

Université des Sciences et Technologies de Lille
Laboratoire de Mécanique de Lille (UMR CNRS 8107)

Année 2005

N° d'ordre 3647

THESE

Pour obtenir le grade de
Docteur de L'Université des Sciences et Technologies de Lille

Discipline: Génie Civil

Présentée et soutenue publiquement par

Shouyi XIE

le 5 Juillet 2005

Contribution à l'étude du comportement mécanique
d'une roche poreuse

JURY

M. Issam SHAHROUR, Professeur, USTL/Polytech-lille	Président
M. Albert GIRAUD, Professeur, Université de Metz	Rapporteur
M. Weiya XU, Professeur, Université de Hohai, Chine	Rapporteur
M. Darius LYDZBA, Professeur, Université de technologie de Wroclaw, Pologne	Examineur
M. Christian SCHROEDER, Chargé de cours, Université de Liège, Belgique	Examineur
M. Jianfu SHAO, Professeur, USTL/Polytech-lille	Directeur de Thèse

A ma famille,

A mes amis.

Remerciements

Je souhaite tout d'abord remercier Jian-Fu SHAO, mon directeur de thèse, pour m'avoir fait confiance dans ce travail, pour ses conseils, pour le temps qu'il m'a consacré et pour la simplicité de son contact.

Monsieur Isam SHAHROUR m'a fait l'honneur de présider mon jury. Qu'il trouve ici l'expression de toute ma gratitude. Messieurs Albert GIRAUD et Weiya XU ont accepté la tâche ardue d'être rapporteurs de ce travail. Je les en remercie sincèrement. Je remercie tout autant Messieurs Christian SCHROEDER et Darius LYDZBA pour avoir pris part au jury en tant qu'examineurs.

Mes remerciements s'adressent à Monsieur Guy Caignaert, directeur du Laboratoire Mécanique de Lille, qui m'a accueilli au sein du laboratoire.

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

J'adresse également tous mes remerciements à l'ensemble du personnel de l'Ecole Polytechnique Universitaire de Lille et du Laboratoire de Mécanique de Lille pour son soutien moral et matériel qui m'a permis de mener à bien ce travail.

Enfin, j'exprime toute ma gratitude à mes collègues et amis pour leurs encouragements et leurs attentions lors de la réalisation de ce travail.

Sommaire

Résumé.....	1
Abstract.....	2
Introduction générale.....	3
Chapitre 1: Généralités sur le comportement mécanique des craies.....	5
1-1. Introduction.....	5
1-2. Caractéristiques générales de la craie.....	5
1-2-1. Définition.....	5
1-2-2. Composition.....	8
1-3. Comportement Mécanique de la craie.....	16
1-3-1. Comportement de la craie indépendamment du temps.....	16
1-3-2. Comportement de la craie dépendant du temps.....	19
1-4. Influence de la porosité, de la composition minérale et des liquides de saturation... ..	24
1-4-1. Influence de la porosité.....	24
1-4-2. Influence de la composition minérale.....	26
1-4-3. L'influence des liquides de saturation.....	28
1-5. Le modèle mécanique pour la craie.....	36
1-5-1. La plasticité indépendante du temps.....	36
1-5-2. Le comportement plastique dépendant du temps.....	37
Chapitre 2: Etude expérimentale du comportement mécanique de la craie de Lixhe.....	40
2-1. Introduction.....	40
2-2. Conditions d'essais et dispositif expérimental.....	41
2-2-1. Conditions d'essais.....	42
2-2-2. Dispositif expérimental.....	44

2-3. Descriptions des essais réalisés et résultats tirés des essais.....	48
2-3-1. Essais de compression hydrostatique	48
2-3-2. Essais de compression triaxiale drainée	50
2-3-3. Essais de compression triaxiale non drainée	54
2-3-4. Essais de fluage sous compression triaxiale	60
2-3-5. Essais triaxiaux classiques sur échantillons dans l'eau à différents temps de trempage	64
2-4. Conclusion	66
Chapitre 3: Formulation d'un modèle élastoplastique pour roches poreuses.....	67
3-1. Introduction.....	67
3-2. Formulation du modèle	69
3-3. Mécanisme par effondrement plastique des pores « pore collapse ».....	71
3-3-1. Fonction de charge.....	71
3-3-2. Loi d'érouissage plastique	73
3-3-3. Potentiel plastique.....	76
3-4. Mécanisme de cisaillement plastique.....	78
3-4-1. Fonction de charge.....	78
3-4-2. Loi d'érouissage plastique	80
3-4-3. Potentiel plastique et règle d'écoulement plastique	81
3-5. Interaction entre les deux mécanismes de plasticité	83
3-6. Simulation numériques des essais sur échantillons saturés à huile.....	84
3-7. Influence du degré de saturation en eau.....	89
3-8. Etude des déformations de fluage	98
3-9. Conclusions.....	106
Chapitre 4: Comportement poromécanique de la craie poreuse saturée	108
4-1. Introduction.....	108
4-2. Eléments de la poroélasticité linéaire	108
4-3. Eléments de poroplasticité	111
4-4. Etude du comportement non drainé de la craie poreuse	118

4-5. Conclusion	124
Conclusions et Perspectives	126
Références bibliographiques	128
Annexe I : Présentation des propriétés physiques et chimiques du Soltrol 170.....	136
Annexe II : Simulation des essais pour la craie d'Haubourdin (d'après Shao, 1987).....	137
Annexe III : Simulation des essais pour la craie de Lixhe 1 (d'après Homand, 2000).....	142
Annexe IV : Simulation des essais pour de la craie de Lixhe 2	153

Résumé

Dans ce travail, une série d'essais mécaniques a été effectuée. Les observations expérimentales ont mis en évidence deux mécanismes de déformation plastique. Il s'agit des déformations plastiques de « pore collapse » et des déformations plastiques au cisaillement. En se basant sur les résultats expérimentaux, nous avons proposé un nouveau modèle élastoplastique, qui tient compte de ces deux mécanismes plastiques liés à la microstructure de la craie poreuse. Les influences de l'interaction de l'eau sur le comportement mécanique de la craie ont été étudiées. A l'échelle macroscopique, le module élastique et les paramètres plastiques, tant pour le mécanisme « pore collapse » que pour le mécanisme de cisaillement, sont exprimés comme des fonctions du degré de saturation en eau. La déformation de fluage a été également incorporée dans le modèle de comportement « unifié », elle a été considérée comme la conséquence macroscopique de la destruction progressive des surfaces de contact du solide cimentées entre les grains. Rappelons que le module élastique et les propriétés plastiques sont affectés par le processus de dissolution. De plus, le comportement mécanique non drainé de la craie a été étudié. Pour valider notre modèle de comportement, plusieurs simulations ont été effectuées, elles ont été comparées avec les données expérimentales pour diverses conditions de contraintes sur les échantillons saturés en huile et en eau en condition drainée ou non drainée. Nous avons montré que le modèle proposé est capable de décrire correctement les caractéristiques principales du comportement mécanique de la craie et les influences d'interaction de l'eau.

Mots clés :

Craie; Effets de l'eau; Fluage; Mécanisme; Microstructure; Modélisation; Plasticité; Porosité

Abstract

In this work, a series of experimental investigations has been performed. According to the experimental results, two plastic deformation mechanisms have to be taken into account: plastic pore collapse and plastic shearing. Based on the extensive experimental investigations, a new elastoplastic model has been proposed, taking into account the two plastic mechanisms related to the microstructure of porous chalks. Influences of water interaction on the mechanical behaviour of porous chalks have been studied. On the macroscopic scale, the elastic modulus and the plastic parameters for both pore collapse and plastic shearing processes are expressed as functions of water saturation degree. The time dependent creep deformation has also been incorporated in the unified model. The creep deformation is seen as the macroscopic consequence of the progressive destruction of cemented solid contact surface between grains. The elastic modulus and the plastic properties are affected by the dissolution process. Furthermore, the undrained mechanical behavior of the porous chalk has been studied. Numerical simulations have been compared with experimental data for various loading conditions, including hydrostatic and triaxial compression tests, as well as creep tests, on oil and water saturated samples under drained or undrained condition. It has been shown that the proposed model describe correctly the main features of the mechanical behaviour of the porous chalk and the influences of water interaction.

Keywords:

Chalk; Water effects; Creep; Mechanism; Microstructure; Modelling; plasticity; Porosity

Introduction générale

L'étude du comportement de la craie intéresse de nombreux domaines d'activités tels que les forages pétroliers, les tunnels et les cavités minières. Les données expérimentales sur les différentes craies ont montré un comportement très complexe de ce matériau.

Le comportement inélastique est dominé par une déformation plastique importante.

En raison de la forte porosité, deux mécanismes de déformation plastique peuvent être identifiés. Le premier est lié à l'effondrement irréversible des pores, sous des contraintes hydrostatiques élevées, conduisant à une forte compaction volumique plastique. Le second mécanisme est plus classique pour des matériaux à frottement interne. Il s'agit en effet d'un mécanisme de déformation plastique en cisaillement.

Un autre caractère du comportement mécanique des craies est la sensibilité à la caractéristique chimique du fluide saturant. Les études expérimentales montrent que le comportement mécanique dépend essentiellement du degré de saturation en eau.

Des déformations importantes de fluage ont été également observées dans de nombreuses études expérimentales sur le comportement des craies.

En condition d'essais non drainés, l'influence de la pression interstitielle sur le comportement des craies a été mise en évidence.

L'étude du comportement de la craie nécessite d'avoir une bonne connaissance du matériau et de la modélisation du comportement mécanique de la craie.

Le présent mémoire sera constitué de quatre chapitres.

- Le premier chapitre concerne l'étude bibliographique dont quatre points seront dégagés :
 - Les caractéristiques générales de la craie
 - La synthèse des différents résultats obtenus sur le comportement mécanique du matériau
 - Les influences de la porosité, du fluide, de la composition minérale
 - Un résumé bibliographique sur les modèles de comportement élasto-plastique et

élasto-visco-plastique de la craie.

- L'étude expérimentale fait l'objet du deuxième chapitre. Quatre types d'essais avec deux fluides saturants (eau et Soltrol) ont été réalisés. Cette partie a pour objectif de présenter les comportements fondamentaux de la craie en fonction des conditions de drainage, du temps et de la nature du fluide saturant.
- Dans le troisième chapitre, en se basant sur les études antérieures et en tenant compte des données expérimentales, nous proposons un modèle de comportement « unifié » pour décrire les comportements mécaniques de la craie à court et à long termes. La craie est présentée comme un matériau poreux composé d'une matrice solide équivalente et d'une porosité connectée. Un modèle élastoplastique de base est d'abord proposé, il comprend un mécanisme de « pore collapse » et un mécanisme de cisaillement. L'influence de l'eau est ensuite prise en compte. Les mécanismes identifiés sont la destruction de la liaison capillaire par l'injection d'eau et la dissolution sous contrainte rapide de certains contacts solides entre grains. Le degré de saturation en eau est donc pris comme le paramètre de contrôle. Le modèle est enfin naturellement étendu à la description des déformations de fluage, qui sont considérés comme la conséquence macroscopique de la dissolution progressive des contacts cimentés par solution sous pression inter-granulaire. Ainsi, l'influence de l'eau intervient à court et à long terme dans le comportement mécanique de la craie.
- Le dernier chapitre concerne les éléments de base pour la description des comportements poroélastique et poroplastique des matériaux poreux saturés. La modélisation du comportement poromécanique de la craie sera abordée. Les lois de comportement seront définies avec la procédure d'identification des paramètres. Nous allons enfin étudier le comportement mécanique non drainé de la craie.

Chapitre 1: Généralités sur le comportement mécanique des craies

1-1. Introduction

L'étude du comportement de la craie intéresse de nombreux domaines de recherche. C'est une roche complexe : sa grande porosité, son origine, sa minéralogie et son type de microstructure font partie des nombreux paramètres qui influencent son comportement (Shao, 1987, Doremus, 1978 ; Jones et al., 1985). Schroeder nous décrit les problèmes liés aux comportements des craies observés dans les réservoirs de la Mer du Nord (Schroeder, 2003) :

- l'effondrement des puits et les ruptures des tubages dus aux déformations excessives des craies du réservoir au voisinage des puits ;
- l'infiltration de craie colmatant les puits ;
- la compaction du réservoir crayeux suite à la diminution de la pression interstitielle, entraînant un phénomène de subsidence en surface.

Ce chapitre se décompose en quatre parties. La première partie présente les caractéristiques générales (porosité, densité, teneur en eau...) de la craie. La deuxième partie est consacrée à la synthèse des différents résultats obtenus sur le comportement de la craie. Dans la troisième partie, les influences de porosité, de composition minérale et de liquides de saturation sur les craies seront abordées. Enfin, un résumé bibliographique sur le comportement élasto-plastique et élasto-visco-plastique de la craie sera présenté.

1-2. Caractéristiques générales de la craie

1-2-1. Définition

Les craies se sont formées depuis le Crétacé et se forment encore par des dépôts sur les

fonds marins. La plupart des craies que nous connaissons, en particulier celles qui seront étudiées ici, se sont formées dans les quatre étages : Cénomaniens, Turonien, Sénonien du Crétacé supérieur et Danien du Paléogène inférieur. Par exemple, les craies appartiennent donc au campanien supérieur pour la craie de Lixhe, au Maastrichtien pour la craie Tor et au Danien pour la craie Ekofisk.

Tableau 1-1 : Extrait de l'échelle stratigraphique internationale (d'après Dejonhe, 1998)

ERE	SYSTEME	SERIE	ETAGE	AGE (Ma)	
Cénozoïque	Quaternaire	Holocène		0.01	
		Pléistocène		1.75	
	Tertiaire	Néogène	pliocène	Plaisancien	5.1
				Zancléen	
		Miocène	Messinien	23	
			Tortonien		
			Serravalien		
			Langhien		
			Burdigalien		
			Aquitaniens		
		Paléogène	Oligocène	Chattien	37
				Rupélien	
	Eocène		Priabonien	53	
			Bartonien		
			Lutétien		
			Yprésien		
	Paléocène		Thanétien	65	
			Sélandien		
Danien					
Mésozoïque	Secondaire	Sénonien	Maastrichtien	88	
			Campanien		
			Santonien		
			Coniacien		
		Crétacé		Turonien	125
				Cénomaniens	
				Albien	
				Aptien	
				Barrémien	
		Néocomien		Hauteriviens	135
				Valanginiens	
Berriassien					

La craie peut être définie comme une roche sédimentaire marine, blanche (ou claire), presque exclusivement composée de carbonate de calcium, poreuse et friable.

Une description plus précise de la craie peut être donnée en se référant à ses origines et à ses composants (Kennedy, 1985).

La craie est ainsi définie comme une biomicrite, friable à bien cimentée, composée principalement de débris d'algues planctoniques (Haptophyceae) ou nanoplanctons. Ces débris sont formés de calcite à faible teneur en magnésium. D'autres composants carbonatés, calcarénites, peuvent être présents, ainsi que des minéraux non carbonatés, argileux et/ou siliceux, phosphatés.... La craie contient aussi des composants biogéniques carbonatés ou siliceux : foraminifères, oursins, bélemnites....

En fonction des proportions de calcite, argiles et calcarénites, les sédiments crayeux portent des appellations différentes définies dans le diagramme ternaire calcite – calcarénite – argile (Figure 1-1) (Schroeder, 2003).

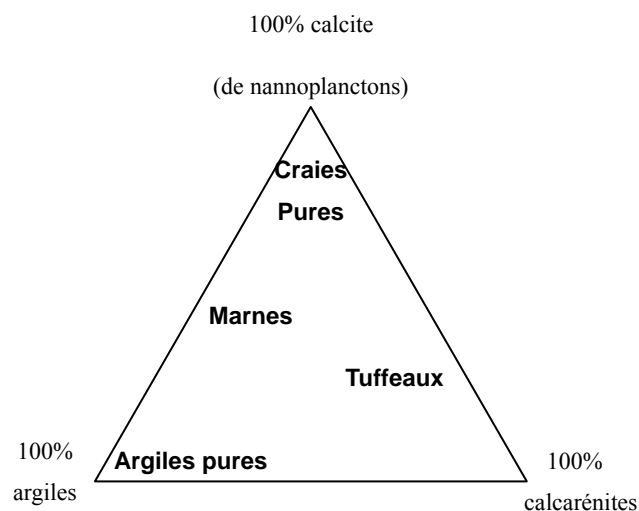


Figure 1-1 : composition des roches sédimentaires craies- marnes- argiles
(d'après Schroeder, 2003 et Mortimore, 1989)

1-2-2. Composition

1-2-2-1. Fossiles

La craie est constituée par des squelettes d'algues planctoniques, principalement des « coccolithophoridés ». Ils représentent plus de 80% de la craie « pure ». Ces squelettes de nanoplanctons sont formés d'un assemblage de plaquettes de calcite, de dimensions de l'ordre de 0.1 μm à 1 μm . Les algues planctoniques développent une grande variété de structures, formes et tailles de cristaux de calcite, conduisant à une grande variété de nanoplanctons, coccolithophoridés et espèces voisines. Le plus fréquemment, les plaquettes de calcite sont disposées en anneaux ou rosettes, de 3 à 15 μm , appelés coccolithes. Les coccolithes prennent la forme de sphère dite coccosphère. Les coccosphères fossilisés sont rarement observées entières. L'utilisation du M.E.B. (Microscope Electronique à Balayage) permet d'avoir une vision précise des coccolithes et en autorise l'étude systématique. La photo 1-1 montre l'aspect général des coccolithes, on y trouve une coccosphère entière. En plus des nanofossiles, les craies renferment des microfossiles, des macrofossiles tels que spongiaires, ammonites etc. Malgré leurs très faibles proportions, ils peuvent avoir une incidence sur le comportement mécanique des craies (Schroeder, 2003).

1-2-2-2. Minéralogie

- La calcite

Le composant majeur de la craie est de la calcite. Toutefois, cette calcite n'est pas purement du CaCO_3 mais contient une faible teneur en magnésium. La composition minéralogique des plaquettes de coccolithes, chimiquement très stable, explique le faible taux de diagenèse de la craie.

Siwak (1992) donne une analyse chimique des éléments majeurs de la craie de Lixhe (Tableau 1-2).

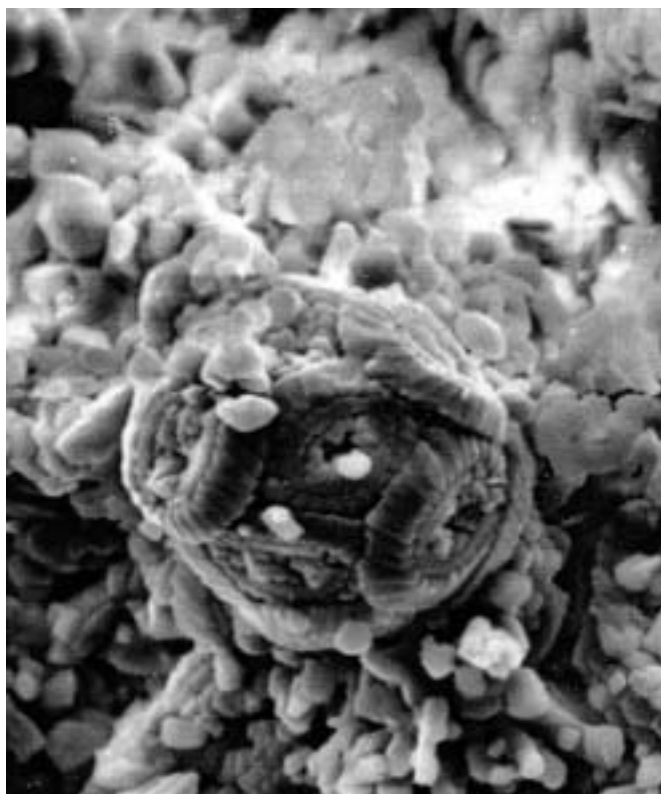


Photo 1-1 : Craie de Lixhe –vue au MEB (Schroeder, 2003)

Tableau 1-2 : composition de la craie de Liège en pourcentage d'oxyde (d'après Siwak,1994)

CO ₂	CaO	SiO ₂	MgO	K ₂ O	Fe ₂ O ₃	Na ₂ O	P ₂ O ₅	SO ₂	TiO ₂	Al ₂ O ₃
44%	53.5%	1.7%	0.3%	traces	0.1%	traces	0.2%	traces	traces	0.2%

- La silice

Le principal constituant secondaire influençant le comportement mécanique de la craie est la silice (Monjoie et Schroeder, 1989, Monjoie et al., 1990, Homand, 2000, Schroeder, 2003). La silice présente dans les craies est vraisemblablement d'origine biogénique et/ou volcanique, tout comme la silice des silex (Aubry, 1975). De la silice, sous forme de grains de quartz est assez rare mais certaines craies peuvent contenir jusqu'à 25% de silice, voire plus. Des analyses à la microsonde électronique permettent de montrer la répartition des atomes de silice dans la matrice crayeuse.

La photo 1-2 montre l'analyse par microsonde électronique (KEVEX) d'un élément de craie Ekofisk; Sur cette photo, les points blancs indiquent la présence de silice qui se présente d'une manière uniforme et diffuse.

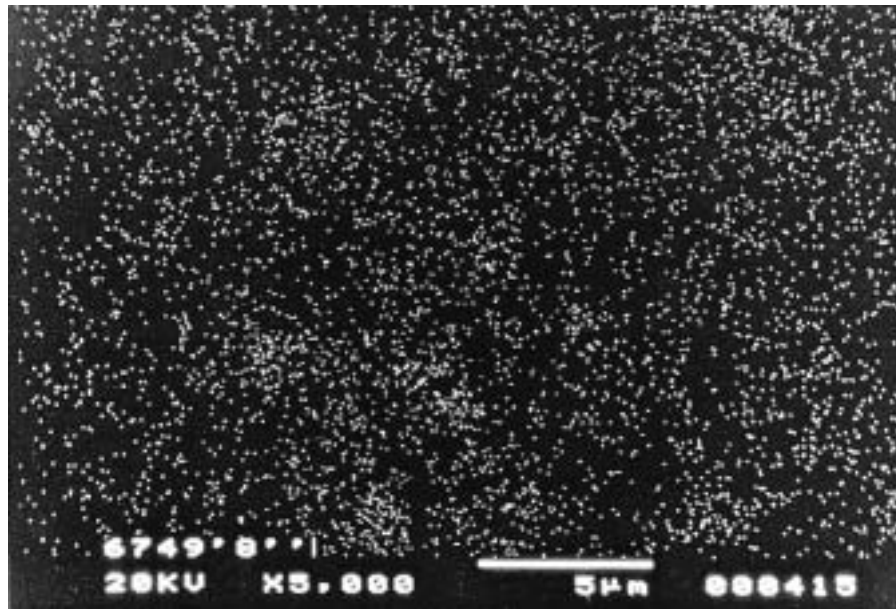


Photo 1-2 : Analyse par microsonde électronique de la silice dans un échantillon de craie du gisement d'Ekofisk (Monjoie, Schroeder et al., 1985)

Monjoie et al. (1985) distinguent les craies à faible teneur en silice (<2%) et les craies à forte teneur en silice (>10%). La tendance observée montre qu'une augmentation de teneur en silice augmente les caractéristiques de résistance mécanique de la craie.

- Les argiles

Des boues calcitiques et/ou argileuses, s'ajoutent parfois aux restes de nanfossiles, formant alors des craies atypiques ou des marnes. Doremus (Doremus, 1978) et Henry (Henry, 1989) ont étudié l'influence de la fraction argileuse sur le comportement de la craie. Il ressort de cette étude une distinction entre les craies à faible teneur en argile (<10%) et les craies à forte teneur en argile (>10%). Pour des teneurs en argile inférieures à 10%, c'est essentiellement la matrice crayeuse qui conditionne le comportement de la craie alors que la fraction argileuse ne semble pas prépondérante sur les propriétés mécaniques.

La craie de Lixhe que nous avons étudiée a une teneur en silice (1.7%) que l'on peut qualifier de faible selon la classification précédemment citée. La fraction argileuse est elle aussi infime. En conclusion, la craie de Lixhe est une craie très pure dans laquelle la présence négligeable des constituants secondaires ne va pas influencer de manière significative le comportement mécanique.

1-2-2-3. Structure et porosité

- Structure

La structure d'une craie est étudiée à l'aide du Microscope Electronique à Balayage (MEB). La photo 1-3 au MEB montre la complexité de la structure de la craie de Lixhe. On y trouve une coccolithe entière, des grains rhomboédriques dont certains peuvent être de la calcite recristallisée et des plaquettes de coccolithes brisés. La structure est déterminée par les relations entre les grains de la matrice solide, mais aussi par la configuration des vides et des pores. Aucune orientation préférentielle n'est visible quelle que soit l'orientation par rapport à la stratification (Schroeder, 2003). Les grains sont liés principalement par adhérence ou coalescence (Tallon, 1976), ainsi que par les ponts de calcite (Le Roux, 1973, Djebbi, 1984). La densité des grains de craie varie entre 2.70 et 2.72 (Tallon, 1976, Doremus et Henry, 1984).

Les images au MEB montrent également que la répartition granulométrique des pores est très étalée. Elle est composée de « gros » pores, de 1 à 5 μm selon les craies, de formes assez convexes avec un rayon d'entrée plus petit que le rayon des pores et d'un volume poreux restant, de dimensions inférieures à 1 à 2 μm et de formes variées (figure 1-2).

Il est important de préciser que ces hétérogénéités locales, à l'échelle microscopique, n'affectent pas l'homogénéité globale, à l'échelle macroscopique, du matériau (Schroeder, 2003). Les études antérieures effectuées ont permis de montrer que cette craie peut être considérée comme un matériau monominéral relativement homogène (Doremus 1978).



Photo 1-3 : la texture de la craie de LIXHE au MEB (R. Risnes et al. 2003)

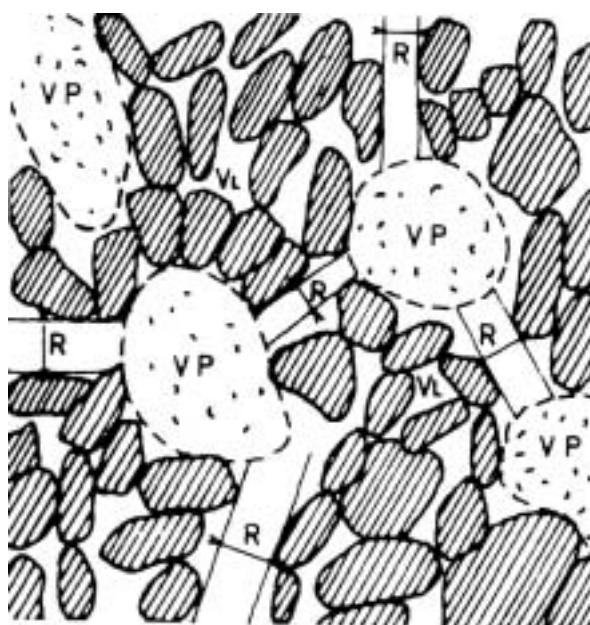


Figure 1-2 : Types de pores et rayons d'entrées (d'après Tallon, 1976)

- Porosité

La craie est une roche très poreuse. La porosité de la craie est mesurée en divisant le

volume du vide de l'échantillon par son volume total.

L'étude de la porosité peut se réaliser par différentes méthodes, parmi lesquelles nous pouvons citer (Schroeder, 2003) :

- la détermination indirecte, de la porosité totale, déduite des masses volumiques sèches et à saturation

- l'analyse d'images

- la tomographie aux rayons X

- la mesure directe par porosimétrie au mercure haute pression

- la mesure de la surface spécifique, qui apporte des informations complémentaires.

Pour la craie de Lixhe, Elle est caractérisée par sa forte porosité connectée de 40%. Sa densité sèche est de l'ordre de 1.6.

1-2-2-4. L'eau dans les craies

La question de l'eau dans la craie est primordiale. Les interactions entre ce fluide et la matrice rocheuse sont les phénomènes fondamentaux qui conditionnent le comportement mécanique.

En général on distingue selon leur température d'élimination.

- eau interstitielle, ou eau libre, s'éliminant totalement vers 100°C. C'est cette eau qui donne la « teneur en eau » au sens géotechnique ;

- eau capillaire, dont la plus grande partie disparaît vers 150°C;

- eau adsorbée, liée faiblement par attraction ionique ou forces de Van der Waals, éliminée en dessous de 300°C ;

- eau de cristallisation (et eau zéolithique, piégée dans les cavités du réseau cristallin) faisant partie du réseau cristallin (entre autres, composante des hydrates). Elle est éliminée en dessous de 500°C.

- eau de formation, constituée des groupes hydroxyles des argiles, éliminée entre 400°C et 800°C.

Les deux derniers types d'eau sont parfois regroupés sous le nom d'« eau de structure », caractérisée par une libération au-delà de 300°C.

La craie « sèche » contient donc encore une quantité non négligeable d'eau, dont le rôle sur le comportement mécanique peut être prépondérant.

1-2-2-5. Classification des craies

Il existe différentes méthodes de classification des craies.

Avec l'apparition du microscope électronique à balayage, une classification est proposée par Mortimore (Mortimore, 1989) qui par une analyse semi-quantitative des caractéristiques pétrographiques a défini un index de texture. L'index de texture en fonction de la densité sèche est utilisé afin de classer les craies selon l'ordre suivant :

- craie extrêmement molle ;
- craie très molle ;
- craie moyennement dure ;
- craie dure ;
- craie très dure ;
- craie extrêmement dure.

D'autres classifications peuvent s'effectuer à partir des corrélations entre densité sèche et résistance à la compression sèche, ou encore densité sèche et teneur en eau naturelle (Siwak, 1992).

Masson (Masson, 1973) a proposé une classification simple basée sur le rapport entre la résistance à la compression (R_c) sèche et humide (Tableau 1-3)

Tableau 1-3 : Désignation de la catégorie d'une craie en fonction de son rapport entre la résistance à la compression (R_c) sèche et humide (d'après Masson, 1973)

$R_c(\text{sec})/R_c(\text{saturée})$	Qualité de la craie
< 3.0	Très bonne
3.0 à 3.5	Bonne
3.5 à 4.0	Médiocre
> 4.0	Très mauvaise

Une autre classification des craies est proposée par Schroeder en fonction de la porosité initiale et la teneur en silice (Monjoie & Schroeder 1989). A partir d'essais oedométriques, Monjoie et al.(Monjoie et al., 1990) proposent de déterminer des catégories de porosité en fonction du comportement mécanique observé (Tableau 1-4).

Tableau 1-4 : Désignation de la catégorie d'une craie en fonction de sa porosité (d'après Monjoie et al., 1990)

Porosité	Désignation de la catégorie de craie
Inférieure à 32%	Très basse porosité
Entre 32% et 37%	Basse porosité
Entre 37% et 45%	Forte porosité
Supérieure à 45%	Très forte porosité

Si ce genre d'approche peut constituer une première approximation pour le modélisateur, les résultats doivent être considérés avec une grande prudence tant les faciès crayeux sont de nature différente. Une étude fine du comportement mécanique d'un type de craie ne saurait se satisfaire de telles approximations.

1-3. Comportement Mécanique de la craie

Comme nous l'avons déjà évoqué, le comportement de la craie est très complexe. Il dépend de nombreux paramètres, en particulier de la porosité, de la teneur en SiO₂, des argiles, des conditions de saturation et aussi du temps. Dans ce qui suit, nous allons faire un résumé sur le comportement mécanique des craies indépendamment et dépendamment du temps.

1-3-1. Comportement de la craie indépendamment du temps

1-3-1-1. Comportement sous compression hydrostatique

Le comportement sous compression hydrostatique est confirmé par nombreux auteurs sur différentes craies (Jones, 1985, Shao, 1987, Monjoie et al., 1990, Dahou, 1995, Homand, 2000, Schroeder, 2003,). La figure 1-3 permet de mettre en évidence le comportement typique d'une craie sous chargement hydrostatique monotone. La figure 1-4 représente les courbes de cycles de déchargement - rechargement effectués au cours de l'essai à différentes pressions.

La figure 1.4 montre le résultat d'un essai en compression hydrostatique avec des cycles de chargement-déchargement (saturation au Soltrol) (HOMAND, 2000). Le comportement mécanique de Lixhe peut être observé à partir de cette figure. D'après SHAO (SHAO, 1987), trois zones distinctes peuvent être identifiées. La première phase correspond à un comportement élastique quasi-linéaire, c'est la phase qui traduit un comportement élastique et réversible.. Dans la seconde phase, la présence d'une forte contraction plastique est le résultat d'un effondrement progressif de la structure poreuse par rupture des ponts entre grains (ou autres mécanismes...). Cette phase est caractérisée par une augmentation de la compressibilité du matériau due à un effondrement progressif de la structure microporeuse de la craie par rupture des ponts entre grains et à la croissance de la surface de contact entre grains.

La dernière phase met en évidence un écrouissage croissant avec une diminution rapide du taux de contraction plastique due à la croissance de la surface de contact entre les grains.

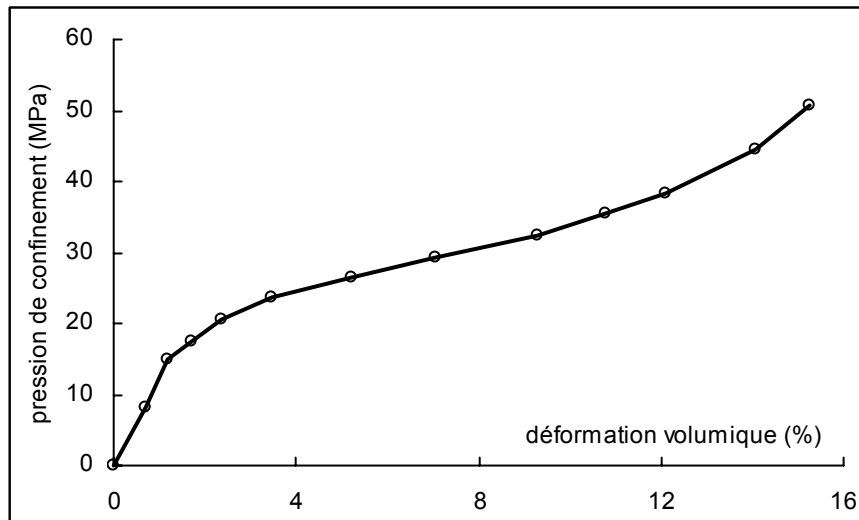


Figure 1-3 : Essai de compression hydrostatique monotone classique

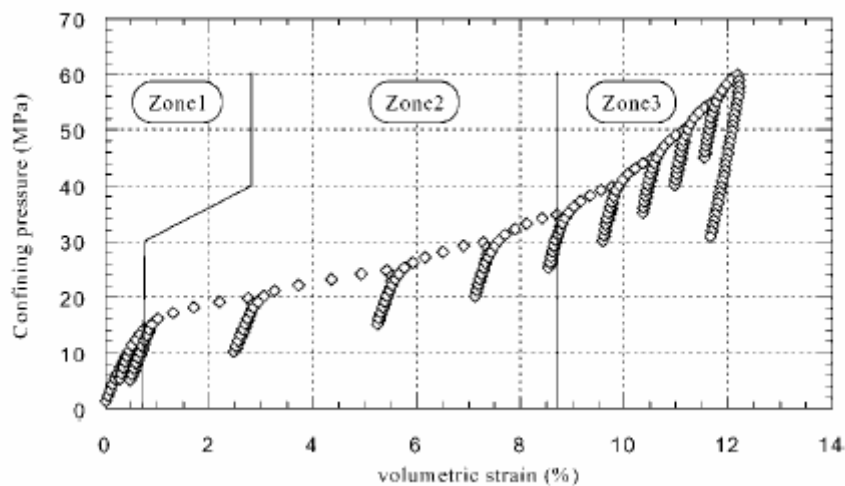


Figure 1-4 : Essais hydrostatatique avec cycles de chargement-déchargement (HOMAND & SHAO, 2000)

De façon générale, le mécanisme de déformation plastique mis en jeu lors d'une pression hydrostatique sera appelé « pore collapse ». Il est également constaté que la déformation volumique plastique de la craie est essentiellement engendrée par la réduction irréversible de l'espace poreux (compressibilité négligeable du squelette).

Il est à noter que la limite élastique en compression isotrope σ_{m0} , appelée aussi seuil d'effondrement de la structure, varie d'une craie à une autre en fonction de la porosité initiale ainsi que les conditions de saturation. Par exemple, la limite d'élasticité initiale sous

contraintes hydrostatiques est environ 13 MPa pour la craie de Lezennes (Dahou, 1995).

1-3-1-2. Comportement sous compression triaxiale

Il est constaté que les résultats obtenus sur les différentes craies montre une concordance (Shao, 1987, Siwak, 1992, Homand, 2000, Schroeder, 2003) entre eux-mêmes. En général, la craie présente deux comportements distincts selon la pression de confinement appliquée. Lorsque cette dernière est faible, la roche étudiée présente un comportement élastoplastique radoucissant, avec présence de pics de résistance. Dans le cas où la pression de confinement est élevée, les courbes de contraintes-déformations présentent un comportement élastoplastique écrouissable.

La figure 1-5 présente quelques exemples de résultats des essais triaxiaux sous différentes pressions de confinement sur la craie de Lixhe (Homand, 2000).

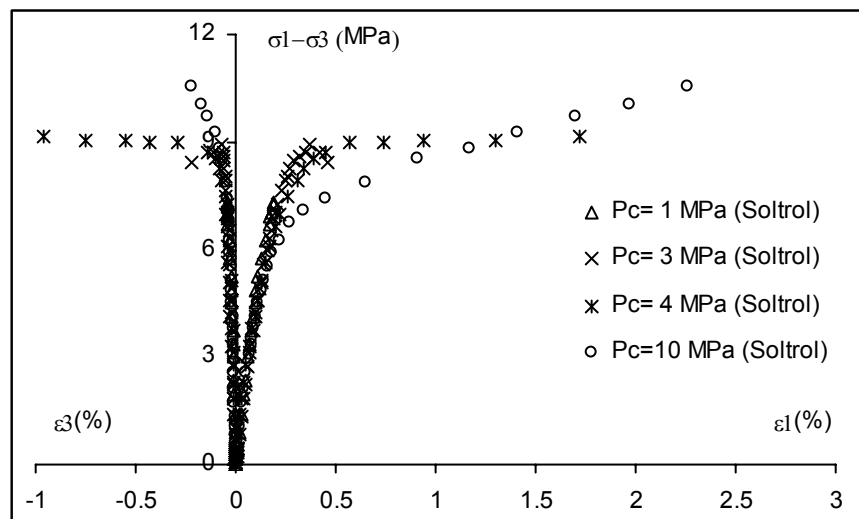


Figure 1-5 : Essais de compression triaxiale (d'après Homand, 2000)

Le domaine élastique pour les géomatériaux est défini dans l'espace des contraintes, à l'intérieur duquel les déformations sont réversibles. Ce domaine est délimité par les limites d'élasticité initiale. Concernant les essais triaxiaux, la limite élastique est déterminée par la valeur du déviateur à partir de laquelle on observe une apparition d'une déformation irréversible.

Pour la plupart des roches le domaine d'élasticité initial est fermé. Plusieurs études effectuées (Shao, 1987, Homand, 2000, Schroeder, 2003, Colin, 2003) pour la détermination du domaine élastique des matériaux montrent aussi bien pour les sols que pour les roches que ce domaine a en général une forme géométrique ovale dans le plan (p,q). Plusieurs remarques sont à noter :

- La limite d'élasticité initiale dépend fortement de la pression hydrostatique. Elle augmente avec cette dernière puis elle diminue.
- La limite d'élasticité devient négligeable lorsque la pression de confinement dépasse la limite d'élasticité en compression isotrope.

En raison de la forte porosité des craies, la déformation volumique plastique de ce matériau est souvent contractante (contractance des déformations irréversibles). En outre, la valeur de la contractance dépend fortement de la pression de confinement et de la porosité. A partir des essais effectués sur la craie de Liège par Schroeder (Schroeder, 1991), la craie peut présenter un comportement qui se traduit par une faible phase de dilatance sous une faible pression de confinement (compression simple par exemple). Cette phase disparaît totalement quand la pression de confinement est élevée.

1-3-2. Comportement de la craie dépendant du temps

Dans cette section, nous allons aborder le comportement mécanique de la craie dépendant du temps. La craie est un matériau qui peut présenter un fluage remarquable sous charge constante. Cette caractéristique est montrée par de nombreuses études entreprises dans différents laboratoires. Il est à noter que ces études sont réalisées dans les conditions particulières.

Le fluage se traduit par la progression des déformations d'un matériau sous des contraintes constantes. Sur la figure 1-6, nous présentons une courbe typique de fluage (ligne continue A). La pente de cette courbe ($d\varepsilon/dt$) est appelée vitesse de fluage. Suivant la vitesse de déformation, on distingue sur la courbe 3 phases :

- Dans la première phase après une déformation initiale instantanée de l'échantillon, ε_0 , la vitesse de fluage décroît avec le temps, cette phase est appelée fluage primaire.
- Dans la seconde phase, la vitesse de déformation reste sensiblement constante dans le temps, ce type de fluage est appelé fluage stationnaire.
- Finalement dans la troisième et dernière phase, la vitesse de fluage croît rapidement avec le temps jusqu'à la rupture, cette phase est appelée fluage tertiaire.

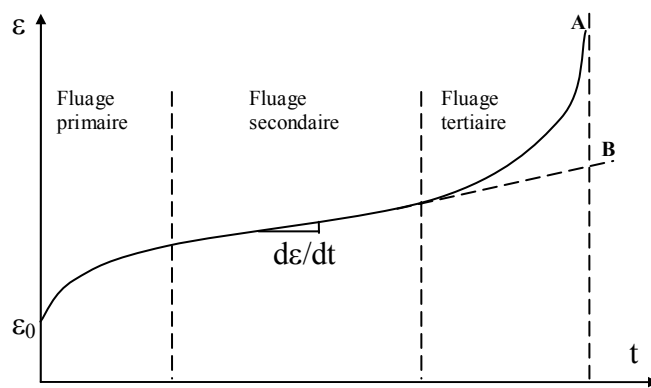


Figure 1-6 : Différentes phases d'une courbe typique de fluage

L'apparition de ces trois phases est directement liée à la contrainte appliquée (Sadao & al 1980). Selon nos études sur la craie, la courbe de fluage est éventuellement liée au fluide de saturation. Il est également montré que l'apparition et l'évolution du fluage tertiaire n'a lieu que pour des contraintes déviatoriques élevées sous confinement faible pour la craie de Lixhe. Ces résultats seront présentés dans le paragraphe suivant.

L'essai de base pour étudier la réponse différée (viscoélastique-viscoplastique) des matériaux est l'essai de fluage. Dans ces essais le champ de contraintes spécifiques est appliqué aux matériaux d'une manière instantanée « immédiate ». La contrainte est maintenue constante durant l'essai, pendant lequel les déformations de l'échantillon étudié sont mesurées. L'étude du fluage, dans la craie, sous des sollicitations hydrostatiques est faite dans l'objectif d'évaluer un certain nombre de paramètres viscoplastiques. Les essais sont effectués en

conditions drainées, le drainage du fluide (l'eau et le Soltrol) engorgeant les pores, est assuré par les deux embases drainantes.

1-3-2-1. Fluage sous contrainte hydrostatique

D'après une étude faite par Dahou (Dahou, 1995) sur la craie de Lezennes, le fluage présente toujours une stabilisation sous contrainte hydrostatique quels que soient les niveaux de confinement. Dans sa thèse, l'évaluation des déformations irréversibles dans les essais de fluage hydrostatique en utilisant les cycles de chargement-déchargement confirme que la craie étudiée présente un comportement élasto – visco - plastique. Les déformations élastiques peuvent être considérées comme instantanées et les déformations dues au fluage sont essentiellement plastiques. L'ordre de grandeur des déformations viscoplastiques est relativement important par rapport aux déformations élastiques (Figure1-7).

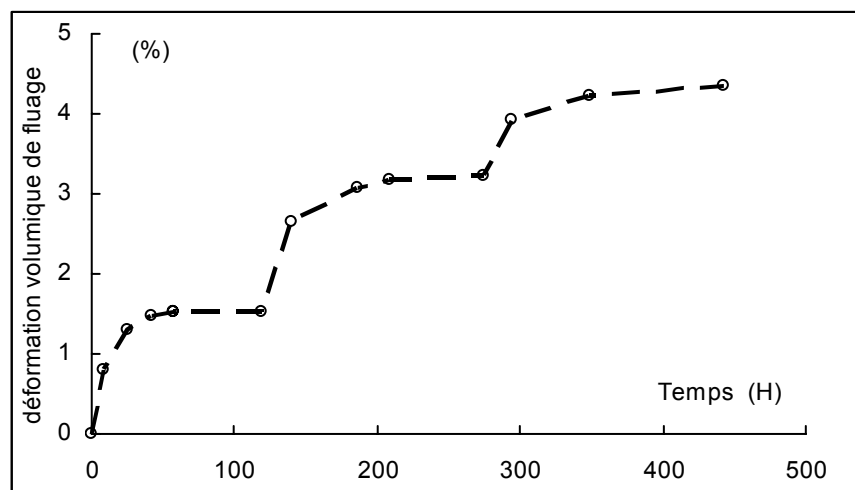


Figure1-7 : Courbes de fluage obtenues dans un essai de fluage hydrostatique sous contraintes isotropes de 10, 20, 30 MPa (Dahou, 1995)

1-3-2-2. Fluage uniaxial

Dessenne (Dessenne, 1971) a réalisé des essais de fluage uniaxiaux à très court terme. Il constate que la déformation viscoplastique croît très vite quand la déformation instantanée dépasse le seuil correspondant à un niveau de contrainte voisin de 0.7 Rc (résistance à la

compression). Il observe également que le fluage secondaire est sensiblement linéaire et sa vitesse croît avec la fraction de R_c qui présente un point caractéristique à $0.5 R_c$. En dessous de ce point la vitesse de fluage est faible et varie très peu. Par contre, dans le cas où $\sigma \geq 0.7 R_c$, il semble qu'il soit difficile de maintenir un fluage stable ne conduisant pas à la rupture.

La figure (Figure1-8) présente les essais de fluage trouvés de Schroeder (Schroeder, 1989). Les courbes représentées montrent une déformation instantanée suivie par une augmentation rapide de la déformation. La vitesse de déformation décroît dans la phase transitoire puis elle devient pratiquement constante. Remarquons que lorsque le rapport entre la contrainte appliquée et la contrainte de rupture est élevée, la vitesse de déformation ne cesse d'augmenter après la phase transitoire.

