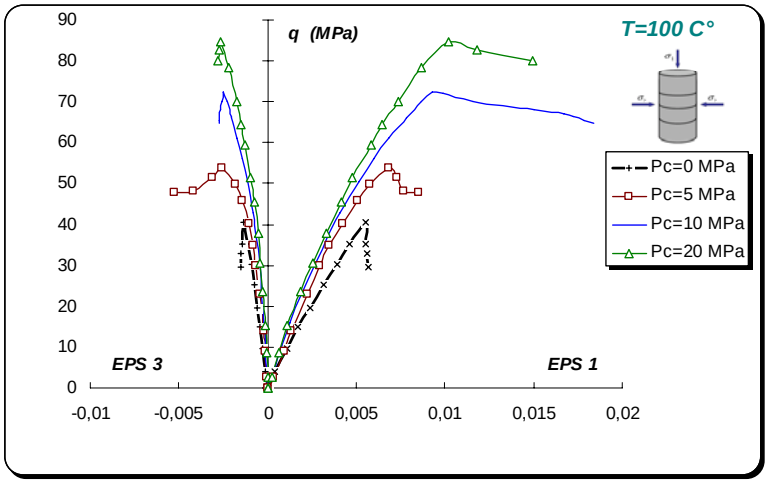


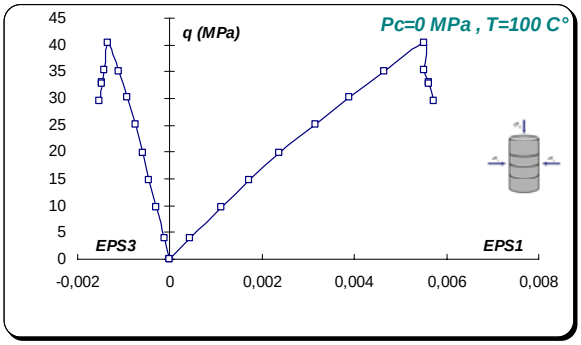


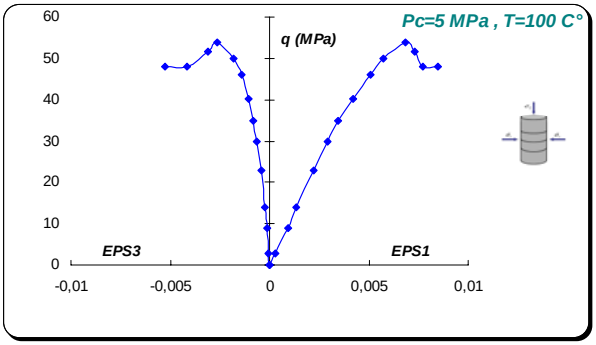


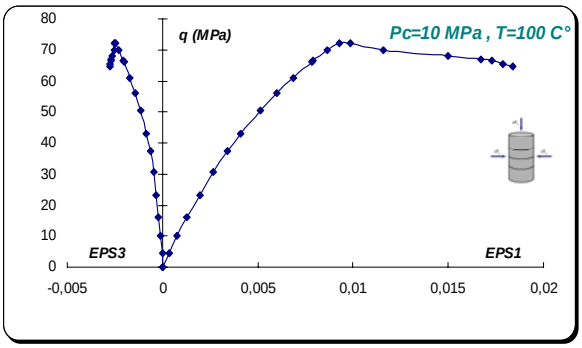


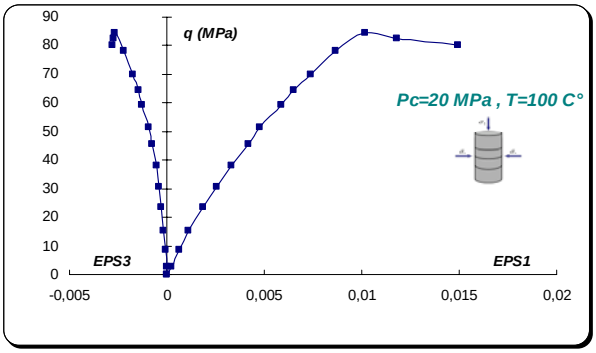
B.2. Courbes de contrainte-déformation pendant des essais triaxiaux dans l'orientation perpendiculaire à différentes pressions de confinement et 100 C° de température.