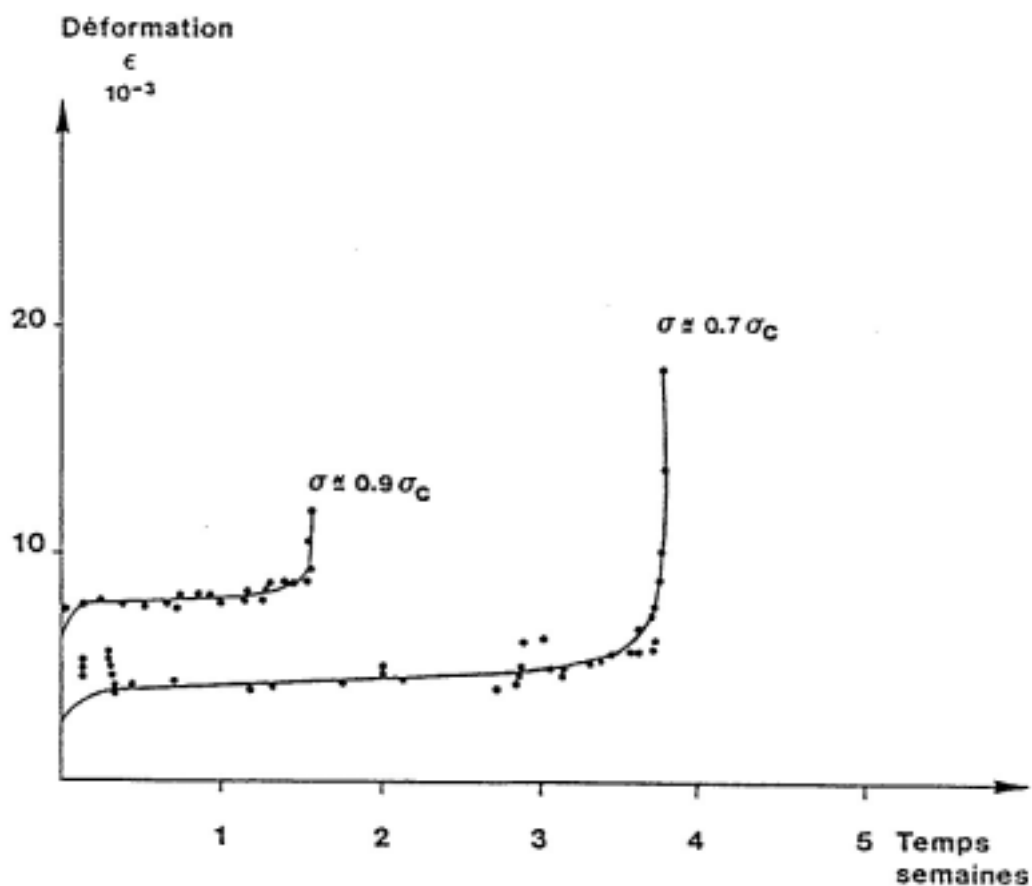


Figure1-8 : Essais de fluage uniaxial (Monjoie et Schroeder, 1990)

1-3-2-3. Fluage triaxial

Monjoie & al (Monjoie & al, 1990) ont réalisé une étude de fluage triaxial. Les essais ont été effectués sur un chemin de sollicitation oedométrique où les contraintes radiales sont ajustées de manière à maintenir la déformation radiale constante.

D'une manière générale, la présence du fluage transitoire existe dans tous les essais. Le fluage tertiaire a lieu quand il y a une réduction effective de la section, ou une augmentation des vides qui influent sur la déformation. Une série d'essais de fluage triaxial (avec les pressions de confinement 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35 MPa) a été réalisée sur la craie de Lezennes par Dahou (Dahou, 1995). La figure 1-9 montre les résultats d'essais de fluage triaxial avec pression de confinement 20MPa sous déviateur 5, 10, 15 MPa. D'après les résultats des essais, la craie de Lezennes est purement contractante et il n'y a jamais eu de dilatance présente. Sous des contraintes déviatoriques, le fluage transitoire est le seul phénomène observé.

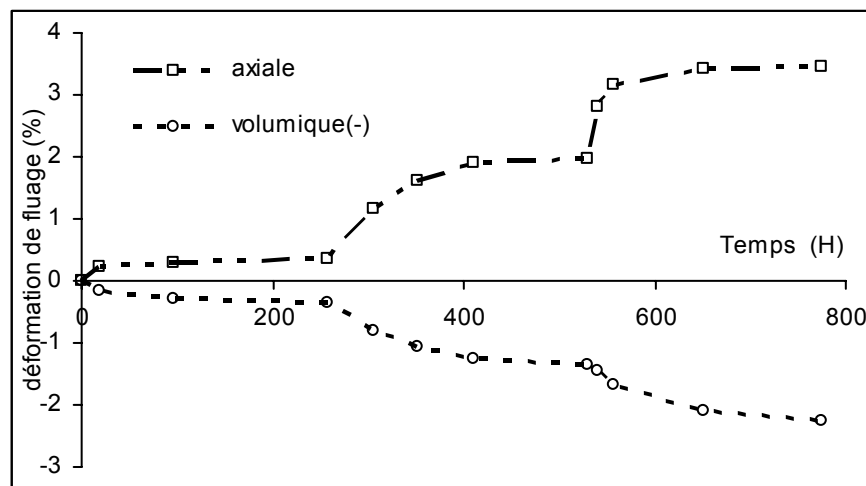


Figure 1-9 : Essai de fluage triaxial sous pression de confinement 20MPa et déviateur 5, 10, 15MPa. (Dahou, 1995)

1-4. Influence de la porosité, de la composition minérale et des liquides de saturation

1-4-1. Influence de la porosité

L'influence de la porosité sur le comportement mécanique des craies a été étudiée dès le début les années 70 par plusieurs auteurs (Engstrom, 1972, Doremus, 1978).

Une étude statistique sur la variation des caractéristiques élastiques en fonction de la porosité initiale a été faite sur la craie de la Mer du Nord par Engstrom (Engstrom, 1992). Cette étude a montré l'existence d'une corrélation entre la porosité et le Module d'Young, le coefficient de Biot, la compression isotrope de « pore collapse » ainsi que le coefficient de Poisson.

Cette conclusion a aussi été soulignée par Halleux et al. (Halleux et al., 1985) lors de leur étude sur la craie de la Mer du Nord. Ils ont observé que le module de Young et la limite élastique obtenus par l'essai de compression triaxiale dépendent de la porosité initiale.

Les résultats trouvés par Monjoie et Schroeder (Monjoie et Schroeder, 1990) peuvent être résumés par le diagramme ci-dessous qui donne l'ensemble des cercles de Mohr obtenus sur échantillons secs à faible teneur en quartz. Deux courbes intrinsèques sont distinguées (figure1-10) :

- les craies à forte porosité (>37%), de la formation Tor et de la formation Ekofisk (avec parfois, pour cette dernière, une teneur en quartz plus élevée, en raison de son hétérogénéité). Les résistances sont les plus faibles.

- les craies à faible porosité (<37%) ont des résistances nettement plus élevées.

Une série d'essais uniaxiaux (oedométriques) a permis de préciser ces relations (Monjoie, Schroeder et al., 1990). La figure ci-après donne l'ensemble des courbes contraintes-déformations obtenues sur les craies de faible teneur en quartz (environ 2.0% de

SiO₂). La figure 1-11 a clairement montré que la pente de la partie « élastique » et la limite élastique dépendent de la porosité.

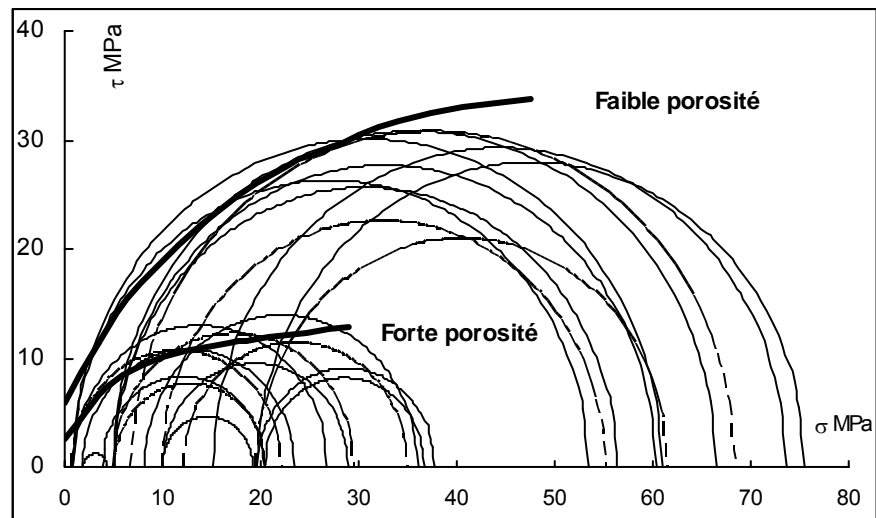


Figure 1-10 : Cercles de Mohr de craies de Mer du Nord (Monjoie et Schroeder, 1990)

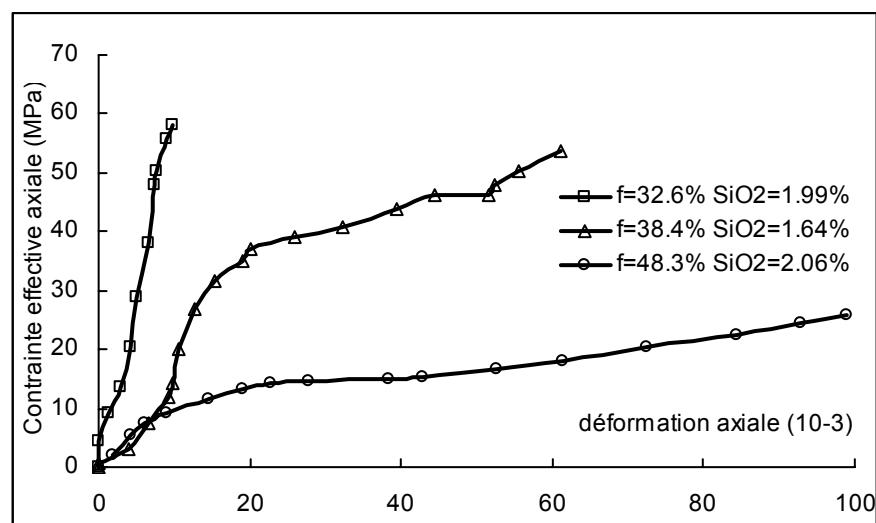


Figure 1-11 : Courbes contraintes-déformations obtenues sur les craies en faible teneur en quartz (environ 2.0% de SiO₂). (Monjoie, Schroeder et al., 1990)

Dans la thèse de Schroeder (Schroeder, 2003), elle présente la variation du module oedométrique en fonction de la porosité qui est donnée par Da Siva et al. (figure1-12). La relation E_0 / porosité est à peu près linéaire, si l'on ne prend pas en compte les échantillons à haute teneur en quartz (notés HQ).

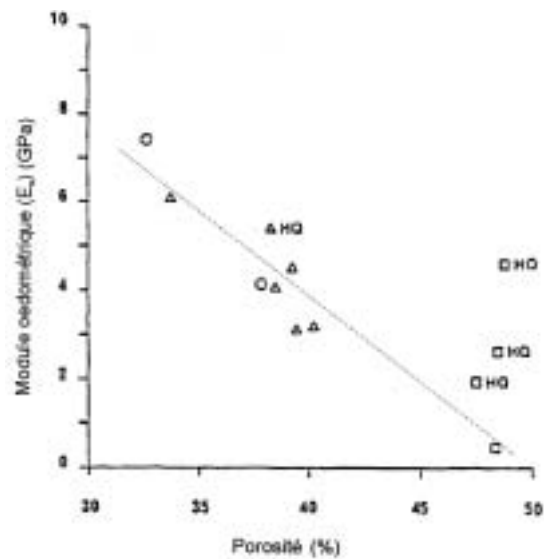


Figure 1-12 : Evolution du module oedométrique de craies de Mer du Nord en fonction de la porosité (d'après Schroeder, 2003)

Le module de Young, déterminé par le chargement déviatorique varie aussi avec la porosité. Il est ainsi possible de tracer un diagramme montrant la relation entre le module « d'élasticité » et le module oedométrique.

La forte porosité de la craie est le facteur dominant qui guide le comportement anélastique sous forte pression hydrostatique.

1-4-2. Influence de la composition minérale

On trouve aussi des études de l'influence de la composition minérale sur le comportement mécanique des craies à partir des années 70 (Doremus, 1978, Henry, 1989, Schroeder, 1985, Monjoie, Schroeder et al., 1985).

Pour des teneurs en argile inférieures à 10%, c'est essentiellement la matrice crayeuse qui conditionne le comportement de la craie. Par contre, la fraction argileuse ne semble pas être un facteur prépondérant sur les propriétés mécaniques (Doremus, 1978, Henry, 1989).

Les résultats donnés par Monjoie et Schroeder (Monjoie et Schroeder, 1990) sont représentés par le diagramme ci-dessous qui donne l'ensemble des cercles de Mohr obtenus

sur échantillons secs à faible porosité. De même, on distingue deux courbes intrinsèques (figure 1-13) :

- Pour les craies à faible teneur en quartz (<10%) (faible porosité (<37%)), de la formation Tor et de la formation Ekofisk, les résistances sont nettement plus élevées.
- Concernant les craies à forte teneur en quartz (faible porosité), uniquement de la formation Ekofisk, les résistances sont un peu supérieures aux craies précédentes.

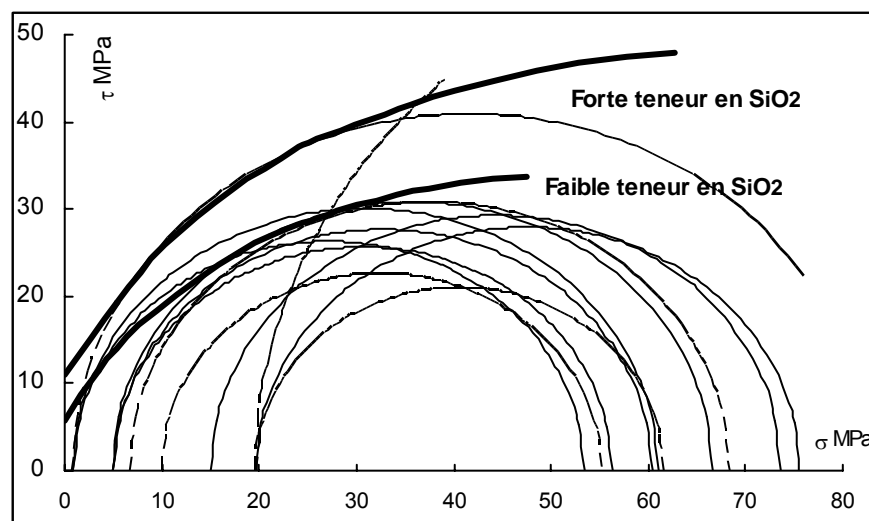


Figure 1-13 : Cercles de Mohr de craies de Mer du Nord (d'après Monjoie et Schroeder, 1990)

Une série d'essais uniaxiaux (oedométriques) a permis de préciser ces relations (Monjoie, Schroeder et al., 1990). La figure 1-14 donne des courbes contraintes - déformations obtenues sur les craies à forte porosité (environ 48.0% de porosité). Cette figure a clairement montré que la pente de la partie « élastique » et la limite d'élasticité sont influencées par la teneur en quartz.

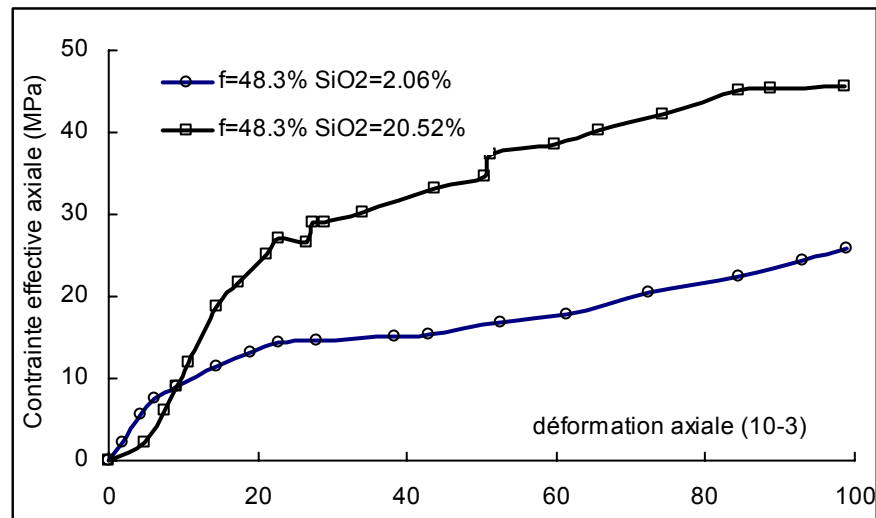


Figure 1-14 : Courbes contraintes - déformations obtenues sur les craies à forte porosité (environ 48.0% de porosité). (Monjoie, Schroeder et al., 1990)

1-4-3. L'influence des liquides de saturation

1-4-3-1. L'influence des liquides différents

D'une manière générale les liquides de saturation ont une influence sur la craie. Cette influence varie entre ceux qui sont corrosifs tels que l'eau et ceux qui ne le sont pas tels que les alcools et les huiles.

Les effets des autres fluides étaient aussi déjà perçus dans les années 70, surtout en ce qui concerne les propriétés de gonflement. Doremus (Doremus,1978) a dans son étude, montré l'influence de l'eau, des alcools et les benzènes sur le gonflement de la craie. Il a également montré que la variation des conditions de saturation influençait les caractéristiques du matériau particulièrement sur le gonflement de la craie. Des résultats similaires ont été trouvés par Gistau (Gistau, 1985) qui a remarqué que pour l'ensemble des craies étudiées, l'eau entraîne toujours les gonflements les plus importants. En revanche, le benzène offre les déformations les moins importantes à quelques rares exceptions près.

L'observation d'une différence marquée du comportement mécanique de la craie en fonction du fluide saturant a été faite à partir d'échantillons totalement saturés en fluide

mouillant ou en fluide non mouillant. La mouillabilité peut être définie comme étant la tendance pour un fluide à se répandre sur une surface solide en présence d'un second fluide. Toute l'étude qui suit va donc concerner les craies mouillables à l'eau, l'huile étant considérée comme un fluide non mouillant.

L'effet de l'eau sur le comportement des craies est connu depuis longtemps. En ce qui concerne l'influence de l'eau sur le comportement mécanique de la craie, Masson (Masson, 1973) et Dessene (Dessene, 1971) ont montré que l'influence de l'eau est très importante sur les modules et la résistance. Le module d'Young, la limite élastique et la résistance à la compression uniaxiale sont inversement proportionnels au degré de saturation.

Schroeder (Schroeder, 1996) a réalisé une série d'essais de compression triaxiale sur des échantillons de craie saturés par différents fluides de toute gamme de viscosité. Deux groupes de comportement se distinguent nettement, indépendamment de la viscosité : le premier groupe rassemble les fluides mouillants et le second les fluides non mouillants sur la craie de Lixhe.

Sur la figure 1-15 (Schroeder et Shao, 1996), l'influence du fluide saturant sur le comportement mécanique de la craie sous sollicitations hydrostatiques est mise en évidence. Cette figure présente les résultats des essais hydrostatiques effectués sur une craie saturée, respectivement, aux fluides mouillants et aux fluides non mouillants. Les trois phases du comportement mécanique présentées pour une craie saturée aux fluides non mouillants se retrouvent également pour une craie saturée aux fluides mouillants mais avec un seuil de plasticité initial réduit de manière très significative. Ce seuil de plasticité initial sous compression hydrostatique est l'un des paramètres essentiels pour décrire le comportement mécanique de la craie. Il est directement affecté par le type de fluide saturant.

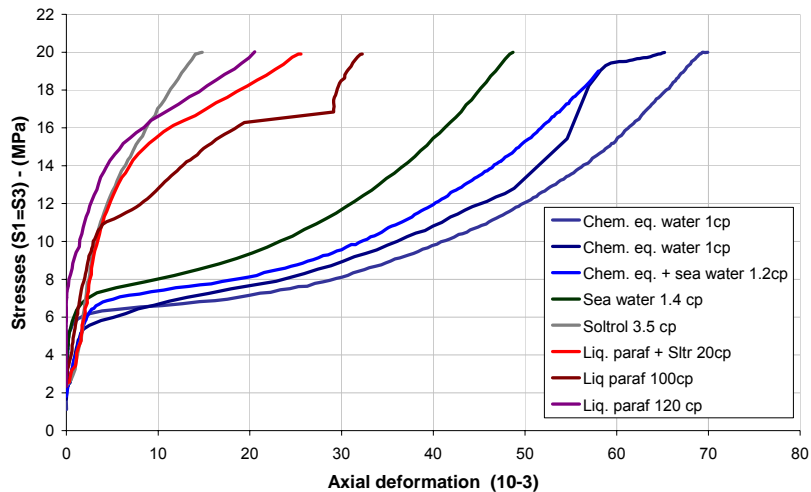


Figure1-15 : Courbes contraintes - déformations obtenues sur les craies de Lixhe saturées en différents fluides (Schroeder et Shao, 1996)

Pour les essais triaxiaux, les comparaisons entre les résultats expérimentaux d'essais triaxiaux obtenus pour deux types de pression de confinement (faible pression de confinement et forte pression de confinement) représentatives et pour les deux fluides saturants sont présentées sur la figure 1-16 (Homand, 2000). Tout comme pour l'essai hydrostatique, l'influence du fluide saturant sur le comportement mécanique de la craie sous compression triaxiale est clairement montrée:

- Le seuil de plasticité initial diminue considérablement lorsque la craie est saturée avec le fluide mouillant.

- La limite de rupture, obtenue pour les faibles pressions de confinement, est atteinte pour un déviateur plus faible lorsque la craie est saturée avec le fluide mouillant.

- Le comportement anélastique semble être tout à fait semblable quel que soit le fluide saturant. Toutefois, l'eau rend la craie plus ductile sous faibles pressions de confinement.

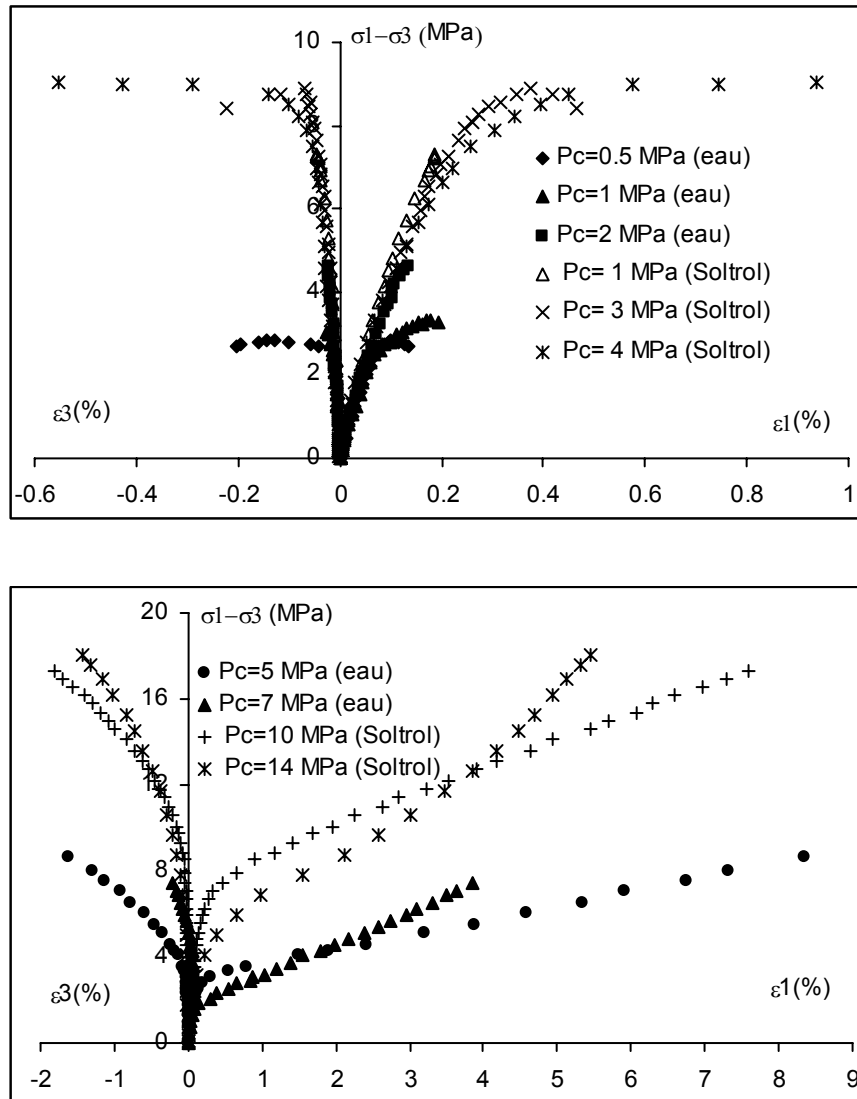


Figure1-16 : Courbes contraintes – déformations obtenues sur les craies de Lixhe saturées au Soltrol et à l'eau (d'après Homand, 2000)

On peut généraliser ce qui est observé pour les deux essais à tous les essais en traçant le seuil de plasticité initial et la limite de rupture obtenus pour les deux types de fluide saturants. Sur la figure1-17, on peut observer que le domaine d'élasticité initial est réduit de manière significative lorsque la craie est saturée à l'eau. On observe également une limite de rupture pour la craie saturée au Soltrol supérieure à celle pour la craie saturée à l'eau.

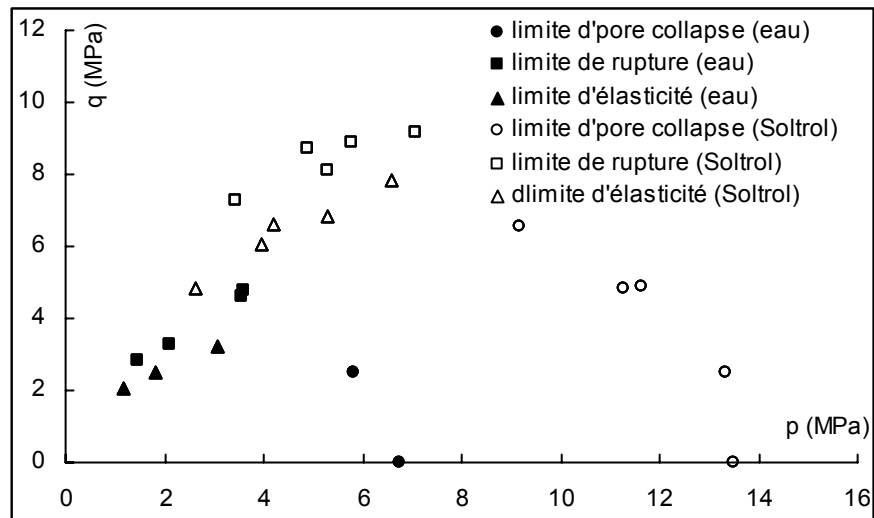


Figure 1-17 : les limites d'élasticité, les limites de rupture et les limites d'pore collapse obtenus pour les deux types de fluide saturants. (D'après Homand, 2000)

1-4-3-2. L'influence des différents degrés de saturation en eau.

Schroeder (Schroeder, 1998, Schroeder, 2000, Schroeder, 2003,) a effectué sur la craie de Lixhe des essais hydrostatiques pour différents degrés de saturation en eau. Les résultats, présentés par la figure 1-18, montrent que les limites du « pore collapse » diminuent selon l'augmentation du degré de saturation en eau. Ce résultats est confirmée par des essais (quasi-hydrostatiques) réalisés au Stavanger Collège (Risnes et al., 2000) sur de la craie de Lixhe saturée en eau ou au méthanol, à des degrés de saturation variables.

Les expériences menées pour une craie impure par Brignoli (1994) montrent aussi une diminution de la résistance en compression simple avec l'augmentation du degré de saturation en eau. De plus, les expériences menées pour une craie par Talesnick et al. (Talesnick et al., 2001) , présentés par la figure 1-19, montrent aussi une diminution de la résistance à la traction avec l'augmentation du degré de saturation en eau.

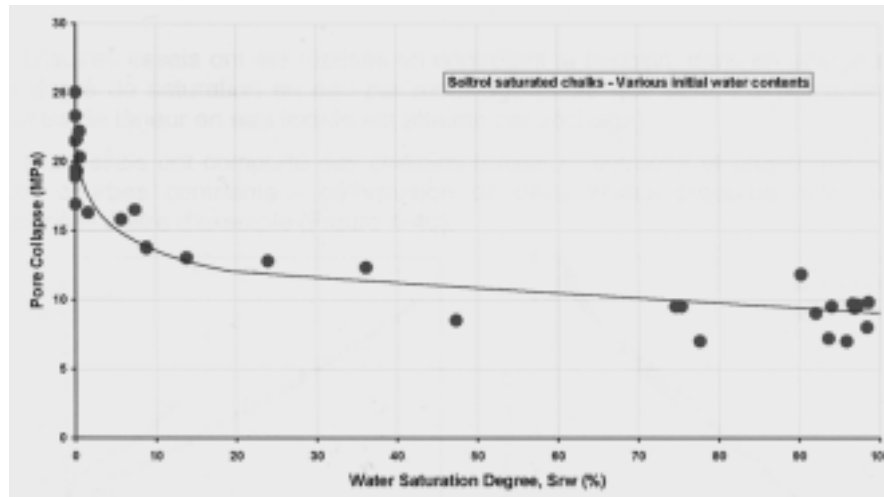


Figure1-18 : Les limites du « pore collapse » pour différents degrés de saturation en eau.
(Schroeder, 2000)

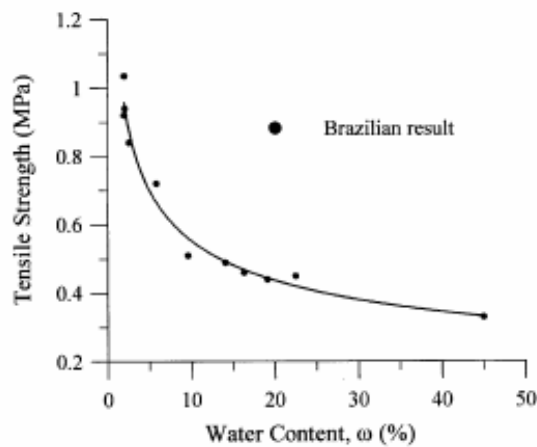


Figure1-19 : Les résistances à la traction pour différents degrés de saturation en eau.
(Talesnick et al., 2001)

1-4-3-3. Mécanisme de l'interaction craie-fluide

Les différents mécanismes possibles pouvant expliquer la réponse de la craie vis à vis du fluide injecté sont étudiés par plusieurs chercheurs. En général, ils peuvent être classés en mécanismes physiques et chimiques.

- Mécanisme physique, effet de capillarité

Les forces de capillarité se produisent en raison de la tension entre l'interface

solide-fluide. Les forces capillaires proviennent d'une propriété des fluides appelée tension de surface qui s'installe à l'interface de deux matériaux différents.

L'amplitude des forces capillaires est directement proportionnelle à la tension de surface (l'angle de contact du fluide et du solide) et est inversement proportionnelle à la taille des pores. Pour de faibles degrés de saturation, la phase mouillante forme des ménisques entre les grains et les maintient ensemble par l'intermédiaire d'une cohésion entre les grains. Lorsque les degrés de saturation sont plus élevés en phase mouillante, les vides se remplissent d'eau et les ménisques sont détruits, la tension de surface diminue et la pression de contact disparaît.

Les forces de capillarité et les effets de saturation ont été proposés comme le principal mécanisme de l'interaction eau-craie par plusieurs chercheurs (Andersen et al., 1992, Schroeder and Shao, 1996, Plischke, 1996, Papamichos et al 1997, Risnes et al., 2003).

- Effets chimiques

Le deuxième mécanisme consiste à prendre en compte l'effet chimique pour l'interaction entre la craie et l'eau. Ce mécanisme a été postulé depuis années 80 (Newman, 1983, DJEBBI, 1984, Heggheim, 2005).

Cette interaction eau-craie par effet chimique peut être attribuée à la dissolution de calcite (Ca^{2+} , CO_3^{2-}) au contact des grains dans la matrice de la craie où se trouvent les concentrations de contraintes. Cette dissolution s'accompagnant d'une migration des ions Ca^{2+} et CO_3^{2-} , implique la destruction des petits ponts qui forment le lien entre les grains et induit une perte de la forme de la matrice interne de la craie, et par conséquent, affecte directement la porosité connectée de la roche.

De ce point de vue : quatre remarques ont été faites selon les observations expérimentales disponibles :

- Entre la composition de l'eau avant injection et après injection, les différences sont négligeables, que celle-ci soit en équilibre ou non avec la craie (Risnes et al., 1996). Une très

faible quantité de calcite de dissolution et de carbonates précipités est trouvée dans le fluide récupéré après injection. Ce phénomène tend à prouver que la dissolution chimique est, si elle existe, extrêmement faible.

- L'effet de l'injection d'eau dans une craie initialement saturée par du Soltrol est quasi instantané alors que la réaction chimique entre l'eau et la calcite peut durer plusieurs dizaines de minutes.

- L'utilisation d'eau en équilibre chimique avec la craie, supposée éviter les phénomènes de dissolution, montre le même impact que l'utilisation d'eau de mer (Schroeder, 1996).

- De plus, l'utilisation d'eau en hautes concentrations de chlorure de calcium ou de chlorure de sodium avec la craie, montre que l'augmentation des concentrations augmente la limite "de l'écroulement de pore" (Risnes, 2003).

Au niveau de l'interaction entre la craie et l'eau, cette interaction eau-craie par effet chimique peut être due à la dissolution de calcite au contact des grains aussi bien que à la recristallisation associée en des endroits où l'énergie de déformation est plus faible. On remarque ainsi un phénomène de dissolution–recristallisation correspondant à un processus d'altération des craies. Il apparaît que le phénomène de dissolution sous contraintes résulte de l'application d'un état de contraintes dont l'effet provoque un transfert de matière minérale dont la taille ne dépasse pas celle du grain. Cependant ce phénomène n'induit pas de grande variation dans la composition chimique. Par conséquent les transformations de texture dans la craie sont essentiellement associées aux mécanismes de réduction de porosité et de diminution de la taille des pores sous l'effet de la sollicitation appliquée et de la dissolution - recristallisation. En conclusion, cette interaction eau-craie peut intervenir également dans le mécanisme de fluage.

1-5. Le modèle mécanique pour la craie

1-5-1. La plasticité indépendante du temps

Le matériau est considéré comme élasto-plastique lorsqu'il présente des déformations pouvant être divisées en deux parties : la déformation élastique (réversible) et la déformation plastique (irréversible), et que la réponse du matériau aux sollicitations est indépendante du temps. D'une manière générale un modèle élastoplastique s'appuie sur les trois concepts fondamentaux suivants :

- La surface de charge, qui généralise la notion de seuil de plasticité.
- La règle d'écrouissage, qui gouverne les variations éventuelles de forme, de dimension et de position de la surface de charge dans l'espace des contraintes.
- La règle d'écoulement plastique, qui définit la façon dont évoluent les déformations plastiques.

La craie a un comportement mécanique complexe. Elle présente deux modes de déformation plastique : un mode d'écoulement plastique par cisaillement, un autre mode, par l'effondrement plastique des pores.

Les modèles de type « cap » sont appropriés pour s'appliquer à la craie. Drucker et al. (Drucker et al., 1957) sont les premiers à avoir, pour un sol, introduit un « cap » sphérique afin de décrire le domaine d'élasticité. L'Université de Cambridge a ensuite développé plusieurs modèles pour les sols en s'appuyant sur la conception de Drucker (Roscoe et al., 1958, Scofield et Worth, 1968). Etant développé pour les argiles normalement ou faiblement consolidées, le modèle de Cam-clay est le plus répandu. Ce modèle a subi de nombreuses évolutions. Par exemple, le modèle développé par Burland (Burland, 1965) est appelé le modèle de Cam-Clay modifié. Les modèles de type « cap » ont été appliqués avec succès pour d'autres géomatériaux.

Le modèle de Laderock (Shao, 1989) est basé sur le modèle de Lade (Lade, 1977) qui décompose la déformation en une déformation élastique et en deux composantes de la déformation plastique, une composante plastique isotrope (volumique) et une composante déviatorique.

Le modèle Pasachalk (Collin et al., 2000, Pasachalk, 2001), est capable de reproduire les deux principaux mécanismes de rupture observés, l'un par effondrement poreux (« pore collapse »), l'autre par cisaillement (rupture « fragile »). En résumé, le modèle Pasachalk est issu du modèle Cam-Clay classique et du modèle Drucker-Prager.

A partir des données expérimentales, Homand (Homand, 2000) a développé un modèle élastoplastique à deux surfaces de charge (modèle de type « cap »). Le comportement plastique est divisé en deux parties : une surface (de type Drucker-Prager) sépare le comportement élastique du comportement plastique déviatorique et une ellipse sépare le comportement élastique du comportement plastique « pore collapse ».

Il existe d'autres lois élasto-plastiques qui peuvent être appliquées aux craies. Par exemple, pour l'écoulement plastique par cisaillement, il y a le modèle présenté par Bourgeois et Shao (Bourgeois et Shao 2002), et pour l'effondrement plastique des pores, il existe le modèle de Gurson (Gurson, 1977).

1-5-2. Le comportement plastique dépendant du temps

Le modèle de viscoplasticité a été développé afin de tenir compte de l'évolution temporelle des déformations irréversibles. Le fluage est un exemple de cet effet temporel. Dans ce cadre, on peut citer les travaux de Bingham (1922), Norton (1929). A partir des années 60, la viscoplasticité a connu un plus grand développement avec les travaux de Perzyna (1966), Rabotnov (1969), Chaboche (1989), Cristescu (1986, 1994).

Selon les travaux de Cristescu (Cristescu, 1994), un modèle de comportement élastoviscoplastique est élaboré directement à partir des résultats d'essais réalisés sur la craie de Lezennes (Dahou, 1995).

Il faut souligner que, ces dernières années, il y a des modèles de fluage qui sont basés sur la microstructure du matériau. Admettant que les phénomènes de fluage sont liés à un réarrangement progressif microstructural du matériau. Le comportement plastique dépendant du temps peut être considéré comme une conséquence de la dégradation progressive des propriétés mécaniques du matériau (microfissuration, glissement différé, etc.). Dans le but de donner une description quantitative, une variable scalaire ζ qui caractérise l'évolution microstructurale est introduite. Cette variable scalaire est une fonction de la déformation plastique :

$$\zeta(t) = \zeta(\varepsilon_{ij}^p(t)). \quad (1-1)$$

La cinétique d'évolution de ζ peut être décrite en terme de la déviation à partir de l'état stationnaire, mesurée par $\bar{\zeta} - \zeta$. La loi d'évolution s'écrit alors (Pietruszczak et al. 2002) :

$$\dot{\zeta} = \gamma(\bar{\zeta} - \zeta). \quad (1-2)$$

Où γ est un paramètre du modèle qui contrôle le taux de dégradation.

$\bar{\zeta}$ est interprété comme un état stationnaire du processus de dégradation.

La déformation plastique totale se décompose en deux parties : la déformation plastique instantanée et la déformation plastique différée. Comme la dégradation matérielle affecte également le module élastique, la déformation élastique peut également être décomposée en deux parties : la déformation élastique instantanée et la déformation élastique différée. La déformation plastique différée et la déformation élastique différée sont directement liées à la variable interne ζ .

A titre d'exemple, Shao et al. (Shao et al., 2003) présentent un modèle de comportement élastoviscoplastique pour les roches.

Selon le modèle elastoplastique (Bourgeois et Shao, 2002), la déformation dépendante du temps est décrite en termes d'évolution de microstructure du matériau. Le modèle proposé est appliqué à l'étude du fluage des roches.

On peut constituer un modèle de comportement élastoviscoplastique pour la craie en termes d'évolution de la microstructure.

Dans les chapitres suivants, nous vous proposons de présenter un modèle de comportement élastoplastique et élastoviscoplastique.

Chapitre 2: Etude expérimentale du comportement mécanique de la craie de Lixhe

2-1. Introduction

La modélisation du comportement des roches calcaires très poreuses nécessite des moyens d'expériences de plus en plus précis pour avoir une connaissance plus fine du comportement du matériau. Le comportement des roches dépend généralement de lithologies, structures, de la sollicitations mécaniques appliquées ainsi que des conditions de saturation et de temps. Dans le but de développer un modèle mécanique capable de décrire correctement le comportement du matériau étudié, une campagne d'essais est menée au laboratoire pour mettre en évidence ce comportement. Cette campagne expérimentale vise à caractériser le comportement d'une craie poreuse en fonction du fluide saturant et du temps. Deux fluides ont été utilisés : l'un mouillant (eau) et l'autre non mouillant (huile).

Cette campagne expérimentale est divisée en deux parties :

- Essais de caractérisation du comportement indépendant du temps.
- Essais en vue de caractériser le comportement dépendant du temps.

La figure 2-1 donne un schéma des différents essais effectués.

La roche utilisée sous le nom de « craie de Lixhe » ou de « craie de Liège » appartient au Campanien supérieur. Dans l'échelle stratigraphique régionale détaillée, elle se situe dans la formation dite « Zeven wegen chalk » qui est située au dessous du hard – ground, appelé « Horizon de Froidmont », qui marque la lacune de sédimentation entre le Campanien supérieur et le Maastrichtien supérieur. La craie de Lixhe est une roche sédimentaire contenant presque exclusivement du calcaire CaCO_3 . Elle s'est formée par accumulation de

coccolithes. La craie de Lixhe utilisée pour les essais en laboratoire a une porosité d'environ 43%. En raison de sa porosité la craie de Lixhe est un bon exemple de matériau poreux intergranulaire qui sert de support à de nombreuses expériences de mécanique des roches. Par ailleurs, cette craie est une roche très susceptible à l'eau, ce qui en fait un matériau très adapté à l'étude de l'adoucissement de l'eau. Les caractéristiques de cette craie sont présentées dans le tableau 2-1 (Schroeder, 2003).

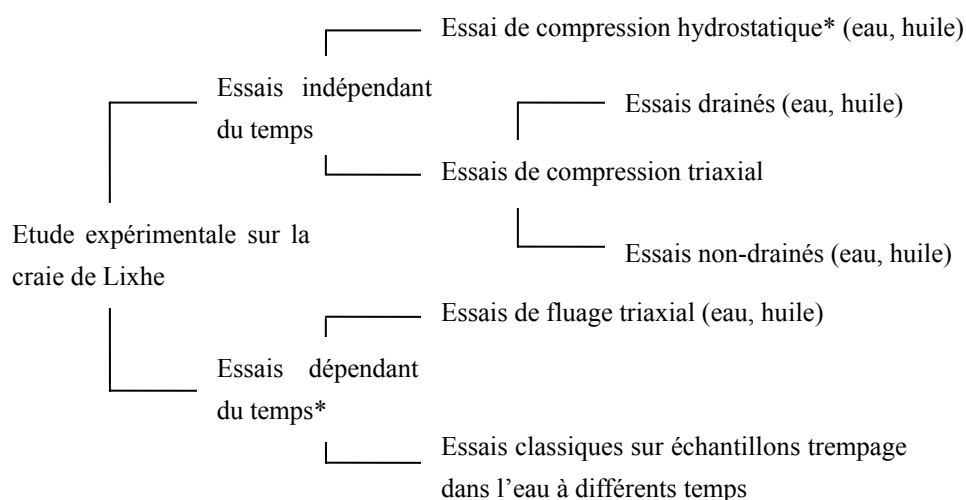


Figure 2-1 : Schéma des essais réalisés (*essais drainés)

Tableau 2-1 : Caractéristiques de la craie de Lixhe (Schroeder, 2003)

Composition moyenne (%)						Porosité (%)	Rayon des pores (µm)	Perméabilité (mD)
CaCO ₃	SiO ₂	MgO	Fe ₂ O ₃	P ₂ O ₅	Al ₂ O ₃			
98,5	0,8	0,2	0,1	0,15	0,15	43	0,5	0,1 à 1

2-2. Conditions d'essais et dispositif expérimental

Dans cette section, nous allons parler dans un premier temps des conditions d'essais. Ensuite, le dispositif expérimental sera détaillé.

2-2-1. Conditions d'essais

Comme la plupart des roches, le comportement mécanique de la craie de Lixhe dépend étroitement des conditions dans lesquelles se sont déroulés les essais. Il est donc indispensable de préciser les conditions : de la préparation des éprouvettes, vitesse de chargement, température, méthode de saturation des éprouvettes etc.

2-2-1-1. Préparation des éprouvettes

Les éprouvettes utilisées sont découpées à partir des carottes cylindriques, prélevées dans des blocs de craies sains, non fissurés. La résistance en compression et le module d'élasticité des roches diminuent lorsque l'élanement augmente. Un élanement supérieur à 3 peut provoquer un phénomène de flambement. Par contre un élanement inférieur à 1 peut introduire un cône de frottement important (Jaeger et Cook 1969, Paterson 1978). L'élanement des échantillons utilisés est donc de l'ordre de 2. Les éprouvettes ont pour dimensions moyennes environ $35,5 \pm 0,2$ mm de diamètre et 70 ± 2 mm de hauteur. Une attention particulière est portée aux parallélismes des échantillons.

Tous les essais ont été effectués sur des éprouvettes saturées respectivement par l'eau et l'huile. Pour comparer les influences éventuelles des pressions interstitielles sur les résultats, nous avons réalisé les essais en condition drainée et non drainée.

2-2-1-2. Fluides saturants

Le liquide de saturation a une influence importante sur l'amplitude des déformations à cause des phénomènes de gonflement, de dissolution et de recristallisation. Le comportement de la craie est très sensible à la teneur en eau (ou autre liquide), qui induit des gonflements très importants. Par contre, l'huile Soltrol 170 s'avère avoir une influence très réduite voire nulle sur le comportement de la craie. Deux types de fluide sont donc employés : l'eau et l'huile.

- L'eau. Il s'agit d'eau potable en tenant compte du fait que l'eau potable est également

utilisée durant de la préparation des échantillons.

- Le Soltrol 170. Il est un dérivé pétrolier non mouillant dont les caractéristiques physiques sont présentées dans l'Annexe I.

2-2-1-3. Vitesse de chargement

En général, la vitesse de chargement augmente la résistance apparente en compression des roches (Paterson 1978). Afin de réduire cette influence liée à la vitesse et respecter des conditions de sollicitation quasi-statique, nous avons utilisé, dans le cas des essais triaxiaux des vitesses de sollicitations lentes correspondantes à une vitesse de l'ordre de 10^{-3} MPa/s en pression contrôlée ou 0.1 ml/min en débit de pompe contrôlée.

2-2-1-4. Température

L'effet de la température sur le comportement mécanique dépend essentiellement de la nature du matériau. Pour les roches, cet effet se traduit par une diminution du seuil d'élasticité et une augmentation de la ductilité de ces roches. Cependant, le comportement mécanique de cette craie est très peu sensible à la température ambiante de $20\pm 4^\circ\text{C}$ (Dahou, 1995). Pour cette raison, dans notre étude, l'influence de la température a été négligée et tous les essais ont été effectués à la température ambiante de $20\pm 4^\circ\text{C}$.

2-2-1-5. Méthode de saturation des éprouvettes

Rappelons que dans la pratique les conditions de drainage interviennent sur le comportement des roches très poreuses. Pour tenir compte de l'influence de la pression interstitielle sur les résultats (la relation contrainte – déformation), nous avons effectués les essais en condition drainée et non – drainée. Il est à noter que la plupart des essais ont été réalisé en condition drainée. Quelques essais non – drainé ont également réalisé de manière à mettre en évidence l'effet des conditions de drainage.

2-2-2. Dispositif expérimental

En ce qui concerne le dispositif expérimental utilisé pour les essais mécaniques sur la craie blanche de Lixhe, nous allons mettre en accent sur les appareils suivants (figure 2-2) :

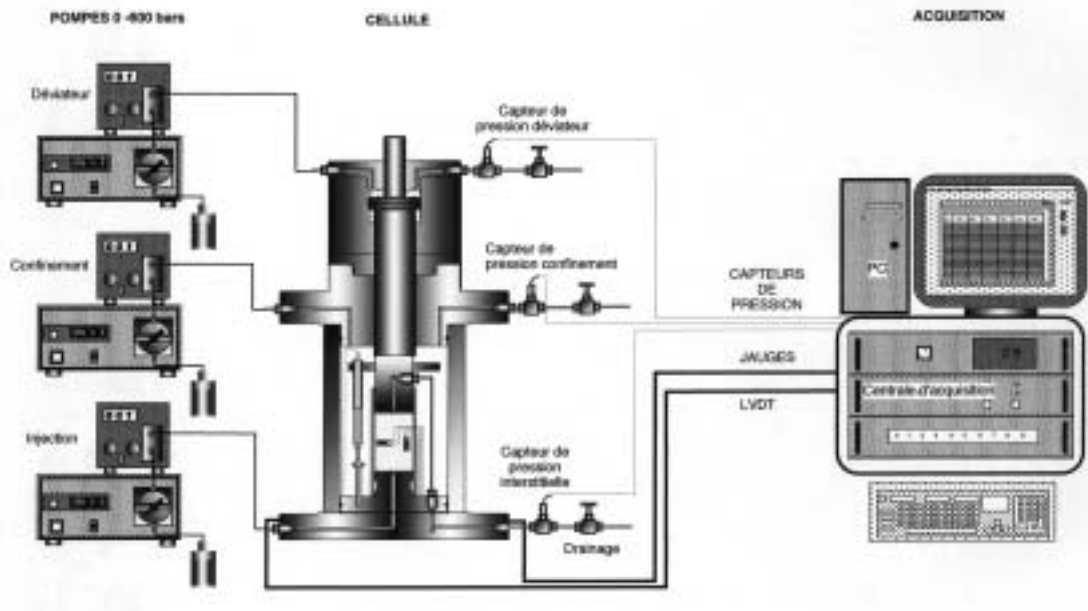


Figure 2-2 : Schéma du dispositif expérimental

2-2-2-1. Cellule autonome et autocompensée

Dans notre laboratoire LML, une cellule autonome et autocompensée (figure 2-2) a été conçue pour mener à différents essais mécaniques (Brevet N°9007594).