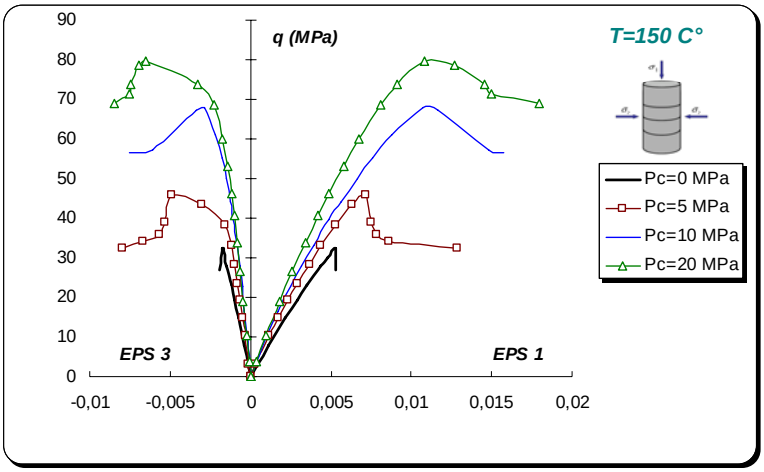


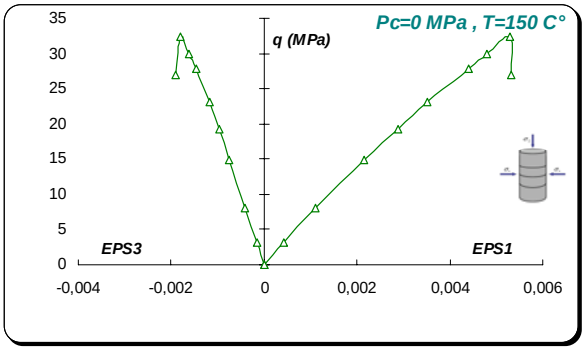


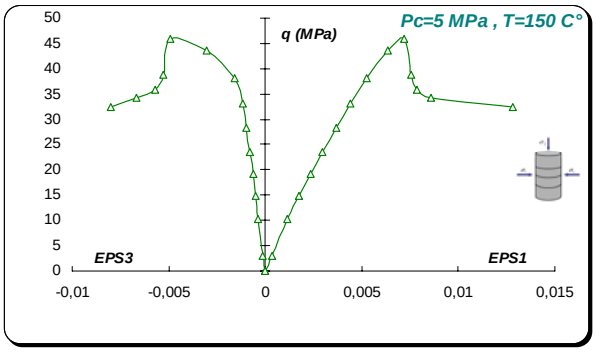


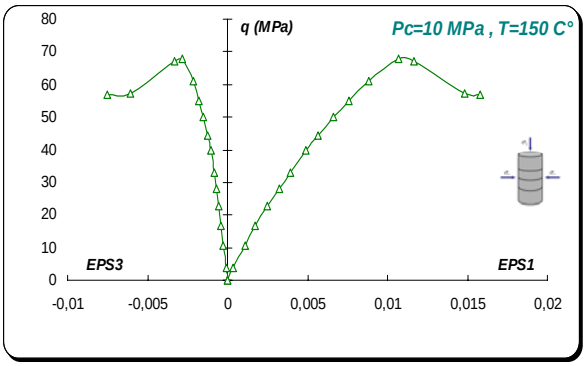


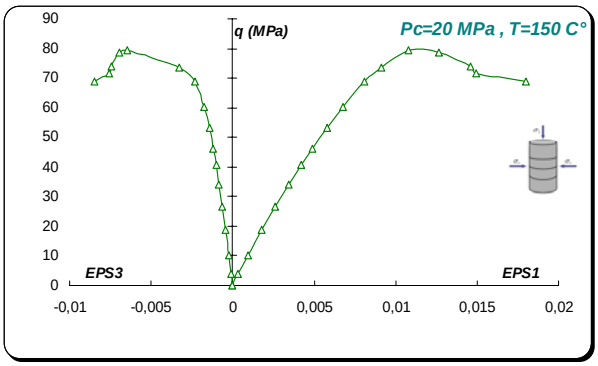
B.3. Courbes de contrainte-déformation pendant des essais triaxiaux dans l'orientation perpendiculaire à différentes pressions de confinement et 150 C° de température.



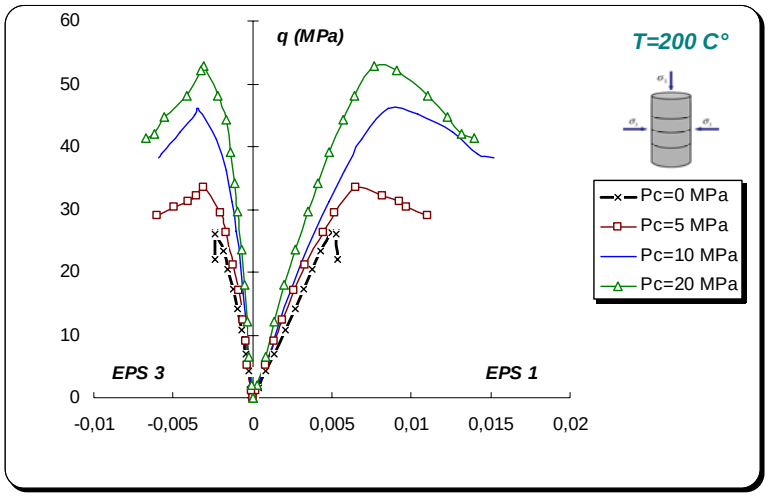


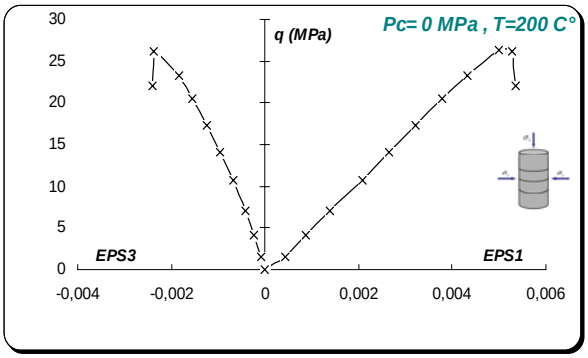


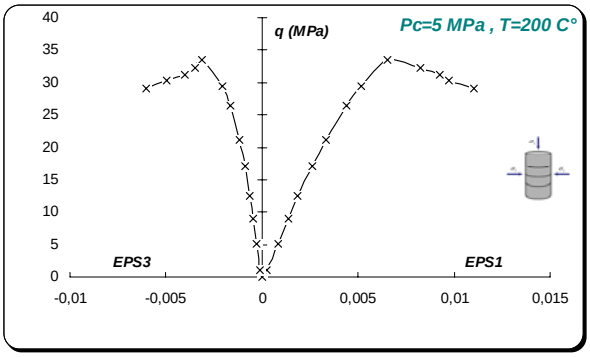


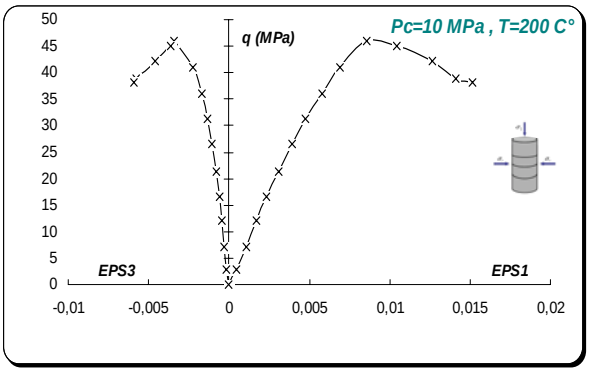


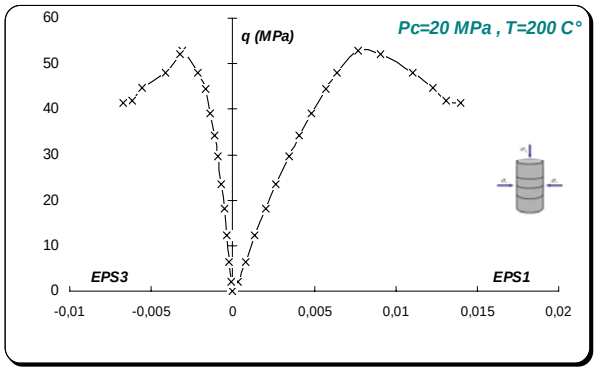
B.4. Courbes de contrainte-déformation pendant des essais triaxiaux dans l'orientation perpendiculaire à différentes pressions de confinement et 200 C° de température.