Dans cette cellule, une chambre d'autocompensation permet d'éviter la réaction sur le piston de la cellule induit par la pression de confinement. La force axiale appliquée est donc purement déviatorique. Cette cellule devient autonome avec l'ajout d'un vérin située sur partie supérieure permettant d'obtenir une contrainte déviatorique sans utiliser une presse, la manière est exercé avec de l'huile ENERPACK HF95Y.

Les échantillons utilisés dans la cellule sont cylindriques de 37mm×75mm (diamètre×hauteur). La pression de confinement maximale est de 100 MPa et la course du

piston est limitée à 20 mm.

La cellule peut être équipée de différents moyens de mesures :

- jauges d'extensomètre
- collier de circonférentiel mesure
- capteur de déplacement axial (LVDT)
- mesure du volume de liquide expulsé ou injecté par des capillaires.
- Capteur de pression de confinement
- Capteur de pression déviatorique
- Capteur de pression interstitielle
- Mesure externe du déplacement du vérin supérieur
- Mesure de température

Tous les essais conventionnels de mécanique des roches peuvent être effectués avec cette cellule:

- Essais de compression hydrostatique ou triaxiale conventionnels drainés ou non drainés avec ou sans variation de température.
- Essais de fluage hydrostatiques ou triaxiaux
- Essais de perméabilité
- Essais cycliques charge-décharge
- Essais proportionnels

- Essais d'extension latérale
- Essais de couplage mécanique - chimique

L'essai peut être mené soit en pression soit en débit de pompe contrôlée. Il est également possible d'effectuer des essais avec différentes températures, de 10°C à 150°C.

2-2-2-2. Pompes à haute pression

Nous avons mis en place trois générateurs de pression (type Gilson) dans le système expérimental (figure 2-2). Ayant chacune une capacité de 60 MPa et munis d'un capteur de pression d'une précision de 0,1 MPa, l'une d'elles est dédié a la pression de confinement, la deuxième est utilisé pour appliquer la pression déviatorique et la dernière permet d'augmenter la pression interstitielle ou d'injecter le fluide (l'eau, l'huile, liquide chimique etc.). Il est à noter que quand la pression chute au dessous de la consigne choisie, la pompe régularise et garde constante la pression. Par ailleurs, il y a deux différentes façons d'utiliser les pompes (un pilotage en débit ou un pilotage en pression).

2-2-2-3. Les appareillages auxiliaires

- Des jaquettes en viton pour éviter l'infiltration d'huile
- Des embases métalliques pour la circulation du fluide interstitiel
- Un LVDT (Linear Variable Differential Transformer) permettant contrôler le déplacement axial
- Des capillaires pour la mesure du volume du fluide évacué ou injecté dans l'éprouvette
- Un micro-ordinateur et un système VISHAY pour l'acquisition automatique des données

- Une pompe et une cloche pour la saturation des éprouvettes à sous-vide

2-2-2-4. Procédure de mesure de déformations

Plusieurs méthodes ont été utilisées pour mesurer des déformations dans les roches lors des essais triaxiaux dépendant ou non dépendant du temps.

Pour mesurer les déformations axiales, nous avons utilisé :

- Jauges extensométriques
- LVDT

Pour mesurer les déformations radiales, les méthodes sont :

- Jauges extensométriques
- Collier équipé de LVDT (Brevet N° 05/05203)
- Collier équipé d'une lame sur laquelle sont collées quatre jauges extensométriques (Brevet N° 05/05204)

Pour mesurer la déformation volumique, la méthode des capillaires est utilisée.

En raison de la forte porosité du matériau étudié (40%), un traitement spécifique de la surface de l'échantillon par une colle (strain gage cement AE-10, M&M) a été utilisé avant le collage. Les éprouvettes sont munies de 4 jauges de 5 mm diamétralement opposées. Deux de ces jauges sont placées dans la direction axiale. Les déformations mesurées sont notées ϵ_1 . Les deux autres jauges sont placées transversalement à la mi-hauteur de l'échantillon. Elles mesurent la déformation transversale ϵ_3 . L'ensemble est introduit dans une jaquette qui l'isole de l'huile utilisée pour la pression de confinement. Selon nos expériences, en cas de grandes déformations observées au cours de certains types d'essais, les jauges ne fonctionnent plus à cause du problème du décollement surtout dans la direction axiale. Par conséquent, dans ce cas

les LVDT sont utilisés pour remplacer les jauges axiales. Dans certains essais, nous avons utilisé le collier de mesure circonférentiel pour mesurer les grandes déformations radiales. Nous avons conçu une nouvelle jaquette munie de quatre inserts d'aluminium usinés au diamètre de l'échantillon afin d'éliminer l'influence des déformations de la jaquette. La déformation mesurée est donc la déformation réelle de l'échantillon.

2-3. Descriptions des essais réalisés et résultats tirés des essais

Dans le paragraphe suivant, nous allons respectivement aborder les quatre types d'essais réalisés tout au long de notre étude. Cette partie a pour objectif de présenter les comportements fondamentaux de la craie en fonction du fluide saturant et du temps. La plupart des essais ont été effectués en condition drainée. D'autre part, certains essais ont été réalisés en condition non-drainée pour caractériser les comportements de la craie à partir de la pression interstitielle variant au cours de l'essai. Nous avons distingué deux fluides saturants : l'eau et Soltrol 170. Dans chaque section sera tout d'abord présentée une description des essais, suivie par un commentaire des résultats.

2-3-1. Essais de compression hydrostatique

L'essai de compression hydrostatique consiste à soumettre un échantillon de craie à un champ de contraintes hydrostatique en condition drainée. Les pressions hydrostatiques ou de confinement sont appliquées par une pompe Gilson. Afin d'éviter une perturbation éventuelle de l'état de contrainte isotrope, le piston n'est pas en contact avec l'embase supérieure de l'échantillon. Nous allons montrer trois courbes typiques (figure 2-3 à figure 2-6).

La première courbe (figure 2-3) montre que la craie est initialement isotrope que l'échantillon soit saturé à l'eau ou au Soltrol. Les déformations longitudinales et transversales sont quasiment confondues.

Dans la thèse de HOMAND (HOMAND, 2000), l'influence du fluide saturant sur le comportement mécanique de la craie sous sollicitations hydrostatiques est mise en évidence. La figure 2-4. Présente les résultats de deux essais hydrostatiques effectués sur une craie

saturée, respectivement, à l'eau et au Soltrol. Les trois phases du comportement mécanique y sont retrouvées pour la craie. Nous remarquons le seuil de plasticité initial est significativement réduit sur la courbe de l'essai saturé au Soltrol. Ce seuil de plasticité initial sous compression hydrostatique, notée par p_0 , est un des paramètres essentiels pour décrire le comportement mécanique de la craie. Il est directement déterminé par les variations de porosité, de teneur en silice, d'argile, du type de fluide saturant.

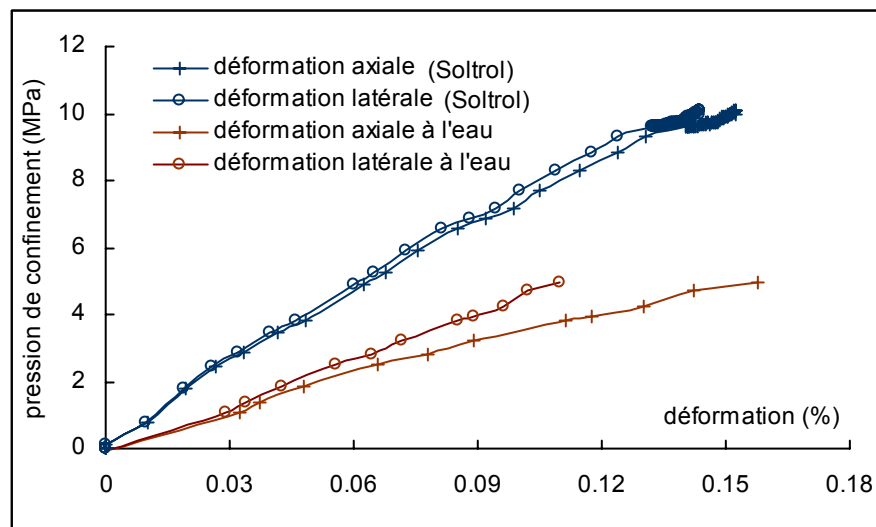


Figure 2-3 : Essais hydrostatiques pour la saturation à l'eau et au Soltrol

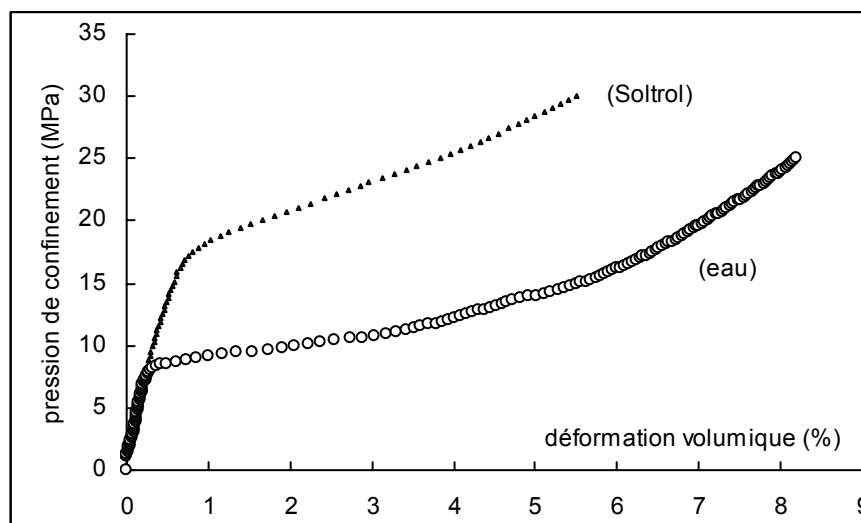


Figure 2-4 : Influence du fluide saturant sur le comportement mécanique sous sollicitations hydrostatiques (Homand et Shao, 2000)

2-3-2. Essais de compression triaxiale drainée

Les essais triaxiaux drainés permettent d'étudier le comportement global de la craie. L'essai est réalisé en deux phases. Dans la première phase l'échantillon est soumis à un champ de contraintes hydrostatiques, celui-ci est maintenu constant jusqu'à la stabilisation des déformations. La deuxième phase consiste à imposer une contrainte déviatorique en augmentant uniquement la contrainte axiale par l'application d'une force axiale à l'aide de la pompe Gilson avec un débit constant. L'essai est mené jusqu'à rupture ou grande déformation. La mise en charge est suffisamment lente pour que l'on soit assuré du drainage simultané de l'échantillon. La mise en pression de confinement s'effectue de la même manière que lors des essais hydrostatiques. Les pressions de confinement utilisées sont 2, 5, 10 MPa pour les échantillons saturés à l'eau aussi que les échantillons saturés au Soltrol. Les courbes contraintes – déformations obtenues par ces essais sur la craie de Lixhe sont montrées dans les figures 2-5 à 2-10.

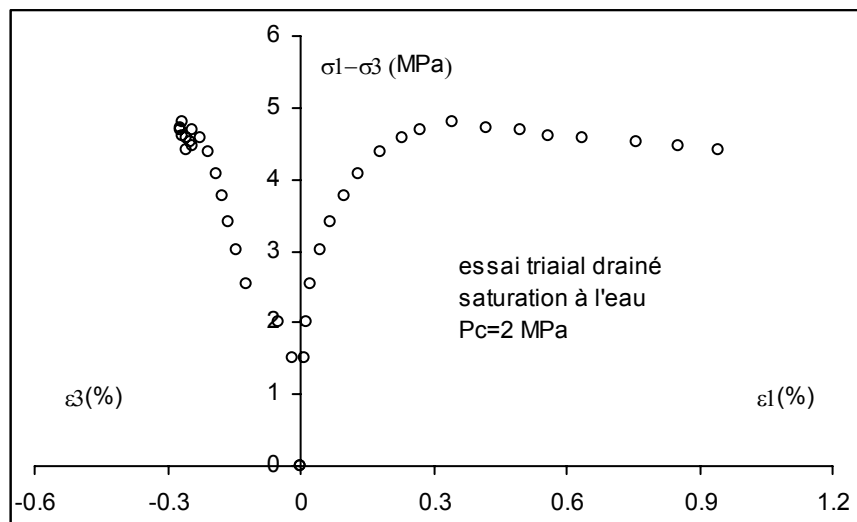


Figure 2-5 : Essai triaxial drainé sous pression de confinement 2 MPa pour une saturation à l'eau

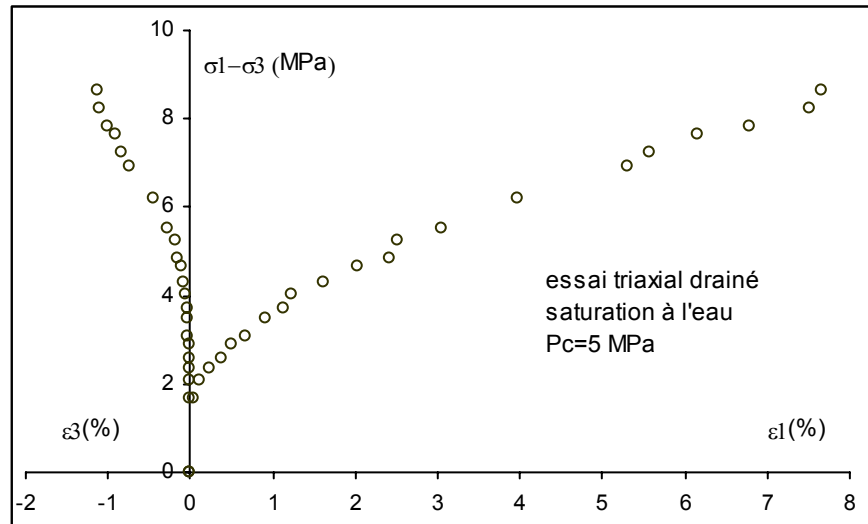


Figure 2-6 : Essai triaxial drainé sous pression de confinement 5 MPa pour une saturation à l'eau

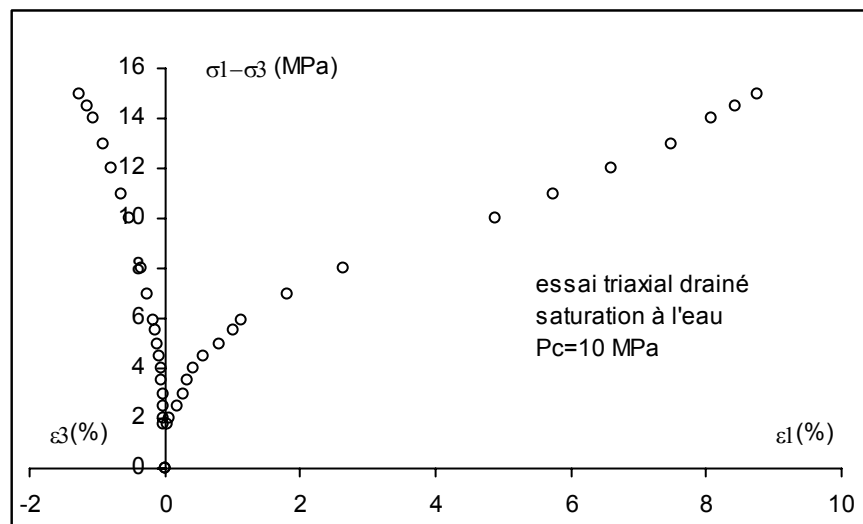


Figure 2-7 : Essai triaxial drainé sous pression de confinement 10 MPa pour une saturation à l'eau

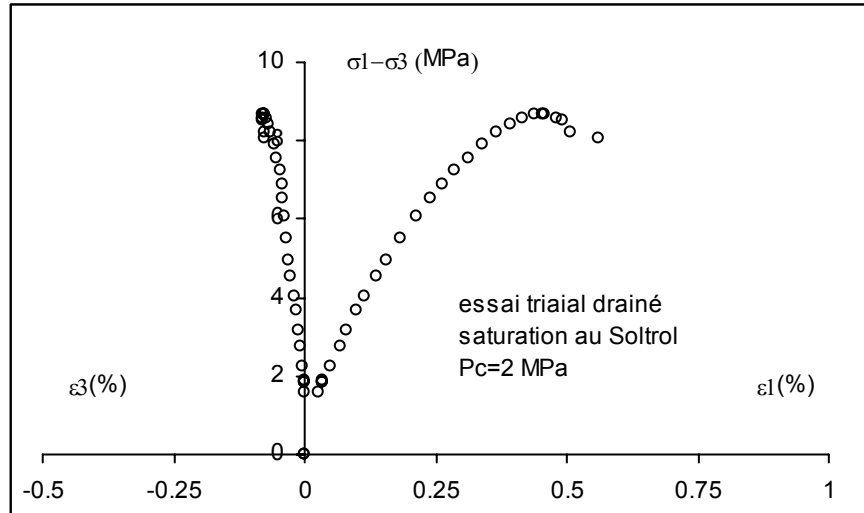


Figure 2-8 : Essai triaxial drainé sous pression de confinement 2 MPa pour une saturation au Soltrol

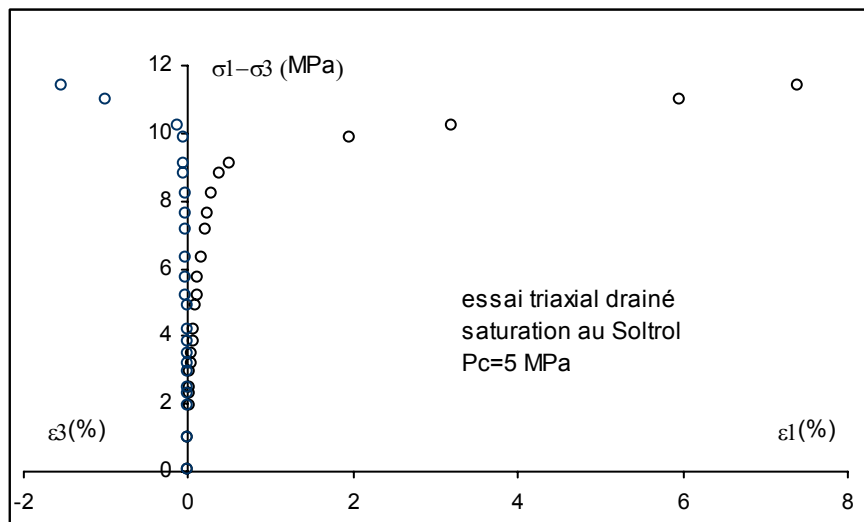


Figure 2-9 : Essai triaxial drainé sous pression de confinement 5 MPa pour une saturation au Soltrol

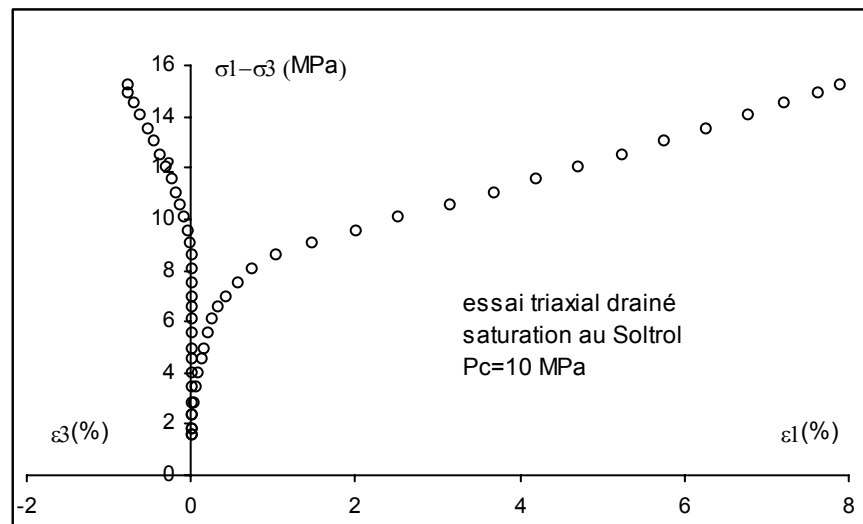


Figure 2-10 : Essai triaxial drainé sous pression de confinement 10 MPa pour une saturation au Soltrol

A partir de ces courbes, nous pouvons faire les remarques suivantes :

1) Pour les essais sous les pressions de confinement 2 MPa, nous avons un comportement de type élastoplastique fragile. La rupture de l'échantillon est observée avec un pic de contrainte déviatorique et une faible valeur de la déformation.

2) Pour les essais sous les pressions de confinement 5 et 10 MPa, on peut constater que les courbes contrainte déviatorique – déformation axiale, la linéarité initiale désigne une phase élastique suivie par un grand développement de la déformation plastique du à l'effondrement progressif de la structure poreuse par rupture des ponts entre grains. Par ailleurs, ces courbes tendent vers un écrouissage croissant résultant de la croissance de la surface de contact entre les grains. Sur la figure 2-7, une absence de la phase linéaire est due au fait que la pression de confinement choisie dépasse le seuil de plasticité initial.

3) Quelque soit le liquide de saturation utilisé, les courbes montre que la limite d'élasticité sous contraintes déviatoriques diminue avec la pression de confinement si bien qu'une absence de linéarité apparaît sur la figure 2-7. Nous constatons que pour la pression de confinement élevée, la surface de charge est gouvernée plutôt par le mécanisme « pore collapse » qui peut être défini par une fonction de forme elliptique.

4) En comparant les résultats pour différents liquides de saturation pour les pressions de confinement 5 MPa et 10 MPa, nous avons remarqué que, la limite d'élasticité sous contraintes déviatoriques pour la saturation au Soltrol est supérieure à celle pour la saturation à l'eau. Cela signifie qu'au niveau de fonction de charge définie par une forme elliptique, la surface pour la craie saturée au Soltrol est plus grande que la surface de la craie saturée à l'eau.

2-3-3. Essais de compression triaxiale non drainée

Les essais triaxiaux non-drainés ont pour objectif d'étudier le comportement de la craie dans la condition non-drainée. L'essai est réalisé en trois phases. Dans la première phase l'échantillon est soumis à un champ de contraintes hydrostatiques en condition drainée jusqu'à une valeur prédéfinie (dans nos essais, 2, 5, 10 MPa). Cette pression est maintenue constante jusqu'à la stabilisation de déformations. Dans la deuxième phase, à l'aide des pompes Gilson, on augmente graduellement la pression interstitielle d'une certaine valeur appropriée ainsi que la pression de confinement de façon à garder une pression de confinement effective constante dans la condition non-drainée. La dernière phase consiste à imposer une contrainte déviatorique en augmentant uniquement la contrainte axiale dans la condition non-drainée. L'essai est mené jusqu'à rupture ou grande déformation. Les pressions de confinement effectives initiales sont respectivement 2, 5 MPa pour les échantillons saturés à l'eau, 5, 10 MPa pour les échantillons saturés au Soltrol. Les courbes contraintes – déformations obtenues par ces essais sur la craie de Lixhe sont montrées dans les figures suivantes (figure 2-11 à figure 2-14). La figure 2-15 montre la comparaison des corrélations contrainte déviatorique – variation de pression interstitielle sous pression de confinement effective initiale 5 MPa.

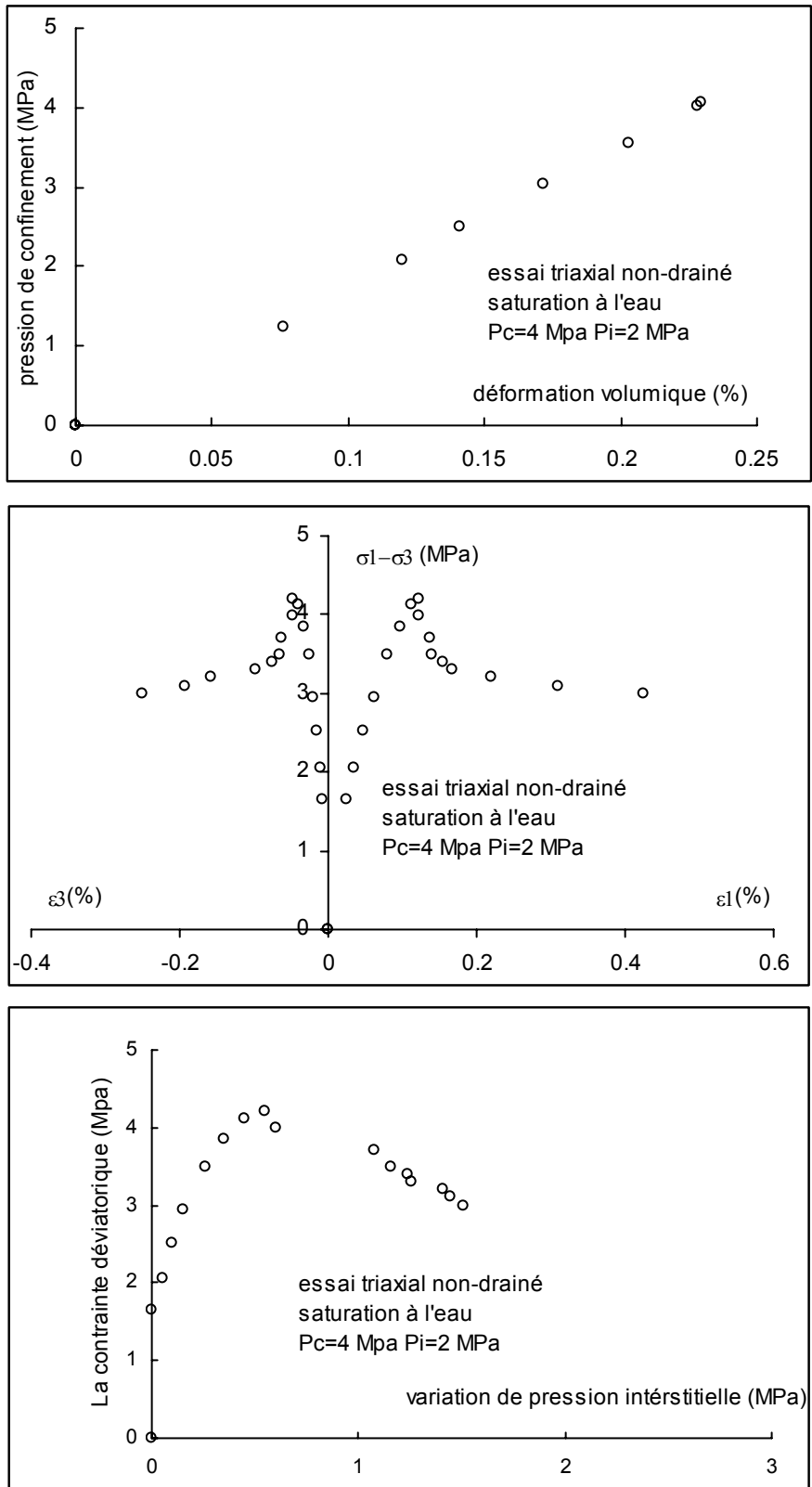


Figure 2-11 : Essai triaxial non-drainé sous pression de confinement effective initiale 2 MPa pour une saturation à l'eau a) Essai de phase hydrostatique b) Corrélation contrainte déviatorique – déformation c) Corrélation contrainte déviatorique – variation de pression interstitielle

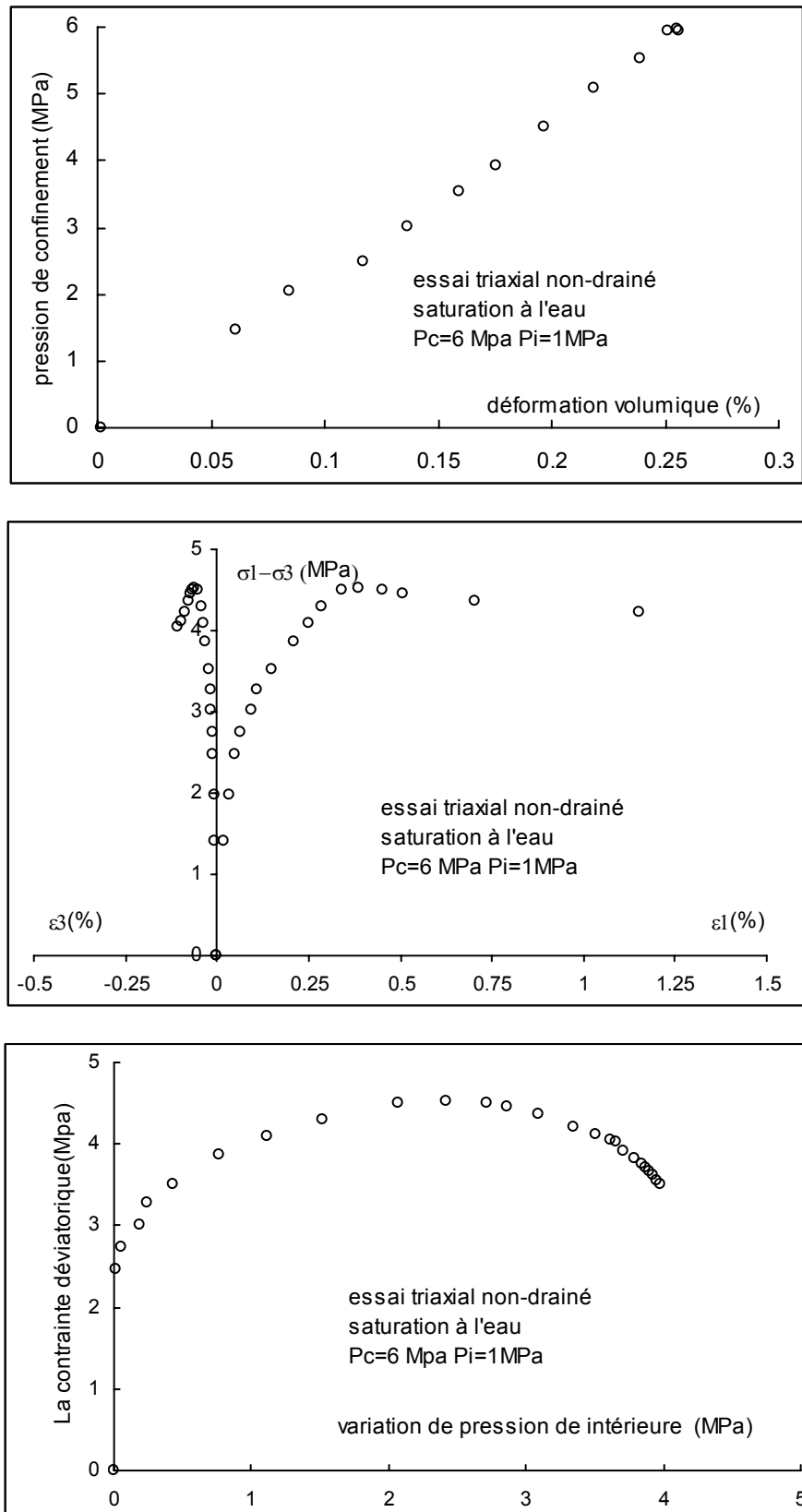


Figure 2-12 : Essai triaxial non-drainé sous pression de confinement effective initiale 5 MPa pour une saturation à l'eau a) Essai de phase hydrostatique b) Corrélation contrainte déviatorique – déformation c) Corrélation contrainte déviatorique – variation de pression interstitielle

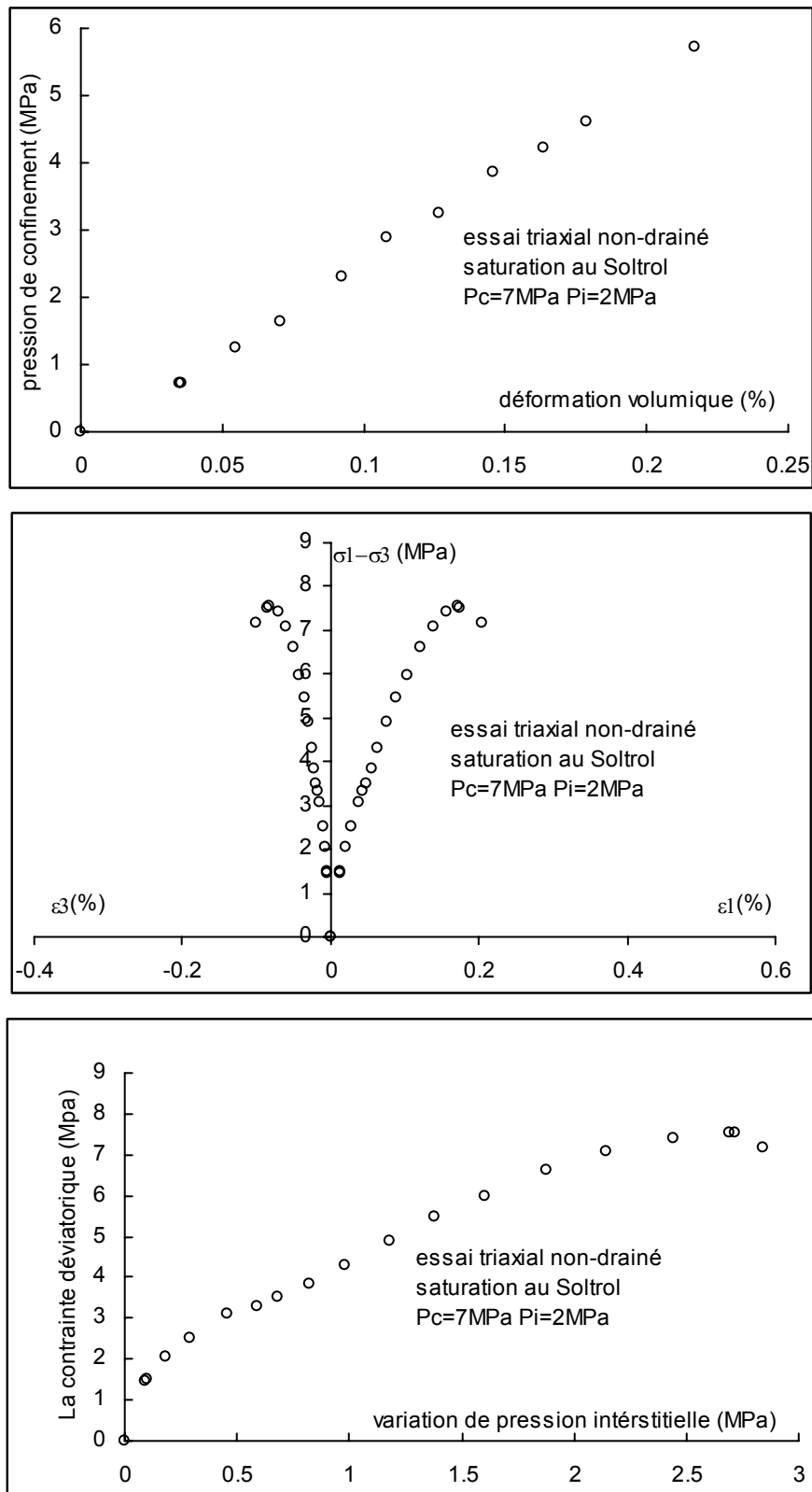


Figure 2-13 : Essai triaxial non-drainé sous pression de confinement effective initiale 5 MPa pour une saturation au Soltrol a) Essai de phase hydrostatique b) Corrélation contrainte déviatorique – déformation c) Corrélation contrainte déviatorique – variation de pression interstitielle

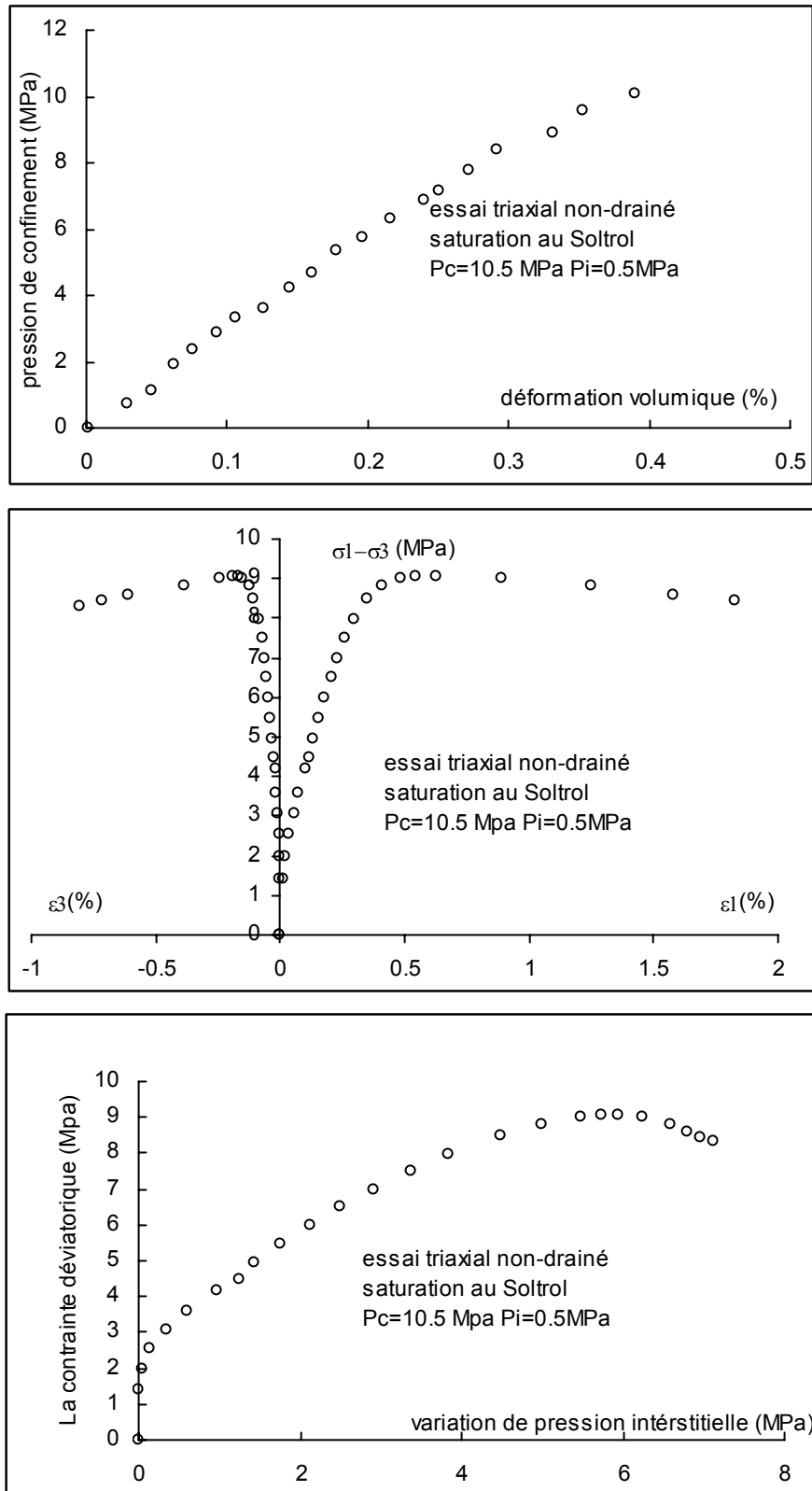


Figure 2-14 : Essai triaxial non-drainé sous pression de confinement effective initiale 10 MPa pour une saturation au Soltrol a) Essai de phase hydrostatique b) Corrélation contrainte déviatorique – déformation c) Corrélation contrainte déviatorique – variation de pression interstitielle

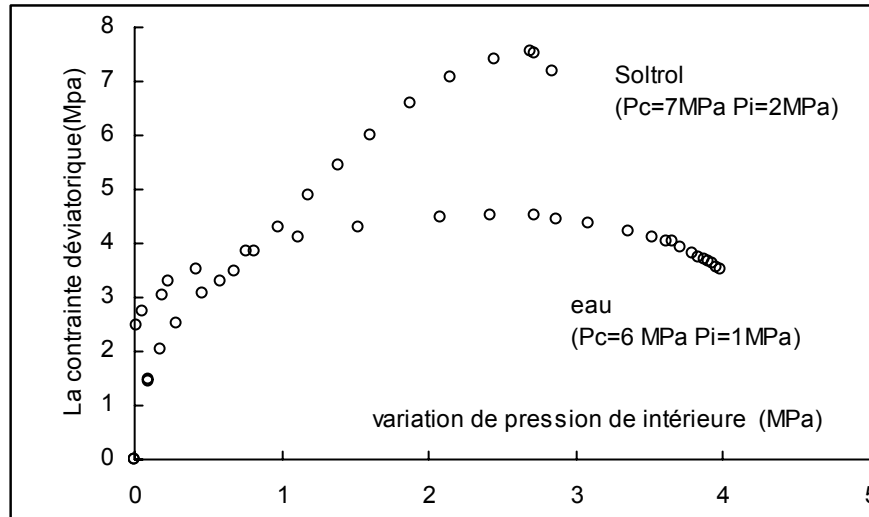


Figure 2-15 : Comparaison des corrélations contrainte déviatorique – variation de pression interstitielle sous pression de confinement effective 5 MPa

De ces essais nous pouvons principalement conclure :

1) La rupture de matériau se traduit par un pic de contrainte axiale. Cela signifie que le critère de la rupture de la craie en conditions non – drainé est gouverné par le mécanisme déviatorique qui s'exprime par une parabole dans la figure 2-16.

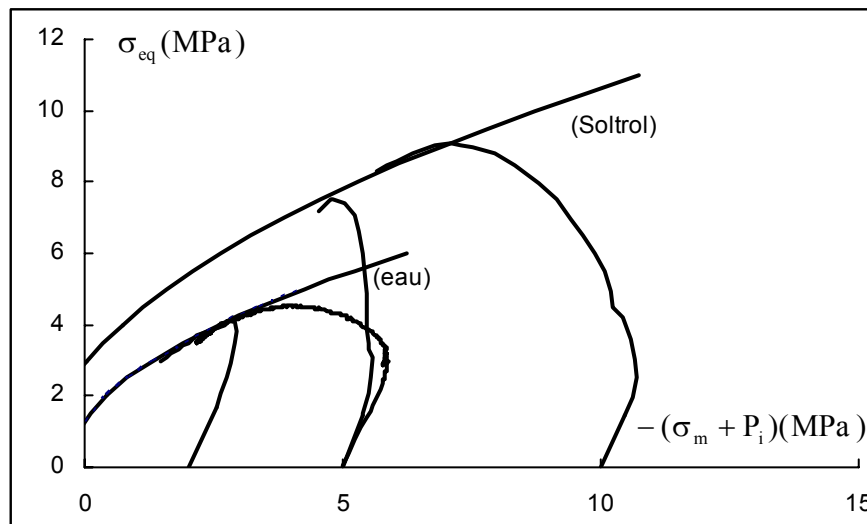


Figure 2-16 : La rupture de la craie dans les essais triaxiaux non-drainés

2) La réponse globale du matériau dépend de la pression de confinement effective. La rupture de la craie augmente sensiblement avec la pression de confinement effective, aussi bien pour le cas de la saturation à l'eau que pour le cas de la saturation au Soltrol.

3) En comparant les courbes 2-12, 2-13, avec la même pression de confinement effective initiale (5 MPa), la craie saturée à l'eau présente une faible résistance en contrainte déviatorique par rapport à la craie saturée au Soltrol. Afin d'éclaircir les différents comportements dû aux liquides de saturation, nous traçons les corrélations contrainte déviatorique – variation de pression interstitielle sur la même figure 2-15. Il est intéressant de remarquer sur cette figure que la pression interstitielle augmente plus vite pour la saturation à l'eau que pour la saturation au Soltrol.

2-3-4. Essais de fluage sous compression triaxiale

Dans le cadre de l'étude de la stabilité à long terme des ouvrages, il est nécessaire d'avoir une bonne connaissance du comportement en fonction du temps. C'est dans ce but que nous avons réalisé des essais de fluage sur la craie de Lixhe.

Les essais de fluage réalisés peuvent être divisés en deux phases.

- La première phase consiste à soumettre un échantillon à un champ de contraintes isotropes et à maintenir ces contraintes constantes en fonction du temps. Dans cette phase, l'essai de fluage hydrostatique est conduit durant 150 heures.
- Dans la deuxième phase, en maintenant les contraintes de confinement constantes, on impose un déviateur préalablement choisi.

La mise en charge est suffisamment lente pour que l'on soit assuré du drainage simultané de l'échantillon. La déformation axiale est mesurée par LVDT et la déformation radiale est mesurée par les jauges extensométriques. Nous avons réalisés des essais à de confinement de 5 MPa, 4 MPa de déviateur pour l'échantillon saturé dans l'eau, 8 MPa pour le Soltrol. Pour le confinement 10 MPa le déviateur pour l'eau et le Soltrol est de 12 MPa. Chaque essai de

fluage dure environ 150 heures dans le but de mettre en évidence de l'influence de différents fluides saturants sur le fluage de la craie.

Afin d'étudier le fluage de la craie sous faible pression de confinement, nous avons effectué des essais avec un confinement de 2 MPa sous différentes contraintes déviatoriques. Pour niveau de contrainte, on garde la contrainte constante jusqu'à stabilisation de la déformation ou, éventuellement la rupture de l'échantillon.

Les résultats seront présentés sur les figures (figure 2-17 à figure 2-21). A partir de ces courbes, nous allons faire les remarques suivantes :

1) Sous une pression de confinement 5 MPa, le fluage est absent dans la phase hydrostatique. On peut supposer que la craie n'est pas entrée dans la phase plastique. On constate que les déformations dues au fluage pour la craie sont essentiellement plastiques. Cette conclusion se vérifie par les résultats des essais sous confinement 10 MPa. Sous 10 MPa pour l'échantillon saturé au Soltrol le fluage est absent pendant la phase hydrostatique, par contre il apparaît dans la phase hydrostatique pour la craie saturée par l'eau car elle est déjà plastifiée avant les sollicitations déviatoriques (figure 2-17).

2) En comparant les résultats d'essais de fluage sous pression de confinement 5 MPa avec les 2 fluides saturant, on remarque que le fluage est beaucoup plus marqué pour la saturation à l'eau que pour la saturation au Soltrol. En effet, sur les figures 2-18 et 2-20, on peut remarquer que le fluage apparaît pour des déformations similaires à 8 MPa de contrainte déviatorique pour l'échantillon saturé au Soltrol et 4 MPa pour l'échantillon saturé à l'eau.

Toutes les déformations de fluage tendent vers une stabilisation après 3 jours environ. A partir de ces courbes, nous n'avons pas observé le fluage tertiaire. De ce fait, nous avons réalisé les essais de fluage sous faible pression de confinement 2 MPa avec différentes contraintes déviatoriques dont les résultats sont présentés sur la figure 2-22. Sur la figure, on constate que, la déformation de fluage considérée comme la déformation viscoplastique devient de plus en plus prononcée avec l'augmentation des contraintes déviatoriques. On peut

notamment mettre l'accent sur la courbe de fluage réalisée avec une contrainte déviatorique constante 4,05 MPa. Trois phases de la courbe de fluage sont distinguées. L'augmentation de la déformation de fluage conduit à la rupture de la craie.