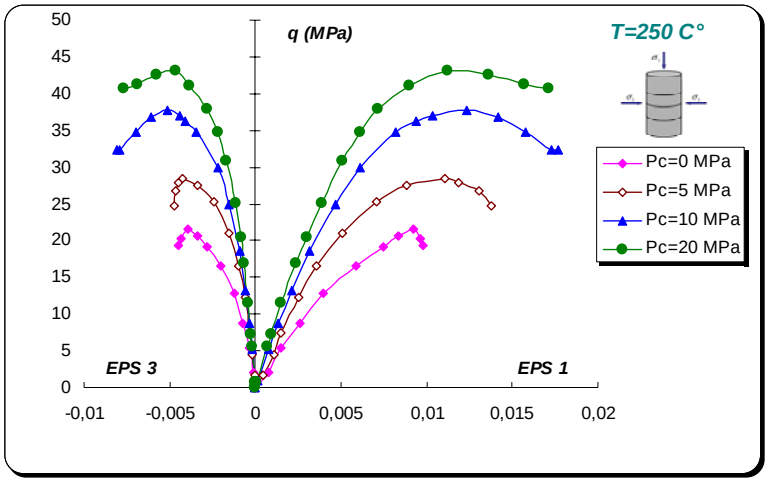


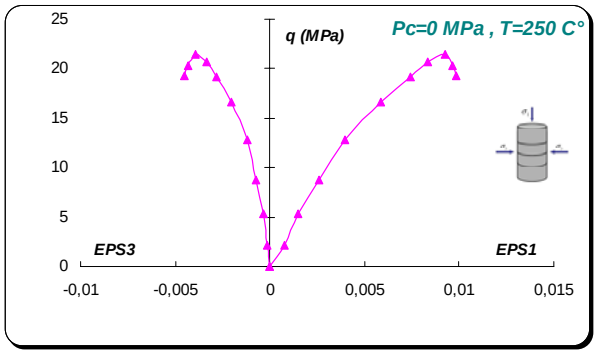


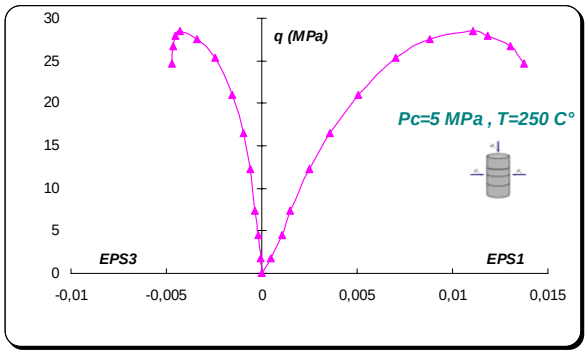


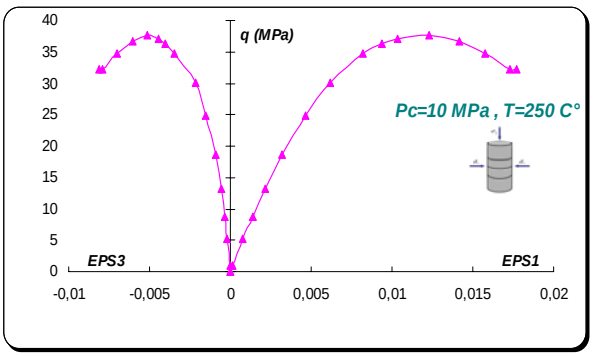


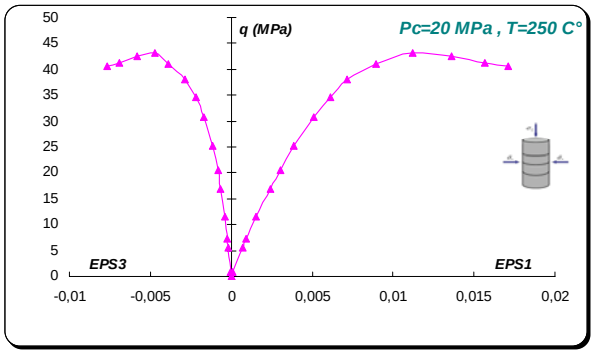
B.5. Courbes de contrainte-déformation pendant des essais triaxiaux dans l'orientation perpendiculaire à différentes pressions de confinement et 250 C° de température.



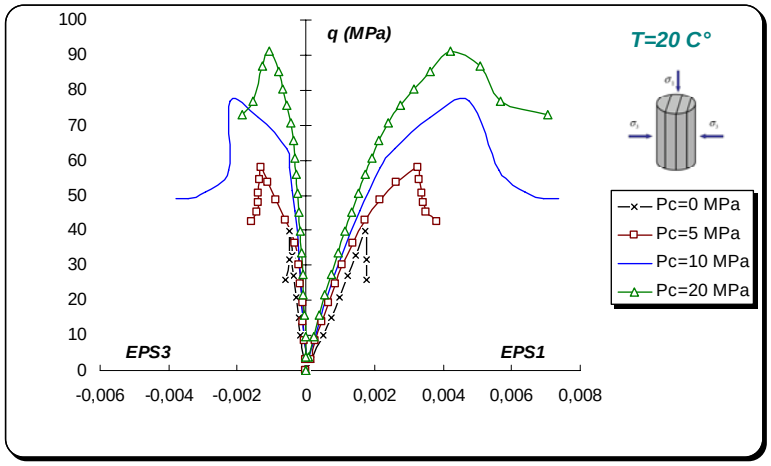


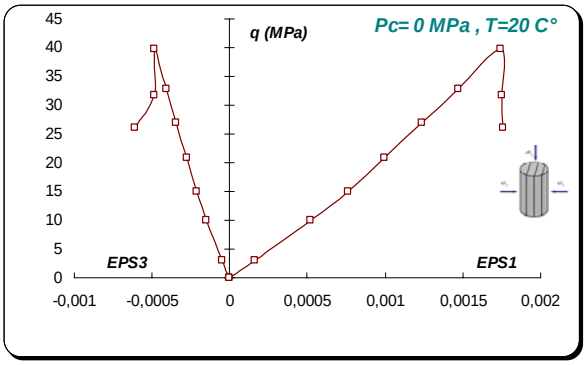


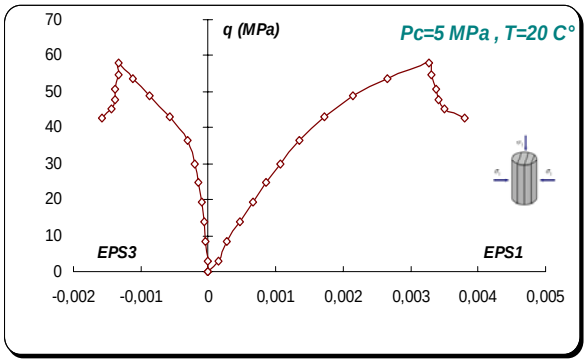


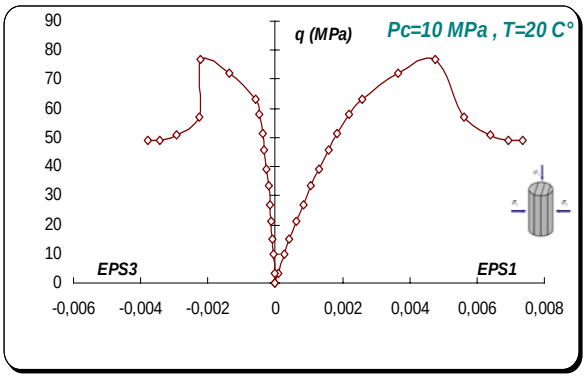


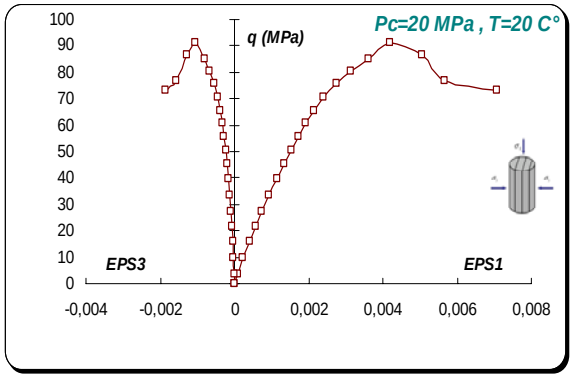
B.6. Courbes de contrainte-déformation pendant des essais triaxiaux dans l'orientation parallèle à différentes pressions de confinement et 20 C° de température.