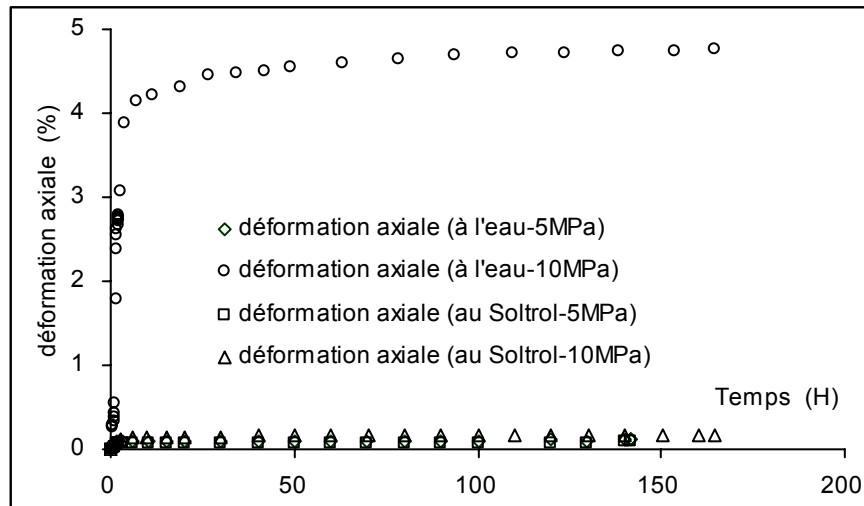


Figure 2-17 : Essai de fluage hydrostatique

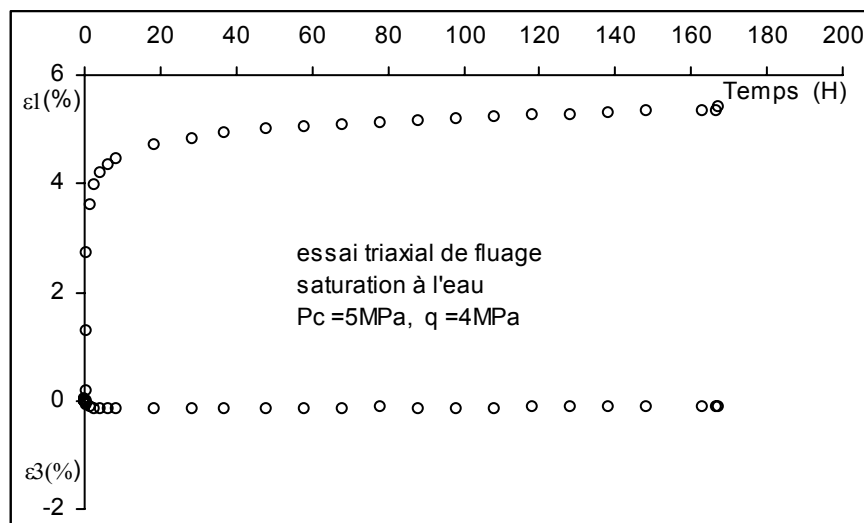


Figure 2-18 : Essai de fluage sous la pression de confinement 5 MPa (saturation à l'eau)

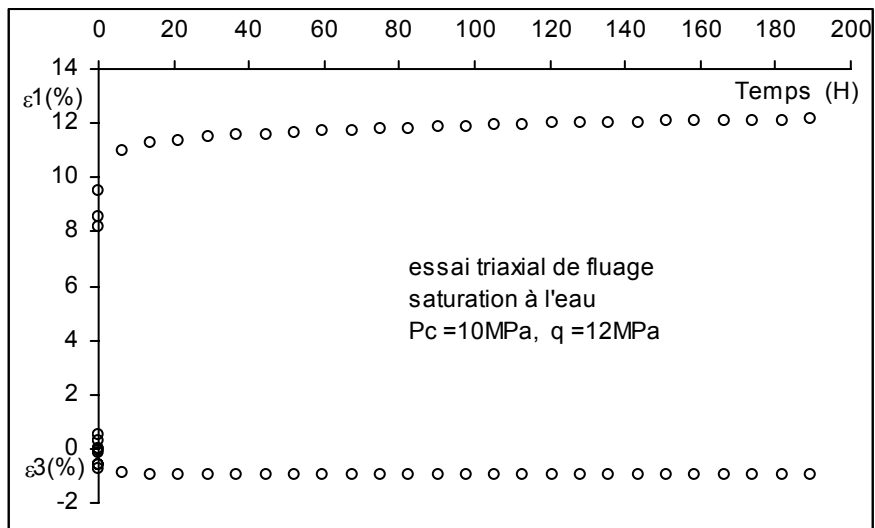


Figure 2-19 : Essai de fluage sous la pression de confinement 10 MPa (saturation à l'eau)

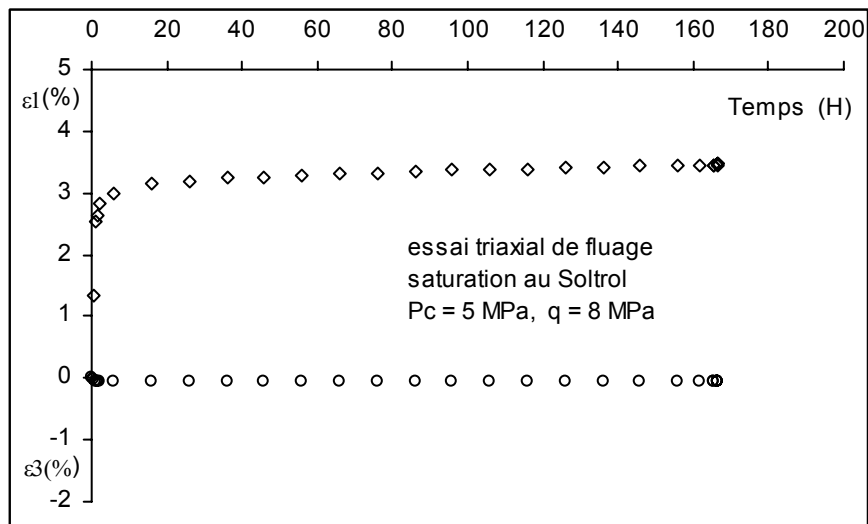


Figure 2-20 : Essai de fluage sous la pression de confinement 5 MPa (saturation au Soltrol)

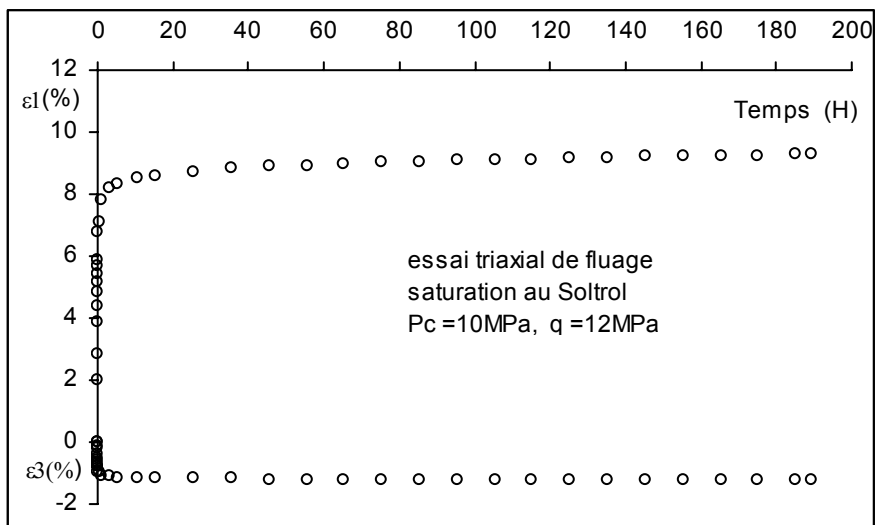


Figure 2-21 : Essai de fluage sous la pression de confinement 10 MPa (saturation au Soltrol)

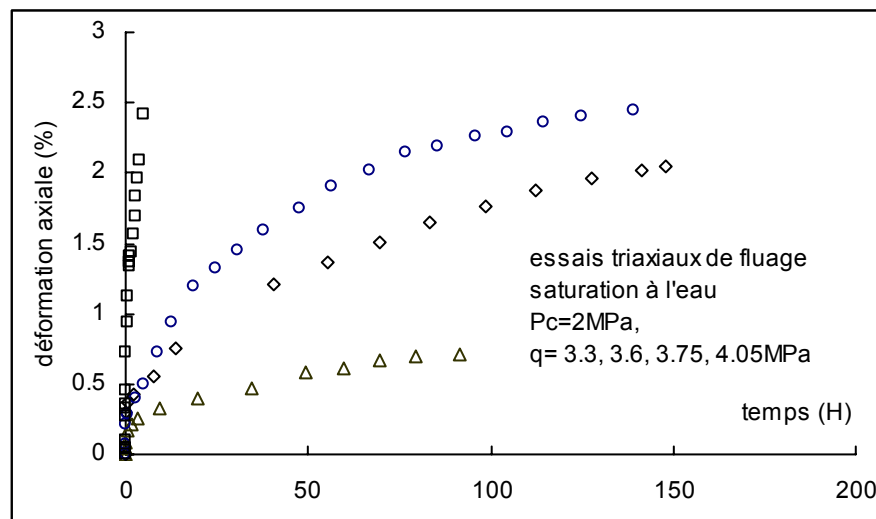


Figure 2-22 : Essais de fluage sous la pression de confinement 2 MPa de différentes contraintes déviatoriques (saturation à l'eau)

2-3-5. Essais triaxiaux classiques sur échantillons dans l'eau à différents temps de trempage

D'une manière générale les liquides de saturation ont une influence sur la craie. Cette influence varie suivant les propriétés chimiques et leurs interactions avec la craie.

En ce qui concerne l'influence de l'eau sur le comportement mécanique de la craie, Masson (1973) et Dessene (1971) ont montré que l'influence de l'eau est très importante sur les modules de résistance. Cette influence est en corrélation avec la porosité et la structure microscopique du matériau. Ainsi, le module d'Young, la limite élastique et la résistance à la compression uniaxiale sont inversement proportionnels au degré de saturation.

Pour étudier l'influence d'eau sur les propriétés mécaniques de la roche en générale, on peut lister plusieurs effets de l'eau : la lubrification, la connexion, les forces capillaires, la dissolution et la recristallisation. En ce qui concerne la craie saturée à l'eau, le facteur majeur pouvant influencer le comportement mécanique se traduit par le phénomène de dissolution –

recristallisation. D'après Schroeder (Schroeder, 2003), les liaisons interparticulaires dans la craie peuvent être de nature minéralogique « ponts de calcite ». La dissolution de la calcite en solution aqueuse est fonction de la vitesse de transfert par convection du matériau dissout. Ce phénomène évolue avec le temps. D'un point de vue macroscopique, les propriétés mécaniques telles que la résistance de la craie, la limite élastique, le module d'Young peuvent varier avec différents niveaux de ce phénomène. Nous présentons toutes les courbes de résultats sur la même figure 2-22 mettant en évidence cette variation. Il semble que la craie a tendance à présenter un adoucissement avec le temps de saturation à l'eau. Afin de préciser cette tendance, nous avons tracé, sur la figure 2-23, la variation de la résistance (pic de la courbe contrainte déviatorique – déformation) sous faible pression de confinement (2 MPa) en fonction du temps de saturation de l'échantillon à l'eau. Nous pouvons faire deux remarques : une diminution de la résistance apparaît pendant environs 20 jours après l'immersion dans de l'eau, puis une stabilisation de la courbe qu'état d'équilibre peut s'expliquer par le fait que le processus de dissolution–recristallisation est dans un état d'équilibre.

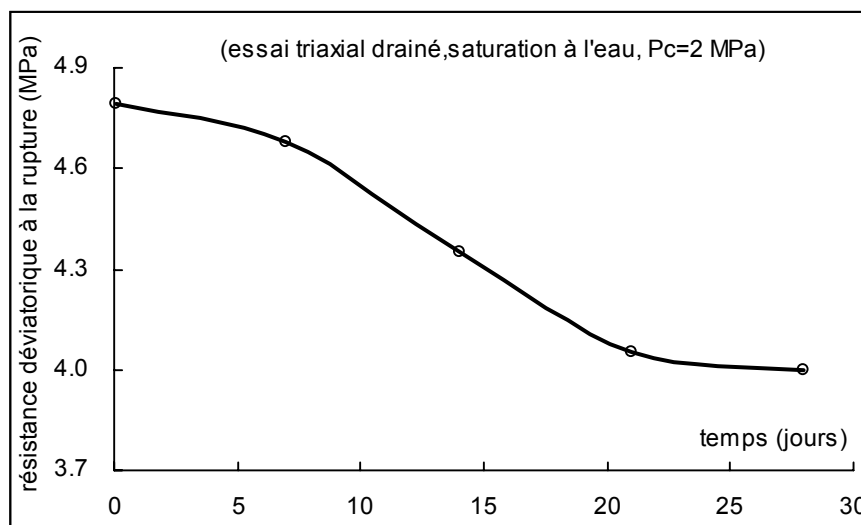


Figure 2-23 : Evolution des résistances en fonction du temps de saturation à l'eau (pression de confinement 2 MPa avec des temps de trempage de 2 heures à 28 jours.)

2-4. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté une vaste campagne d'essais sur la craie de Lixhe. Différents types d'essais ont été réalisés, à savoir les essais indépendant du temps (essais hydrostatiques et des essais en compression triaxiale drainé et non-drainé), des essais dépendant du temps (essais de fluage triaxial et les essais triaxiaux classiques sur des échantillons avec des temps de saturation différents). Ces expériences nous ont permis d'avoir une connaissance approfondie des comportements mécaniques de la craie de Lixhe qui peut être considéré très complexe. Trois conclusions sont préférentiellement soulignées.

Pour les différents types d'essais réalisés, l'analyse de type de saturations nous permet de faire les conclusions suivantes :

- Le fluide saturant influence nettement le seuil de plasticité et la limite de rupture de la craie. Par contre, une saturation à l'eau ou au Soltrol change très peu l'allure de la phase de comportement plastique.
- Les essais de fluage montrent que, sous une pression de confinement élevée, nous n'avons pas pu observer une phase tertiaire de fluage, en revanche, une courbe de fluage complète avec trois phases distinguées est obtenue à partir de l'essai triaxial sous faible pression de confinement.
- Enfin pour les essais triaxiaux sur les échantillons trempés dans l'eau à différents temps, on constate que le processus de dissolution – recristallisation influence les comportements mécaniques de la craie sur la résistance en contrainte déviatorique. La stabilisation de cette résistance peut être due à l'équilibre du processus de dissolution – recristallisation.

Toutes les constatations évoquées dans ce chapitre peuvent conduire à choisir des modèles mécaniques appropriés pour décrire le comportement de la craie de Lixhe. Elles font l'objet des chapitres suivants.

Chapitre 3: Formulation d'un modèle élastoplastique pour roches poreuses

3-1. Introduction

Dans les deux chapitres précédents, nous avons présenté une synthèse du comportement mécanique des craies poreuses. En ce basant sur ces données expérimentales, un modèle de comportement élastoplastique sera formulé dans le présent chapitre.

Les données expérimentales sur les différentes craies ont montré un comportement très complexe de ce matériau. Le comportement inélastique est dominé par une déformation plastique importante. En raison de la forte porosité, deux mécanismes de déformation plastique peuvent être identifiés. Le premier est lié à l'effondrement irréversible des pores, sous des contraintes hydrostatiques élevées, conduisant à une forte compaction volumique plastique. Le second mécanisme est plus classique pour des matériaux à frottement interne. Il s'agit d'un mécanisme de déformation plastique en cisaillement. Cependant, la particularité des craies poreuses se traduit par la forte dépendance de la déformation plastique de la pression de confinement. Lors des essais de compression triaxiale, nous avons constaté une transition drastique d'un comportement fragile sous faibles pressions de confinement à un comportement très ductile quand la pression de confinement devient plus élevée.

Un autre caractère du comportement mécanique des craies est la sensibilité à la nature chimique de fluide saturant. Selon les données expérimentales présentées dans les chapitres précédents, concernant les échantillons saturés en eau et en huile, le comportement mécanique dépend essentiellement du degré de saturation en eau. En revanche, celui-ci est relativement indépendant de la viscosité du fluide saturant. Cet aspect de sensibilité à l'eau a été largement étudié dans le cadre de l'évaluation de la subsidence des réservoirs pétroliers. En effet, dans ce contexte, une des techniques classiques de prévention de la subsidence est l'injection massive d'eau afin de maintenir la pression interstitielle. Cependant, dans ce cas de la Mer du

Nord, la subsidence importante n'a pas pu être évitée par cette technique. L'injection d'eau semblait même avoir un effet d'accélérateur de la subsidence. Il convient alors de comprendre le mécanisme physique des déformations irréversibles induites par l'injection d'eau. Parmi les diverses études expérimentales et théoriques menées, citons ici le modèle conceptuel proposé par Piau et al. (1994 ; 1998). Ces auteurs ont introduit une notion de contrainte additionnelle qui serait responsable des déformations plastiques engendrées par l'injection d'eau. Ce modèle donne un cadre simple de modélisation. Cependant, la base physique du concept proposé et la base théorique de la modélisation restent confuses. Plus récemment, en partant des concepts de la mécanique des sols non saturés, Colin et al. (2003) ont proposé un modèle élastoplastique pour des craies non saturées. Deux mécanismes de plasticité ont également été pris en compte. Le mécanisme « cap » est basé sur une modification du modèle de Barcelone (Alonso et Gens 1990). Le mécanisme de cisaillement utilise un critère de Drucker-Prager modifié avec un « tension cut » surface. Les déformations plastiques induites par l'injection d'eau sont contrôlées par la variation de la pression capillaire, définie comme étant la différence entre les pressions de l'huile et de l'eau. Ce type de modèle est basé sur des similitudes de la dépendance du comportement mécanique du degré de saturation en eau entre les craies et les sols. Mais en raison des différences de la microstructure et de la genèse entre les deux types de matériaux, le concept de la pression capillaire ne peut pas expliquer entièrement la dégradation drastique de la résistance mécanique de la craie. Le mécanisme physique de l'influence de l'eau sur le comportement mécanique de la craie est plus complexe. Risnes et al. (Risnes 2001; Risnes et al. 2003) ont étudié les influences de la mouillabilité et de l'activité de l'eau vis-à-vis de la microstructure de la craie.

Les études expérimentales ont également montré des déformations importantes de fluages dans les craies. Dans les approches classiques, ces déformations dépendant du temps sont décrites par la théorie classique de la viscoplasticité. (Cristescu 1986; Cristescu 1994; Shao et al. 1995; Cristescu 1998; Collin et al. 2002; De Gennaro et al. 2003; Haupt and Kersten 2003; Voyiadjis et al. 2004; Saleeb and Arnold 2004). Ces modèles fournissent une description mathématique du fluage sans identifier clairement le mécanisme physique du fluage. D'autre part, deux formulations distinctes sont nécessaires, respectivement pour décrire le comportement instantané (plasticité) et la réponse à long terme (viscoplasticité).

En se basant sur ces études antérieures et en tenant compte des données expérimentales, dans ce chapitre, nous proposons un modèle de comportement « unifié » pour décrire les comportements mécaniques de la craie à court et à long termes. La craie est idéalisée comme un matériau poreux composé d'une matrice solide équivalente et d'une porosité connectée. Un modèle élastoplastique de base est d'abord proposé, qui comprend un mécanisme de « pore collapse » et un mécanisme de cisaillement. L'influence de l'eau est ensuite prise en compte. Les mécanismes identifiés consistent en la destruction de la liaison capillaire par l'injection d'eau et la dissolution sous contrainte rapide de certains contacts solides entre grains. Le degré de saturation en eau est donc pris comme le paramètre de control. Le modèle est enfin naturellement étendu à la description des déformations de fluage, qui est considéré comme la conséquence macroscopique de la dissolution progressive des contacts cimentés par solution sous pression inter granulaire (Hellemann et al., 2002). Ainsi, l'influence de l'eau intervient à court et à long terme dans le comportement mécanique de la craie.

3-2. Formulation du modèle

Selon les analyses expérimentales présentées dans les deux chapitres précédents, un seuil de contrainte pour l'initiation de « pore collapse » plastique peut être identifié. Un modèle élastoplastique avec deux mécanismes de plasticité sera développé. Un mécanisme de cisaillement plastique quand la contrainte hydrostatique est inférieure au seuil de « pore collapse » ; et un modèle plastique de « pore collapse » pour les contraintes hydrostatiques dépassant ce seuil. Si le mécanisme de cisaillement plastique est assez commun pour la majorité des géomatériaux à frottement interne, le mécanisme de « pore collapse » est une spécificité des roches poreuses. Ce dernier a un rôle particulièrement important quand il s'agit d'étudier la compaction des réservoirs en grande profondeur. Par conséquent, une attention toute particulière est accordée à ce mécanisme dans cette étude.

La microstructure des craies poreuse est très complexe, composée de différents types de grains, pores et des liaisons de diverses natures. Pour mener une modélisation phénoménologique, une idéalisation simplifiée de cette structure est proposée. La craie

poreuse est grossièrement représentée par un assemblage de grains solides et de pores avec différents types de surfaces de contact. Trois types de contacts peuvent être identifiés ; des surfaces de contact solides cimentées, des points de contact solides régis par la force de frottement locale, et des contacts liquides régis par la force capillaire. Les pores connectés constituent la porosité macroscopique pour l'écoulement des fluides. Après une première phase de « l'homogénéisation », il est supposé que les grains solides et les contacts forment une matrice solide équivalente dont le comportement mécanique dépend essentiellement des propriétés actuelles des contacts. Une schématisation de cette représentation est montrée sur la Figure 3-1. Des pores fermés (la porosité occluse) sont considérés comme faisant partie de la matrice solide. La porosité totale connecté est définie par la variable, ϕ . Ainsi, le comportement mécanique de la craie est caractérisé par celui de la matrice équivalente et de la porosité (volume et forme). L'évolution des forces de contacts par des perturbations mécaniques et physico-chimiques aura un impact direct sur le comportement macroscopique de la matrice, donc celui de la craie. Par exemple, l'augmentation de la contrainte moyenne en compression entraîne une augmentation de la force de frottement entre grains, ce qui donnera un durcissement du matériau sous forme de l'écrouissage plastique. En revanche, une destruction des forces de contact conduira à une diminution de la résistance mécanique. A ce point de vue, l'injection d'eau va réduire la force de contact capillaire et accélérer la dissolution des contacts cimentés, ce qui engendre des déformations plastiques instantanées et différées.

Ainsi, une approche phénoménologique est utilisée dans cette étude. L'hypothèse des petites déformations est d'office adoptée. La déformation totale, $d\varepsilon_{ij}$ est composée d'une partie élastique, $d\varepsilon_{ij}^e$, et une partie plastique, $d\varepsilon_{ij}^p$. La déformation plastique est séparée en la partie issue du mécanisme « pore collapse », $d\varepsilon_{ij}^c$, et la partie issue du mécanisme de cisaillement plastique, $d\varepsilon_{ij}^s$.

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p \quad , \quad d\varepsilon_{ij}^p = d\varepsilon_{ij}^c + d\varepsilon_{ij}^s \quad (3-1)$$

A partir des résultats expérimentaux, il est raisonnable de supposer que la craie poreuse

est un matériau isotrope. La loi de Hooke isotrope est utilisée pour décrire les déformations élastiques :

$$d\varepsilon_{ij}^e = \frac{1}{2\mu_0} d\sigma_{ij}^d + \frac{1}{3k_0} d\sigma_m \delta_{ij} \quad (3-2a)$$

$$\sigma_{ij}^d = \sigma_{ij} - \sigma_m \delta_{ij}, \quad \sigma_m = \frac{1}{3} \sigma_{kk} \quad (3-2b)$$

Dans ces relations, σ_{ij} sont les composantes du tenseur de contraintes de Cauchy; σ_{ij}^d les composantes du tenseur déviatorique des contraintes. Les deux paramètres μ_0 et k_0 sont respectivement le module de cisaillement et le module de compressibilité drainé du matériau à l'état initial.

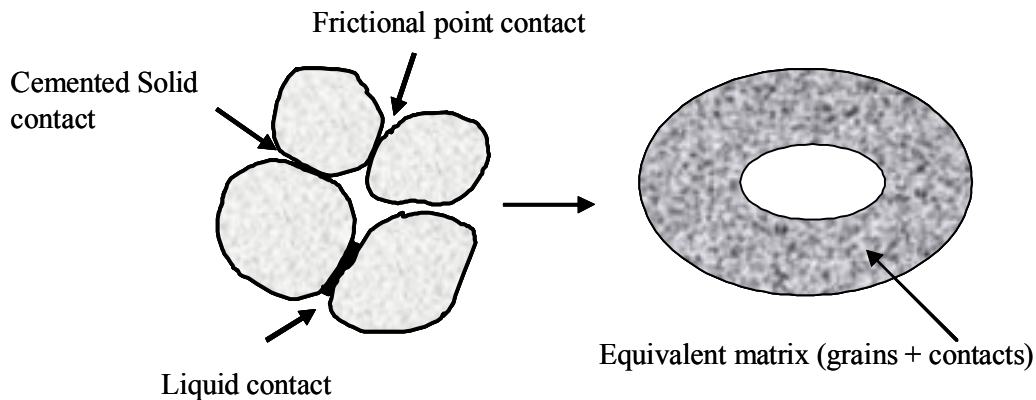


Figure 3-1 : Représentation schématique d'une craie comme un milieu poreux homogène

3-3. Mécanisme par effondrement plastique des pores « pore collapse »

Comme nous l'avons indiqué, la déformation plastique par l'effondrement des pores représente un mécanisme spécifique des roches poreuses. Ce mécanisme joue un rôle important dans un grand nombre de problèmes pratiques, tel que l'analyse de la subsidence des réservoirs pétroliers.

3-3-1. Fonction de charge

Selon la schématisation simplifiée proposée, la craie poreuse est idéalisée comme un matériau poreux homogène composé d'une matrice solide et d'une porosité connectée. Il

convient d'abord de déterminer le critère de plasticité de ce matériau sous contraintes de compression. Pour ce faire, on s'inspire du critère de plasticité proposé par Gurson (1977) pour matériaux poreux métalliques soumis à des contraintes de traction. La déformation et la rupture du matériau sont alors déterminées par la croissance des pores. Ce critère a été largement utilisé et différentes versions ont été proposées pour mieux décrire la rupture ductile des matériaux poreux. Plus récemment, en utilisant une méthode de changement d'échelle, Leblond et Perrin (1990, 1996, 2000) ont démontré la base micromécanique du critère de Gurson. Le critère de Gurson représente en effet la solution exacte du critère macroscopique d'un milieu poreux composé d'une matrice vérifiant le critère de plasticité parfaite de von-Mises et des pores sphériques. Selon ce résultat, le critère de plasticité macroscopique dépend du seuil plastique de la matrice solide et de la porosité macroscopique. En se basant sur ce critère, des modèles plastiques ont été formulés pour décrire des déformations plastiques des matériaux poreux métalliques (Tvergaard et Needleman, 1984). Des modifications de la surface de charge ont été proposées pour mieux vérifier les données. Des modifications heuristiques ont également été proposées pour introduire une loi d'érouissage plastique de la matrice solide. En supposant une symétrie de réponse du milieu poreux sous compression et traction. Le critère de Gurson est utilisé ici comme le critère de base pour décrire le seuil de l'effondrement plastique de la craie poreuse. La fonction de charge basée sur le critère de Gurson est exprimée sous la forme suivante :

$$f_c = \frac{\sigma_{eq}^2}{\bar{\sigma}^2} + 2\phi \cosh\left(q_2 \frac{3\sigma_m}{2\bar{\sigma}}\right) - 1 - \phi^2 = 0, \quad \sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma_{ij}^d \sigma_{ij}^d} \quad (3-3)$$

La variable σ_{eq} est la contrainte déviatorique équivalente. Le paramètre q_2 est introduit pour déterminer la forme géométrique de la surface de charge. Dans le critère initial de Gurson, $q_2 = 1$. L'introduction de ce paramètre est donc une adaptation libre du critère pour construire une surface de charge qui vérifie les données expérimentales du matériau étudié. Le coefficient $\bar{\sigma}$ représente le seuil plastique actuel de la matrice solide. Dans le critère initial de Gurson, la matrice solide vérifie le critère de plasticité parfaite de von-Mises, $\bar{\sigma}$ est alors une constante. En revanche, dans beaucoup de cas, cette hypothèse de plasticité

parfaite n'est pas vérifiée. Des extensions heuristiques sont souvent proposées pour prendre en compte l'écroutissement plastique de la matrice solide. Dans le cas de la craie poreuse, la compaction volumique fait augmenter les surfaces de contact entre grains et donc les forces de liaison. Le seuil plastique varie donc avec l'évolution des forces de contact. Il convient alors de proposer une loi d'écroutissement plastique pour la matrice solide équivalente.

3-3-2. Loi d'écroutissement plastique

Afin de déterminer une telle loi à partir des réponses macroscopiques lors du processus de « pore collapse », des essais de compression hydrostatique sont généralement effectués. Sur la Figure 3-2, nous avons montré une courbe de contrainte – déformation typique pour une craie poreuse. Le comportement mécanique de base peut être décomposé de trois phases. Dans la première phase, une réponse quasi linéaire et réversible est obtenue ; ceci correspond à la compaction élastique du squelette de la craie. La pente de cette phase linéaire est le module de compressibilité drainé du matériau. Quand la contrainte hydrostatique dépasse une certaine limite, définie comme le seuil d'effondrement des pores, une phase de l'effondrement des pores proprement dite commence. Nous constatons une accélération très marquée du taux de déformation plastique irréversible, produite par la destruction progressive de la structure initiale des pores. A la fin de cette deuxième phase, due à l'augmentation des surfaces de contact entre grains, les forces de frottement augmentent. Ceci conduit à une diminution du taux de croissance de la déformation volumique, qui se traduit par un phénomène de l'écroutissement plastique du matériau. Cette troisième phase est assez similaire à la consolidation plastique des sols lâches.

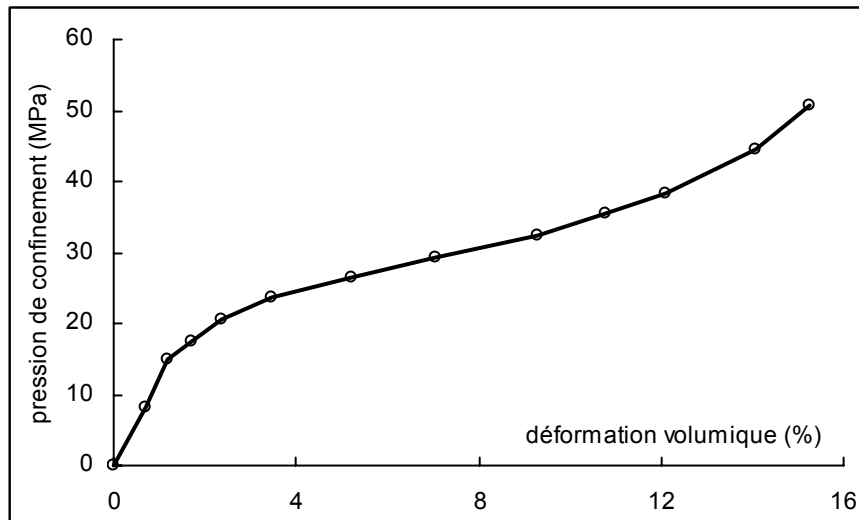


Figure 3-2 : Courbe typique de contrainte - déformation lors d'un essai de compression hydrostatique pour une craie poreuse

Afin de cerner le type de l'écrouissage plastique (isotrope, cinématique, anisotrope), des essais spécifiques ont été effectués par Homand et Shao (2000) sur des échantillons saturés par soltrol. Le chemin de chargement est composé de deux phases dans le plan $\sigma_m - \sigma_{eq}$. Les échantillons sont abord soumis à une contrainte hydrostatique de 25 MPa, soit au delà du seuil de l'effondrement plastique, pour subir une phase de déformation plastique et de l'écrouissage plastique. Ensuite, les échantillons sont déchargés en diminuant la contrainte hydrostatique à une valeur choisie, par exemple, 14 MPa. A partir de ce point, une phase de compression triaxiale conventionnelle est imposée aux échantillons préalablement plastifiés. On détermine les contraintes axiales au nouveau seuil de plasticité ou éventuellement de la rupture par cisaillement. La surface de charge actuelle peut donc être tracée et comparée avec la surface de charge initiale. Les résultats représentatifs sont montrés sur la Figure 3-3. Nous constatons que l'évolution de la surface de charge pendant l'écrouissage plastique peut être approchée par une expansion quasi homothétique. Ceci suggère qu'une loi d'écrouissage plastique est adéquate pour la craie étudiée, tout au moins pour le mécanisme de l'effondrement des pores pour les échantillons saturés par soltrol. Nous pouvons remarquer un autre résultat intéressant sur la Figure 3-3. Les valeurs des contraintes à la rupture par cisaillement semblent ne pas être affectées par l'écrouissage plastique lié au mécanisme de l'effondrement des pores. En effet, les valeurs des contraintes à la rupture obtenues des deux

essais de compression triaxiale sur les échantillons ayant subi un écrouissage plastique préalable se trouvent quasiment sur la même ligne que celles obtenues des échantillons vierges. Ceci suggère que les deux mécanismes de plasticité peuvent être considérés comme indépendant, dans la mesure où l'écrouissage plastique lié au mécanisme de l'effondrement des pores n'a quasiment pas d'effet sur le mécanisme de cisaillement plastique. Des résultats similaires ont été obtenus par Schroeder et al. (1999) dans le cadre du projet européen « PASACHALK ». En conséquence, deux variables internes indépendantes seront utilisées pour caractériser l'écrouissage plastique des deux mécanismes respectifs.

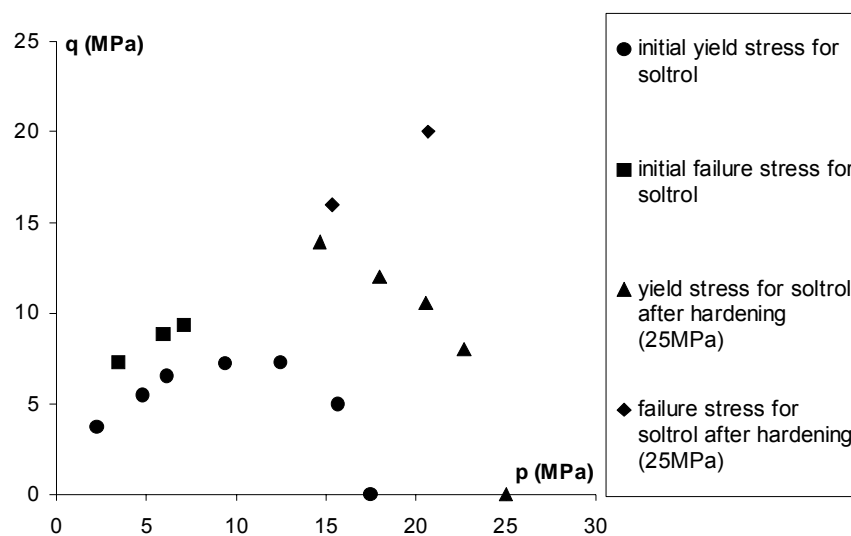


Figure 3-3 : Evolution de la surface de charge pendant l'écrouissage plastique sur des échantillons saturés par soltrol (Homand et Shao, 2000) ; p est la contrainte hydrostatique (en compression) et q le déviateur de contrainte

En se basant sur les considérations précédentes, une loi d'écrouissage plastique isotrope est maintenant proposée pour le mécanisme de l'effondrement plastique. Ceci se traduit par l'évolution du seuil plastique de la matrice solide, $\bar{\sigma}$, en fonction des déformations développées. Il faut noter que le seuil de plastique, $\bar{\sigma}$, est une grandeur locale associée à la matrice solide. On lui associe une variable interne locale, qui est la déformation plastique équivalente, notée par ε_M^c , pour caractériser l'écrouissage plastique de la matrice. La relation

entre la déformation plastique locale et les déformations plastiques macroscopiques est déterminée par le principe de l'équivalence en énergie plastique, soit alors :

$$(1 - \phi) \bar{\sigma}(\varepsilon_M^c) d\varepsilon_M^c = \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^c \quad (3-4)$$

A partir des données expérimentales lors des essais sous chargement purement mécanique, soit compression hydrostatique et compression triaxiale avec confinement élevé, la fonction particulière suivante est proposée pour la loi d'érouissage :

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}_0 \left[1 + a(\varepsilon_M^c)^n e^{b\varepsilon_M^c} \right] \quad (3-5)$$

Le paramètre, $\bar{\sigma}_0$, est le seuil plastique initial de la matrice solide. Les trois paramètres, a , n et b ; caractérisent la cinétique de l'érouissage plastique. Leurs valeurs peuvent être identifiées lors d'un essai de compression hydrostatique. Par ailleurs, selon le critère de Gurson, la fonction de charge dépend également l'évolution de la porosité du matériau. En supposant que la compressibilité plastique des grains solides est négligeable, on peut établir une relation simple entre la porosité et la déformation plastique volumique macroscopique, soit :

$$d\phi = (1 - \phi) d\varepsilon_{kk}^c \quad (3-6)$$

3-3-3. Potentiel plastique

Le potentiel plastique détermine l'orientation du vecteur taux des déformations plastiques. Le cas des matériaux standard, le principe de la dissipation plastique maximale de Hill conduit à une règle d'écoulement associée. Cependant, pour la plupart des géomatériaux, cette loi de normalité n'est pas vérifiée en raison des efforts internes complexes. Il convient de définir une loi d'écoulement non associée, en respectant les principes de la thermodynamique et en se basant sur des données expérimentales. Pour la craie poreuse étudiée, nous proposons ainsi un potentiel plastique non associé, exprimé sous la forme suivante :

$$Q_c = \frac{\sigma_{eq}^2}{\bar{\sigma}^2} + 2\phi \cosh\left(q_2^* \frac{3\sigma_m}{2\bar{\sigma}}\right) \quad (3-7)$$

Nous constatons que le potentiel plastique proposé garde la même forme générale que la fonction de charge ; il se différencie de la fonction de charge par l'introduction du paramètre q_2^* . Celui permet en effet d'introduire une déviation dans loi d'écoulement plastique de la règle de normalité. Ainsi, on retrouve la loi associée pour $q_2^* = q_2$.

Pour les chemins de charge mécanique où seul le mécanisme de l'effondrement plastique est activé, la règle d'écoulement plastique s'écrit :

$$d\varepsilon_{ij}^c = d\lambda_c \frac{\partial Q_c}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3-8)$$

$$\frac{\partial Q_c}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial Q_c}{\partial \sigma_{eq}} \frac{d\sigma_{eq}}{d\sigma_{ij}} + \frac{\partial Q_c}{\partial \sigma_m} \frac{d\sigma_m}{d\sigma_{ij}} = \frac{3}{\bar{\sigma}^2} \sigma_{ij}^d + q_2^* \frac{\phi}{\bar{\sigma}} \sinh\left(q_2^* \frac{3\sigma_m}{2\bar{\sigma}}\right) \delta_{ij} \quad (3-9)$$

Le multiplicateur plastique associé à ce mécanisme de plasticité, $d\lambda_c$, peut être déterminé par la condition de cohérence plastique. Soit pour un chemin général à déformation imposée, nous avons :

$$d\lambda_c = \frac{\frac{\partial f_c}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbb{C}^0 : d\boldsymbol{\varepsilon}}{\frac{\partial f_c}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbb{C}^0 : \frac{\partial Q_c}{\partial \boldsymbol{\sigma}} - H_c} \quad (3-10)$$

$$H_c = \frac{\partial f_c}{\partial \bar{\sigma}} \frac{d\bar{\sigma}}{d\varepsilon_M^c} \frac{1}{\bar{\sigma}(1-\phi)} \left(\boldsymbol{\sigma} : \frac{\partial Q_c}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right) + \frac{\partial f}{\partial \phi} (1-\phi) \text{tr} \left(\frac{\partial Q_c}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right) \quad (3-11a)$$

$$\frac{\partial f_c}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial f_c}{\partial \sigma_{eq}} \frac{d\sigma_{eq}}{d\sigma_{ij}} + \frac{\partial f_c}{\partial \sigma_m} \frac{d\sigma_m}{d\sigma_{ij}} = \frac{3}{\bar{\sigma}^2} \sigma_{ij}^d + q_2 \frac{\phi}{\bar{\sigma}} \sinh\left(q_2 \frac{3\sigma_m}{2\bar{\sigma}}\right) \delta_{ij} \quad (3-11b)$$

$$\frac{\partial f_c}{\partial \bar{\sigma}} = -2 \frac{\sigma_{eq}^2}{\bar{\sigma}^3} - 3\phi q_2 \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}^2} \sinh\left(q_2 \frac{3\sigma_m}{2\bar{\sigma}}\right) , \quad \frac{\partial f_c}{\partial \phi} = 2 \cosh\left(q_2 \frac{3\sigma_m}{2\bar{\sigma}}\right) - 2\phi \quad (3-11c)$$

Le coefficient, H_c , est le module d'écrouissage plastique associé au mécanisme de l'effondrement plastique. Le tenseur d'ordre 4, \mathbb{C}^0 , désigne le tenseur d'élasticité du matériau à l'état initial.

3-4. Mécanisme de cisaillement plastique

Le mécanisme de cisaillement plastique est commun pour la plupart des matériaux à frottement interne. Les déformations plastiques sont induites par le glissement des réseaux « cristallins » et des surfaces de contact entre grains. Les fonctions de charge les plus simples sont souvent basées sur le critère de Mohr-Coulomb et de Drucker-Prager. L'influence de la contrainte hydrostatique sur la déformation plastique est décrite par l'angle de frottement et la résistance en traction par le paramètre de cohésion. Il existe en général une surface limite : la surface de rupture qui définit l'état des contraintes auquel la rupture macroscopique se produit. Cette rupture se traduit généralement par la formation des bandes de localisation de cisaillement.

3-4-1. Fonction de charge

Les essais de compression triaxiale conventionnelle avec différentes pressions de confinement constituent les essais de base pour caractériser le mécanisme de cisaillement plastique. Les contraintes à la rupture sont identifiées par les valeurs au pic des courbes de contraintes déformations. Dans le cas des roches très poreuses comme la craie, ce mécanisme de plasticité devient secondaire pour fortes contraintes hydrostatiques, par rapport au mécanisme de l'effondrement plastique des pores. En revanche, c'est le mécanisme essentiel pour de faibles contraintes hydrostatiques pour décrire la rupture fragile du matériau. Il convient alors d'analyser les réponses mécaniques de la craie pour ces chemins de chargement.

Sur la Figure 3-4, nous avons montré quelques courbes de contraintes déformation pour une craie poreuse lors des essais de compression triaxiale conventionnelle. Le fait le plus marquant de ces résultats est la forte influence de la pression de confinement sur le comportement mécanique de la craie. Il y a un changement drastique du comportement avec la variation de la pression de confinement. Pour des pressions de confinement très faibles, par exemple 1 MPa et 3 MPa, nous avons un comportement de type élastoplastique fragile. La rupture de l'échantillon est observée avec un pic de contrainte axiale et une faible valeur de la

déformation axiale. On observe même une phase de radoucissement après la contrainte au pic. Dès que la pression de confinement dépasse la valeur de 4 MPa, le comportement mécanique change radicalement et devient franchement plastique ductile. La rupture du matériau n'est plus caractérisée par un pic de contrainte, mais par un palier croissant. La déformation axiale à la rupture peut augmenter d'un ordre de grandeur. Au-delà de cette phase de transition, on ne peut plus observer de palier de rupture jusqu'à des déformations axiales de plus de 10% (voir le chapitre 1). Par ailleurs, la déformation plastique volumique dépend aussi fortement de l'état de contraintes appliquées. Par ailleurs, comme la plupart des roches, il y a une forte différence de la résistance entre la compression et traction uniaxiale (Risnes and Garspestad 1998, Risnes et al. 1999).

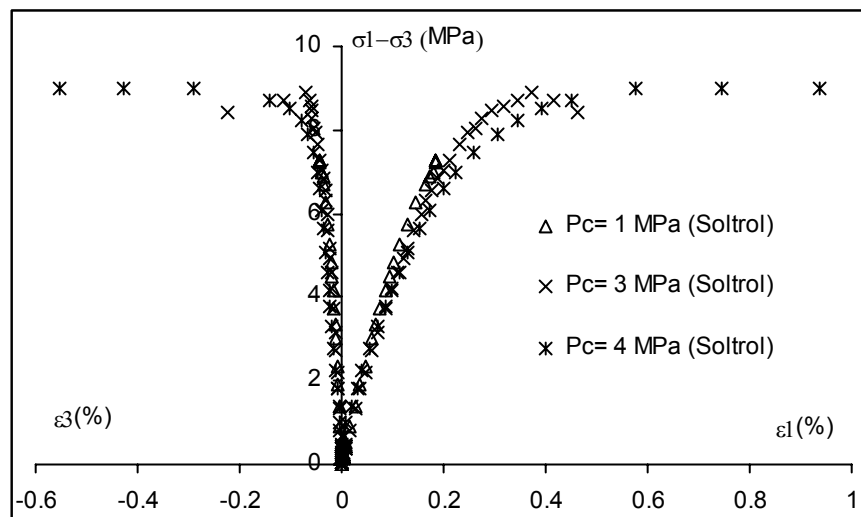


Figure 3-4: Courbes de contraintes – déformations types d'une craie poreuse lors des essais de compression triaxiale (Homand et Shao 2000)

En se basant sur ces remarques, il apparaît que la surface de rupture linéaire de type Mohr-Coulomb et de Drucker-Prager n'est pas adéquate pour la craie étudiée. Il convient de formuler une surface de charge courbe (non linéaire) pour prendre en compte de l'influence de la contrainte hydrostatique. On s'inspirant du modèle plastique propose par Pietruszczak et al. (1988), nous avons choisi la fonction quadratique suivante :

$$f_s = \left(\frac{\sigma_{eq}}{g(\theta)p_r} \right)^2 + \alpha_p A \left(\frac{\sigma_m}{p_r} - C_0 \right) = 0 \quad (3-12)$$

Le paramètre C_0 définit la cohésion du matériau intact, et le paramètre A l'angle de frottement à la rupture. Une contrainte de référence, $p_r = 1MPa$ est utilisée pour rendre les paramètres de la rupture adimensionnels. La fonction, $g(\theta)$, permet de prendre en compte l'influence de l'angle de Lode sur la surface de charge. Cependant, faute de données expérimentales et pour des raisons de simplicité, nous avons pris $g(\theta) = 1$ dans cette version du modèle.

3-4-2. Loi d'érouissage plastique

La fonction, α_p , décrit l'érouissage isotrope du matériau, du seuil de plasticité initial à l'état asymptotique de la rupture. Pour ce mécanisme de cisaillement plastique, on choisit classiquement la distorsion plastique comme variable interne de l'érouissage. Pour le matériau étudié, on néglige la phase de radoucissement parfois observée pour de très faibles pressions de confinement. La rupture macroscopique du matériau est donc caractérisée par la valeur ultime de la fonction de l'érouissage, soit $\alpha_p = 1$. En tenant compte des données expérimentales issues des essais de compression triaxiale, la loi d'érouissage suivante est proposée:

$$\alpha_p = \alpha_p^0 + (1 - \alpha_p^0) \frac{\gamma_s}{B + \gamma_s} \quad (3-13)$$

Le paramètre α_p^0 représente le seuil de plasticité initial pour le mécanisme de cisaillement plastique. Le paramètre, B , contrôle la cinétique de l'érouissage plastique. La variable interne, γ_s , est la distorsion plastique associée au mécanisme de cisaillement plastique. L'incrément de cette variable est calculé par:

$$d\gamma^s = \sqrt{\frac{2}{3} de_{ij}^s de_{ij}^s} / \chi_p, \quad e_{ij}^s = \varepsilon_{ij}^s - \frac{1}{3} \varepsilon_{kk}^s \delta_{ij} \quad (3-14)$$

$$\chi_p = \left(\frac{\langle \sigma_m - p_{atm} \rangle + p_{atm}}{p_r} \right)^{\beta_1} \quad (3-15)$$

Dans cette expression, nous avons introduit le coefficient, χ_p , fonction de la contrainte

hydrostatique, afin de normaliser l'amplitude des déformations plastiques développées lors du cisaillement plastique. Ceci permet de prendre en compte du changement brutal de la réponse mécanique de la craie en fonction de la pression de confinement. Le crochet $\langle x \rangle$ désigne $\langle x \rangle = (|x| + x) / 2$, et p_{atm} est la pression atmosphérique.