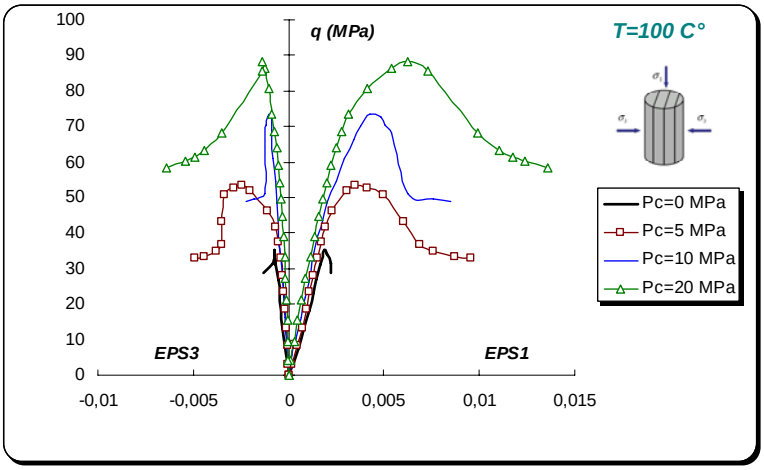


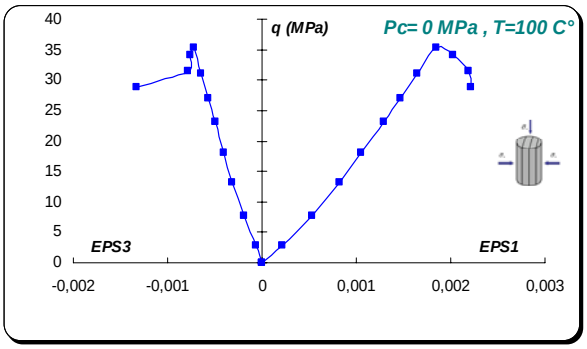


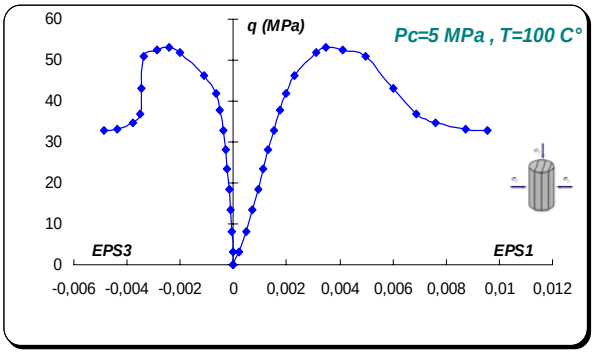


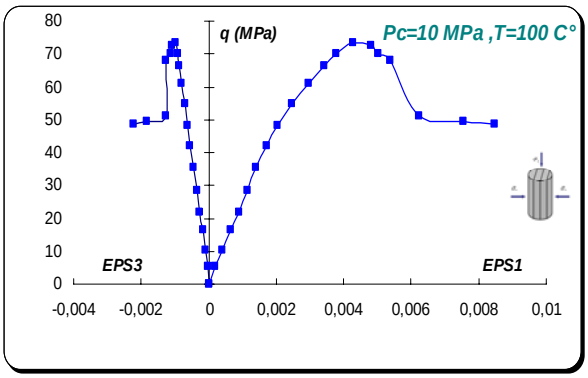


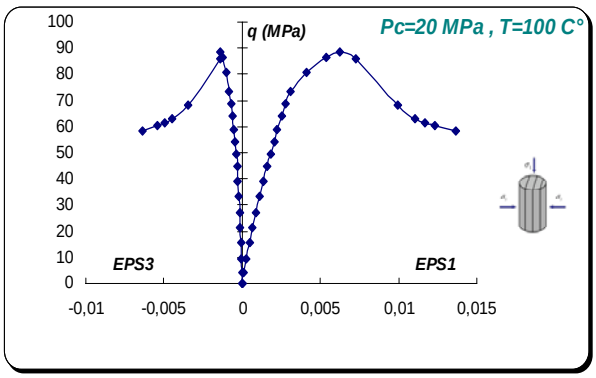
B.7. Courbes de contrainte-déformation pendant des essais triaxiaux dans l'orientation parallèle à différentes pressions de confinement et 100 C° de température.



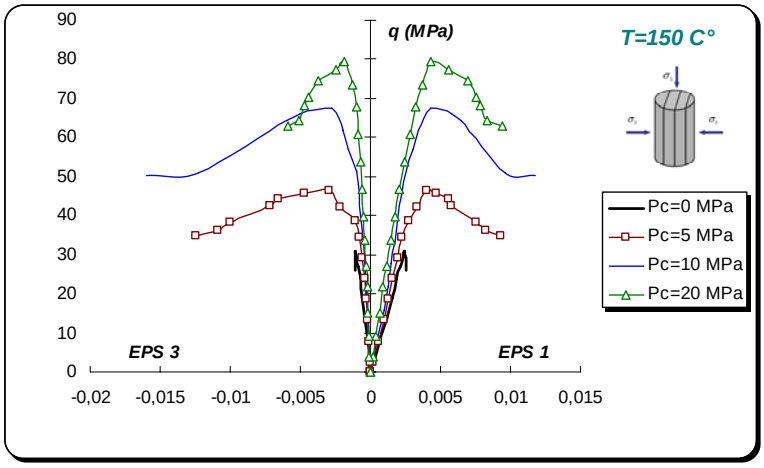


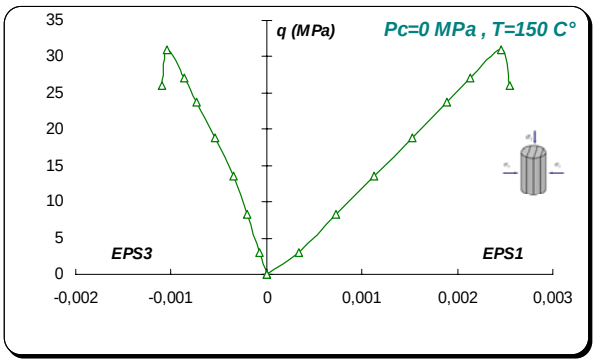


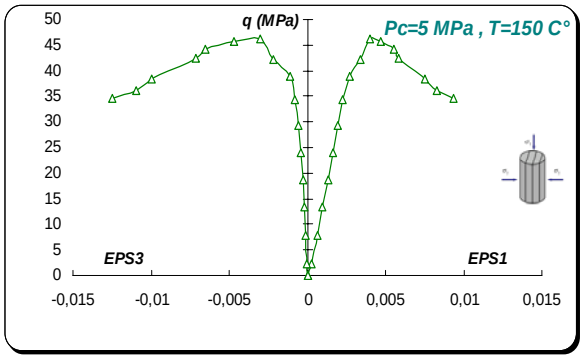


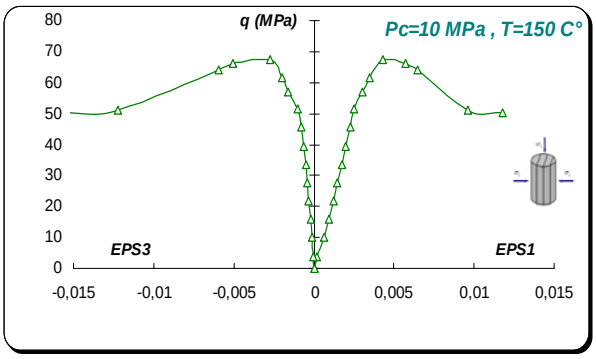


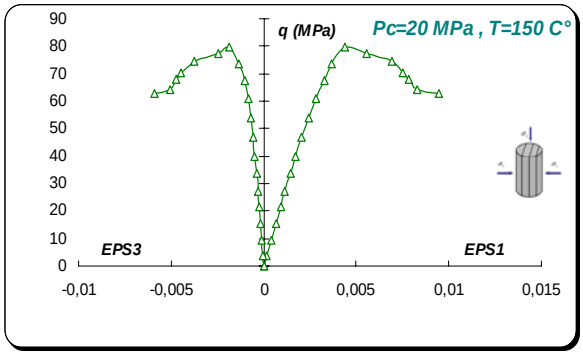
B.8. Courbes de contrainte-déformation pendant des essais triaxiaux dans l'orientation parallèle à différentes pressions de confinement et 150 C° de température.



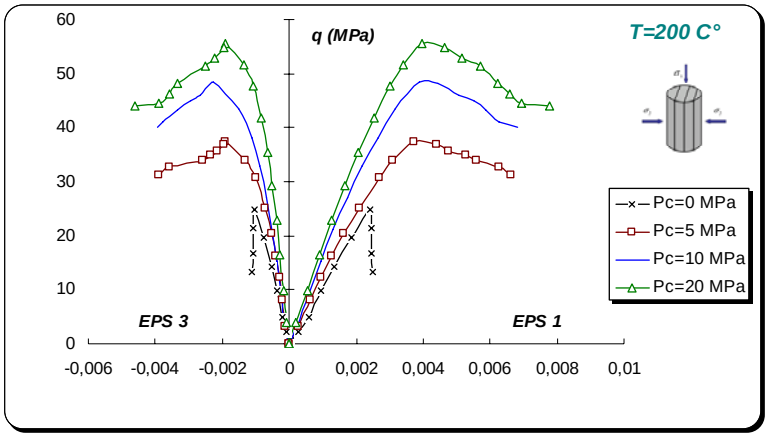


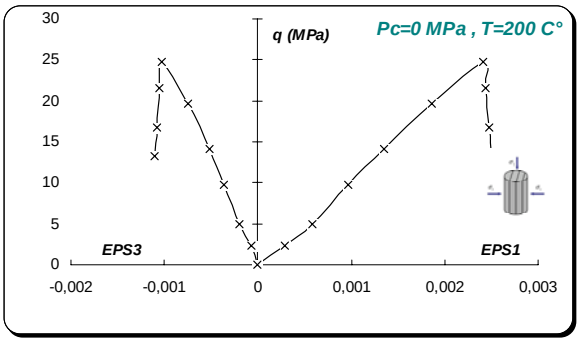


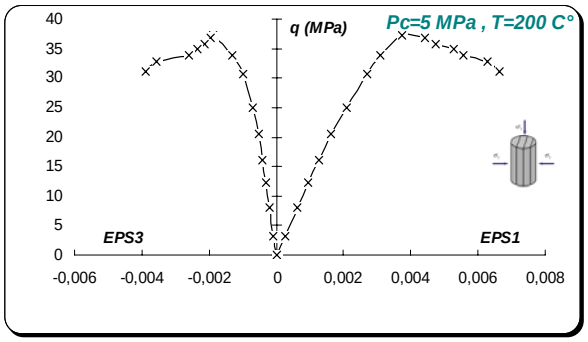


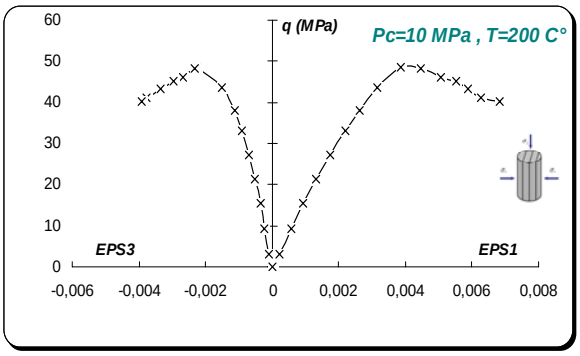


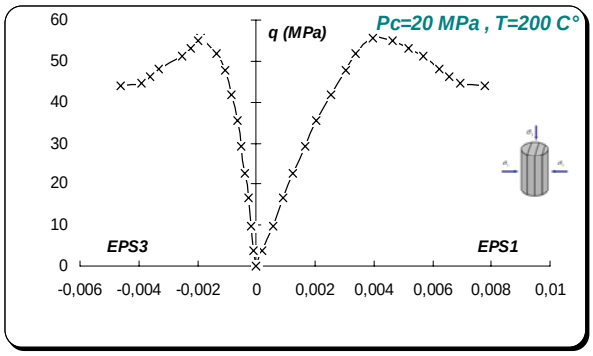
B.9. Courbes de contrainte-déformation pendant des essais triaxiaux dans l'orientation parallèle à différentes pressions de confinement et 200 C° de température.