3-4-3. Potentiel plastique et règle d'écoulement plastique

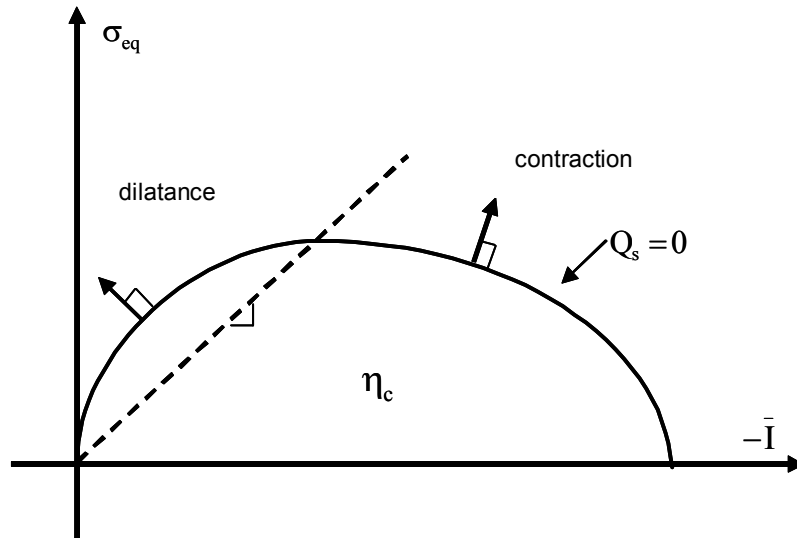
Comme nous avons constaté lors des études expérimentales, le mécanisme de cisaillement plastique peut induire des déformations plastiques volumiques de contraction ou de dilatance. Dans le cas des craies poreuses, la compaction plastique induite par le cisaillement est généralement moins importante que celle induite par l'effondrement des pores. Cependant, le taux de variation volumique dépend fortement de l'état de contrainte appliqué. Il peut y avoir une transition de la contraction vers la dilatance quand le déviateur de contrainte augmente. Il convient de définir une loi d'écoulement plastique non associée, en choisissant un potentiel plastique adéquat. Dans ce modèle, une adaptation du potentiel proposé par Pietruszczak et al. (1988) est proposée. Celui-ci a comme l'avantage la possibilité de décrire correctement la transition dilatance – contraction. Le potentiel utilisé est exprimé par l'équation suivante:

$$Q_s = \sigma_{eq} + \eta_c \bar{I} \ln \left(\frac{\bar{I}}{I_0} \right) = 0, \quad \bar{I} = \sigma_m - p_r C_0 \quad (3-16)$$

Dans cette équation, la variable, I_0 , définit le point d'intersection entre la surface du potentiel plastique et l'axe \bar{I} . Le paramètre, η_c , permet de déterminer la frontière entre les zones de contraction et dilatance. La surface du potentiel est illustrée sur la Figure 3.5. La transition de la contraction à la dilatance est définie par la condition $\partial Q_s / \partial \sigma_m = 0$. Dans ce modèle, il est supposé que la ligne de transition peut être approchée par une fonction linéaire:

$$\bar{I}_{cd} = \sigma_{eq} - \eta_c \bar{I} = 0 \quad (3-17)$$

Le paramètre η_c est alors la pente de cette ligne de transition dans le plan $\sigma_{eq} - \bar{I}$ (voir Figure 3-5).


 Figure 3-5 : Illustration de la surface du potentiel plastique dans le plan $\sigma_{eq} - \bar{I}$

Pour les chemins de chargement mécaniques où seul le mécanisme de cisaillement plastique est activé, la règle de l'écoulement plastique est définie par:

$$d\varepsilon_{ij}^s = d\lambda_s \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3-18)$$

$$\frac{\partial Q_s}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma_{eq}} \frac{d\sigma_{eq}}{d\sigma_{ij}} + \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma_m} \frac{d\sigma_m}{d\sigma_{ij}} = \frac{3}{2} \frac{\sigma_{ij}^d}{\sigma_{eq}} + \frac{1}{3} \eta_c \left[1 + \ln \left(\frac{\sigma_m - p_r C_0}{I_0} \right) \right] \delta_{ij} \quad (3-19)$$

Le multiplicateur plastique $d\lambda_s$ est défini par la condition de cohérence plastique.

$$d\lambda_s = \frac{\frac{\partial f_s}{\partial \sigma} : \mathbb{C}^0 : d\varepsilon}{\frac{\partial f_s}{\partial \sigma} : \mathbb{C}^0 : \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma} - H_s} \quad (3-20)$$

$$H_s = \frac{\partial f_s}{\partial \alpha_p} \frac{d\alpha_p}{d\gamma_p} \frac{1}{\chi_p} \sqrt{\frac{2}{3} \left(\mathbb{K} : \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma} \right) : \left(\mathbb{K} : \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma} \right)}, \quad \mathbb{K}_{ijkl} = \frac{1}{2} (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) - \frac{1}{3} \delta_{ij} \delta_{kl} \quad (3-21)$$

$$\frac{\partial f_s}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial f_s}{\partial \sigma_{eq}} \frac{d\sigma_{eq}}{d\sigma_{ij}} + \frac{\partial f_s}{\partial \sigma_m} \frac{d\sigma_m}{d\sigma_{ij}} = 3 \frac{\sigma_{ij}^d}{p_r^2} + \frac{1}{3} \frac{\alpha_p A}{p_r} \delta_{ij}, \quad \frac{\partial f_s}{\partial \alpha_p} = A \left(\frac{\sigma_m}{p_r} - C_0 \right) \quad (3-22)$$

Le tenseur d'ordre 4 \mathbb{K} permet de définir la partie déviatorique d'un tenseur d'ordre 2.

3-5. Interaction entre les deux mécanismes de plasticité

Dans un chemin de chargement mécanique arbitraire, les deux mécanismes de plasticité peuvent être simultanément activés. Dans ce cas, on peut distinguer quatre domaines de comportement mécanique selon le chargement appliqué.

1. Si $f_c < 0$ et $f_s < 0$, les contraintes appliquées se trouvent entièrement à l'intérieur du domaine élastique ou correspondent à un déchargement élastique ; il n'y a pas de d'écoulement plastique et nous avons alors: $d\lambda_c = 0$ et $d\lambda_s = 0$.

2. Si $f_c = 0 \cup \dot{f}_c = 0$ mais $f_s < 0$, le mécanisme de l'effondrement des pores est activé tandis que celui de cisaillement plastique n'est pas atteint. Le multiplicateur $d\lambda_c > 0$ est déterminé par l'équation (10), et $d\lambda_s = 0$.

3. Si $f_s = 0 \cup \dot{f}_s = 0$ mais $f_c < 0$, le mécanisme de cisaillement plastique est activé tandis que celui de l'effondrement plastique des pores n'est pas atteint. Le multiplicateur plastique, $d\lambda_s > 0$, est déterminé par l'équation (3-20) et on a $d\lambda_c = 0$.

4. Si $f_c = 0 \cup \dot{f}_c = 0$ et $f_s = 0 \cup \dot{f}_s = 0$, les deux mécanismes sont activés. Les multiplicateurs $d\lambda_c > 0$ et $d\lambda_s > 0$ peuvent être déterminés par les conditions de cohérence plastique conjointes.

$$\begin{cases} \left[\frac{\partial f_c}{\partial \sigma} : \mathbb{C}^0 : (d\varepsilon - d\varepsilon^c - d\varepsilon^s) + H_c d\lambda_c + H_{cs} d\lambda_s = 0 \right. \\ \left. \left[\frac{\partial f_s}{\partial \sigma} : \mathbb{C}^0 : (d\varepsilon - d\varepsilon^c - d\varepsilon^s) + H_{sc} d\lambda_c + H_s d\lambda_s = 0 \right. \right. \end{cases} \quad (3-23)$$

$$\begin{cases} \left[\frac{\partial f_c}{\partial \sigma} : \mathbb{C}^0 : \frac{\partial Q_c}{\partial \sigma} - H_c \right] d\lambda_c + \left[\frac{\partial f_c}{\partial \sigma} : \mathbb{C}^0 : \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma} - H_{cs} \right] d\lambda_s = \frac{\partial f_c}{\partial \sigma} : \mathbb{C}^0 : d\varepsilon \\ \left[\frac{\partial f_s}{\partial \sigma} : \mathbb{C}^0 : \frac{\partial Q_c}{\partial \sigma} - H_{sc} \right] d\lambda_c + \left[\frac{\partial f_s}{\partial \sigma} : \mathbb{C}^0 : \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma} - H_s \right] d\lambda_s = \frac{\partial f_s}{\partial \sigma} : \mathbb{C}^0 : d\varepsilon \end{cases} \quad (3-24)$$

$$H_{cs} = \frac{\partial f_c}{\partial \bar{\sigma}} \frac{d\bar{\sigma}}{d\varepsilon_{kk}^s} \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma_m} + \frac{\partial f_c}{\partial \phi} (1 - \phi) \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma_m} \quad (3-25)$$

$$H_{sc} = \frac{\partial f_s}{\partial \alpha_p} \frac{d\alpha_p}{d\gamma_c} \sqrt{\frac{2}{3} \left(\mathbf{K} : \frac{\partial Q_c}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right) : \left(\mathbf{K} : \frac{\partial Q_c}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right)} \quad (3-26)$$

Dans ces relations, les coefficients H_{cs} et H_{sc} représentent le couplage entre les lois d'érouissage plastique des deux mécanismes. Dans notre modèle, comme nous avons choisi que les deux lois d'érouissage plastique sont indépendantes. Par conséquent, on obtient la simplification suivante: $H_{cs} = H_{sc} = 0$.

3-6. Simulation numériques des essais sur échantillons saturés à huile

Afin de tester la capacité du modèle à décrire le comportement mécanique de base de la craie poreuse sous sollicitations purement mécaniques, il convient de comparer les données expérimentales et les simulations numériques sur des chemins de chargement représentatifs pour les échantillons sains. Selon les études expérimentales présentées dans les chapitres précédents, la saturation à huile n'affecte pas le comportement mécanique de la craie. Celui-ci dépend fortement du degré de saturation en eau. Par conséquent, dans cette étude, les échantillons saturés à huile seront considérés comme l'état de référence par rapport à la dégradation physico-chimique du matériau. Les valeurs typiques des paramètres du modèle pour cet état de référence sont données sur le Tableau 3-1. Figure 3-6 montre les surfaces de charge initiales des deux mécanismes de plasticité et la surface de rupture associée au cisaillement plastique.

La simulation d'un essai de compression hydrostatique est montrée sur la Figure 3-7. On peut constater que le modèle proposé décrit bien la déformation plastique par l'effondrement des pores et l'érouissage plastique par l'augmentation des surfaces de contact par frottement. La simulation de cet essai pour la craie poreuse de Haubourdin est donnée dans l'Annexe II. Il y a également une bonne concordance.

Sur les Figures 3-8 et 3-9, on montre la simulation de deux essais de compression triaxiale avec deux pressions de confinement différents (14 et 20MPa). Pour ces deux valeurs de confinement élevées, à savoir supérieures au seuil de l'effondrement des pores, la déformation plastique est dominée par le mécanisme de « pore collapse ». Le mécanisme de

cisaillement plastique joue un rôle négligeable. On n'obtient pas de rupture macroscopique par bandes de cisaillement. Il n'y a pas de contrainte au pic jusqu'à des valeurs importantes de la déformation axiale. La rupture du matériau est définie alors par la destruction excessive de la structure poreuse (transformation du squelette de la craie en une poudre fortement compactée). Ces phénomènes observés sont bien reproduits par le modèle proposé. Notamment, pour l'essai à 20 MPa de confinement, on constate que la déformation latérale est une déformation de compression lors de la première phase compression axiale ; ceci est un comportement typique en raison de l'effondrement plastique des pores.

Tableau 3-1: Valeurs des paramètres du modèle pour la craie de Lixhe saturée à l'huile

Paramètres	Saturation à l'huile
Module de Young initial , E_0 , (MPa)	4200
Coefficient de Poisson initial ν_0	0.2
Seuil plastique « pore collapse » $\bar{\sigma}_0$, (MPa)	14.5
Paramètre de la surface de charge « pore collapse » q_2	0.7
Paramètre de l'érouissage plastique « pore collapse » a	0.4
Paramètre de l'érouissage plastique « pore collapse » b	18
Paramètre de l'érouissage plastique « pore collapse » n	0.1
Paramètre de rupture (frottement) A	12
Paramètre de rupture (cohésion) C_0	1.0
Paramètre de l'érouissage plastique « cisaillement plastique » B	1×10^{-5}
Paramètre de l'érouissage plastique « cisaillement plastique » α_p^0	0.6
Paramètre de la dilatance η_c	-1.0

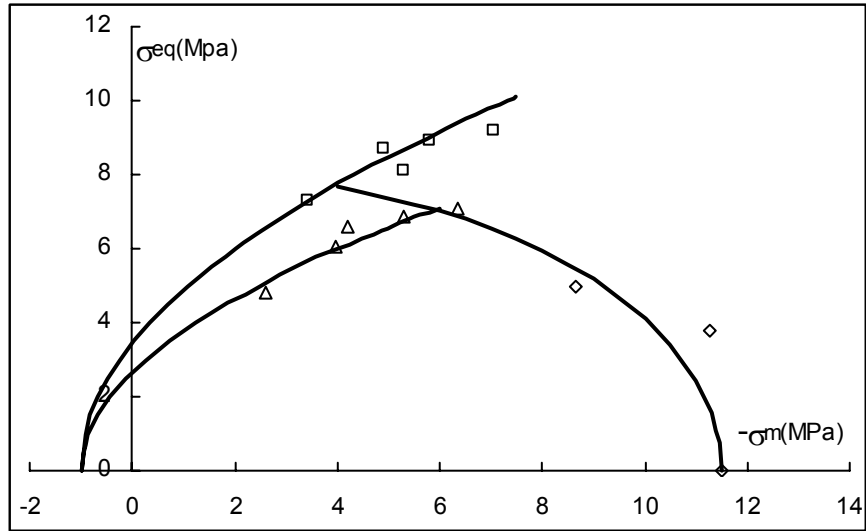


Figure 3-6: Surfaces de charge initiales des deux mécanismes et surface de rupture pour la craie de Lixhe saturée à l'huile

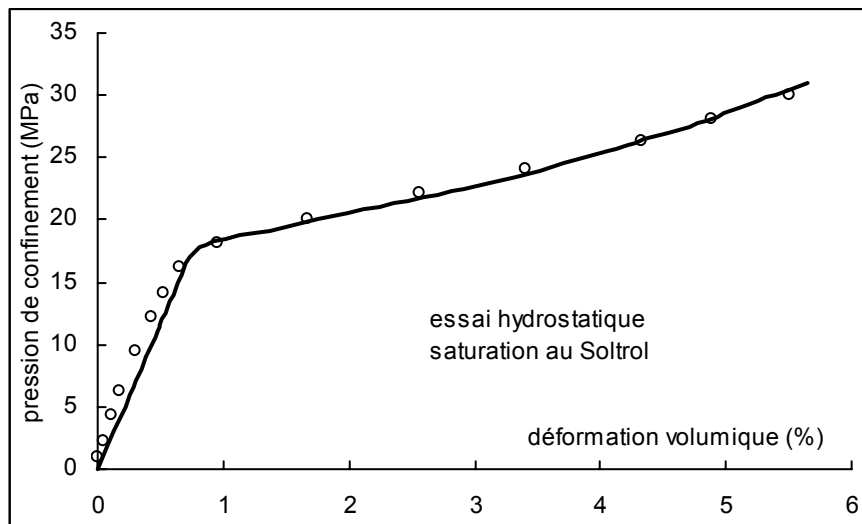


Figure 3-7: Simulation d'un essai de compression hydrostatique de la craie de Lixhe saturée au Soltrol

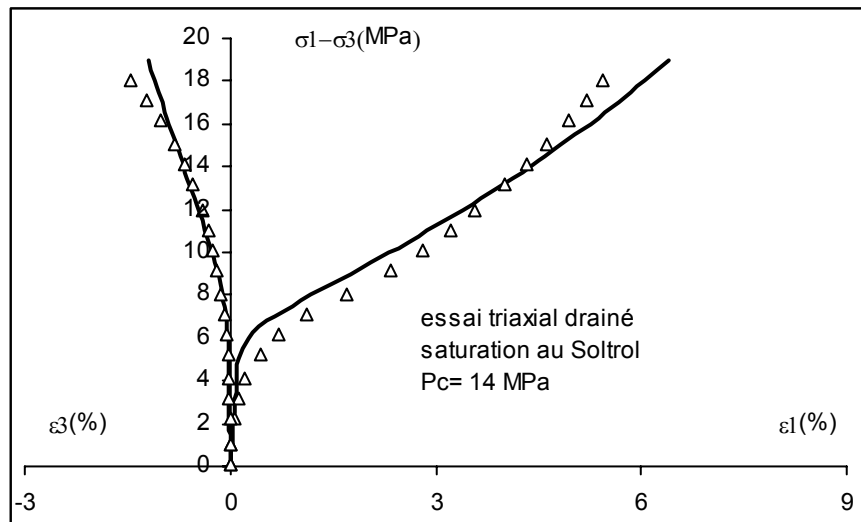


Figure 3-8: Simulation d'un essai de compression triaxiale avec une pression de confinement de 14 MPa sur la craie de Lixhe saturée au Soltrol

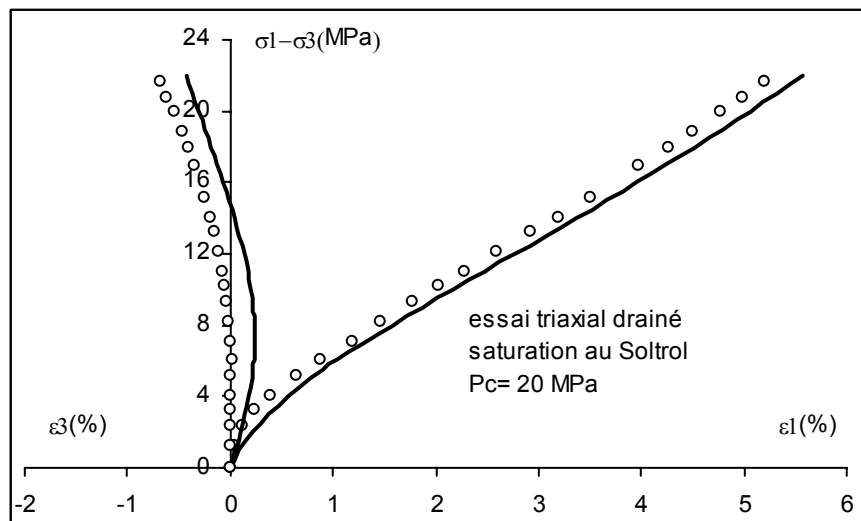


Figure 3-9: Simulation d'un essai de compression triaxiale avec une pression de confinement de 20 MPa sur la craie de Lixhe saturée au Soltrol

Sur les Figures 3-10 à 3-12, nous présentons la simulation de trois essais de compression triaxiale à faibles pressions de confinement. Dans ces tests, la déformation plastique est dominée par le mécanisme de cisaillement plastique, conduisant à une rupture macroscopique du matériau par bandes de localisation. On obtient une très bonne concordance entre les simulations numériques et les données expérimentales. Le modèle proposé décrit bien la dépendance du comportement de la pression de confinement et la transition d'un

comportement fragile vers celui ductile entre les pressions de confinement de 3 et 4 MPa. Les déformations latérales (donc celles volumiques) sont également bien reproduites. Cependant, dans le modèle proposé, le radoucissement par le pic n'est pas pris en compte ; on obtient le palier de contrainte asymptotique à la rupture.

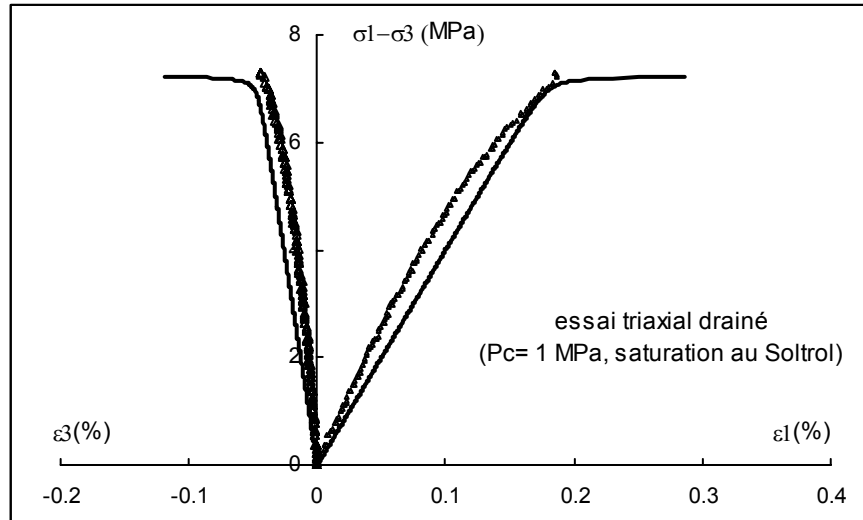


Figure 3-10: Simulation d'un essai de compression triaxiale avec une pression de confinement de 1 MPa sur la craie de Lixhe saturée au soltrol

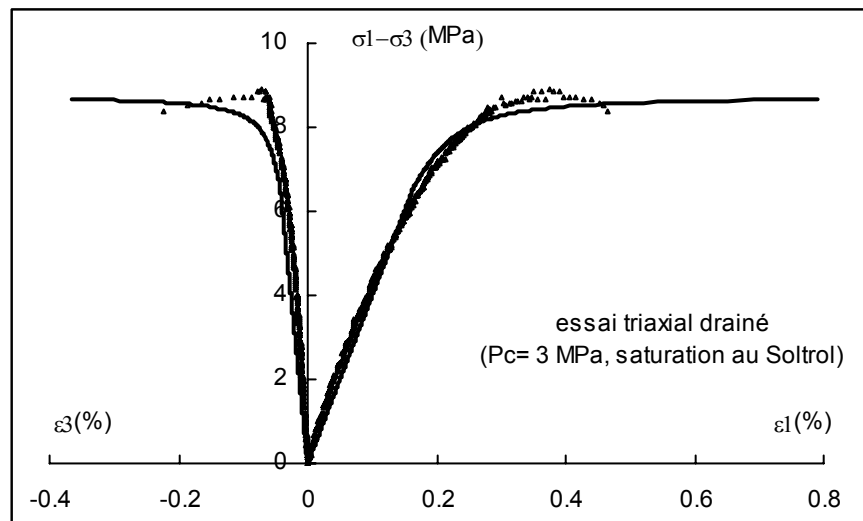


Figure 3-11: Simulation d'un essai de compression triaxiale avec une pression de confinement de 3 MPa sur la craie de Lixhe saturée au soltrol

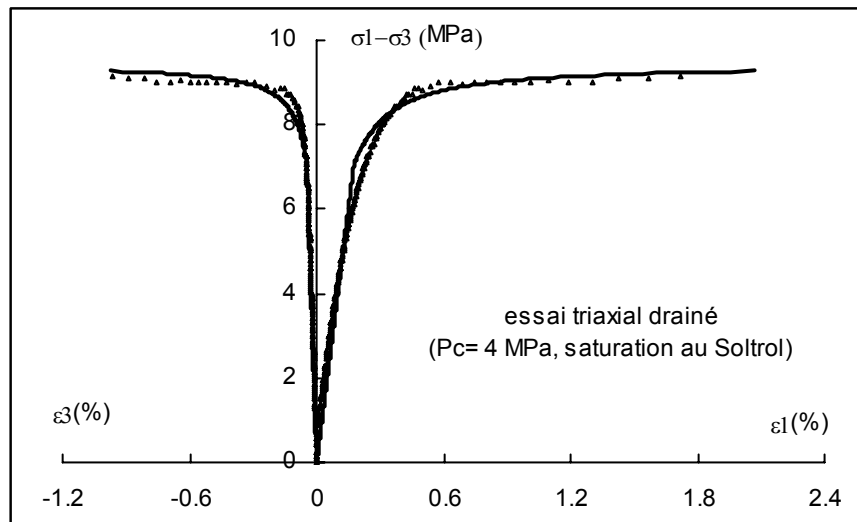


Figure 12: Simulation d'un essai de compression triaxiale avec une pression de confinement de 4 MPa sur la craie de Lixhe saturée au soltrol

3-7. Influence du degré de saturation en eau

Selon les études expérimentales présentées dans les chapitres précédents, le comportement mécanique de la craie poreuse dépend fortement de la nature du fluide saturant. Schroeder et al. (2003) ont effectué des essais de compression hydrostatique sur des échantillons saturés par des fluides de différentes viscosités (huile et eau). Il a été constaté que le comportement de la craie dépend essentiellement du degré de saturation en eau, et ne dépend quasiment pas de la viscosité. Il existe une valeur critique du degré de saturation à l'eau qui sépare les échantillons de la craie dans deux catégories de comportement très différents ; comportement à l'huile et comportement à l'eau. Sur la Figure 3-13, on rappelle les réponses typiques de la craie de Lixhe lors de la compression hydrostatique pour ces deux fluides saturants. On constate que le seuil plastique pour l'effondrement plastique est largement diminué par la saturation en eau. Par ailleurs, Homand et al. (2000) ont menés des essais d'injection d'eau ; on injecte de l'eau dans un échantillon initialement saturé en huile. Il a été observé une déformation plastique instantanée dans le matériau lors du passage du front d'injection. L'injection d'eau induit un effondrement supplémentaire des pores. Par rapport à notre schéma de représentation de la craie poreuse, la déformation plastique instantanée induite par l'injection d'eau serait provoquée par la destruction des liaisons capillaires d'une part, accompagnée éventuellement par la dissolution rapide de certaines surfaces cimentées. Il

est évident que les mécanismes réels sont plus complexes. Récemment, Risnes et al. (Risnes 2001; Risnes et al. 2003) ont montré des influences de la mouillabilité et de l'activité de l'eau sur le comportement mécanique des craies.

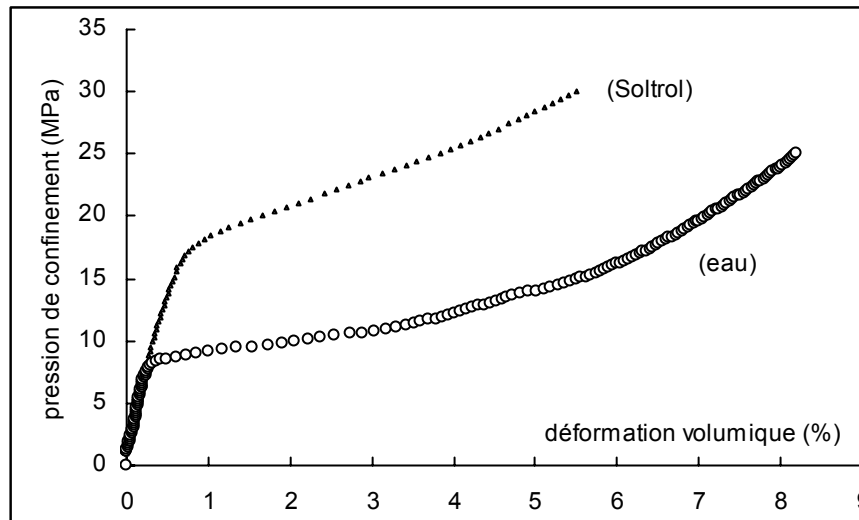


Figure 3-13 : Comparaison de la déformation plastique entre les échantillons respectivement saturés au Soltrol et à l'eau

Comme pour le mécanisme de l'effondrement des pores, le comportement mécanique de la craie lié au mécanisme de cisaillement plastique est influencé également par la saturation en eau. Des essais de compression triaxiale à différentes pressions de confinement ont été présentés dans les chapitres précédents. Une diminution significative de la résistance mécanique a été observée dans les échantillons saturés en eau. La transition entre les comportements fragile et ductile se produit à une pression de confinement plus faible. Enfin, nous avons également observé une légère diminution du module de Young tandis que le coefficient de Poisson n'est quasiment pas affecté par la saturation en eau.

Sur la Figure 3-14, nous avons montré les comparaisons des surfaces de charge initiales et de la rupture entre les échantillons saturés en eau et à l'huile. On constate une diminution du seuil « pore collapse » pour le mécanisme de l'effondrement des pores, et une diminution de la cohésion et du frottement interne pour le mécanisme de cisaillement plastique. En revanche, les lois de l'écroutissage plastique semblent ne pas être affectées par la saturation en eau.

Tableau 3-2: Comparaisons des paramètres du modèle entre les échantillons saturés à l'eau et à l'huile pour la craie de Lixhe

Paramètres	Saturation à l'huile	Saturation à l'eau
Module de Young initial, E_0 , (MPa)	4200	3700
Coefficient de Poisson initial ν_0	0.2	0.2
Seuil plastique « pore collapse » $\bar{\sigma}_0$, (MPa)	14.5	8.1
Paramètre de la surface de charge « pore collapse » q_2	0.7	0.7
Paramètre de l'écroissage plastique « pore collapse » a	0.4	0.4
Paramètre de l'écroissage plastique « pore collapse » b	18	18
Paramètre de l'écroissage plastique « pore collapse » n	0.1	0.1
Paramètre de rupture (frottement) A	12	5.0
Paramètre de rupture (cohésion) C_0	1.0	0.3
Paramètre de l'écroissage plastique « cisaillement plastique » B	1×10^{-5}	2×10^{-5}
Paramètre de l'écroissage plastique « cisaillement plastique » α_p^0	0.6	0.5
Paramètre de la dilatace η_c	-1.0	-1.0

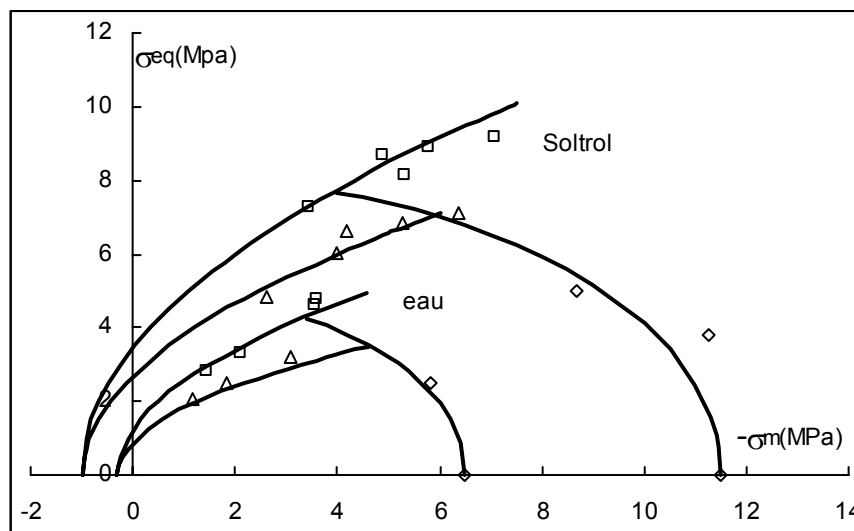


Figure 3-14 : Comparaison des surfaces de charges initiales et de la rupture entre les échantillons respectivement saturés à l'huile et en eau

A partir des essais de compression hydrostatique et triaxiale, nous avons déterminé l'ensemble des paramètres du modèle respectivement pour les échantillons saturés à l'eau et à l'huile. Ces valeurs sont données sur le Tableau 3-2, et confirment les influences de la saturation en eau sur les principaux paramètres. Schroeder et al. (2003) ont mené des essais de compression triaxiale sur des échantillons avec différents degrés de saturation en eau. Sur la Figure 3-15, nous avons montré la variation du seuil plastique initial du « pore collapse » en fonction du degré de saturation en eau. On voit que le seuil diminue très rapidement avec la saturation en eau et se stabilise à partir d'une valeur critique de saturation assez faible de l'ordre de 30%.

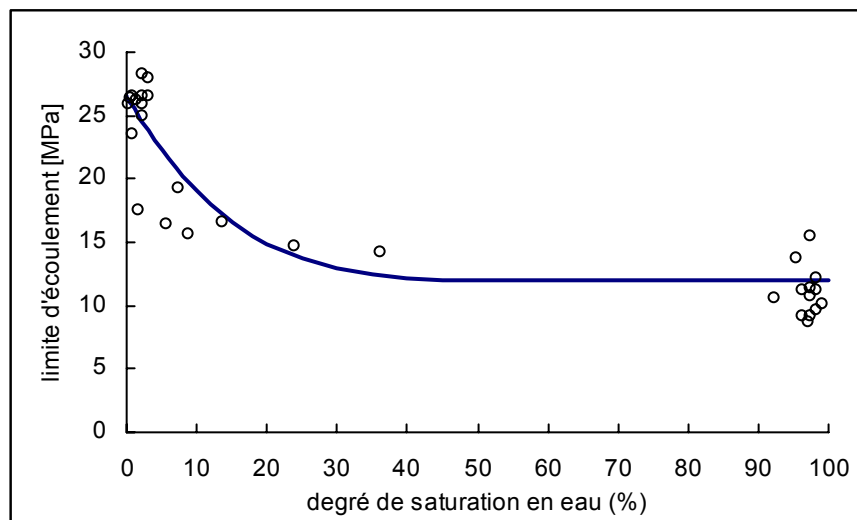


Figure 3-15: Variation du seuil plastique pour « pore collapse » en fonction de la saturation en eau (données expérimentales Colin et al. 2002)

Dans notre modèle, une approche phénoménologique est adoptée. L'influence de l'eau sur le comportement mécanique sera décrite par les variations des paramètres importants du modèle. Comme la pression capillaire n'explique pas entièrement la sensibilité de la craie à l'injection d'eau. Nous avons choisi le degré de saturation en eau comme l'argument principal. Nous proposons de déterminer alors les variations des principaux paramètres en fonction du degré de saturation. Par l'ensemble des paramètres, nous avons constaté que le seuil de

plasticité pour « pore collapse » est le paramètre le plus sensible à la saturation en eau. En prenant en compte de cette dépendance, la loi d'écrouissage plastique pour le mécanisme « pore collapse » s'écrit alors :

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}_0(S_w) \left[1 + a(-\varepsilon_M^c)^n e^{b(-\varepsilon_M^c)} \right] \quad (3-27)$$

La fonction $\bar{\sigma}_0(S_w)$ varie de la valeur asymptotique à l'état entièrement saturé à l'huile, $\bar{\sigma}_0^{oil}(S_w = 0)$, à la valeur limite pour l'état entièrement saturé à l'eau, $\bar{\sigma}_0^{water}(S_w = 1)$. Ces deux valeurs particulières sont déterminées à partir des essais de compression hydrostatique et triaxiale pour le fluide de saturation correspondant, comme celles montrées dans le Tableau 3-2. Pour la craie de Lixhe, la valeur du seuil plastique, $\bar{\sigma}_0$, est réduite de 18 MPa pour la craie saturée à l'huile à 9MPa pour la craie saturée à l'eau. En se basant sur les données expérimentales présentées dans la Figure 3-15, nous proposons la relation suivante pour décrire la variation du seuil plastique de « pore collapse » en fonction de la saturation :

$$\bar{\sigma}_0(S_w) = \bar{\sigma}_0^{water} - (\bar{\sigma}_0^{water} - \bar{\sigma}_0^{oil}) \exp\left(-B_1 \frac{S_w}{1 - S_w}\right) \quad (3-28)$$

La variable S_w désigne le degré de saturation en eau. Le paramètre B_1 contrôle la cinétique de variation.

Pour le mécanisme de cisaillement plastique, les deux paramètres les plus sensibles sont le coefficient de frottement (A) et la cohésion (C_0). Malheureusement, nous ne disposons pas de données expérimentales de ces deux paramètres pour différents degrés de saturation en eau. Nous avons seulement les valeurs asymptotiques de ces paramètres pour deux états de saturation particuliers ; soit entièrement saturé en eau ou à l'huile (Tableau 3-2). En raison de simplicité, on suppose que ces deux paramètres évoluent avec le degré de saturation de la même manière que le seuil de « pore collapse ». Avec cette hypothèse, nous proposons les relations suivantes :

$$A(S_w) = A^{water} - (A^{water} - A^{oil}) \exp\left(-B_2 \frac{S_w}{1 - S_w}\right) \quad (3-29)$$

$$C_0(S_w) = C_0^{water} - (C_0^{water} - C_0^{oil}) \exp\left(-B_3 \frac{S_w}{1 - S_w}\right) \quad (3-30)$$

Les deux paramètres B_2 et B_3 doivent être déterminés à partir des valeurs expérimentales de C_0 et A pour différents degrés de saturation. Faute de telles données, et pour une première approximation, il paraît raisonnable de prendre $B_3 = B_2 = B_1$.

Enfin, pour la variation du module de Young en fonction de la saturation en eau, comme pour les deux paramètres de rupture, nous ne disposons que les deux valeurs asymptotiques pour les échantillons respectivement saturés en eau et l'huile. Nous avons fait la même hypothèse que précédemment et nous proposons la relation suivante :

$$E_0(S_w) = E_0^{water} - (E_0^{water} - E_0^{oil}) \exp\left(-B_4 \frac{S_w}{1 - S_w}\right) \quad (3-31)$$

E_0^{water} et E_0^{oil} désignent les valeurs du module de Young pour les matériaux respectivement saturés à l'eau et à l'huile. Le paramètre, B_4 , détermine la cinétique de la variation, qui peut être identifié à partir des valeurs du module élastique pour différents degrés de saturation. Faute de telles données et pour une première approximation, on peut prendre $B_4 = B_1$.

En tenant compte de ces influences de l'eau sur le comportement mécanique de la craie, la déformation totale, lors d'un chemin de charge hydrique - mécanique couplé, sera composée d'une partie due par la variation des contraintes et d'une autre partie liée à la variation de la saturation en eau. Nous avons alors :

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p = d\varepsilon_{ij}^{e\sigma} + d\varepsilon_{ij}^{e\sigma} + d\varepsilon_{ij}^{s\sigma} + d\varepsilon_{ij}^{es} + d\varepsilon_{ij}^{es} + d\varepsilon_{ij}^{ss} \quad (3-32)$$

$$d\varepsilon_{ij}^{e\sigma} = S_{ijkl}(S_w)d\sigma_{kl}, \quad d\varepsilon_{ij}^{e\sigma} = \frac{\partial f_c : d\sigma}{-H_c} \frac{\partial Q_c}{\partial \sigma_{ij}}, \quad d\varepsilon_{ij}^{s\sigma} = \frac{\partial f_s : d\sigma}{-H_s} \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3-33)$$

$$d\varepsilon_{ij}^{es} = \left(\frac{\partial \mathbb{S}_{ijkl}(S_w)}{\partial S_w} \sigma_{kl} \right) dS_w, \quad d\varepsilon_{ij}^{cs} = \frac{\frac{\partial f_c}{\partial \bar{\sigma}} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial S_w} \frac{\partial Q_c}{\partial \sigma_{ij}}}{-H_c} dS_w \quad (3-34)$$

$$d\varepsilon_{ij}^{ss} = \frac{\frac{\partial f_s}{\partial A} \frac{\partial A}{\partial S_w} + \frac{\partial f_s}{\partial C_0} \frac{\partial C_0}{\partial S_w} \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma_{ij}}}{-H_s} dS_w \quad (3-35)$$

Dans ces relations, $d\varepsilon_{ij}^{e\sigma}$, $d\varepsilon_{ij}^{c\sigma}$ et $d\varepsilon_{ij}^{s\sigma}$ désignent respectivement les incréments de déformation élastiques et plastiques induits par l'incrément de contraintes; alors que $d\varepsilon_{ij}^{es}$, $d\varepsilon_{ij}^{cs}$ et $d\varepsilon_{ij}^{ss}$ correspondent aux incréments de déformation additionnels provoqués par la variation de la saturation. Le tenseur d'ordre quatre $\mathbb{S}(S_w)$ est le tenseur de compliance élastique, qui est fonction du degré de saturation.

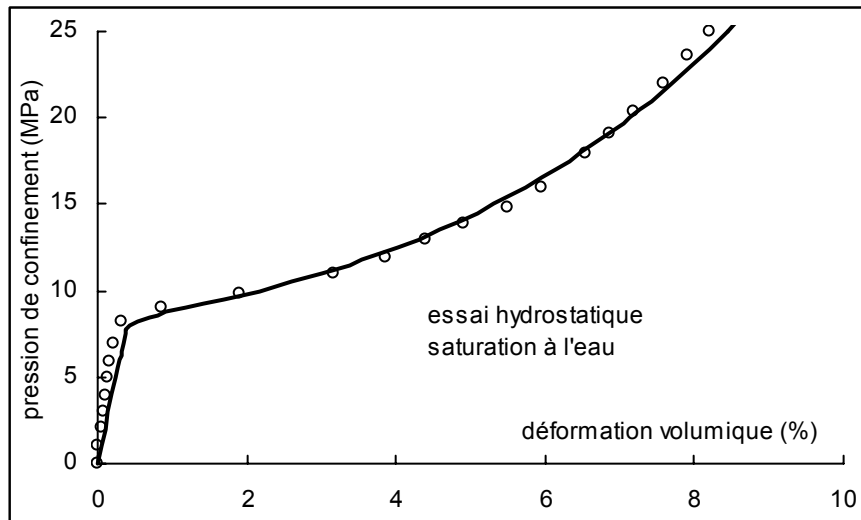


Figure 3-16: Simulation d'un essai de compression hydrostatique de la craie saturée à l'eau

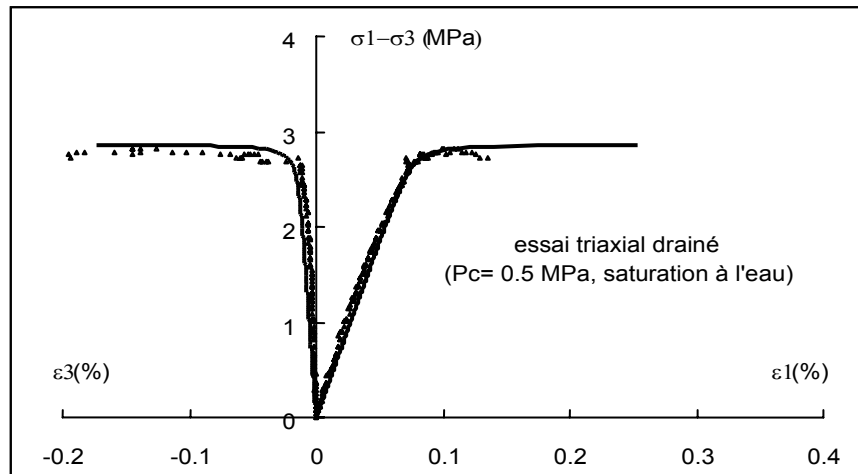


Figure 3-17: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 0.5 MPa de confinement sur la craie saturée à l'eau

En utilisant les paramètres présentés dans le Tableau 3-2, nous avons effectué la simulation des essais de compression hydrostatique et triaxiale pour la craie saturée à l'eau. Les comparaisons entre les simulations numériques et les données expérimentales sont présentées dans les Figures 3-16 à Figure 3-21. De façon générale, il y a une bonne concordance pour l'ensemble des essais. Les comportements mécanique de base observés sont correctement décrits par le modèle proposé. L'influence de l'eau sur les comportements mécaniques de la craie est bien prise en compte. Comme pour la craie saturée à l'huile, la transition du comportement fragile à faible confinement au comportement ductile à fort confinement est bien reproduite.

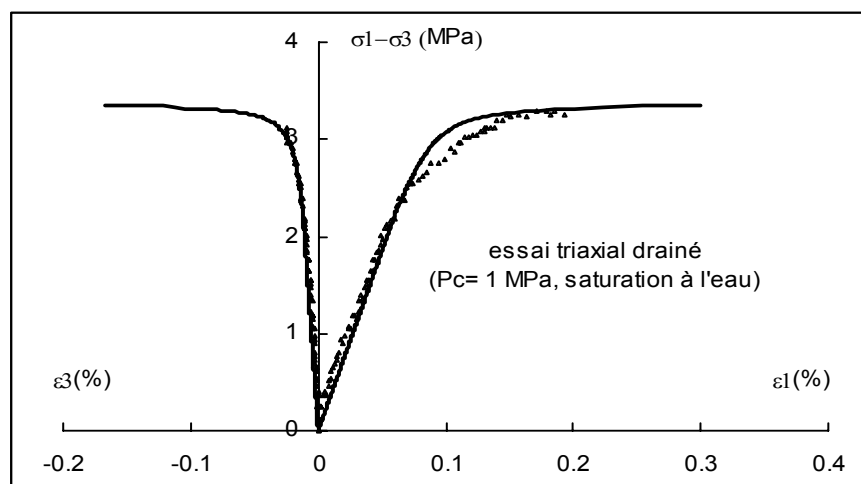


Figure 3-18: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 1 MPa de confinement sur la craie saturée à l'eau

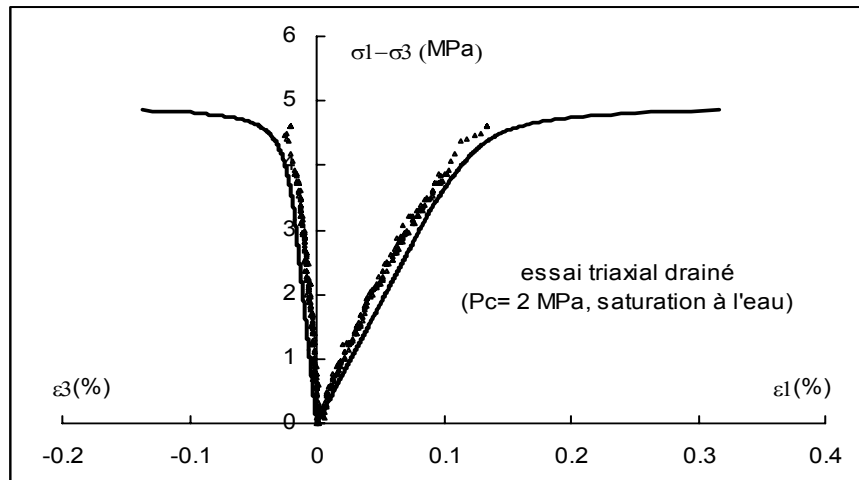


Figure 3-19: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 2 MPa de confinement sur la craie saturée à l'eau

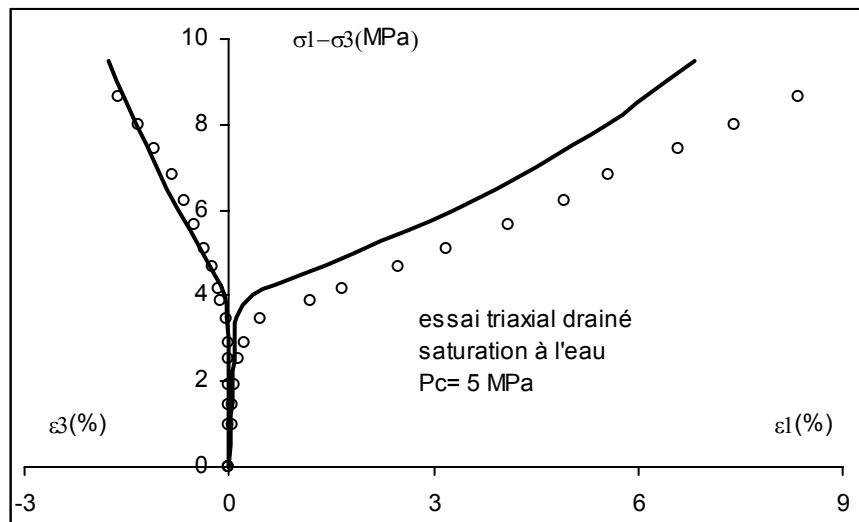


Figure 3-20: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 5 MPa de confinement sur la craie saturée à l'eau

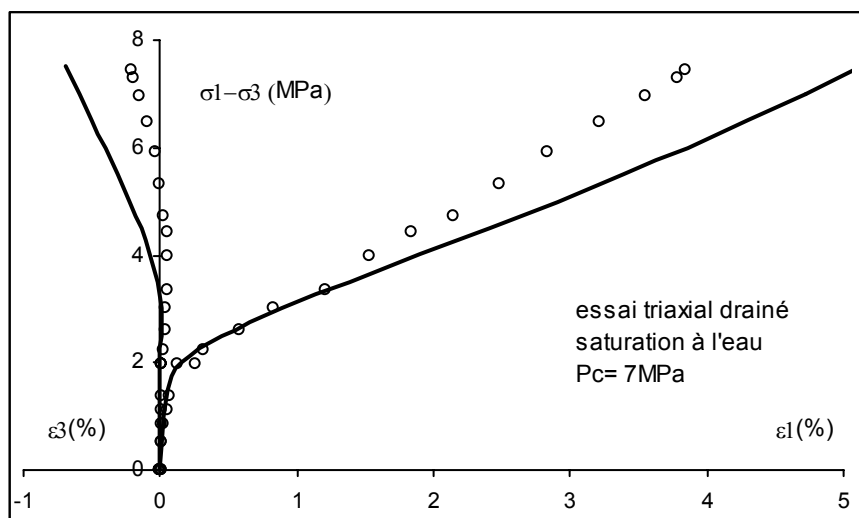


Figure 3-21: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 7 MPa de confinement sur la craie saturée à l'eau

3-8. Etude des déformations de fluage

Les déformations de fluage dans la craie poreuse ont été mises en évidence par les études expérimentales dans les chapitres précédents. Les mécanismes physiques du fluage ne sont pas totalement connus. En tenant en compte de la microstructure de la craie et le schéma de représentation adopté, les réponses- dépendant du temps de la craie, doivent être liées à l'évolution progressive des différents types de contacts entre grains. La viscosité intrinsèque des grains solides semble être un facteur secondaire. D'après les études expérimentales menées par Hellemann et al. (2002), le processus de dissolution sous pression des surfaces de contact entre grains, par solution aqueuse, est le mécanisme essentiel de dégradation de la craie, induisant des déformations de fluage importantes. La dissolution engendre une réduction de l'air effectif de contact, donc du seuil plastique et de la résistance à la rupture. Sur la Figure 3-22, nous avons montré l'évolution de la résistance à la rupture lors d'un essai de compression triaxiale avec 2 MPa de confinement, effectué sur des échantillons trempés dans l'eau pendant différentes de périodes. On voit clairement que la résistance diminue progressive avec le temps de trempage. Il y a donc la dégradation progressive de la craie par la saturation en eau. La cinétique de dissolution est liée à la taille des grains, la contrainte effective appliquée, la vitesse d'infiltration du fluide, la nature chimique de la solution et à la température.