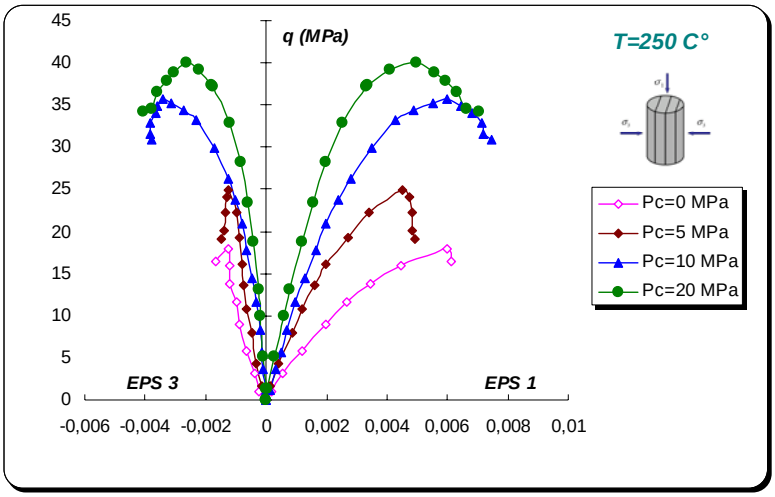


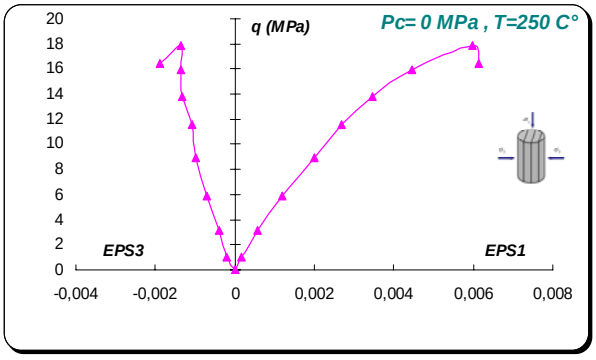


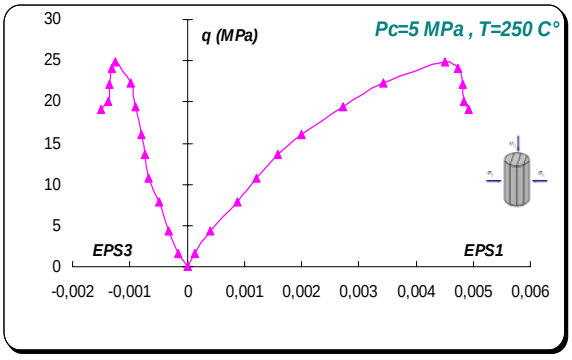


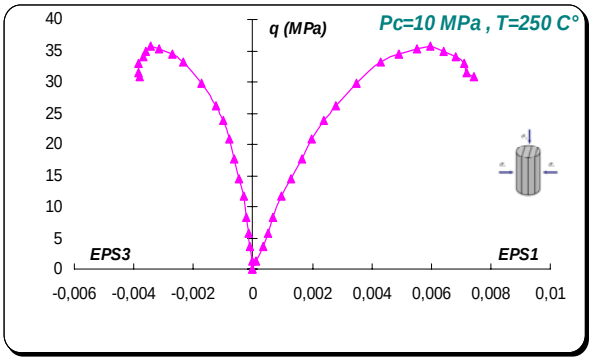


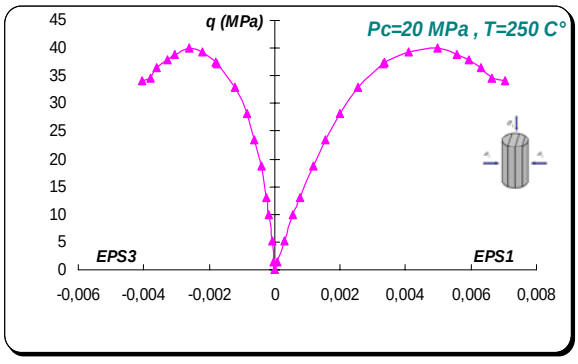
B.10. Courbes de contrainte-déformation pendant des essais triaxiaux dans l'orientation parallèle à différentes pressions de confinement et 250 C° de température.











Références bibliographiques

ALLIROT D. et al. (1977). Irreversible deformation of an anisotropic rock under hydrostatic pressure. Int. J. Rock Mech. Min. Sci & Geomech.Abstr.Vol.14. 77-83.

ALLIROT D. et BOEHLER J.P. (1979). Evolution des propriétés mécaniques d'une roche stratifiée sous pression de confinement .In Proc.4th Int.Congr.Rock Mechanics. Montreux, Vol.1.15-22 Balkema, Rotterdam.

AMADEI B. (1983).Rock anisotropy and the theory of stress measurements. Springs Verlag, Heidelberg.

ASSEF M.H. (2007). Modélisation du comportement mécanique des géomatériaux semi-fragiles soumis à des sollicitations mécaniques et à la dégradation chimique. Thèse d'Etat, Université de Lille 1.

ATWELL P.B. and SANDFORD M.A. (1974). Intrinsic shear strength of a brittle anisotropic rock – I: experimental and mechanical interpretation. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr. 11, 423 430.

BARLA G. (1974). Rock anisotropy. Theory and laboratory test. Rock mechanics. Muller L. (Editor), (course at the department of mechanics of solids, Udine, Italy).131-169.Springs-Verlag, Vienna.

BEHROOZ G. (2003) Thermo-mechanical behaviour of two reconstituted clays, doctoral thesis, Australy.

BEREST P. (1988).La thermomécanique des roches. BRGM.327.

BERNABE Y. (1987) .A wide range permeameter for use in rock physics.Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 24. 309-315.

BIOT M A. (1941). General theory of three dimensional consolidation, journal of applied physics, vol.12, pp.155-164.

BOEHLER J.P. (1977).On yielding of oriented solids. Acta Mechanica, Vol.27. 185-206.

BOEHLER J.P. (1978).Lois de comportement anisotrope des milieux continues. Journal de Mécanique Vol.17, N°2. 153-190.

BOEHLERJ.P. (1982). Ecrouissage anisotrope des matériaux orthotropes prédéformés. Journal de Mécanique théorique et appliquée. Numéro Spécial, 23-44.

BOIDY E. (2002).Modélisation numérique du comportement différé des cavités souterraines. Thèse de l'Université Grenoble I.

BOLZON G. and SCHREFLER B.A. (2005).Thermal effects in partially saturated soils: a constitutive model. Int. J.Numer.Anal.Meth.Geomech., 26:861-877.

BRUNO A. AND SAMUEL. (2004).Young's modulus of 2.25Cr–1Mo steel at elevated temperature Materials and Engineering Science, Australian Nuclear Science and Technology Organisation, Private Mail Bag 1, Menai, NSW 2234, Australia.

CABRERA ET AL. (1999). Vitesse des ondes ultrasonores, soniques et sismiques dans les argilites du tunnel de Tournemire. Effet de l'anisotropie et de la fracturation naturelle. Oil & Gas Science and Technology – Rev. IFP, Vol. 57 (2002), No. 4. 341-353.

CAMPANELLA R.G. AND MITCHELL J.K. (1968) Influence of temperature variations on soil behaviour, Journal of Soil Mechanics and Foundations division, ASCE, 94: 709-734**.**

CAZACU O., N. CRISTESCU, J.F. SHAO & J.P. HENRY (1998), A new anisotropic failure criterion for transversely isotropic solids, Int. J. Mechanics of Cohesive-frictional materials 3(1), 89-103.

CEKEREVAC C. AND LALOUI L. (2004) Experimental study of thermal effects on the mechanical behaviour of clay. Int. J. Numer. Anal.Meth.Geomech, 28:2069-228**.**

CHALATURNYK R.J. (1996) Geomechanics of stream assisted gravity drainage process in heavy oil reservoirs. Doctoral thesis, University of Alberta**.**

CUI Y. J., SULTAN N. and DELAGE P. (2000) A thermomechanical model for clays. Canadian Geotechnical Journal, 37 (3), 607-620.

DE BRUYN D. AND THIMUS J. F.(1996) The influence of temperature on mechanical characteristics of Boom clay: The results of an initial laboratory programme, Engineering Geology, Volume 41, Issues 1-4, January **,**117-126.

DELAGE P, SULTAN N, CUI YJ. (2000) On the thermal consolidation of Boom clay. Canadian Geotechnical Journal **.** 37: 343-354.

DEL OLMO C., FIORAVANTE V., GERA F., HUECKEL T., MAYOR J. C. & PELLEGRINI R. (1996) Thermomechanical properties of deep argillaceous formations, Engineering Geology, 41(1–4), 87–102.

DIREM. (2004).L'exploration et la production pétrolière en France. Extrait de l'industrie pétrolier en 2003.18-21.