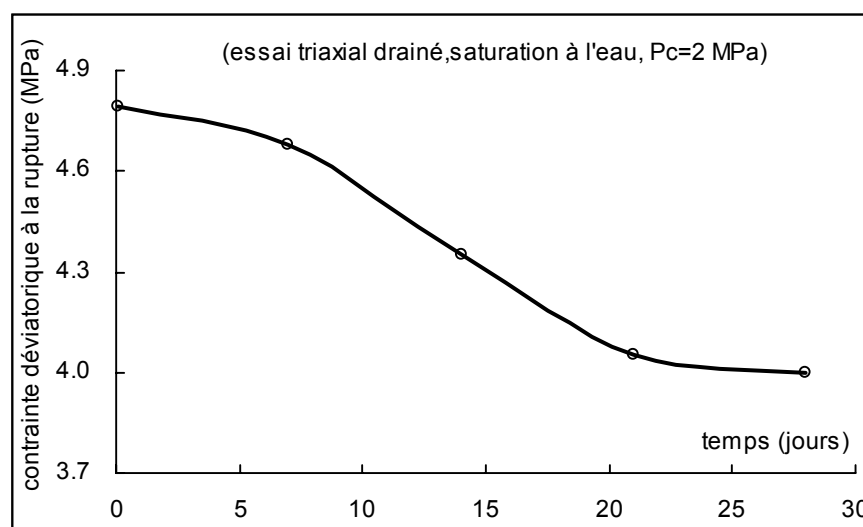


Figure 3-22: Variation en fonction de temps de trempage dans l'eau de la contrainte à la rupture d'un essai de compression triaxiale à 2 MPa de confinement

Dans notre travail, nous proposons de développer une modélisation phénoménologique unifiée pour décrire les réponses mécaniques de la craie à court et à long terme. Les déformations de fluage sont donc prises en compte comme les conséquences macroscopiques de la dégradation de la microstructure de la craie. En partant de la formulation élastoplastique proposée pour le comportement à court terme, on introduit le processus de dégradation dans le modèle pour le comportement dépendant du temps. Pour cela, en s'inspirant de la mécanique de l'endommagement des milieux continus (Lemaitre 1992), on introduit une variable scalaire, notée par $\zeta \in [0, \bar{\zeta}]$, pour définir une mesure de progression dans la réaction de dissolution (Pietruszczak et al. 2004, Shao and Zhu 2003). Cette variable peut être interprétée comme la variation relative de l'air de contact entre grain dans un volume élémentaire représentatif du matériau. Pour une histoire de chargement donnée, le coefficient, $\bar{\zeta}$, représente un état stationnaire de dissolution associé à un équilibre thermodynamique dans les contacts de grain. Par convenance, on pose $\bar{\zeta} \in [0,1]$. Par ailleurs, pour des raisons de simplicité, nous proposons une forme linéaire simple pour la loi d'évolution du processus de dissolution :

$$\frac{\partial \zeta}{\partial t} = \gamma(\mathbf{V}_k)(\bar{\zeta} - \zeta) \quad (3-36)$$

Le coefficient, $\gamma(\mathbf{V}_k)$, permet de contrôler la cinétique de dissolution; celui-ci peut dépendre de différents facteurs de l'environnement, comme la nature chimique du fluide et la température. De plus, il est évident que l'état stationnaire, défini par la valeur de $\bar{\zeta}$, dépend de l'état de contraintes appliquées. Dans notre modèle, les déformations plastiques sont décrites par deux mécanismes de plasticité. Il est alors convenable de définir deux valeurs différentes de $\bar{\zeta}$ respectivement pour chacun des mécanismes.

Pour le mécanisme de « pore collapse », le processus de dissolution induite essentiellement la diminution du seuil de plasticité de la matrice solide, $\bar{\sigma}$. Pour une première approximation, nous proposons une variation linéaire du seuil de plasticité avec la variable de dégradation associée $\zeta_c \in [0, \bar{\zeta}_c]$:

$$\bar{\sigma}(S_w, \zeta_c, \varepsilon_{kk}^c) = \bar{\sigma}_0(S_w) \left[1 + a(-\varepsilon_{kk}^c)^n e^{b(-\varepsilon_{kk}^c)} \right] (1 - a_1 \zeta_c) \quad (3-37)$$

Le paramètre a_1 permet de définir la variation du seuil de plasticité $\bar{\sigma}$ avec le processus de dissolution. Il peut être identifié à partir des valeurs du seuil de plasticité pour différents niveaux de dissolution. Cependant, faute de ces données et pour une première approximation, il est raisonnable de prendre $a_1 = 1$. En analysant les essais de fluage effectués, il a été constaté que le taux de fluage dépend directement de la contrainte déviatorique appliquée. Nous avons alors proposé la relation suivante pour définir la valeur asymptotique, $\bar{\zeta}$, en fonction des contraintes pour le mécanisme « pore collapse »:

$$\bar{\zeta}_c = \left(\frac{\frac{\sigma_{eq}}{\bar{\sigma}} - \frac{\sigma_{eq}^0}{\bar{\sigma}_0}}{1 - \frac{\sigma_{eq}^0}{\bar{\sigma}_0}} \right)^{N_c} \quad (3-38)$$

Le coefficient σ_{eq}^0 est la valeur du déviateur de contrainte au point d'intersection entre la surface de charge initiale et l'axe σ_{eq} . N_c est un paramètre du modèle déterminant la vitesse de fluage. Par l'intégration de (3-36), l'évolution dans le temps de la variable caractérisant la dissolution $\zeta_c(t)$ peut être déterminée:

$$\zeta_c = \bar{\zeta}_c (1 - e^{-\gamma_c t}) \quad (3-39)$$

Le paramètre, γ_c , permet de contrôler la cinétique du processus de dissolution.

Pour le mécanisme de cisaillement plastique, il a été constaté que le processus de dissolution affecte essentiellement le paramètre de frottement A . En conséquence, en prenant la même démarche que celle pour le mécanisme « pore collapse », il est proposé que le coefficient de frottement dépende de la variable de dégradation :

$$A(S_w, \zeta_s) = A_0(S_w) (1 - a_2 \zeta_s) \quad (3-40)$$

Le paramètre a_2 permet de déterminer l'influence de la dissolution sur la résistance

mécanique de la craie. Pour les mêmes raisons que précédemment, nous prenons $a_2 = 1$. Dans ce mécanisme, comme la rupture du matériau est définie par la valeur asymptotique de la fonction d'érouissage α_p . Il est convenable de supposer que l'état stationnaire de dissolution est lié à l'état de l'érouissage plastique actuel, soit $\bar{\zeta}_s = \alpha_p$. L'intégration de (3-30) donne alors la loi d'évolution suivante:

$$\zeta_s = \bar{\zeta}_s (1 - e^{-\gamma_s t}) = \alpha_p (1 - e^{-\gamma_s t}) \quad (3-41)$$

Le paramètre γ_s , permet de contrôler la cinétique du processus de dissolution pour le mécanisme de cisaillement plastique.

Etant donné que le processus de dissolution modifie les surfaces de contact entre grains, les propriétés élastiques macroscopiques du matériau doivent aussi être affectées. En s'inspirant de la mécanique de l'endommagement des matériaux isotropes, seul le module de Young est supposé dépendant de la variable de dégradation. Par le couplage des deux variables de dégradation, la variation du module élastique est exprimée par la relation suivante :

$$E(S_w, \zeta_c, \zeta_s) = E_0(S_w)(1 - \zeta_c)(1 - \zeta_s) \quad (3-42)$$

De façon générale, les paramètres $\gamma_c(V_k)$ et $\gamma_s(V_k)$ doivent dépendre de plusieurs facteurs physico-chimiques. Notre étude est limitée au cas isotherme et notre objectif porte sur l'influence de l'eau, il est alors supposé que ces deux paramètres varient seulement avec le degré de saturation en eau. Par exemple, il a été constaté que pour les mêmes valeurs de contraintes imposées, la vitesse de fluage dans les échantillons saturés à l'eau est nettement plus élevée que celle dans les échantillons saturés à l'huile. Cependant, nous disposons seulement de deux valeurs particulières correspondant respectivement aux échantillons entièrement saturés à l'eau et à l'huile. Ces valeurs sont présentées dans le Tableau 3-3. Pour une description générale de la variation de ces deux paramètres en fonction de la saturation en eau, on peut utiliser le même type d'approximation que celle utilisée dans le paragraphe précédent, notamment celle définie par la relation (3-28).

Tableau 3-3: Valeurs typiques des paramètres de fluage pour la craie de Lixhe

Paramètres	Saturation à l'huile	Saturation à l'eau
Paramètre de dissolution, N_c , pour le mécanisme "pore collapse"	0.9	0.58
Paramètre de dissolution, γ_c , Pour le mécanisme de "pore collapse"	0.05	0.05
Paramètre de dissolution, γ_s , Pour le mécanisme de cisaillement plastique	0.04	0.004

Considérons maintenant un chemin de chargement compose des variations de contraintes, de la saturation en eau et du processus de dégradation. La déformation totale est alors décomposée de la façon suivante:

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p = d\varepsilon_{ij}^{e\sigma} + d\varepsilon_{ij}^{p\sigma} + d\varepsilon_{ij}^{es} + d\varepsilon_{ij}^{ps} + d\varepsilon_{ij}^{e\zeta} + d\varepsilon_{ij}^{p\zeta} \quad (3-43)$$

$$d\varepsilon_{ij}^{p\sigma} = d\varepsilon_{ij}^{c\sigma} + d\varepsilon_{ij}^{s\sigma}, \quad d\varepsilon_{ij}^{ps} = d\varepsilon_{ij}^{cs} + d\varepsilon_{ij}^{ss}, \quad d\varepsilon_{ij}^{p\zeta} = d\varepsilon_{ij}^{c\zeta} + d\varepsilon_{ij}^{s\zeta} \quad (3-44)$$

Les incréments de déformations, $d\varepsilon_{ij}^{e\zeta}$ et $d\varepsilon_{ij}^{p\zeta}$ correspondent à celles induites par le processus de dissolution. Ces déformations additionnelles sont fonctions des contraintes appliquées, de la saturation en eau et de la cinétique de dissolution. Elles sont données par les expressions suivantes :

$$d\varepsilon_{ij}^{e\zeta} = \left(\frac{\partial \mathcal{S}_{ijkl}(S_w, \zeta_c, \zeta_s)}{\partial \zeta_c} d\zeta_c + \frac{\partial \mathcal{S}_{ijkl}(S_w, \zeta_c, \zeta_s)}{\partial \zeta_s} d\zeta_s \right) : \sigma_{kl} \quad (3-45)$$

$$d\varepsilon_{ij}^{c\zeta} = \frac{\partial f_c}{\partial \bar{\sigma}} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \zeta_c} \frac{\partial Q_c}{\partial \sigma_{ij}} d\zeta_c, \quad d\varepsilon_{ij}^{s\zeta} = \frac{\partial f_s}{\partial A} \frac{\partial A}{\partial \zeta_s} \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma_{ij}} d\zeta_s \quad (3-46)$$

Il est intéressant de noter que comme la dégradation matérielle est un processus irréversible, les variations de déformation dues à la détérioration des propriétés élastiques, soit $d\varepsilon_{ij}^{e\zeta}$, sont donc irréversibles. Pendant un essai de fluage avec des valeurs de contraintes constantes et une saturation en eau fixe, c'est-à-dire en posant $d\sigma_{ij} = 0$ et $dS_w = 0$ dans

(3-43), on peut calculer les déformations de fluage cumulées en fonction du temps :

$$\varepsilon_{ij}^{creep}(t) = \int_0^t d\varepsilon_{ij}^{e\zeta}(\tau) + \int_0^t d\varepsilon_{ij}^{c\zeta}(\tau) + \int_0^t d\varepsilon_{ij}^{s\zeta}(\tau) \quad (3-47)$$

Dans les Figures 3-23 à 3-27, quelques exemples de simulation des essais de fluage sont présentés. On peut voir que les déformations de fluage sont correctement décrites par le modèle proposé pour les différents états de contraintes. Pour la plupart des cas, nous avons obtenu un fluage de type primaire, qui s'atténue progressivement. Ceci est la conséquence d'un état d'équilibre obtenu dans le processus de dissolution. Notons que cet état équilibre existe toujours dans le mécanisme de « pore collapse » le fait qu'un état de rupture (au sens d'une déformation infinie) n'est pas défini pour ce mécanisme. En revanche, pour le mécanisme de cisaillement plastique, la cinétique du fluage dépend directement des contraintes appliquées (confinement et déviateur de contrainte). Pour une pression de confinement donnée, on peut obtenir un fluage primaire si le déviateur de contrainte est inférieur à une certaine limite. Au-delà de cette limite, l'état de contraintes se trouve sur la surface de rupture du matériau dégradé dans le temps. On obtient alors une accélération des déformations de fluage, ceci conduira à la rupture du matériau dans le temps. Dans la Figure 3-27, nous montrons des essais de fluage avec un confinement de 2 MPa mais sous quatre valeurs différentes du déviateur de contrainte. On constate que pour les trois valeurs faibles (3.3, 3.6 et 3.75), un fluage de type primaire est obtenu par l'obtention d'état d'équilibre. Cependant, la vitesse de fluage augment clairement avec la valeur du déviateur appliqué. Pour la valeur la plus élevée, soit à 4.05 MPa, la rupture par le fluage accéléré est observée. D'une façon générale, le modèle proposé décrit correctement les réponses expérimentales observées, malgré quelques différences quantitatives.

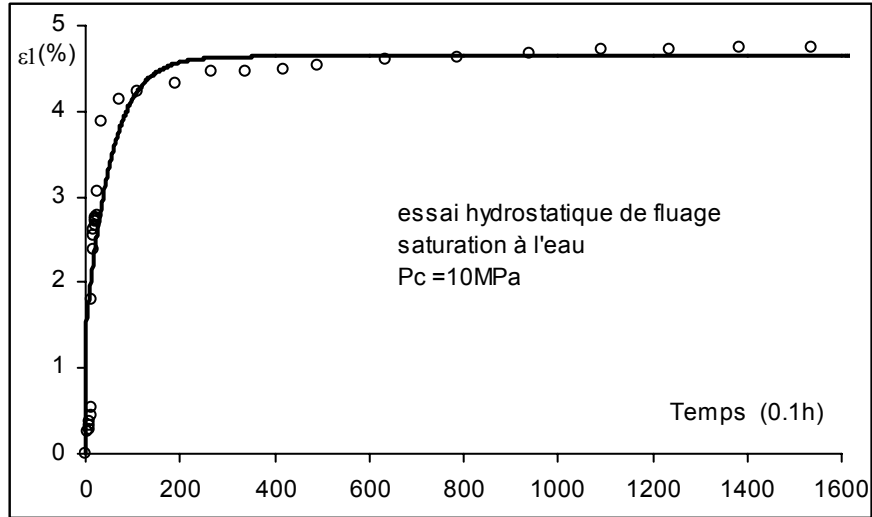


Figure 3-23: Simulation d'un essai de fluage hydrostatique sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

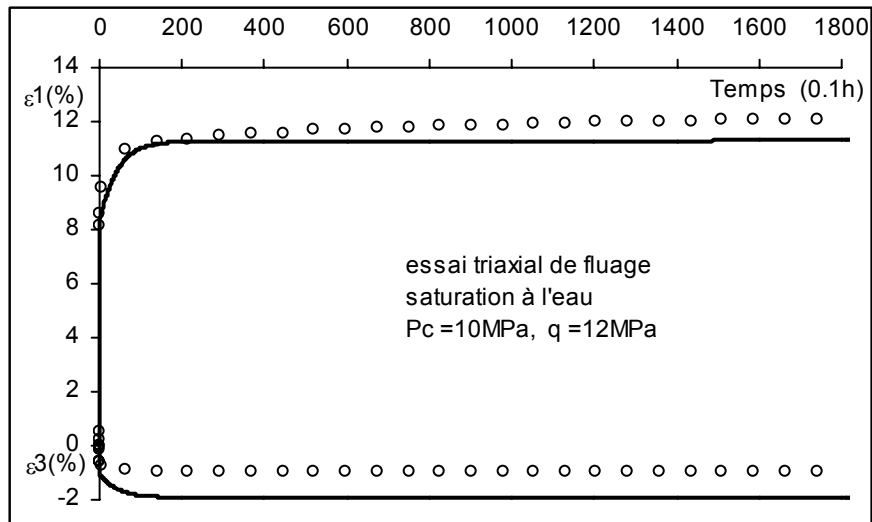


Figure 3-24: Simulation d'un essai de fluage triaxial (confinement 10 MPa et déviateur 12 MPa) sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

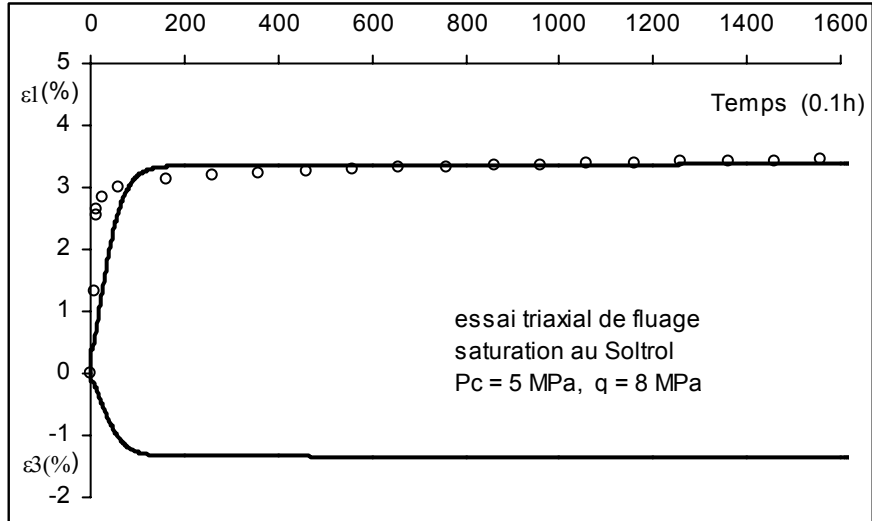


Figure 3-25: Simulation d'un essai de fluage triaxial (confinement 5 MPa et déviateur 8 MPa) sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

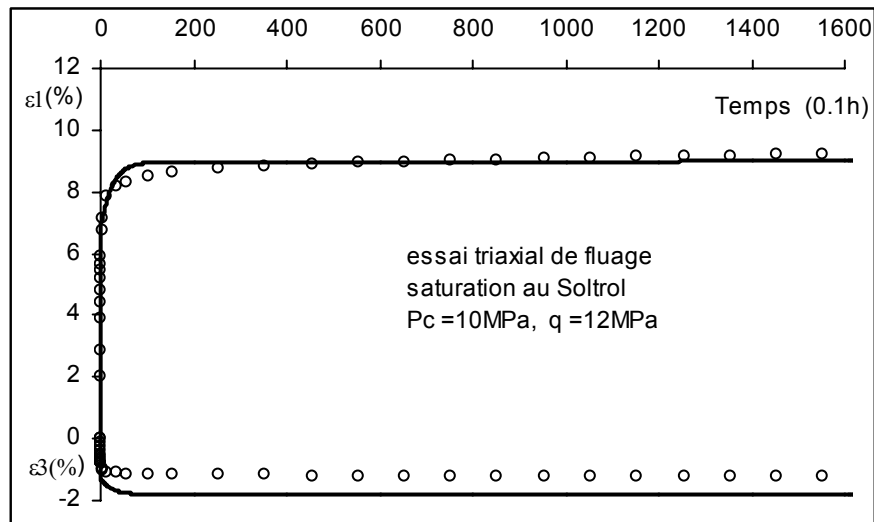


Figure 3-26: Simulation d'un essai de fluage triaxial (confinement 10 MPa et déviateur 12 MPa) sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

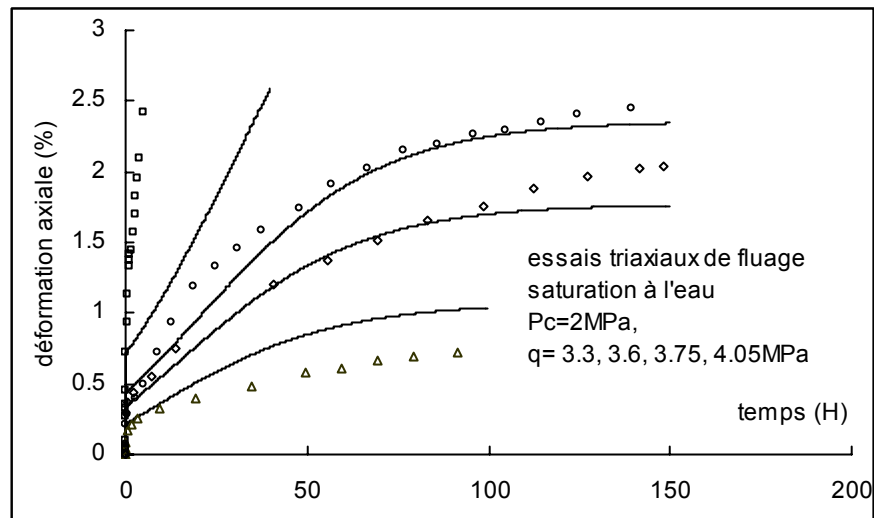


Figure 3-27: Simulation des essais de fluage triaxial sur la craie de Lixhe saturée à l'eau (confinement 2 MPa et quatre déviateurs de contrainte différents)

3-9. Conclusions

En se basant sur une vaste campagne d'essais sur la craie de Lixhe, la déformation élastoplastique d'une craie a été étudiée. Deux mécanismes de déformation plastique ont été identifiés : une forte compaction volumique plastique et une déformation plastique en cisaillement. Le processus plastique de « pore collapse » est un phénomène important des craies que l'on doit prendre en compte dans divers champs d'application. Nous proposons un nouveau modèle élastoplastique, tenant compte des deux mécanismes plastiques liés à la microstructure de la craie. Les influences de l'interaction de l'eau sur le comportement mécanique de la craie ont été étudiées. Nous avons considéré deux effets différents : l'effet à court terme du à la réduction des forces capillaires et des surfaces de contact du liquide et l'effet dépendant du temps du à l'augmentation de processus de dissolution sous pression inter-granulaire par la présence de solution aqueuse. A l'échelle macroscopique, le module élastique et les paramètres plastiques tant pour « pore collapse » que le plastique de cisaillement sont exprimés comme des fonctions du degré de saturation en eau. Les déformations de fluage dépendant du temps ont aussi été incorporées dans le modèle de

comportement « unifié », elles ont été considérées comme la conséquence macroscopique de la destruction progressive des surfaces de contact solide cimentée entre les grains. Le taux de réaction de dissolution dépend de plusieurs conditions environnementales et croît avec l'augmentation de l'injection d'eau, de la température et des contraintes effectives. Le module élastique et les propriétés plastiques sont affectés par le processus de dissolution. Des simulations numériques ont été comparées avec des données expérimentales pour des conditions de contraintes diverses sur des échantillons saturés en huile et en eau. Nous avons montré que le modèle proposé décrit correctement les caractéristiques principales du comportement mécanique de la craie poreuse et les influences d'interaction de l'eau.

Chapitre 4: Comportement poromécanique de la craie poreuse saturée

4-1. Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons abordé la modélisation du comportement mécanique de la craie poreuse sous chargement mécanique avec prise en compte de l'influence de la saturation en eau et du processus de dissolution sous pression des surfaces de contact entre grains. L'influence de la pression interstitielle n'a pas été prise en considération et seul le comportement de la craie en condition drainée a été étudié. Ce chapitre est consacré à la modélisation du comportement poromécanique de la craie poreuse saturée avec variation de la pression interstitielle. Nous allons étudier notamment le comportement plastique en condition non drainée. En mécanique des sols classique, l'effet de la pression interstitielle est pris en compte par le concept des contraintes effectives de Terzaghi. Dans le cas des géomatériaux cohérents (roches, bétons), la validité de ce concept n'est pas démontrée, en raison des particularités de la microstructure de ces matériaux. Un cadre plus général doit être développé dans le cadre de la thermodynamique des systèmes ouverts. Dans ce chapitre, nous présentons d'abord les éléments de base pour la description des comportements poroélastique et poroplastique des matériaux poreux saturés. Nous allons ensuite aborder la modélisation du comportement poromécanique de la craie poreuse. Les lois de comportement seront définies avec la procédure d'identification des paramètres. Nous allons enfin étudier le comportement mécanique non drainé de la craie poreuse.

4-2. Eléments de la poroélasticité linéaire

Nous donnons ici les éléments de base de la poroélasticité linéaire de Biot (Biot 1941 ; 1955 ; 1957 ; Coussy 1991). Le milieu poreux est considéré comme un système thermodynamique ouvert qui échange de la masse fluide avec l'extérieur. Nous limitons notre discussion aux cas des transformations infinitésimales et isothermes. Les variables d'état

utilisées sont donc le tenseur de déformation ε et l'apport de masse fluide par unité de volume initial du milieu poreux m . En considérant un état initial naturel (sans contrainte), la forme quadratique de l'énergie libre s'écrit alors :

$$w(\varepsilon, m) = g_m^0 m + \frac{1}{2} \varepsilon : \mathcal{C} : \varepsilon - \left(\frac{m}{\rho_f^0} \right) \mathbf{MB} : \varepsilon + \frac{1}{2} M \left(\frac{m}{\rho_f^0} \right)^2 \quad (4-1)$$

Le paramètre g_m^0 est l'enthalpie libre massique du fluide, ρ_f^0 est la masse volumique initiale du fluide. Le tenseur d'ordre 4 symétrique, \mathcal{C} , désigne le tenseur d'élasticité en condition non drainée, le tenseur d'ordre 2 symétrique \mathbf{B} est le tenseur des coefficients de Biot et le scalaire M est le module de Biot. La dérivation standard du potentiel précédent conduit aux équations d'état de la poroélasticité du milieu poreux saturé :

$$\sigma = \mathcal{C} : \varepsilon - \mathbf{MB} \left(\frac{m}{\rho_f^0} \right) \quad (4-2)$$

$$(g_m - g_m^0) = - \left(\frac{1}{\rho_f^0} \right) M (\mathbf{B} : \varepsilon) + \left(\frac{1}{\rho_f^0} \right) M \left(\frac{m}{\rho_f^0} \right) \quad (4-3)$$

En utilisant l'équation d'état du fluide parfait linéaire, l'équation (4-3) peut être réécrite en fonction de la pression interstitielle :

$$(p - p_0) = M \left[-\mathbf{B} : \varepsilon + \left(\frac{m}{\rho_f^0} \right) \right] \quad (4-4)$$

En reportant l'équation (4-4) dans (4-2), on obtient l'équation d'état poroélastique en condition drainée :

$$\sigma = \mathcal{C}^b : \varepsilon - \mathbf{B}(p - p_0), \quad \mathcal{C}^b = \mathcal{C} - M(\mathbf{B} \otimes \mathbf{B}) \quad (4-5)$$

Le tenseur symétrique d'ordre 4, \mathcal{C}^b , est le tenseur d'élasticité en condition drainée. En regroupant le terme de la pression avec celui des contraintes, la loi de comportement (4-5) peut être réécrite sous la forme suivante :

$$\sigma^{el} - B(p - p_0) = \mathcal{C}^b : \varepsilon, \quad \sigma^{el} = \sigma + \mathbf{B}p \quad (4-6)$$

Le tenseur de contrainte, σ^{el} , porte le nom du tenseur des contraintes effectives de Biot pour les déformations élastiques. Dans le cas des milieux poreux isotropes et en tenant compte d'un état de contraintes naturel, σ^0 , les équations d'état précédentes deviennent alors :

$$\sigma - \sigma^0 = 2\mu_b \varepsilon + \left(K_b - \frac{2}{3} \mu_b \right) tr(\varepsilon) \delta \quad (4-7)$$

Dans ces équations, les deux paramètres K_b et μ_b sont respectivement le module de compressibilité et le module de cisaillement en condition drainée. Par conséquent, pour un matériau poroélastique linéaire isotrope, quatre paramètres indépendants sont à déterminer, les deux paramètres élastiques du milieu poreux en condition drainée (K_b et μ_b), et les deux paramètres de couplage b et M . Les paramètres élastiques sont déterminés par les méthodes classiques de la théorie de l'élasticité linéaire. Les paramètres de coupages peuvent également être déterminés à partir des essais spécifiques en laboratoire (Shao et Giraud 2002). Par ailleurs, les analyses micromécanique permettent de déterminer les relations entre les paramètres de couplage et les propriétés des constituants du milieu poreux (Auriault et Sanchez-Palencia, 1977 ; Cheng 1997 ; Lydzba et Shao 1999). Pour les matériaux isotropes, nous avons les relations suivantes :

$$b = 1 - \frac{K_b}{K_m}, \quad \frac{1}{M} = \frac{b - \phi}{K_m} + \frac{\phi}{K_f} \quad (4-8)$$

Dans ces relations, K_m est le module de compressibilité de la matrice solide et K_f celui du fluide saturant. ϕ désigne la porosité totale connectée. Pour les roches poreuses comme la craie, quelques études expérimentales ont été menées pour la caractérisation des propriétés poroélastiques (Kerbouche 1995). Les résultats ont montré que pour ces matériaux de forte porosité, en raison de la différence marquée entre les modules de compressibilité drainé du squelette et de la matrice solide, le coefficient de Biot est près de l'unité. Ceci

justifie l'utilisation du concept des contraintes effectives de Terzaghi pour les déformations élastiques en milieux poreux saturés.

4-3. Éléments de poroplasticité

Dans les chapitres précédents, nous avons montré que la craie poreuse présente un comportement fortement plastique. Nous allons maintenant nous concentrer sur l'étude du comportement plastique de la craie saturée avec la variation de la pression interstitielle. Nous présentons d'abord les éléments de base de la modélisation du comportement plastique des milieux poreux saturés. Les lecteurs peuvent se référer aux références (Biot 1973, Coussy 1991, 1995) pour de plus amples détails. En restant dans le cadre des petites perturbations pour un milieu poreux ayant un comportement élastoplastique, le tenseur de déformation et l'apport de masse fluide sont respectivement composés d'une partie élastique et d'une partie plastique :

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p, \quad m = m^e + m^p \quad (4-9)$$

En pratique, il est souvent plus commode d'utiliser les variables d'état sans dimension (homogènes aux déformations). On introduit donc la notion de porosité plastique définie par :

$$\phi^p = m^p / \rho_f^0 \quad (4-10)$$

Le potentiel thermodynamique du milieu poreux élastique (4.1) et en conditions isothermes peut être étendu au milieu plastique :

$$\begin{aligned} w(\varepsilon^e, m) = & g_m^0 m + \frac{1}{2} \varepsilon^e : \mathbf{C} : \varepsilon^e - \left(\frac{m}{\rho_f^0} - \phi^p \right) M(\mathbf{B} : \varepsilon^e) \\ & + \frac{1}{2} M \left(\frac{m}{\rho_f^0} - \phi^p \right)^2 + w^p(V_k) \end{aligned} \quad (4-11)$$

Le terme $w^p(V_k)$ représente l'énergie bloquée par l'écroutissage plastique, fonction de l'ensemble des variables internes d'écroutissage V_k . La dérivation standard du potentiel et la

prise en compte de la loi de comportement linéarisée du fluide parfait conduisent aux équations d'état du milieu poreux plastique saturé :

$$\sigma - \sigma^0 = \mathcal{C}^b : (\varepsilon - \varepsilon^p) - \mathbf{B}(p - p_0) \quad (4-12)$$

$$(p - p_0) = M \left[-\mathbf{B} : (\varepsilon - \varepsilon^p) + \left(\frac{m}{\rho_f^0} - \phi^p \right) \right] \quad (4-13)$$

L'égalité de Clausius-Duhem pour la dissipation intrinsèque est exprimée sous la forme suivante :

$$\sigma : \dot{\varepsilon}^p + p\dot{\phi}^p - A_k \dot{V}_k \geq 0 \quad , \quad A_k = \frac{\partial w}{\partial V_k} \quad (4-14)$$

Afin de compléter la description du comportement poroplastique du milieu poreux saturé, il convient de définir les lois complémentaires qui vont déterminer les évolutions des variables 'flux' ($\dot{\varepsilon}^p, \dot{\phi}^p, \dot{V}_k$). Ceci peut être effectué par la définition d'un potentiel (ou dual) de dissipation plastique. Dans le cas des dissipations indépendantes du temps, il convient de définir une fonction de charge plastique qui décrit la surface contour du domaine élastique convexe. D'une manière générale, il s'agit d'une fonction à valeur scalaire de l'ensemble des variables 'forces' associées aux variables 'flux', soit :

$$f(\sigma, p, A_k) = 0 \quad (4-15)$$

Pour la plupart des géomatériaux à frottement interne, les hypothèses du matériau standard généralisé ne sont pas vérifiées. La règle de normalité n'est donc pas valable pour l'écoulement plastique. Il faut donc définir un potentiel plastique et une loi d'écrouissage. On peut formellement écrire :

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial Q(\sigma, p, A_k)}{\partial \sigma}, \quad \dot{\phi}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial Q(\sigma, p, A_k)}{\partial p}, \quad \dot{V}_k = \dot{\lambda} h(\sigma, p, A_k) \quad (4-16)$$

Le multiplicateur plastique $\dot{\lambda} > 0$ est déterminé par la condition de cohérence plastique comme dans le cas de la plasticité des milieux continus. Le potentiel h définit la loi d'écroutissage plastique du matériau.

Le formalisme précédent fournit le cadre général de la poroplasticité des milieux poreux saturés. Les formes explicites de la fonction de charge, du potentiel plastique et de la loi d'écroutissage doivent être déterminées à partir des observations expérimentales pour le matériau étudié. Les fonctions sont généralement à exprimer notamment en fonction des contraintes et de la pression interstitielle, comme illustrées sur la Figure 4-1. Cependant, la détermination expérimentale de ces fonctions est souvent très délicate. On cherche donc une approche simplifiée. L'idée générale consiste à utiliser les mêmes fonctions plastiques identifiées sur le matériau 'sec' (ou le matériau saturé à pression interstitielle nulle) pour le matériau poreux saturé, en remplaçant les contraintes totales par un variable 'force' équivalente. C'est le principe de l'équivalence en contraintes, qui stipule que les fonctions plastiques d'un milieu poreux sont de mêmes formes en état sec et saturé à condition de remplacer les contraintes totales par les contraintes effectives dites plastiques. Cette approche est implicitement utilisée en mécanique des sols. Cependant, la validité d'un tel principe n'est entièrement prouvée ni théoriquement ni expérimentalement. C'est encore un sujet ouvert qui nécessite des investigations approfondies.

Sur le plan théorique, les approches micromécaniques basées sur les techniques d'homogénéisation ont apporté un éclaircissement intéressant. En ce qui concerne le critère de rupture des milieux poreux saturés, les études menées par de Buhan et Dormieux (1996 ; 1999) ont montré que le critère de rupture d'un milieu poreux saturé peut être exprimé en utilisant le concept des contraintes effectives. La forme appropriée du tenseur des contraintes effectives dépend du comportement à la rupture de la matrice solide. Lydzba et Shao (2000) ont obtenu des résultats similaires pour le seuil de plasticité initial des milieux poreux saturés. Ces études sont limitées aux deux états particuliers de chargement. Plus récemment, des études plus générales ont été menées par Lydzba et Shao (2002), portant sur la validité du concept des contraintes effectives dans tout le domaine de l'écroutissage plastique. Dans le cas des milieux

poreux composés d'un matériau squelette micro isotrope et micro homogène, si le matériau squelette vérifie le critère de von-Mises, il a été montré que le principe de l'équivalence en contrainte est valable pour tout le domaine plastique et que le concept des contraintes effectives de Terzaghi constitue le tenseur des contraintes effectives pour les déformations plastiques. Cette contrainte effective est également valable pour toute loi d'écoulement non associée. Par contre, si le matériau squelette vérifie le critère de Mohr-Coulomb, le principe de l'équivalence en contraintes n'est pas valable dans le cas général de chargement. Seulement si la pression interstitielle est constante pendant le chargement, on peut prouver alors l'existence d'un tenseur des contraintes effectives pour la fonction de charge ainsi que le potentiel plastique. La forme de cette contrainte effective dépend non seulement de la pression, mais aussi de l'angle de frottement et de la cohésion du matériau squelette. Par conséquent, la notion des contraintes effectives pour la description des déformations plastiques en milieux poreux saturés est seulement valable pour des cas particulier.

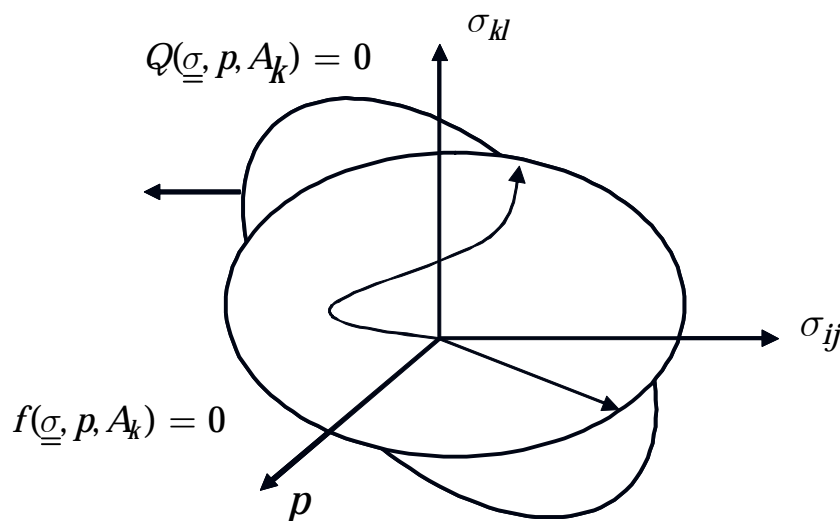


Figure 4-1 : Illustration de la détermination de la fonction de charge et du potentiel plastique dans l'espace des contraintes et de la pression interstitielle

Dans le but de mener des modélisations simplifiées du comportement plastique des milieux poreux saturés dans une approche purement macroscopique, certaines hypothèses cinématiques peuvent être formulées pour définir les contraintes effectives plastiques. Par exemple, dans le cas d'un matériau isotrope, on peut supposer que le taux de porosité

plastique est proportionnel au taux de déformation plastique volumique (Coussy 1991, 1995), soit :

$$\dot{\phi}^P = \beta \dot{\varepsilon}_{kk}^P, \quad \beta \in [0, 1] \quad (4-17)$$

La dissipation intrinsèque s'écrit alors :

$$(\sigma + \beta p \delta) : \dot{\varepsilon}^P - A_k \dot{V}_k \geq 0 \quad (4-18)$$

La quantité $(\sigma + \beta p \delta)$ devient alors la force thermodynamique associée aux déformations plastiques, appelée donc le tenseur des contraintes effectives (associées aux déformations) plastiques. Il est clair qu'on peut écrire le potentiel plastique en fonction de cette quantité effective :

$$Q(\sigma, p, A_k) \equiv Q(\sigma^{pl}, A_k) \quad , \quad \sigma^{pl} = \sigma + \beta p \delta \quad (4-19)$$

Le paramètre β permet ainsi de définir l'influence de la pression interstitielle sur la règle d'écoulement plastique. En général, la valeur de β n'est par forcément égale à celle du coefficient de Biot, qui définit les contraintes effectives dans le domaine élastique. Selon la relation (4-17), la valeur du paramètre β peut être déterminée en comparant la déformation plastique volumique et la porosité plastique.

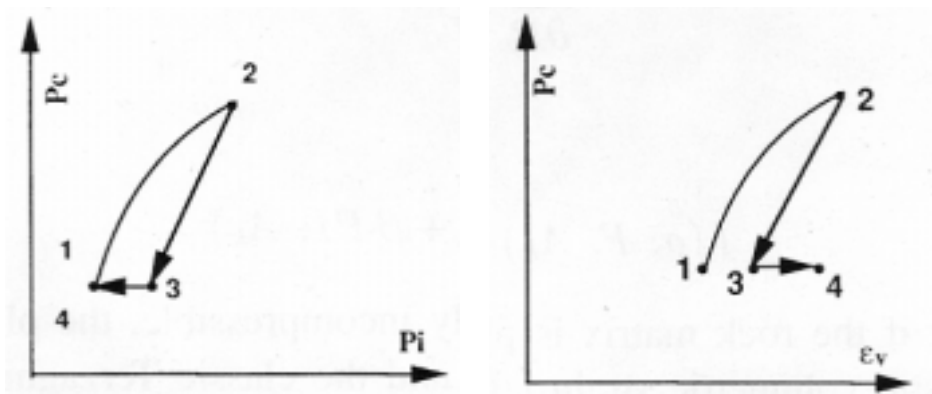


Figure 4-2 : Chemins de chargement utilisés pour la détermination du paramètre de couplage poroplastique (Kerbouche et al. 1995)

Kerbouche et al. (1995) ont effectué des études expérimentales sur le comportement poroplastique d'une craie poreuse dont les propriétés mécaniques sont assez proches de celle de la craie de Lixhe. Pour déterminer la valeur de β , des essais de compression hydrostatique couplée ont été effectués (voir Figure 4-2). L'échantillon est d'abord soumis à une compression hydrostatique non drainée (phase 1-2) et une pression interstitielle est alors engendrée. On effectue ensuite un déchargement jusqu'à la valeur initiale de la contrainte hydrostatique (phase 2-3), et on obtient une pression interstitielle résiduelle en raison de la déformation plastique. Enfin, on procède au relâchement de la pression interstitielle jusqu'à sa valeur initiale (phase 3-4). Pendant cette phase, on mesure la quantité de fluide expulsée de l'échantillon, qui donne alors la porosité plastique. On détermine également la déformation plastique volumique pendant le cycle de charge. Sur la Figure 4-3, nous présentons la comparaison entre la porosité plastique et la déformation volumique plastique. On constate que les deux courbes sont quasiment confondues. Ceci permet de conclure que pour la craie poreuse étudiée, le coefficient de couplage poroplastique est proche de l'unité, à savoir $\beta \approx 1$. Ce résultat confirme, pour ce chemin de chargement particulier, la validité de concept des contraintes effectives de Terzaghi dans le domaine plastique, ce qui a été démontrée par les analyses micromécaniques pour un matériau squelette de von-Mises.

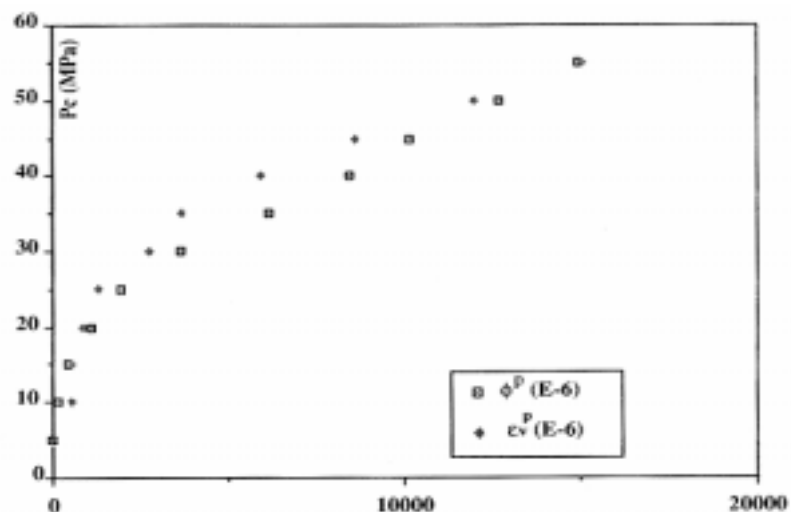


Figure 4-3 : Comparaison entre la déformation plastique volumique et la porosité plastique un essai de compression hydrostatique couplée (Kerbouche et al. 1995)

L'hypothèse cinématique précédente permet d'exprimer le potentiel plastique en fonction du tenseur des contraintes effectives. Si la loi d'écoulement est associée, il est alors évident que ces contraintes effectives plastiques sont également valables pour la fonction de charge :

$$f(\sigma, p, A_k) \equiv f(\sigma^{pl}, A_k) = 0 \quad (4-20)$$

En revanche, pour les matériaux n'obéissant pas à la loi d'écoulement associée, comme la plupart des géomatériaux, la relation (4-20) est basée entièrement sur une simple hypothèse a priori. En parallèle avec les analyses micromécaniques, il convient alors de vérifier expérimentale une telle hypothèse. Pour une craie poreuse, les études menées par Kerbouche et al. (1995) ont apporté une réponse partielle sur des chemins particuliers de compression triaxiale (Figure 4-4). Dans cet essai, en partant d'un état de référence dans le domaine plastique (point 1), on augmente la contrainte axiale au point 2 en gardant la pression interstitielle constante. On procède ensuite au déchargement de la contrainte axiale jusqu'au point 3. A partir de ce point, on diminue la pression interstitielle et le confinement jusqu'au point 4 tel que les contraintes effectives au sens de Terzaghi sont identiques aux points 2 et 4. En revanche, les valeurs des contraintes totales et de la pression interstitielle sont distinctes entre les deux points. Sur la Figure 4-5, nous avons la variation de la déformation axiale en fonction du déviateur de contrainte. On peut observer d'abord une réponse élastoplastique pendant la phase de chargement 1-2 et une réponse élastique pendant la phase de déchargement poroélastique 2-3. Pendant la phase 3-4, la réponse du matériau est élastique linéaire, quasiment coïncidant avec la phase de déchargement, ce jusqu'au point 4. Au-delà, on a la perte de linéarité et le début d'une réponse plastique. Ce point 4 se trouve donc sur la même surface de charge plastique que le point 2. Etant donné que les deux points ont les mêmes valeurs des contraintes effectives, mais atteints par deux chemins de contraintes et de pression différents. On en conclut que la surface de charge plastique dépend essentiellement du tenseur des contraintes effectives de Terzaghi. Ceci montre partiellement la validité du principe en contrainte pour les déformations plastiques dans la craie poreuse.

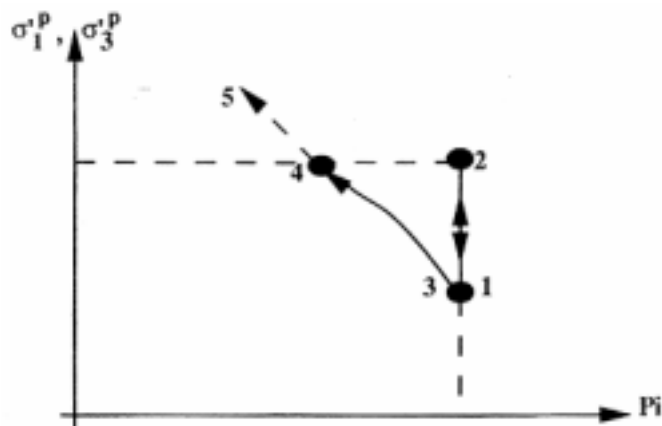


Figure 4-4 : Illustration des chemins de chargement en compression triaxiale couplée (Kerbouche et al. 1995)

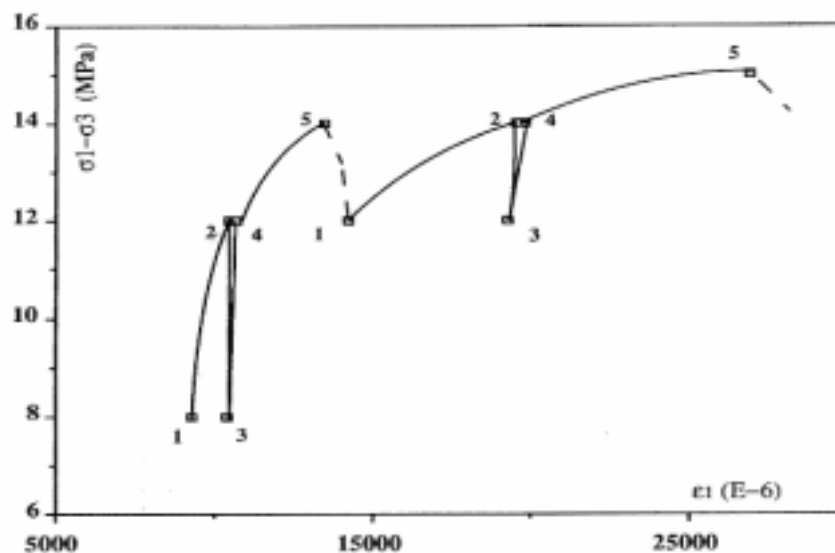


Figure 4-5 : Variation de la déformation axiale en fonction du déviateur de contrainte pendant les différentes phases de chargement (Kerbouche et al. 1995)

4-4. Etude du comportement non drainé de la craie poreuse

Dans les paragraphes précédents, nous avons discuté du cadre général de la poroplasticité des milieux poreux saturés, notamment de la validité du concept des contraintes effectives pour la description du comportement poroplastique. Pour les roches poreuses comme la craie, on a démontré, tout au moins partiellement, que les contraintes effectives de

Terzaghi peuvent être utilisées pour définir la fonction de chargement et le potentiel plastique. Par la suite, nous adopterons ce cadre de modélisation et acceptons d'office la validité des contraintes effectives plastiques.

Ainsi, les fonctions de chargement plastiques et les potentiels plastiques, proposés dans le chapitre précédent pour les deux mécanismes de plasticité, sont maintenant exprimés en fonction des contraintes effectives plastiques définies par la relation (4-19).

$$f_c = \frac{\sigma_{eq}^2}{\bar{\sigma}^2} + 2\phi \cosh\left(q_2 \frac{3\sigma_m^{pl}}{2\bar{\sigma}}\right) - 1 - \phi^2 = 0 \quad (4-21)$$

$$Q_c = \frac{\sigma_{eq}^2}{\bar{\sigma}} + 2\phi \cosh(q_2^* \frac{3\sigma_m^{pl}}{2\bar{\sigma}}) \quad (4-22)$$

$$d\varepsilon_{ij}^c = d\lambda_c \frac{\partial Q_c}{\partial \sigma_{ij}^{pl}} \quad (4-23)$$

$$f_s = \left(\frac{\sigma_{eq}}{p_r}\right)^2 + \alpha_p A \left(\frac{\sigma_m^{pl}}{p_r} - C_0\right) = 0 \quad (4-24)$$

$$Q_s = \sigma_{eq} + \eta_c \bar{I} \ln\left(\frac{\bar{I}}{I_0}\right) = 0, \quad \bar{I} = \sigma_m^{pl} - p_r C_0 \quad (4-25)$$

$$d\varepsilon_{ij}^s = d\lambda_s \frac{\partial Q_s}{\partial \sigma_{ij}^{pl}} \quad (4-26)$$

$$\sigma_{ij}^d = \sigma_{ij}^{pl} - \sigma_m^{pl} \delta_{ij}, \quad \sigma_m^{pl} = \frac{1}{3} \sigma_{kk}^{pl} = \frac{1}{3} \sigma_{kk} + \beta p \quad (4-27)$$

Afin de tester la capacité du modèle proposé à décrire les réponses plastiques de la craie poreuse saturée avec variation de la pression interstitielle. Une série d'essais en compression triaxiale non drainée ont été effectuées sur la craie de Lixhe. La condition de non drainage est assumée par le fait qu'il n'y a pas d'échange de masse fluide entre l'échantillon et l'extérieur. En utilisant les valeurs des paramètres données dans l'Annexe IV, nous avons simulé ces essais non drainés et quelques exemples sont montrés sur les Figures 4-6 à 4-9 pour les échantillons saturés à l'huile, et sur les Figures 4-10 à 4-13 pour les échantillons saturés à

l'eau.

D'une manière générale, nous avons obtenu une bonne concordance entre les simulations numériques et les données expérimentales, en ce qui concerne les courbes de contraintes – déformations, et pour les deux fluides saturants. Il faut souligner que la diminution du déviateur de contrainte obtenue lors des essais non drainés est la conséquence de la montée en pression interstitielle, ce qui entraîne une diminution de la pression de confinement effectif. C'est donc un effet poroplastique. Il n'y a pas de radoucissement matériel dans la loi de comportement proposé. En plus, la diminution du déviateur de contrainte est d'autant plus importante que la pression de confinement est faible. Comme pour les essais drainés, nous constatons une nette transition d'un comportement fragile vers un comportement ductile quand la pression de confinement augmente. Par ailleurs, pour les deux pressions de confinement choisies (5 et 10MPa pour la craie saturée à l'huile et 2 et 5MPa pour la craie saturée à l'eau), en raison de l'augmentation de la pression interstitielle, les réponses plastiques sont contrôlées par le mécanisme de cisaillement plastique.

En ce qui concerne la variation de la pression interstitielle, il y a une bonne concordance qualitative entre les prédictions numériques et les résultats expérimentaux pour les deux groupes de tests. Pour les échantillons saturés à l'huile, nous avons également une bonne concordance quantitative. En revanche, nous observons des différences assez importantes entre les résultats numériques et expérimentaux pour les échantillons saturés à l'eau, surtout pendant la première période de chargement. Dans les résultats expérimentaux, la pression interstitielle reste quasi inchangée jusqu'à une certaine valeur du déviateur de contrainte. Ceci met en cause le comportement poroélastique identifié pour les craies poreuses (le coefficient de Biot's devient alors extrêmement faible). Il y a une contradiction avec les valeurs classiquement connues pour ce type de matériau. Il est évidemment difficile de donner une conclusion définitive. Des études expérimentales supplémentaires semblent nécessaires.

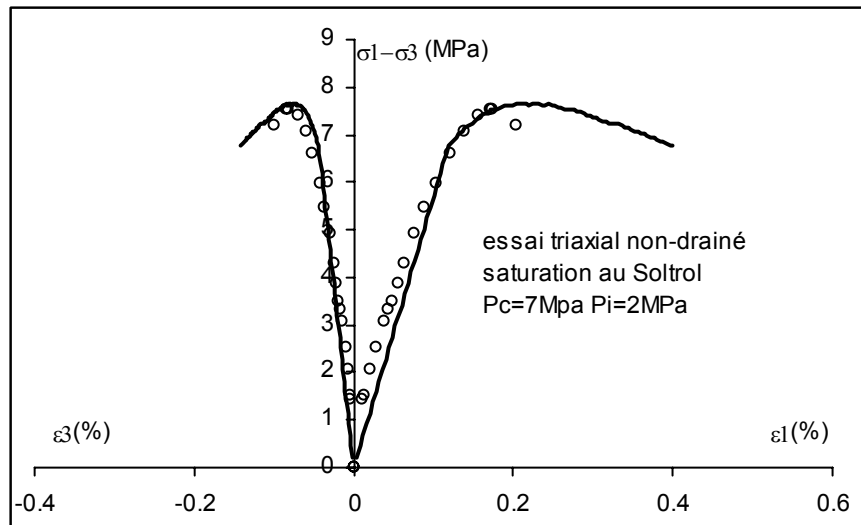


Figure 4-6 : Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée sur la craie saturée à l'huile avec on finement de 7 MPa et une pression initiale de 2 MPa

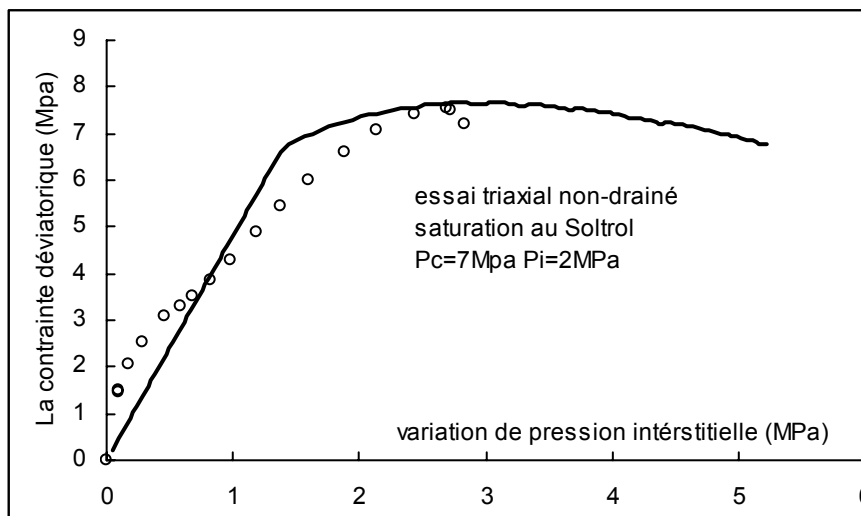


Figure 4-7 : Variation de la pression interstitielle d'un essai de compression triaxiale non drainée sur la craie saturée à l'huile avec on finement de 7 MPa et une pression initiale de 2

MPa

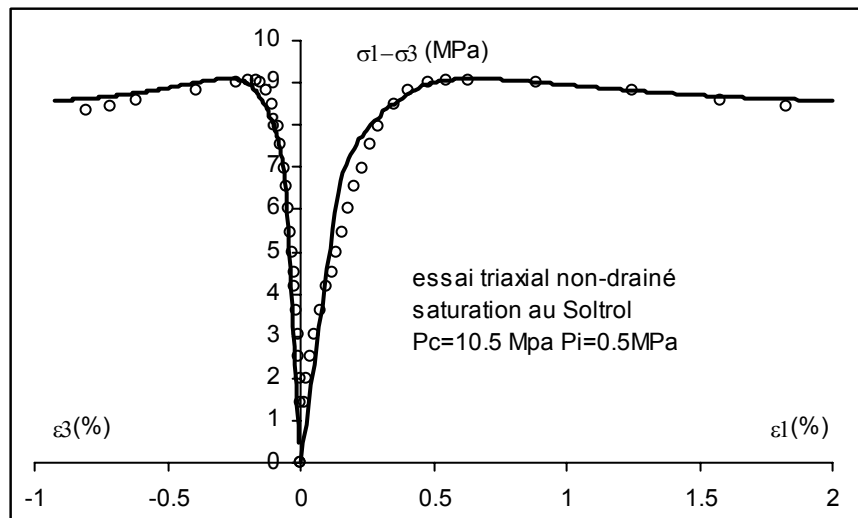


Figure 4-8 : Courbes contraintes -déformations lors d'un essai de compression triaxiale non drainée sur la craie saturée à l'huile avec on finement de 10.5 MPa et une pression initiale de 0.5 MPa

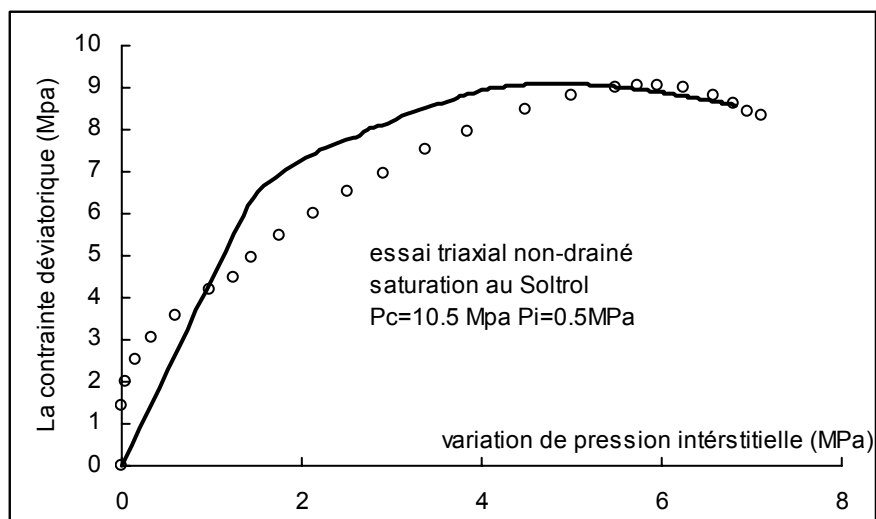


Figure 4-9 : Variation de la pression interstitielle d'un essai de compression triaxiale non drainée sur la craie saturée à l'huile avec on finement de 10.5 MPa et une pression initiale de 0.5 MPa

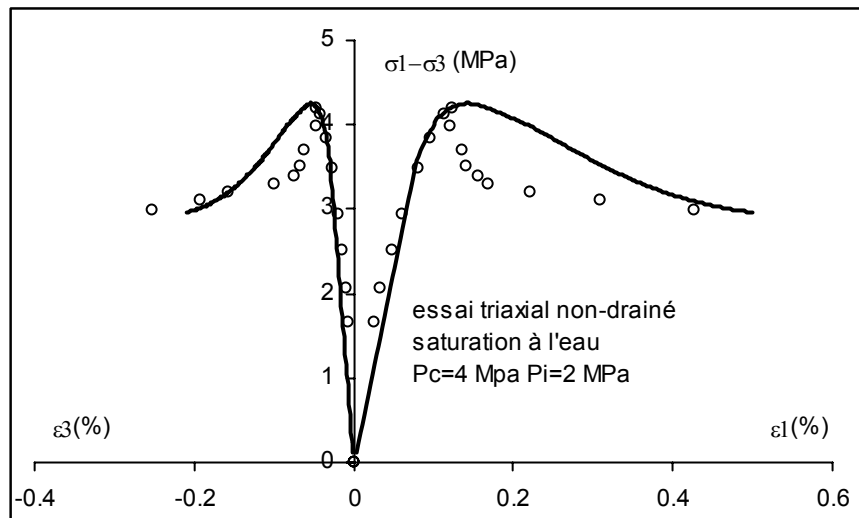


Figure 4-10 : Courbes contraintes -déformations lors d'un essai de compression triaxiale non drainée sur la craie saturée à l'eau avec on finement de 4 MPa et une pression initiale de 2 MPa

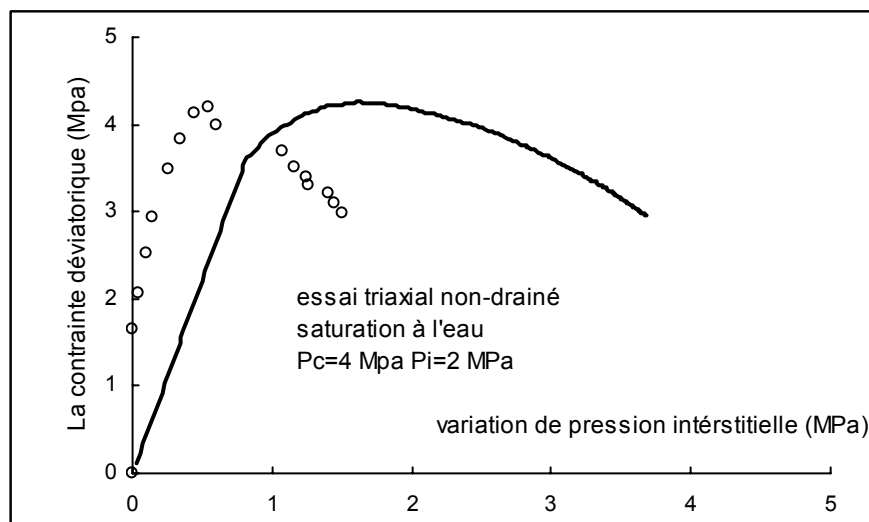


Figure 4-11 : Variation de la pression interstitielle d'un essai de compression triaxiale non drainée sur la craie saturée à l'eau avec on finement de 4 MPa et une pression initiale de 2 MPa

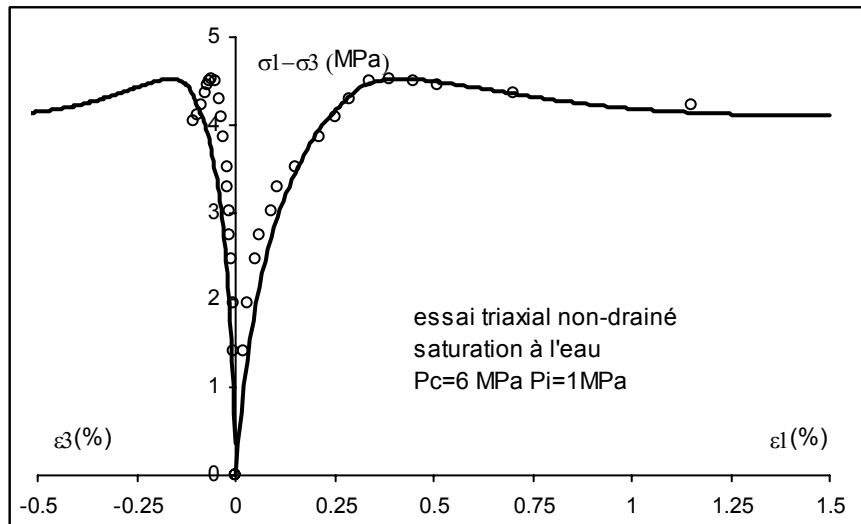


Figure 4-12 : Courbes contraintes -déformations lors d'un essai de compression triaxiale non drainée sur la craie saturée à l'eau avec on finement de 6 MPa et une pression initiale de 1 MPa

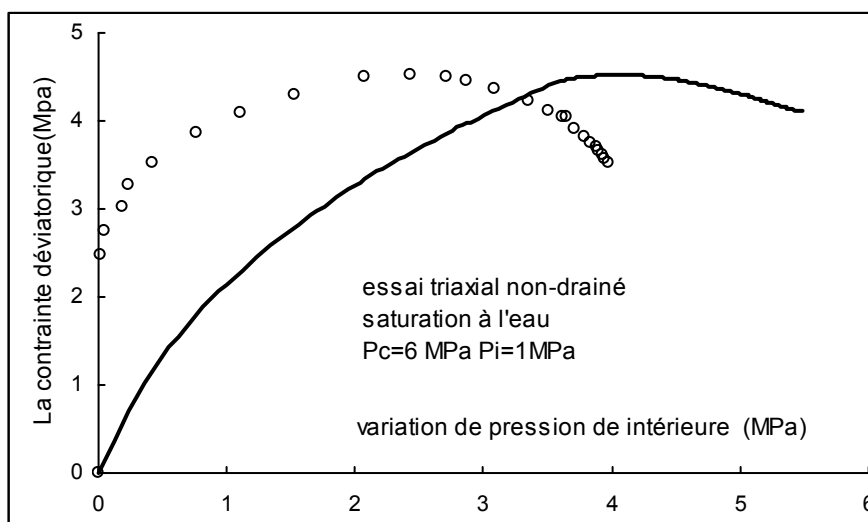


Figure 4-13 : Variation de la pression interstitielle d'un essai de compression triaxiale non drainée sur la craie saturée à l'eau avec on finement de 6 MPa et une pression initiale de 1 MPa

4-5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étudié le comportement plastique de la craie poreuse

saturée avec prise en compte de la pression interstitielle. Après avoir rappelé le cadre général de la poroplasticité, nous avons abordé la validité du concept des contraintes effectives dans le domaine plastique. En se basant sur des études théoriques et expérimentales, nous avons clairement montré le concept des contraintes effectives semble être justifié pour les roches tendres très poreuses comme la craie, tout au moins pour quelques chemins de chargement simples. En utilisant ce concept, le modèle de plasticité proposé dans le chapitre précédent est naturellement étendu pour étudier le comportement poroplastique de la craie saturée. Nous avons notamment étudié les réponses poromécanique de la craie sous compression triaxiale non drainée. Il y a une bonne concordance qualitative entre les simulations numériques et les résultats expérimentaux. Quelques différences quantitatives ont été observées pour les échantillons saturés à l'eau. Des investigations supplémentaires restent à effectuer pour une validation approfondie du modèle proposé.

Conclusions et Perspectives

Le présent travail a été effectué dans l'objectif de modéliser le comportement mécanique de la craie à court et à long termes.

Différents types d'essais ont été réalisés, à savoir les essais indépendants du temps, des essais dépendant du temps. Les essais ont été utilisés pour caractériser le comportement de la craie. Nous avons mis en évidence d'abord que la craie présente deux modes de déformation plastique : déformation plastique de « pore collapse » et déformation plastique au cisaillement. Ensuite, nous avons pu observer, pour des essais non drainés, que la rupture de la craie est gouvernée par le mécanisme déviatorique. En outre, la limite de rupture de la craie et la pression interstitielle augmentent sensiblement avec la pression de confinement effective initiale. Les essais de fluage montrent que, pour une pression de confinement élevée, nous n'avons pas pu observer une phase tertiaire de fluage. En revanche, une courbe de fluage complète avec trois phases distinguées est obtenue à partir de l'essai triaxial sous une faible pression de confinement. Enfin, pour les essais triaxiaux sur les échantillons à différents temps de trempage dans l'eau, on constate que le processus dissolution – recristallisation influence les comportements mécaniques de la craie et influence la résistance en contrainte déviatorique. La stabilisation de cette résistance peut être due à l'équilibre du processus dissolution – recristallisation. Selon les expériences, il est considéré que le fluide saturant influence nettement le seuil de plasticité et la limite de rupture de la craie. Par contre, une saturation à l'eau ou au Soltrol change très peu l'allure de la phase de comportement plastique.

En se basant sur une vaste campagne d'essais sur la craie de Lixhe, nous avons proposé un nouveau modèle élastoplastique, tenant compte de deux mécanismes plastiques liés à la microstructure de la craie poreuse. Les influences de l'interaction de l'eau sur le comportement mécanique de la craie poreuse ont été étudiées. Nous avons considéré deux effets différents, l'effet à court terme dû à la réduction de la force capillaire et des surfaces de contact du liquide et l'effet dépendant du temps en raison du développement du processus de dissolution

sous pression inter-granulaire par la présence de solution aqueuse. A l'échelle macroscopique, le module élastique et les paramètres plastiques, tant pour le mécanisme « pore collapse » que pour le mécanisme de cisaillement, sont exprimés comme des fonctions du degré de saturation en eau. La déformation de fluage qui est dépendante du temps a aussi été incorporée dans le modèle de comportement « unifié ». Elle a été considérée comme la conséquence macroscopique de la destruction progressive des surfaces de contact du solide cimentées entre des grains. Le taux de réaction de dissolution dépend de plusieurs conditions environnementales. En général, ce facteur augmente avec l'injection d'eau, la température et les contraintes effectives. Rappelons que le module élastique et les propriétés plastiques sont affectés par le processus de dissolution. Pour valider notre modèle de comportement, nous avons effectué plusieurs simulations. Les résultats des simulations numériques ont été comparés avec les données expérimentales pour diverses conditions de contraintes sur les échantillons saturés en huile et en eau. Nous avons montré que le modèle proposé était capable de décrire correctement les caractéristiques principales du comportement mécanique de la craie poreuse et les influences de l'interaction de l'eau.

Enfin, en se basant sur des études théoriques et expérimentales, nous avons clairement montré que le concept des contraintes effectives semble être justifié pour les roches tendres très poreuses comme la craie, tout au moins pour quelques chemins de chargements simples. En utilisant ce concept, le modèle de plasticité proposé est naturellement étendu pour étudier le comportement poroplastique de la craie saturée. Nous avons notamment étudié les réponses poromécaniques de la craie sous compression triaxiale non drainée. Il y a une bonne concordance qualitative entre les simulations numériques et les résultats expérimentaux. Des investigations supplémentaires restent à effectuer pour une validation approfondie du modèle proposé.

Références bibliographiques

1. Andersen M.A., Foged N. and Pedersen H. F. (1992). The rate-type compaction of a weak North Sea chalk. *Proc. of 33rd US Rock Mechanics Symposium*, Santa Fe, New Mexico, June 1992.
2. Aubertin M. and Li L. (2004). A porosity-dependent inelastic criterion for engineering materials. *International Journal of Plasticity* 20, 2179-2208
3. Aubry M.-P., (1975). Recherches sur la nannopetrographie des roches siliceuses, *Bull. Trim. Soc. Géol. Normandie et amis Museum du Havre* 62 (2), 7-34.
4. Auriault J. L. and Sanchez-Palencia E. (1977), Etude de comportement macroscopique d'un milieu poreux saturé déformable, *Journal de Mécanique*, 16 (4), 575-603
5. Bingham E.C. (1922), *Fluidity and Plasticity*, McGraw-Hill
6. Biot M.A. (1941), General theory of three dimensional consolidation, *J. Appl. Phys.*, Vol. 12, P. 155-164
7. Biot M.A. (1955). Theory of elasticity and consolidation for a porous anisotropic solid, *J. Appl. Phys.* 26, 182-185
8. Biot M.A. and Willis D. G. (1957). The elastic coefficients of the theory of consolidation, *J. Appl. Mech.*, Vol. 28, P. 594-601
9. Biot M.A. (1973). Non linear and semi-linear rheology of porous solids. *J. of Geophy. Res.*, Vol. 78, n° 23, p. 4924-4937
10. Bourgeois F., Shao J. F., Ozanam O. (2002). An elastoplastic model for unsaturated rocks and concrete. *Mechanics Research Communications* 29, 383 – 390
11. Brignoli M., Santarelli F. J. and Righetti C. (1994). Capillary Phenomena in Impure Chalk. *SPE/ISRM paper 28135, Proc. of Eurock'94 - Rock Mechanics in Petroleum Engineering*, Delft, Balkema, 837-843.
12. Chaboche, J. L. (1989). Constitutive Equations for Cyclic Plasticity and Cyclic Viscoplasticity, *International Journal of Plasticity* 5, 247-302.

13. Cheng A. H.-D. (1997), Material coefficients of anisotropic poroelasticity, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 34, No. 2, 199-205
14. Collin F., Cui Y.J., Schroeder C. and Charlier R. (2002). Mechanical behaviour of Lixhe chalk partly saturated by oil and water: experimental and modelling. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 26, 897-924
15. Coussy O. (1991). *Mécanique des milieux poreux*, Editions Technip, Paris
16. Coussy O. (1995). *Mechanics of porous continua*, Wiley, New York
17. Cristescu N. (1986). Damage and failure of viscoplastic rock-like materials. *International Journal of Plasticity* 2(2), 189-204
18. Cristescu N. (1994). A procedure to determine non-associated constitutive equations for geomaterials. *International Journal of Plasticity* 10(2), 103-131
19. Da Silva F., Sarda J. P., Schroeder C. (1985). Mechanical behavior of chalks. *Second North Sea Chalk Symposium*, Volume II, Stavanger, Norway.
20. Dahou A. (1995). Contribution à l'étude du comportement élasto-visco-plastique d'une craie poreuse. *Thèse de doctorat de 3ème cycle*, Université de Lille 1.
21. de Buhan P. and Dormieux L. (1996). On the validity of the effective stress concept for assessing the strength of saturated porous materials: a homogenization approach, *J. Mech. Phys. Solids*, 44, 1649-1667
22. de Buhan P. and Dormieux L. (1999). A micromechanics-based approach to the failure of saturated porous media, *Transport in Porous Media*, 34, 47-62
23. De Gennaro V., Delage P., Cui Y.J., Schroeder C. and Collin F. (2003). Time dependent behaviour of oil reservoir chalk: a multiphase approach. *Soils and Foundations*, 43(4), 131-148
24. Dessenne J.L. (1971). Etude rhéologique et géotechnique de la craie. *Thèse de doctorat-Ingénieur*, Université de Grenoble.
25. Djebbi M. (1984). Phénomène de dissolution-cristallisation: bibliographique et application au fluage de la craie. *Thèse de doctorat de 3ème cycle*, Université de Lille 1.
26. Doremus C. (1978). Les craies du Nord de la France – Corrélations entre la lithostratigraphie, la microstructure et les propriétés mécaniques, *Thèse de doctorat de 3ème cycle*, Université de Lille 1.

27. Doremus C., Henry J. P. (1985). Caractérisation des craies du Nord de la France par porosimétrie au mercure. *Ann. Soc. Géol. Nord. CIV* 49-51 Février 1985.
28. Drucker D. C., Gibson R. E., Henkel D. J. (1957). Soil mechanics and work-hardening theories of plasticity. *Trans. ASCE* 122, 338-346.
29. Engstrom F. (1992). Rock mechanical properties of Danish North Sea chalk. *Fourth North Sea Chalk Symposium*. Deauville, France
30. Gistau M. (1985). Simulation methods and practices on chalkly reservoirs. *Second North Sea Chalk Symposium*, Stavanger, Norway.
31. Gurson A.L. (1977). Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: part I- yield criterion and flow rules for porous ductile media. *Transactions of the ASME*, 99, 2-15
32. Halleux L., Detiege C., Poot B., Schroeder C., Monjoie A., Debande G. and Da Silva, F. (1985). Mechanical behavior of chalks. *Second North Sea Chalk Symposium*, Stavanger, Norway.
33. Haupt P. and Kersten Th. (2003). On the modelling of anisotropic material behaviour in viscoplasticity. *International Journal of Plasticity* 19, 1885-1915
34. Heggheim T., Madland M.V., Risnes R., Austad T. (2005) A chemical induced enhanced weakening of chalk by seawater. *Journal of Petroleum Science and Engineering* 46 171-184.
35. Hellemann R., Renders P.J.N., Gratier J.P. and Guiguet R. (2002). Experimental pressure solution compaction of chalk in aqueous solutions, Part 1- deformation behaviour and chemistry, Water-rock interactions, *The Geochemical Society, special publication No.7*, R. Hellmann and S.A. Wood (eds.), 129-152
36. Hellemann R., Renders P.J.N., Gratier J.P. and Guiguet R. (2002). Experimental pressure solution compaction of chalk in aqueous solutions, Part 2- deformation examined by SEM, porosimetry, synthetic permeability and X-ray computerized tomography, Water-rock interactions. *The Geochemical Society, special publication No.7*, R. Hellmann and S.A. Wood (eds.), 129-152
37. Henry J. P. (1989). La craie comportement mécanique, originalité et conséquence. *Comité Français de Mécanique des Roches (Journée Craie)*. Lille le 21 avril 1989 p.75-92.

38. Homand S. (2000). Comportement mécanique d'une craie très poreuse avec prise en compte de l'effet de l'eau: de l'expérience à la simulation, *Thèse de doctorat de 3ème cycle*, Université de Lille 1.
39. Homand S. and Shao (2000). Mechanical behavior of a porous chalk and water/chalk interaction, Part I: Experimental study. *Oil & Gas Science and Technology*, 55(6), 591-598
40. Jaeger J. C., Cook N. G. W. (1969). *Fundamentals of rock mechanics*. Chapman and Hall.
41. Jin J. and Cristescu N. (1998). An elastic viscoplastic model for transient creep of rock salt. *International Journal of Plasticity* 14, 85-107
42. Jones M. E. (1985). Deformation mechanisms in the Chalk. *Second North Sea Chalk Symposium*, Volume II, Stavanger, Norway.
43. Kennedy W. J. (1985). Sedimentology of the Late Cretaceous and Early Paleocene Chalk Group, North Sea Central Graben. *Second North Sea Chalk Symposium*, Volume I, Stavanger, Norway.
44. Kerbouche R., Shao J.F., Skoczylas F. (1995), On the poroplastic behaviour of porous rock, *European. J. of Mech., A/Solids*, 14, n°4, 577-587
45. Lade P.V. (1977). Elastoplastic stress-strain theory for cohesionless soil with curved yield surface. *Journal*
46. Leblond J.B. and Perrin G. (1996). *Introduction à la mécanique de la rupture ductile des métaux*. Lecture notes (in French), Ecole Polytechnique, Paris
47. Lemaitre J. (1992), *Course of damage mechanics*, Springer Verlag, Berlin.
48. Le Roux A. (1973). Texture et comportement des craies. *Bull. Liaison Labo. P. et Ch. Spécial V*, 49-53, Paris
49. Lord C.J., Rhett D.W. and Johlman C.L. (1998). Is capillary suction a viable cohesive mechanism in chalk. *Proc. Eurock'98*, 367-375, Trondheim, Norway.
50. Lydzba D. and Shao J.F. (1999), Study of poroelasticity material coefficients as response of microstructure, *Mechanics of Cohesive-Frictional Material*, 5(2), 149-171
51. Lydaba D. and Shao J.F. (2002), Stress equivalence principle for saturated porous media, *C.R. Mécanique* 330, 297-303
52. Masson V. (1973). Péetrophysique de la craie. *Bull. de Liasion Ponts et Chaussées. Spécial V*.

53. Monjoie, A. & Schroeder, C., (1989). Caractéristiques mécanique de craies du Crétacé Supérieur. *Journée Craie*, Université de Lille, France.
54. Monjoie, A., Schroeder, C., Prignon, P. & Yernaux, C. (1990). Establishment of Constitutive Laws of Chalk and Long Term Tests. *Third North Sea Chalk Symposium*, Copenhagen, Denmark
55. Mortimore R.N., Fielding, P.M. (1989). The relationship between texture, density and strength of chalk. *Int. Chalk symposium*. Brighton.
56. Newman G. H. (1983). The effect of water chemistry on the laboratory compression and permeability characteristic of North Sea chalks. *JPT* 35, 976– 980.
57. PASACHALK1 (2001). Mechanical Behaviour of PARTially and Multiphase SATurated CHALKs Fluid-skeleton Interaction: Main Factor of Chalk Oil Reservoirs Compaction and Related Subsidence, *Publishable Final report, European Joule III contract No. JOF3CT970033*, Brussels.
58. Papamichos E., Brignoli M. and Santarelli F.J. (1997). An experimental and theoretical study partially saturated collapsible rock. *Int. J. of Mechanics of Cohesive-Frictional Materials* 2, 251-278
59. Perrin G. and Leblond J.B. (1990). Analytical study of a hollow sphere made of plastic porous material and subjected to hydrostatic tension- application to some problems in ductile fracture of metals. *International Journal of Plasticity* 6(6), 677-699
60. Perrin G. and Leblond J.B. (2000). Accelerated void growth in porous ductile solids containing two populations of cavities. *International Journal of Plasticity* 16, 91-120
61. Paterson, M. S. (1978). *Experimental Rock Deformation -- The Brittle Field*. Springer-Verlag, Berlin.
62. Piau J.M. and Maury V. (1994). Mechanical effects of water in-jection on chalk reservoirs. *SPE/ISRM paper 28133, Proc. Eurock'94- Rock Mechanics in Petroleum Engineering*, Delft, Balkema, 837-843.
63. Piau J. M., Bois A.P., Atahan C., Maury V., and Hallé, G. (1998). Water chalk interaction: Part I. Comprehensive evaluation of strain and stress jumps at the waterfront. *Proc. Eurock'98- Rock Mechanics in Petroleum Engineering*, SPE INC. 419-428, Trondheim.

64. Pietruszczak S., Jiang J. & Mirza F.A. (1988). An elastoplastic constitutive model for concrete. *Int. J. Solids & Structures* 24 (7), 705-722
65. Pietruszczak S., D. Lydzba & J.F. Shao (2004). Description of creep in frictional materials in terms of microstructure evolution. *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, 130(6), 681-690
66. Plichke B. (1996). Some aspect of numerical simulation of water-induced chalk compaction. *5th North Sea Chalk Symposium*, Reims, France.
67. Perzyna P. (1966). Fundamental problems in viscoplasticity. *Advanced Applied Mechanics* 9, 243-377
68. Risnes, R., Garspestad, O.J. (1998). Strain Hardening and Extensional Failure in High Porosity Chalk. *SPE/ISRM 47581, Proc. Eurock'98- Rock Mechanics in Petroleum Engineering*, SPE INC. 475-484, Trondheim.
69. Risnes R., Korsnes R. K. and Vatne T. A. (1999a). Tensional strength of soft chalks measured in direct and Brazilian tests. Proc. 9th ISRM Congress on Rock Mechanics, Paris 1999, Vol. 2, 667-672, Balkema, Rotterdam.
70. Risnes R. and Flaageng O. (1999b). Mechanical Properties of Chalk with Emphasis on Chalk-Fluid Interactions and Micromechanical aspects. *Oil & Gas Science and Technology – Revue IFP*, Vol. 54, No. 6, 751-758
71. Risnes R., Berg T., Furuvald A. and Paulsen T. (2000). Tensional failure and solid-fluid interactions in high porosity chalk. *Proc. 4th North American Rock Mechanics Symposium*, 205-212, Balkema, Rotterdam.
72. Risnes R., Flaageng O., Madland M. V. (2000b). Some aspects of chalk-fluid interactions. *6th North Sea Chalk Symposium*, Brighton.
73. Risnes R. (2001). Deformation and Yield in High Porosity Outcrop Chalk. *Phys. Chem. Earth (A)*, Vol. 26, No. 1-2, 53-57, Elsevier.
74. Risnes R., Haghghi H., Korsnes R. I. and Natvik O. (2003). Chalk – water interactions with glycol and brines. *Tectonophysics* 370, 213-226
75. Roscoe K. H., Schofield A. N., Worth C. P. (1958). On the yielding of soils. *Geotechnique* 8(1) 22-53.

76. Saleeb A.F. and Arnold S.M. (2004). Specific hardening function definition and characterization of a multi mechanism generalized potential-based viscoelastoplasticity model. *International Journal of Plasticity* 20, 2111-2142
77. Schofield A.N., Worth C. P. (1968). Critical state soil mechanics. McGraw-Hill, New York.
78. Schroeder C., Bois A.P., Charlier R., Collin F., Cui Y. J., Delage P., Goulois A., Illing P., Maury V. (2000). PASAChalk project (partially saturated chalk): constitutive modelling, determination of parameters using specific stress paths and application to the waterflooding. *6th North Sea Chalk Symposium*, Brighton.
79. Schroeder C., Bois A.P., Maury V. and Hallé G. (1998). Water/Chalk (or Collapsible Soil) Interaction: Part II. Results of Tests Performed in Laboratory on Lixhe Chalk to calibrate Water/Chalk models. *SPE/ISRM 47587, Proc. Eurock'98-Rock Mechanics in Petroleum Engineering*, SPE INC. 505-514, Trondheim.
80. Schroeder C., Shao J. F. (1996). Plastic deformation and capillary effects in chalks. *5th North Sea Chalk Symposium*, Reims, France.
81. Schroeder, C. (2003). Du coccolithe au réservoir pétrolier ; approche phénoménologique du comportement mécanique de la craie en vue de sa modélisation à différentes échelles, *Doctoral Thesis* (in French), University of Liège
82. Schroeder C. (Coordinator) (2003). *Mechanical behaviour of partially and multiphase saturated chalks and fluid-skeleton interaction: Main factor of chalk oil reservoirs compaction and related subsidence*. Final report of the EU project (PASACHALK2)
83. Shao J. F. (1987). Etude du comportement d'une craie blanche très poreuse et modélisation, *Thèse de doctorat de 3ème cycle*, Université de Lille 1.
84. Shao J. F., Dahou A. and Bederiat M. (1995). Experimental and numerical investigations on transient creep of porous chalk. *Mechanics of Materials* 21, 147-158.
85. Shao J. F., Henry J. P. (1989). Modélisation du comportement d'une craie blanche très poreuse et validation. *Revue Francaise de Géotechnique* 43, 35-46.
86. 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, p.175-201

87. Shao J.F., Zhu Q.Z. and Su K. (2003). Description of creep in rock materials in terms of material degradation, *Computer and Geotechnics* 30, 549-555
88. Siwak J.M. (1992) Comportement et modélisation de la craie. *Thèse de doctorat de 3ème cycle*, Université de Lille 1.
89. Talesnick M. L., Hatzor Y. H. and Tsesarsky M. (2001). The elastic deformability and strength of a high porosity, anisotropic chalk. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 38, 543-555
90. Tallon J. P. (1976). Influence de la texture sur certaines propriétés mécaniques des craies franches. *Thèse Université P. et M. Curie – Paris VI*.
91. Tvergaard V., Needleman A. (1984). Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar, *Acta Metallurgica* 32, 157-169
92. Voyiadjis G., Al-Rub R. and Palazotto A. (2004). Thermodynamic framework for coupling of non-local viscoplasticity and non-local anisotropic viscodamage for dynamic localization problems using gradient theory. *International Journal of Plasticity* 20, 981-1038
93. Yamada S.E., Schatz J. F., Abou Sayed A. and Jones A.H. (1981), Elasto-plastic behavior of porous rock under undrained condition, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 18, 177-179
94. Zohdi T.I., Kachanov M., Sevostianov I. (2002). On the perfectly plastic flow in porous material. *International Journal of Plasticity* 18, 1649-1659

Annexe I : Présentation des propriétés physiques et chimiques du Soltrol

170

Chevron Phillips Chemical Company LP		Specialty Chemicals	
Chevron Phillips Chemical Company LP 10001 Six Pines Drive The Woodlands, TX 77380 800-858-4327 Technical Service: 832-813-4862		Chevron Phillips Chemicals International N.V. Brusselsesteenweg 355 B-3090 Overijse, Belgium +32 (0) 2 689 12 11	
		Chevron Phillips Chemicals Asia PTE Ltd. 5 Temasek Boulevard 05-01 Suntec Tower Five Singapore 038985 +65 6337 8700	
Soltrol® 170 Isoparaffin			
Property	Typical Value	Specification	Test Method
Distillation Range at 760 mmHg, °F			ASTM D 86
Initial Boiling Point	434	420 min	
10%	438		
50%	444		
90%	455		
End Point	472	475 max	
Color, Saybolt	+30	+25 min	ASTM D 156
Acidity of Distillation Residue	Neutral	Neutral	ASTM D 1093
Flash Point, °F	192	175 min	ASTM D 56
Copper Corrosion, 3 h at 212 °F	1	1 max	ASTM D 130
Aromatic Content (total), ppm	300		UV Spectroscopy
Other Properties			
Specific Gravity at 60/60 °F	0.78		ASTM D 1298
Density of Liquid at 60 °F, lb/gal	6.53		ASTM D 1250
Sulfur, ppm	2		ASTM D 3120
Aniline Point, °F	196		ASTM D 611
Kauri-Butanol Value	24.6		ASTM D 1133
Bromine Number	0.8		ASTM D 1492
Kinematic Viscosity at 100 °F, cSt	2.6		ASTM D 445

Product Number: 1017359

Revised: 07/01/04

Notice: Before using this product, the user is advised and cautioned to make its own determination and assessment of the safety and suitability of the product for the specific use in question and is further advised against relying on the information contained herein as it may relate to any specific use or application. It is the ultimate responsibility of the user to ensure that the product is suited and the information is applicable to the user's specific application. Chevron Phillips Chemical Company LP does not make, and expressly disclaims, all warranties, including warranties of merchantability or fitness for a particular purpose, regardless of whether oral or written, express or implied, or allegedly arising from any usage of any trade or from any course of dealing in connection with the use of the information contained herein or the product itself. The user expressly assumes all risk and liability, whether based in contract, or otherwise, in connection with the use of the information contained herein or the product itself. Further, information contained herein is given without reference to any intellectual property issues, as well as federal, state or local laws which may be encountered in the use thereof. Such questions should be investigated by the user.