DONATH. (1961). Maximum effective moment criterion and the origin of low-angle normal faults. Journal of Structural Geology (26), 271–285.

DRAGON, A., MROZ, Z., (1979). A continuum model for plastic brittle behaviour of rock and concrete. Int. J. Eng. Sci. 17, 121–137.

DULLIEN F.A.L. (1979).Porous media: fluid transport and pore structure, Academic Press.

DUVEAU G., SHAO, J.F., HENRY, J.P., (1998). Assessment of some failure criteria for strongly anisotropic materials. Mech. Cohesive Frict. Mater. 3, 1-26.

EISSA E.S.A. (1980).Stress analysis of underground excavations in isotropic and stratified rock using the boundary element method.Ph.D dissertation, Imperial College, London.

FABRE G. (2005).Fluage et endommagement des roches argileuses. Evolution de la microstructure et modélisation phénoménologique. Thèse de l'Université Joseph Fourier Grenoble I

FOUCAUT A. (1980).Dictionnaire de géologie.3ème édition. Masson. Paris.

FOURMAINNTRAUX D. (1990).Le site Tournemire et les argilites du Toarcien, Comité Français de Mécanique des Roches, réunion de 3/10/1990, Paris.

GASC-BARBIER. (2002). Endommagement des argilites induit par l'excavation d'ouvrages souterrains .Journées des thèses IRSN, 25-27.

GUENOT A. (1987).Contraintes et rupture autour des forages pétroliers. In Proc.6th Congr.Int. Soc. Rock Mech., Montreal (Edited by G.Herget and Vangpaisal), Vol 1. 109-118.Balkema, Rotterdam.

GUENOT A. (1988).Borehole stability: anew challenge for an old problem.Proc. 29th U.S. Symp. On Rock Mech., 453-460. Balkema, Rotterdam.

GUENOT A. (1989).Borehole breakouts and stress fields.Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol.26, No.34, 185-195.

GUEGUEN Y. (1992).Introduction à la Physique des Roches. Hermann.

HANSEN N.R., SCHREYER H.L., (1993).A thermodynamically consistent framework for theories of elastoplasticity coupled with damage, Int.J.Solids struct. 31.359-389.

HAYAKAWA K. MURAKAMI, (1997).Thermodynamical modelling of elastic-plastic damage and experimental validation of damage potential .Int.J Damage Mech, Vol 6,333-363.

HILL R., (1950). The mathematical theory of plasticity. Claredon press.

HILL R., (1958). A general theory of uniqueness and stability in elastic-plastic solids. J. Mech. Phys. Solids 6, 239-249.

HILL R. and HUTCHINSON J.W., (1975). Bifurcation phenomena in the plane tension test. J.Mech. Phys. Solids 23, 239-264.

HOEK E. (1964) Fracture of anisotropic rock.J.S.Afr.Inst.Min.Metall. Vol.64, No.10, 501-518.

HOEK E. (1968) Brittle failure of rock. In Rock Mechanics Engineering Practice (eds.k.G.Stagg & O.C.Zienkiewcz). 99-124, London: Wiley.

HOEK E. and BROWN E.T. (1980) Empirical strength criterion for rock masses. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol.106, No GT9, 1013-1035.

HOEK E. and BROWN E.T. (1982) Underground excavation in rock. The institution of Mining and Metallurgy, London.

HOEK E. (1983) Strength of jointed rock masses.Géotechnique 33, No.3, 187-223.

HOMAND F. and al. (1993).Characterization of the moduli of elasticity of an anisotropic rock using dynamic and static methods. Int. J. Rock Mech. Min. Sci &Geomech.Abstr.Vol.30.N°5. 527-535.

HORII H. and NEMAT-NASSER S., (1985). Compression-induced microcrack growth in brittle solids: Axial splitting and shear failure. J. of Geophys. Res. 90(B4), 3105-3125.

HORII H. and NEMAT-NASSER S., (1986). Brittle failure in compression: splitting, faulting and brittle-ductile translation, philo.Tran.R.Soc, London A319, 337-374.

HORNBY B.E. (1998). Experimental laboratory determination of the dynamic elasticproperties of wet drained shales.J.Geophys. Res.103 (B12):29945-29964.

HUECKEL T. and BORSETTO M. (1990) Thermoplasticity of saturated soils and shales: Constitutive equations. Journal of Geotechnical Engineering, Vol.116, No.12.

HUECKEL T. and TUTUMLUER E. (1994) Modelling of elastic anisotropy due to one-dimensional plastic consolidation of clays. Compute. Geotech. 16 -4, 311–349.

HUECKEL T. (1997). Chemo-Plasticity of clay subjected to stress and flow of a single contaminant. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 21, 43-72.

HUECKEL T. and PELLEGRINI R. (2002) Reactive plasticity for clays: application to a natural analogy of long-term geomechanical effects of nuclear waste disposal, Engineering Geology, Volume 64, Issues 2-3,195-215.

IFP. (2005). Oil & Gas Science and Technology, Vol. 60 No. 3.

IKOGOU S. (1990) Etude expérimentale et modélisation du comportement d'un grès. Thèse de doctorat. Université des sciences et technologies de Lille.

IMBERT C. ; OLCHITZKY E. ; LASSABATERE T. ; DANGLA P. ; COURTOIS A. (2005) Evaluation of a thermal criterion for an engineered barrier system, Engineering Geology, Volume 81, Issue 3, 14 November, Pages 269-283.

JAEGER J.C. (1960). Shear failure of anisotropic rocks.Geol. Mag. Vol.97. 65-72.

JAEGER J.C. (1971).Fundamentals of rock mechanics. Chapman and Hall, London.

JIA Y., (2006). Contribution à la modélisation thermo-hydro-mécanique des roches Partialement saturées: application au stockage des déchets radioactifs. Thèse d'Etat, Université de Lille 1.

JONES L, WANG H. (1981). Ultrasonic velocities Cretaceous shales from the Willisto basin . Geophysics, 46(3):288-297.

JU J. W., (1989). On energy based coupled elastoplastic damage theories: constitutive modelling and computational aspects. Int. J. Solids Structures 25(7), 803-833.

KAARSBERG E.A. (1959) .Introductory studies of natural and artificial argillaceous aggregates by sound propagation and X-ray diffraction methods. J.Geol. 67:447-472.

LALOUI L. (2007). Numerical simulation of the non-isothermal mechanical behaviour of soils. Computers and Geotechnics.

LALOUI L. et al. (2001), Implications of a Generalized Effective Stress on the Constitutive Modelling of Unsaturated Soils Soil Mechanics Laboratory, Ecole Polytechnique Federal de Lausanne (EPFL),(18), 1015 Lausanne, Switzerland.

LALOUI L. and CEKEREVAC C. (2003) Thermo-plasticity of clays: An isotropic yield mechanism. Computers and Geotechnics 30,649-660.

LEBLOND J.B. and PERRIN G. (1996). Introduction à la mécanique de la rupture ductile des métaux. Lecture notes (in French), Ecole Polytechnique, Paris.

LEKHNITSKII S.G. (1963).Theory of elasticity of anisotropic elastic body. Holden Day, Inc. San Francisco.

LEMAITRE J. et CHABOCHE J.L. (1985).Mécanique des matériaux solides.Dunod, Paris.

LEMAITRE J., CHABOCHE J. L., (1990). Mechanics of solid materials. Cambridge University Press, Cambridge, U.K.

LEMAITRE J., (1996). A Course on Damage Mechanics, Second Edition, Springer-Verlag, Berlin.

LE MCLAMORE., GRAY. (1967). survey of some geotechnical properties of the Tees Laminated Clay of central Middlesbrough, North East England. Engineering Geology (48)117 -133.

LERAU J.et al. (1981).Anisotropic de la dilatance des roches schisteuses. Rock Mechanics 13.185-196.

LIN F.B., BAZANT Z.P., (1986). Convexity of Smooth Yield Surface of Frictional Material. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, New York, 112, 1259-1262.

LYDZBA D.,SHAO J.F.,(1999).Study of poroelasticity material coefficients as response of microstructure, Mechanics of Cohesive-Frictional Material,Vol 5,No 2,149-171.

LYDZBA D., SHAO J.F., (2002).Stress equivalence principle for saturated porous media, C.R.Mécanique 330,297-303.

MAJIDI A. and al. (2005). Direction and prediction of well priority drilling for horizontal oil and gas wells (A case study).Journal of Petroleum Science and Engineering 49: 63-78.

MANAUEL CELLULE TRIAXIALE .Cellule Triaxiale autonome auto-compensée A140-B85.

MANUEL DE MECANIQUE DES ROCHES. Tome 1. (2000) Paris.

MASURE P. (1970).Comportement mécanique des roches à anisotropie planaire discontinue. In Proc. 2nd Int.Congr.Rock Mechanics, Belgrade, Vol. I. 197-207.

Mazars J. (1984). Application de la mécanique de l'endommagement non linéaire et à la rupture du béton de structure. Doctoral Thesis, University of Paris 6 (in French).

MAURY V. (1987).Observations, researches and recent results about failure mechanisms around single openings. Report of the rock failure mechanism around underground openings ISRM Comm. In Proc .6th Int.Soc.Rock Mech. Congr.Montreal (Edited by G.Herget and S.Vangpaisal), Vol. 2,119-1128.Balkema, Rotterdame.

MAURY V. (1993).An overview of Tunnel, Underground Excavation and Boreholes Collapse Mechanisms. In Comprehensive Rock Engineering (Ed. J. A.HUDSON). Vol. IV: Excavation, Support and Monitoring. Pergamum Press, Oxford .369-412.

MEFTAH K., MAGNAN J.P. (1988) Anisotropie de la résistance, de la déformabilité et de la perméabilité des sols. Etat des connaissances. Laboratoire central des ponts et chaussées, Rapport des laboratoires, série Géotechnique n° GT31.

MIEHE B. (2004). Modélisation de la zone endommagée induite par le creusement du puits d'accès au laboratoire souterrain de Meuse/Haute-Marne (argilites de l'Est).

MONICARD R. (1975).Caractéristiques des roches réservoirs, analyse des carottes.Technip.

MURA T., (1987). Micromechanics of defects in solids. Second, revised edition, Martinu Nijhoff Publishers.

NEMAT-NASSER S. AND HORI M., (1993). Micromechanics: Overall properties of heterogeneous materials. North- Holland.

NIANDOU H., (1994). Etude du comportement rhéologique et modélisation de l'argilite de Tournemire : Application a la stabilité d'ouvrages souterrains. Ph .D. Thesis, Université de Lille 1.

NIANDOU H., SHAO, J.F., HENRY, J.P., FOURMAINTRAUX, D. (1997). Laboratory investigation of the mechanical behaviour of Tournemire shale. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 34, 3–16.

PALCIAUSKAS V.V. (1992). Introduction à la Physique des Roches. Hermann.

PENSEE V. (2002). Contribution de la micromécanique à la modélisation tridimensionnelle de l'endommagement par mésofissuration. Doctoral Thesis, University of Lille (in French).

PHILIPPE L. (1993). Temperature modelling of an oil well. Math. Compute. Modelling Vol. 17, No. 1, PP. 3-12, 1993.

PIETRUSZCZAK S, J. JIANG and F. A. MIRZA, (1988). An elastoplastic constitutive model for concrete.Int.J.Solids & structures 24(7), 705-722.

PIETRUSZCZAK S., D. LYDZDA, J.F. SHAO. (2002). Modelling of inherent anisotropy in sedimentary rocks. International of Solids and Structure. 39, 637-648.

PIETRUSZCZAK S., Z. MROZ. (2001). On failure criteria for anisotropic cohesive-frictional materials. International journal for numerical and analytical methods in geomechanics. 25, 509-524.

REJEB A. (1999). De l'observation à la modélisation des zones perturbées par l'excavation des ouvrages dans le site de Tournemire. Note technique IRSN/DEI/SARG/2006-001.

REJEB A. (2003). Time-dependent behaviour of Tournemire argillite (France). ISRM 2003, Gauteng, p. 955-960.

ROMERO, E., VILLAR, M.V., LLORET, A. (2005) Thermo-hydro-mechanical behaviour of two heavily overconsolidated clays, Engineering Geology, 81 (3), 255-268.

SANTARELLI F.J. et coauteurs. (1992).Mechanics of borehole instability in heavily fractured media. Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 29, n°5. 457-467.

SCHMITT L. (1994) Étude du soutènement hydraulique des puits pétroliers dans les argilites par l'essai triaxial à confinement fluide direct. Thèse de doctorat INPL (ENSG de Nancy).

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, 175-201.

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 29,1231-1247.

SHAO J.F., CHOU K.T., FENG X.T., (2006).Modelling anisotropic damage in creep deformation in brittle rocks, Int. J Rock Mech. Min. Sci. & Geomechan, Vol 43,582-592.

SHAO J.F., Y. JIA, D. KONDO, A.S.CHIARELI. (2006). A coupled elastoplastic amage model for semi-brittle material and extension to unsaturated conditions. Mechanics of Materials. 38, 218-232.

SIBAÏ M. et HENRY J.P. (1993).Etude de stabilité de forage sur bloc d'argilite. Rapport Technique (contrat STAR92).laboratoire de Mécanique de Lille URA 1441 CNRS (Cité Scientifique).

STEPHANE H. (2007). Énergie et environnement : l'exploitation des sables bitumineux en Alberta (Canada).Université Jean Monnet, UMR Environnement, Ville, Société.

TANAKA N. and al. (2001).Modified Cam-Clay modelling of temperature effects in clays.Can.Geotech. J. 38: 608-621.

VAN EEKELEN H.A.M., (1980). Isotropic yield surfaces in three dimensions for use in soil mechanics. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 4, 89-101.

WILLAM K.J., WARNKEE E.D. (1975). Constitutive model for the triaxial behaviour of concrete. Proc. Int. Ass. For Bridge and Struct. Engage. 19, ISMES, Bergamo, 174-186.

ZAOUI A., (2002). Continuum micromechanics: Survey. Journal of Engineering Mechanics. ASCE 128 (8), 808-81.

ZHU X.K. (2002).Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation. Computers and Structures. J. 80: 967-976.