Annexe II : Simulation des essais pour la craie d'Haubourdin (d'après Shao, 1987)

Tableau II-1 : Caractéristiques de la craie d'Haubourdin (d'après Shao, 1978)

Tableau II-2 : Les valeurs typiques des paramètres de modèle pour la craie d'Haubourdin

Figure II-1: Simulation d'un essai de compression hydrostatique de la craie d'Haubourdin saturée à l'huile

Figure II-2 : Simulation d'un essai triaxial de sollicitation proportionnelle ($\sigma_1/\sigma_3 = 1.22$) sur la craie de Haubourdin saturée à l'huile

Figure II-3 : Simulation d'un essai triaxial de sollicitation proportionnelle ($\sigma_1/\sigma_3 = 1.60$) sur la craie de Haubourdin saturée à l'huile

Figure II-4: Simulation d'un essai triaxial de sollicitation proportionnelle ($\sigma_1/\sigma_3 = 2.35$) sur la craie de Haubourdin saturée à l'huile

Figure II-5: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 20MPa de confinement sur la craie de Haubourdin saturée à l'huile

Figure II-6: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 30MPa de confinement sur la craie de Haubourdin saturée à l'huile

Tableau II-1 Caractéristiques de la craie d'Haubourdin (d'après Shao, 1978)

Craie		Composition moyenne	Porosité
Origine	Série	CaCO ₃ (%)	(%)
Haubourdin, France	Sénonien	96.6	45

Tableau II-2 Les valeurs typiques des paramètres de modèle pour la craie d'Haubourdin

Mécanisme	Paramètres	Saturation a l'huile
Elastique	E_0 , (MPa)	2000 MPa
	ν_0	0.20
Pore collapse	$\bar{\sigma}_0$, (MPa)	15.4 MPa
	q_2	0.82
	a	1.8
	b	6.5
	n	0.15

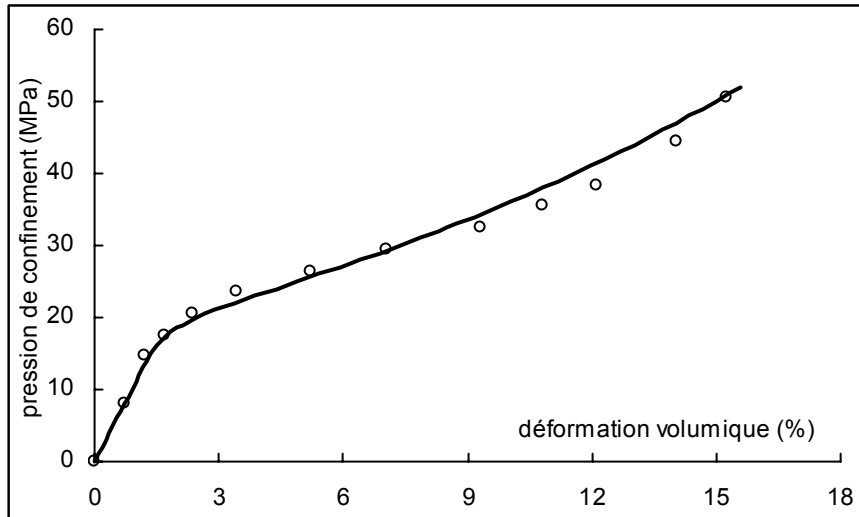


Figure II-1: Simulation d'un essai de compression hydrostatique de la craie d'Haubourdin saturée à l'huile

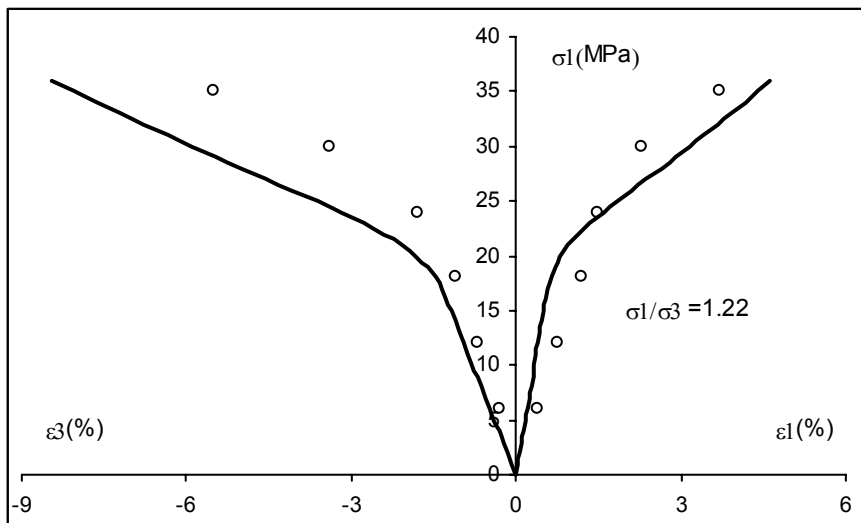


Figure II-2 : Simulation d'un essai triaxial de sollicitation proportionnelle ($\sigma_1/\sigma_3 = 1.22$) sur la craie de Haubourdin saturée à l'huile

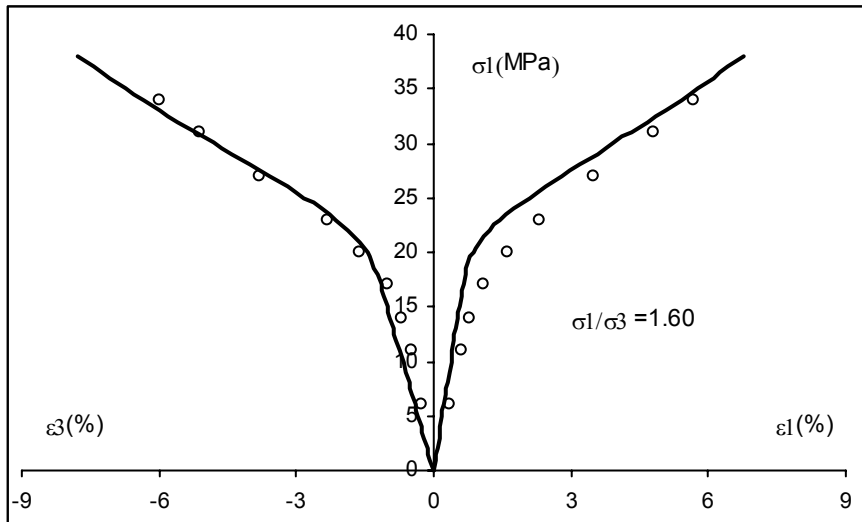


Figure II-3 : Simulation d'un essai triaxial de sollicitation proportionnelle ($\sigma_1/\sigma_3 = 1.60$) sur la craie de Haubourdin saturée à l'huile

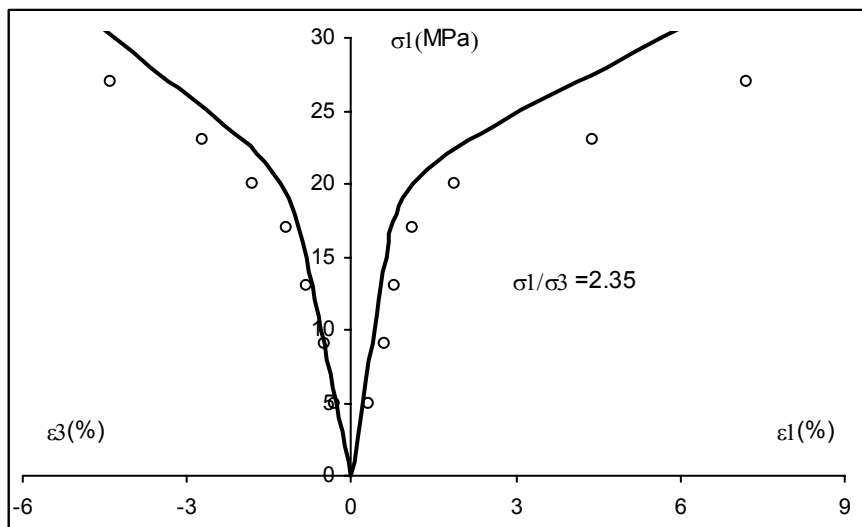


Figure II-4: Simulation d'un essai triaxial de sollicitation proportionnelle ($\sigma_1/\sigma_3 = 2.35$) sur la craie de Haubourdin saturée à l'huile

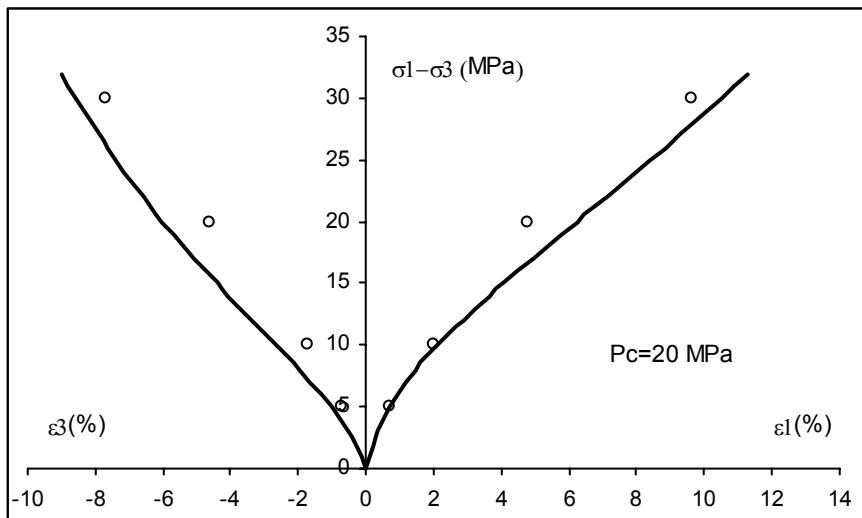


Figure II-5: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 20MPa de confinement sur la craie de Haubourdin saturée à l'huile

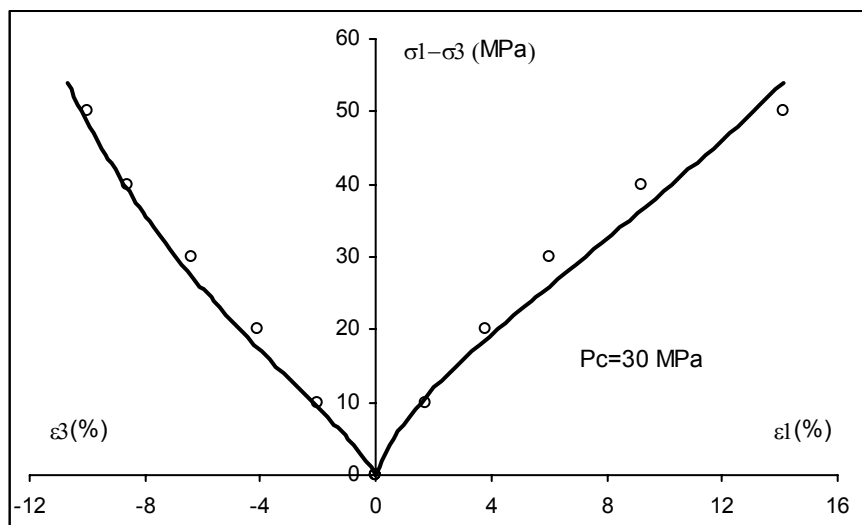


Figure II-6: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 30MPa de confinement sur la craie de Haubourdin saturée à l'huile

Annexe III : Simulation des essais pour la craie de Lixhe 1 (d'après Homand, 2000)

Tableau III-1 : Caractéristiques de la craie de Lixhe 1 (d'après Homand, 2003 et Siwak, 1992)

Tableau III-2 : Les valeurs typiques des paramètres de modèle pour la craie de Lixhe 1

Figure III-1: Simulation d'un essai de compression hydrostatique de la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure III-2: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 1MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure III-3: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 3MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure III-4: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 4MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure III-5: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 7MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure III-6: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 10MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure III-7: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 14MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure III-8: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 17MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure III-9: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 20MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure III-10: Simulation d'un essai de compression hydrostatique de la craie saturée à l'eau

Figure III-11: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 0.5MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure III-12: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 1MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure III-13: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 2MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure III-14: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 5MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure III-15: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 7MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Tableau III-1 Caractéristiques de la craie de Lixhe 1 (d'après Homand, 2003 et Siwak, 1992)

Craie		Composition moyenne (%)			Porosité	Rayon des pores	Perméabilité
Origine	Etage	CO ₂	CaO	SiO ₂	(%)	(μm)	(mD)
Lixhe, Belge	Campanien supérieur	44	53.5	1,7	42 à 43	0.1 à 0.4	0,1 à 2

Tableau III-2 Les valeurs typiques des paramètres de modèle pour la craie de Lixhe 1

Mécanisme	Paramètres	Saturation au Soltrol	Saturation à l'eau
Elastique	E_0 , (MPa)	4200	3700
	ν_0	0.2	0.2
Pore collapse	$\bar{\sigma}_0$, (MPa)	14.5	8.1
	q_2	0.7	0.7
	a	0.4	0.4
	b	18	18
	n	0.1	0.1
Déviatorique	A	12	5.0
	C_0	1.0	0.3
	B	1×10^{-5}	2×10^{-5}
	α_p^0	0.6	0.5
	η_c	-1.0	-1.0

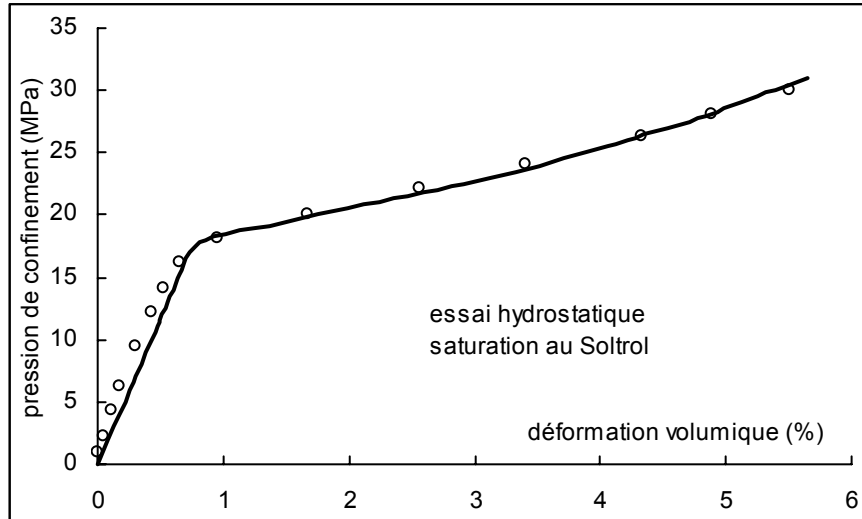


Figure III-1: Simulation d'un essai de compression hydrostatique de la craie de Lixhe saturée à l'huile

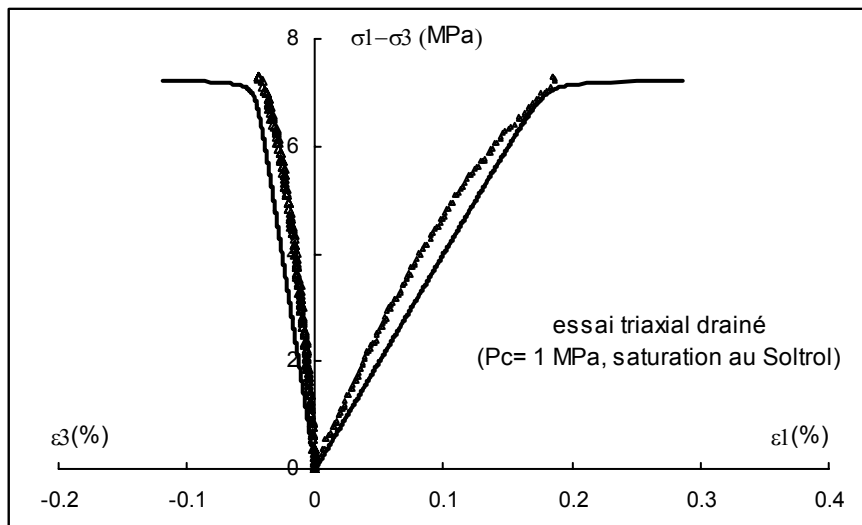


Figure III-2: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 1MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

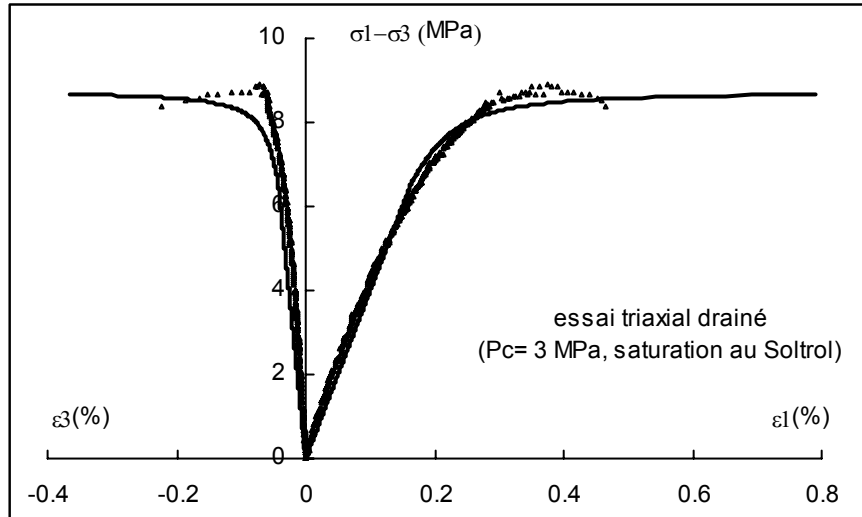


Figure III-3: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 3MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

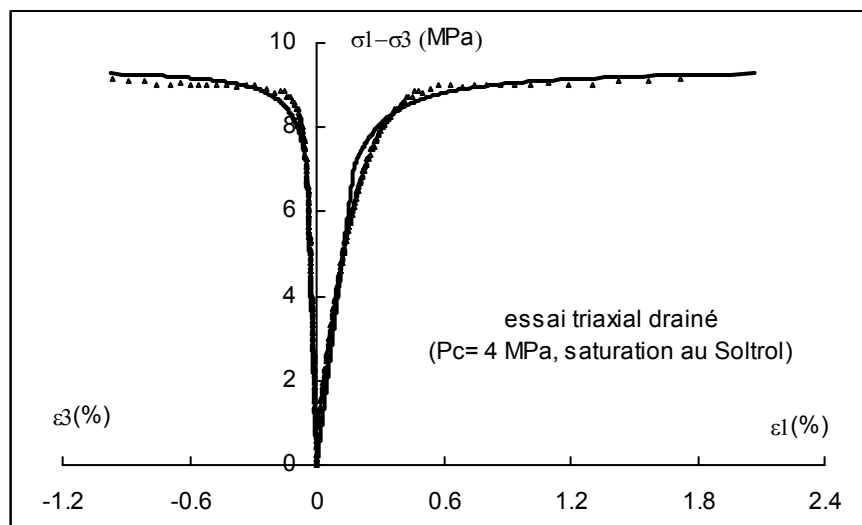


Figure III-4: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 4MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

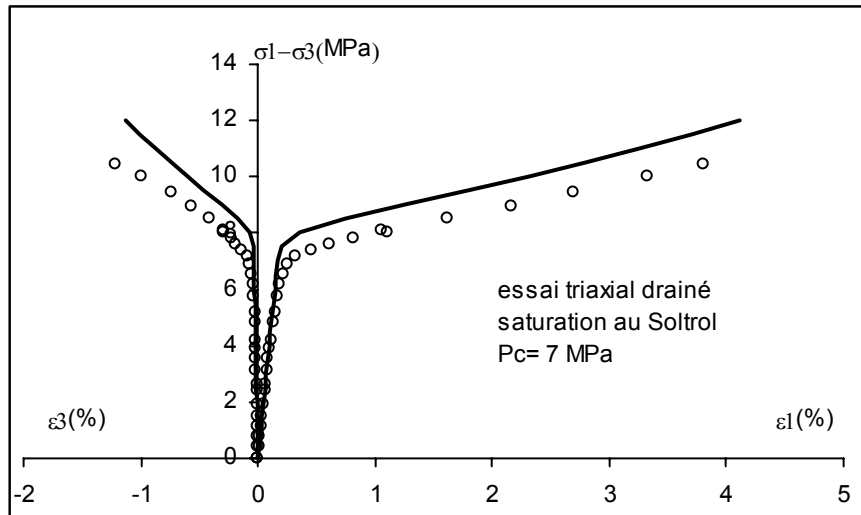


Figure III-5: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 7MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

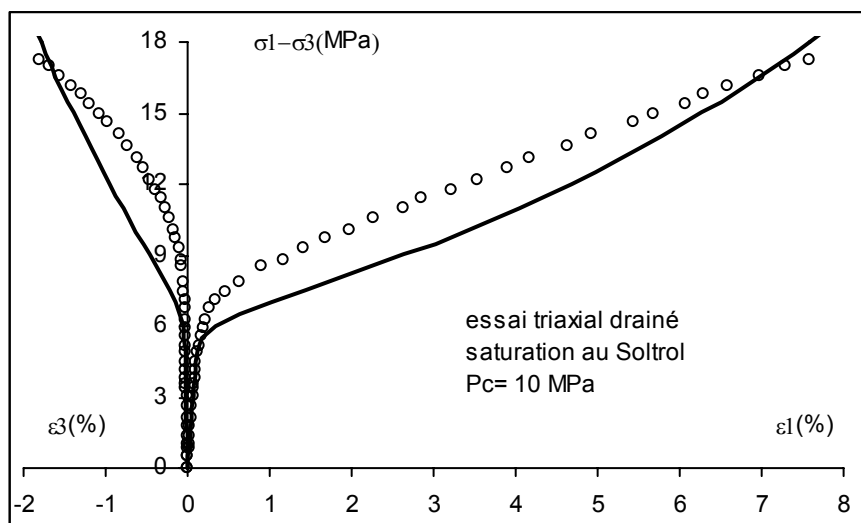


Figure III-6: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 10MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

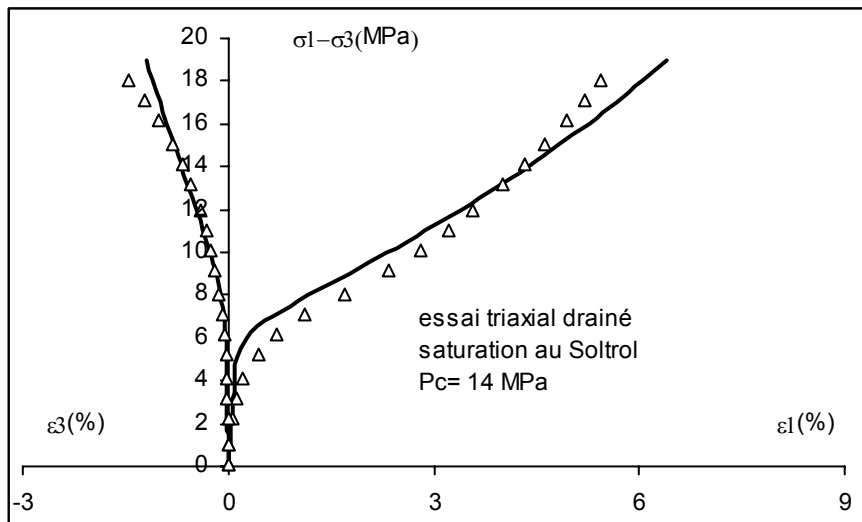


Figure III-7: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 14MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

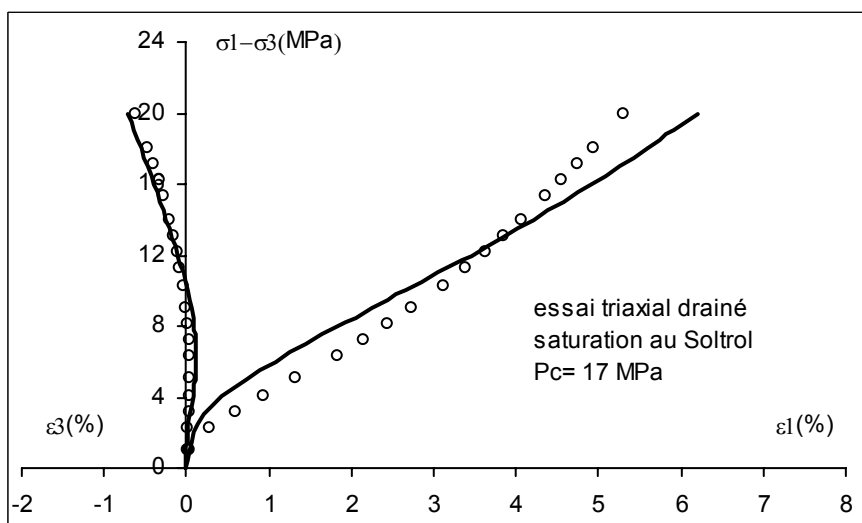


Figure III-8: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 17MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

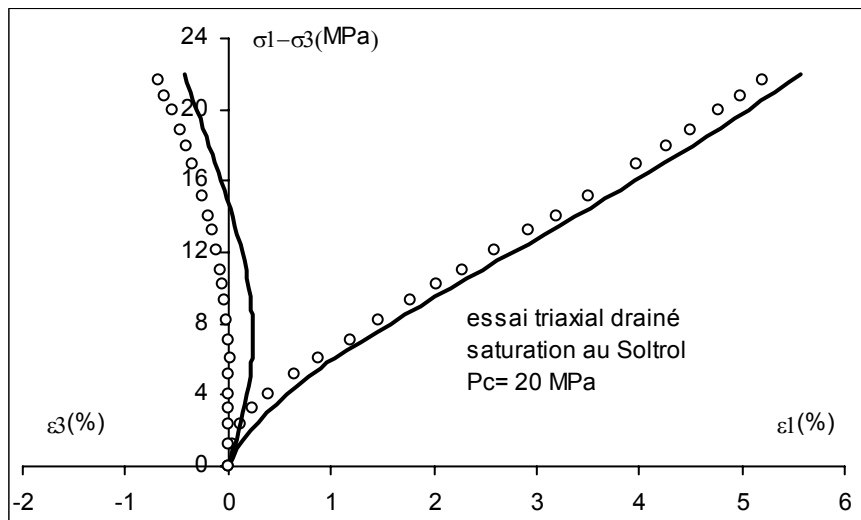


Figure III-9: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 20MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

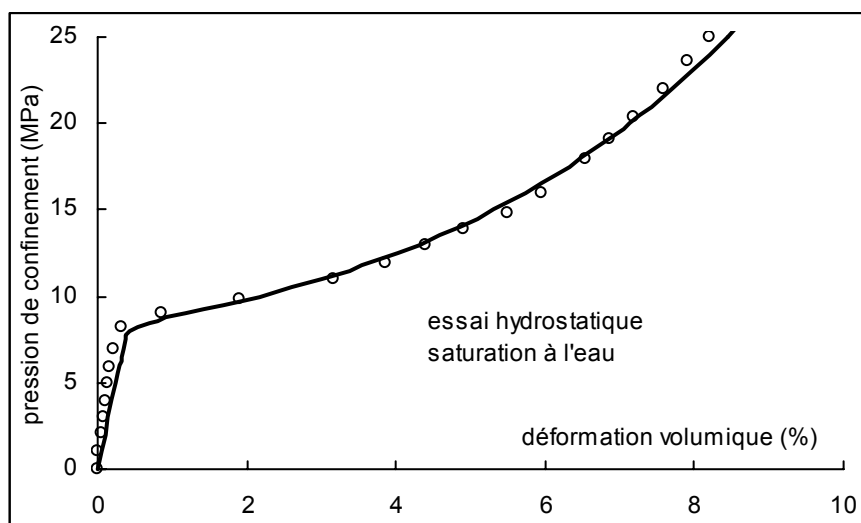


Figure III-10: Simulation d'un essai de compression hydrostatique de la craie saturée à l'eau

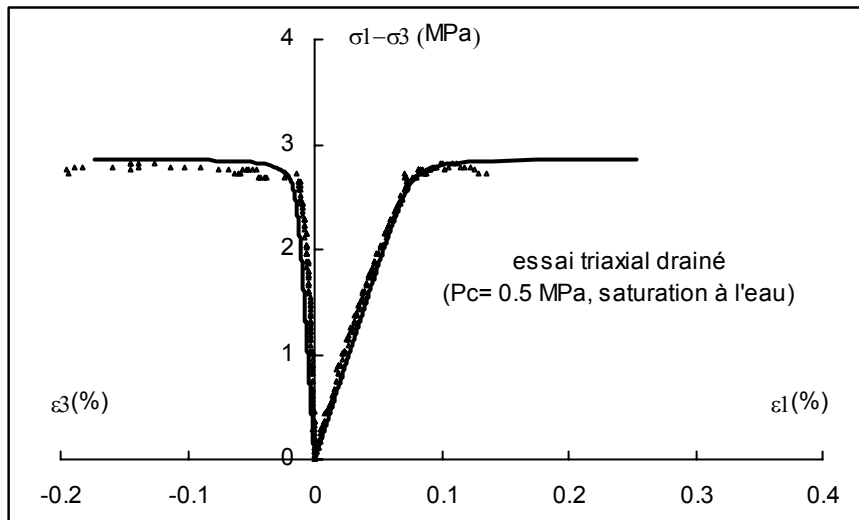


Figure III-11: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 0.5MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

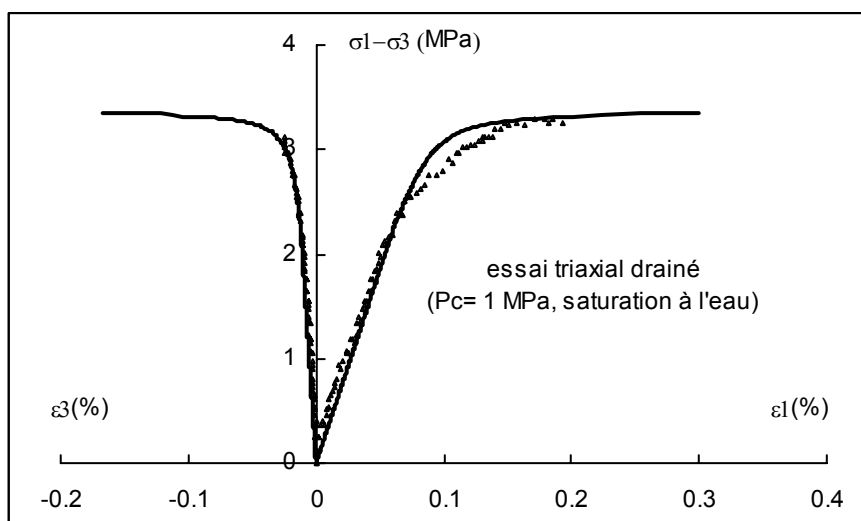


Figure III-12: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 1MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

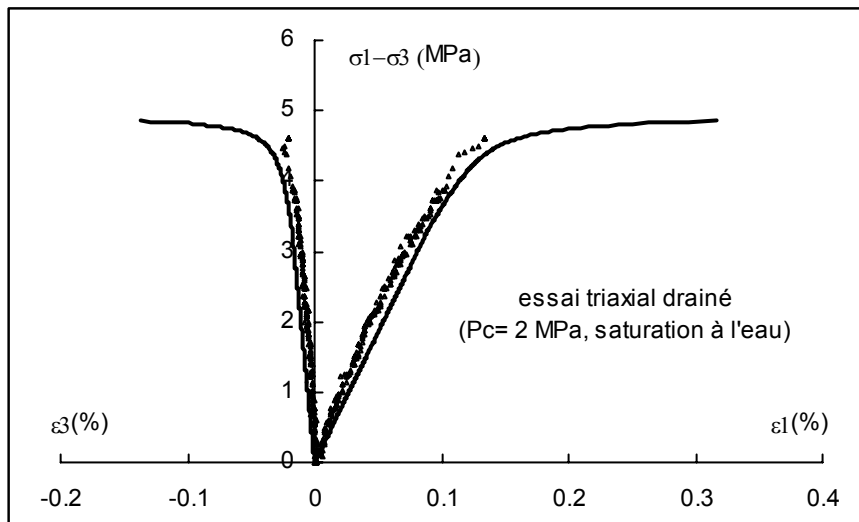


Figure III-13: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 2MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

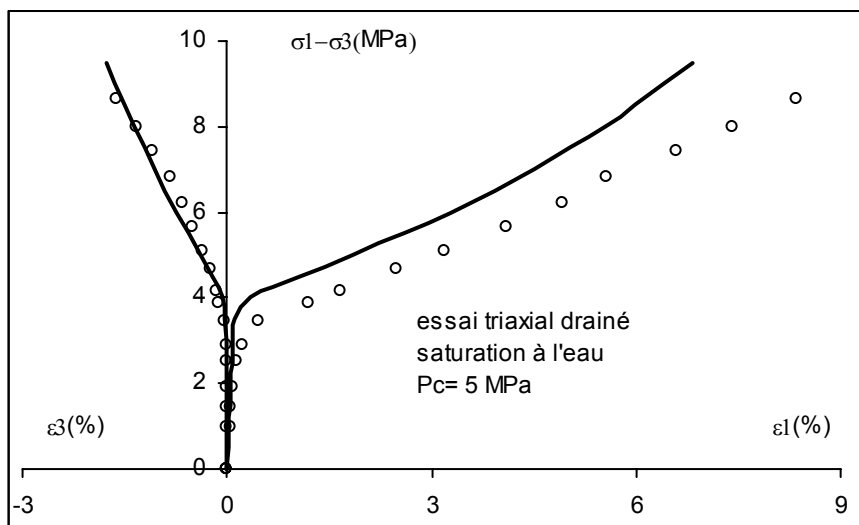


Figure III-14: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 5MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

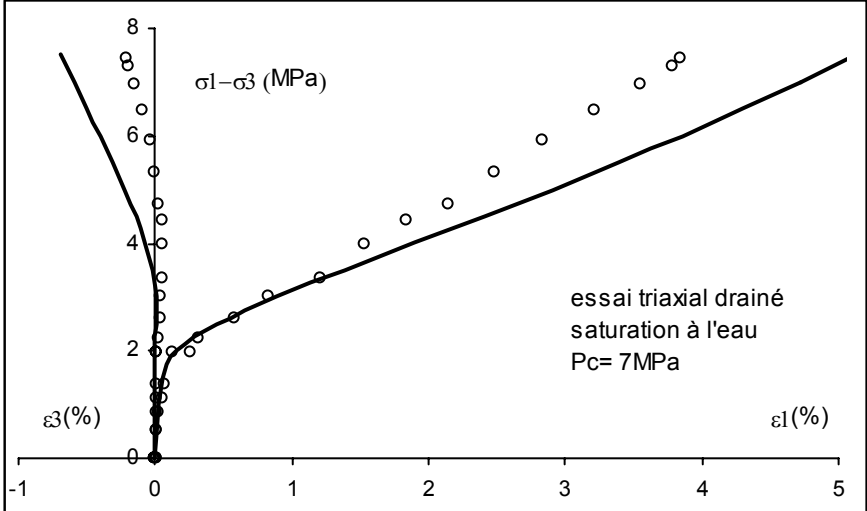


Figure III-15: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 7MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Annexe IV : Simulation des essais pour de la craie de Lixhe 2

Tableau IV-1 : Récapitulatif des essais réalisés sur la craie de Lixhe

Tableau IV-2 : Caractéristiques de la craie de Lixhe 2 (Schroeder, 2003)

Tableau IV-3 : Valeurs typiques des paramètres de modèle pour la craie de Lixhe 2

Tableau IV-4: Valeurs typiques des paramètres de fluage pour la craie de Lixhe 2

Tableau IV-5: Valeurs typiques des paramètres de couplage pour la craie de Lixhe 2

Figure IV-1: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 2MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure IV-2: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 5MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure IV-3: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 10MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure IV-4: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 2MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure IV-5: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 5MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure IV-6: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 10MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure IV-7: Simulation d'un essai de fluage hydrostatique sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure IV-8: Simulation d'un essai de fluage triaxial (confinement 10MPa et déviateur 12MPa) sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure IV-9: Simulation d'un essai de fluage triaxial (confinement 5MPa et déviateur 4MPa) sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure IV-10: Simulation d'un essai de fluage triaxial (confinement 10MPa et déviateur 12MPa) sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure IV-11: Simulation d'un essai de fluage triaxial (confinement 5MPa et déviateur 8MPa) sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure IV-12: Simulation des essais de fluage triaxial sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

(confinement 2MPa et quatre déviateurs de contrainte différents)

Figure IV-13: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 7MPa de confinement et 2MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure IV-14: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 7MPa de confinement et 2MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure IV-15: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 10.5MPa de confinement et 0.5MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure IV-16: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 10.5MPa de confinement et 0.5MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

Figure IV-17: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 4MPa de confinement et 2MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure IV-18: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 4MPa de confinement et 2MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure IV-19: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 6MPa de confinement et 1MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Figure IV-20: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 6MPa de confinement et 1MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

Tableau IV-1 : Récapitulatif des essais réalisés sur la craie de Lixhe

Essais	Saturation à l'huile	Saturation à l'eau
Essais de compression triaxiale drainée	Pc=2MPa	Pc=2MPa
	Pc=5MPa	Pc=5MPa
	Pc=10MPa	Pc=10MPa
Essais de compression triaxiale non drainée	Pc=7MPa, Pi=2MPa	Pc=4MPa, Pi=2MPa
	Pc=10.5MPa, Pi=0.5MPa	Pc=6MPa, Pi=1MPa
Essais de fluage triaxial	Pc=5MPa, q=8MPa	Pc=5MPa, q=4MPa
	Pc=10MPa, q=12MPa	Pc=10MPa, q=12MPa
		Pc=2MPa, q=3.3MPa
		Pc=2MPa, q=3.6MPa
		Pc=2MPa, q=3.75MPa
		Pc=2MPa, q=4.05MPa
Essais de compression triaxiale drainée: 2MPa de confinement avec des temps de trempage de 2 heures à 28 jours.		2 heures
		7 jours
		14 jours
		21 jours
		28 jours

Tableau IV-2 Caractéristiques de la craie de Lixhe 2 (Schroeder, 2003)

Craie		Composition moyenne (%)		Porosité	Rayon des pores	Perméabilité
Origine	Etage	CaCO ₃	SiO ₂	(%)	(µm)	(mD)
Lixhe, Belge	Campanien supérieur	98,5	0,8	43	0.5	0,1 à 1

Tableau IV-3 Valeurs typiques des paramètres de modèle pour la craie de Lixhe 2

Mécanisme	Paramètres	Saturation au Soltrol	Saturation à l'eau
Elastique	E_0 , (MPa)	4000	3500
	ν_0	0.2	0.2
Pore collapse	$\bar{\sigma}_0$, (MPa)	18	9
	q_2	0.75	0.75
	a	0.5	0.5
	b	15	15
	n	0.25	0.25
Déviatorique	A	14	5.5
	C_0	1.0	0.5
	B	1×10^{-5}	2×10^{-5}
	α_p^0	0.5	0.5
	η_c	-1.0	-1.0

Tableau IV-4: Valeurs typiques des paramètres de fluage pour la craie de Lixhe 2

Paramètres	Saturation à l'huile	Saturation à l'eau
N_c	0.9	0.58
γ_c	0.05	0.05
γ_s	0.04	0.004

Tableau IV-5: Valeurs typiques des paramètres de couplage pour la craie de Lixhe 2

Paramètres	Saturation à l'huile	Saturation à l'eau
β	0.99	0.99
Coefficient de Biot : b	0.99	0.99
Kf	2000MPa	2000MPa

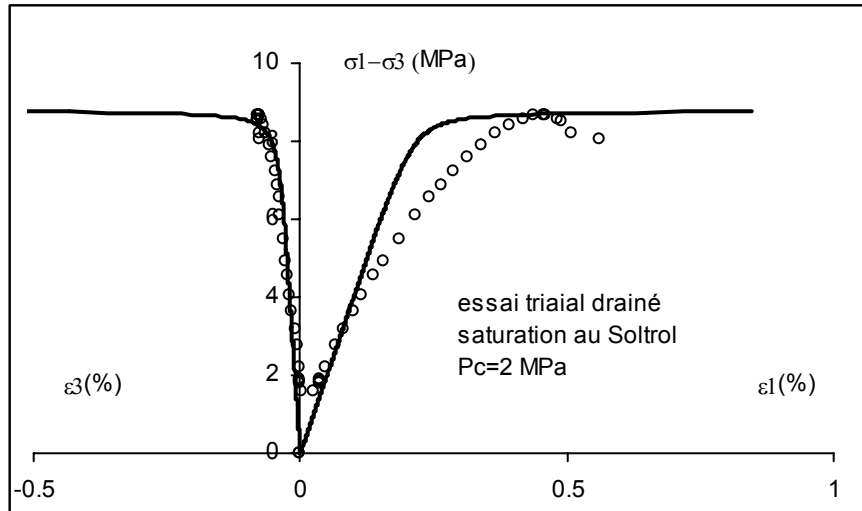


Figure IV-1: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 2MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

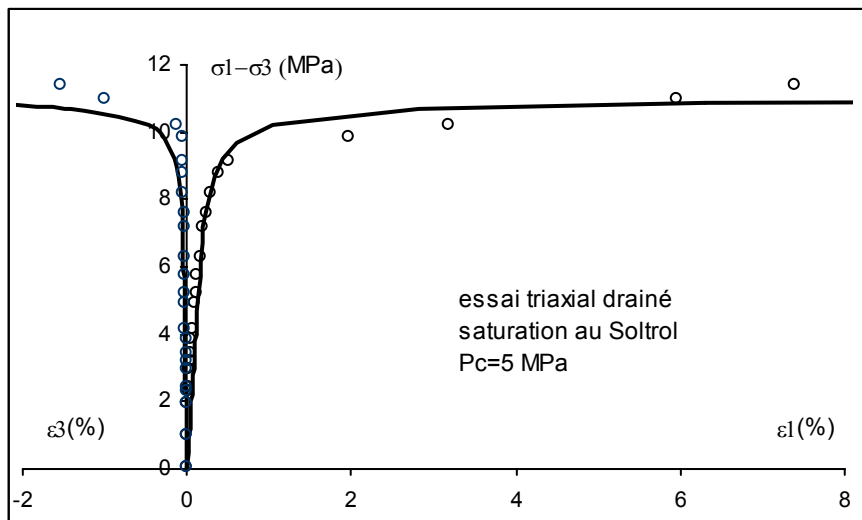


Figure IV-2: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 5MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

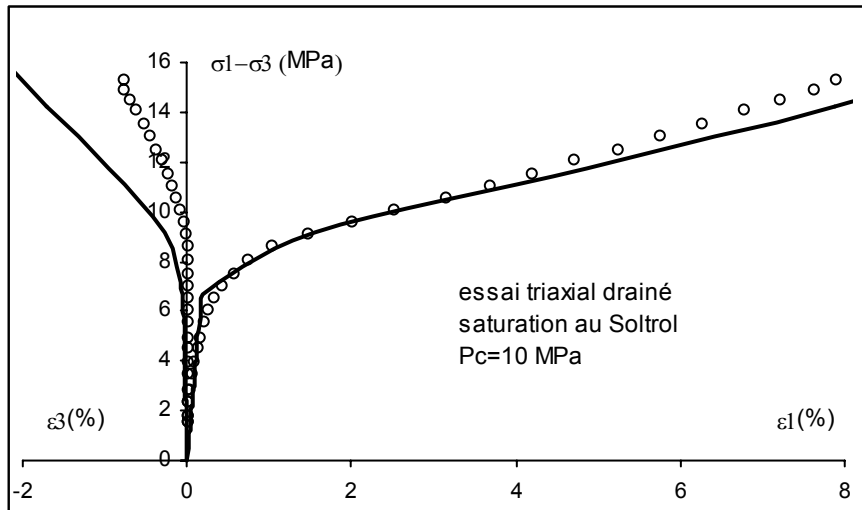


Figure IV-3: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 10MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

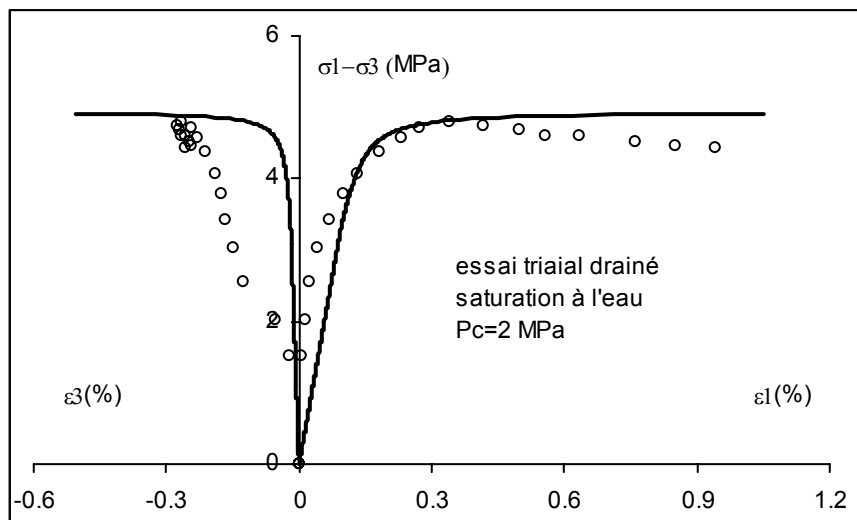


Figure IV-4: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 2MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

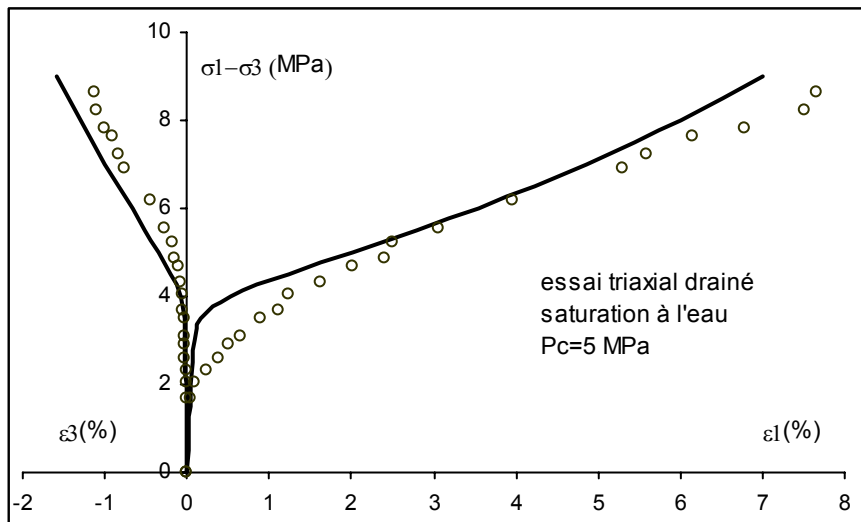


Figure IV-5: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 5MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

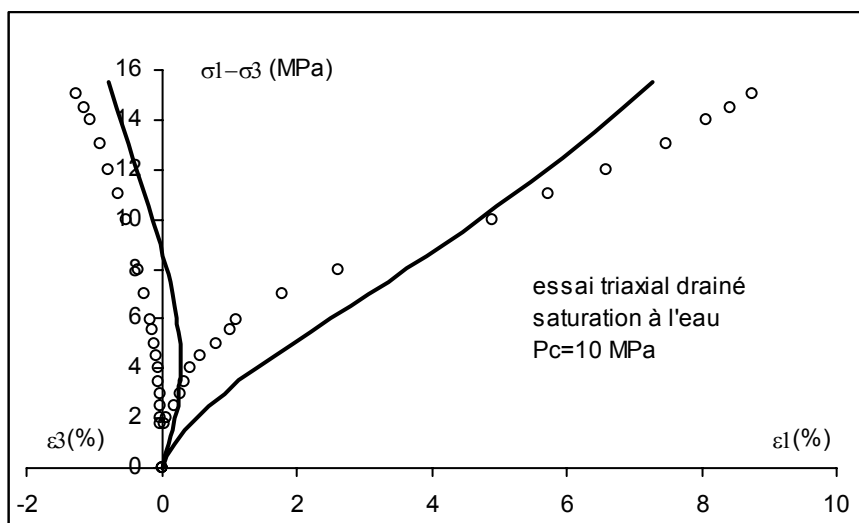


Figure IV-6: Simulation d'un essai de compression triaxiale à 10MPa de confinement sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

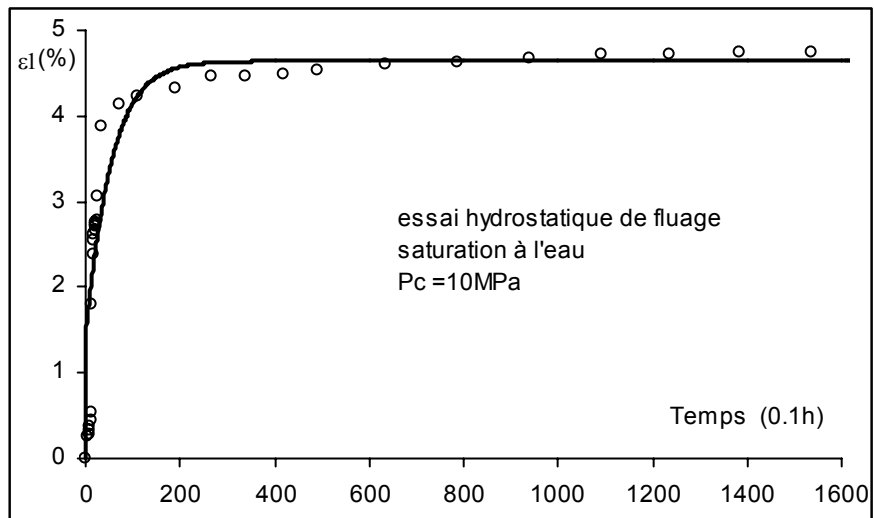


Figure IV-7: Simulation d'un essai de fluage hydrostatique sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

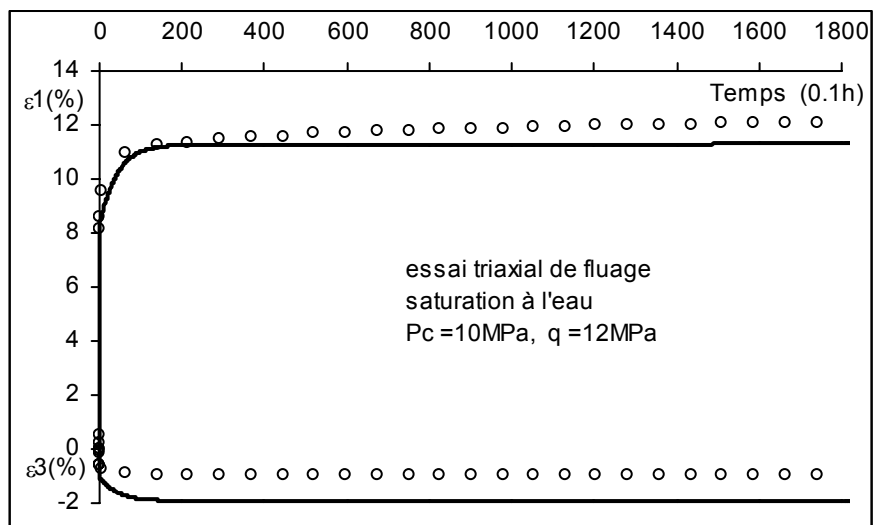


Figure IV-8: Simulation d'un essai de fluage triaxial (confinement 10MPa et déviateur 12MPa) sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

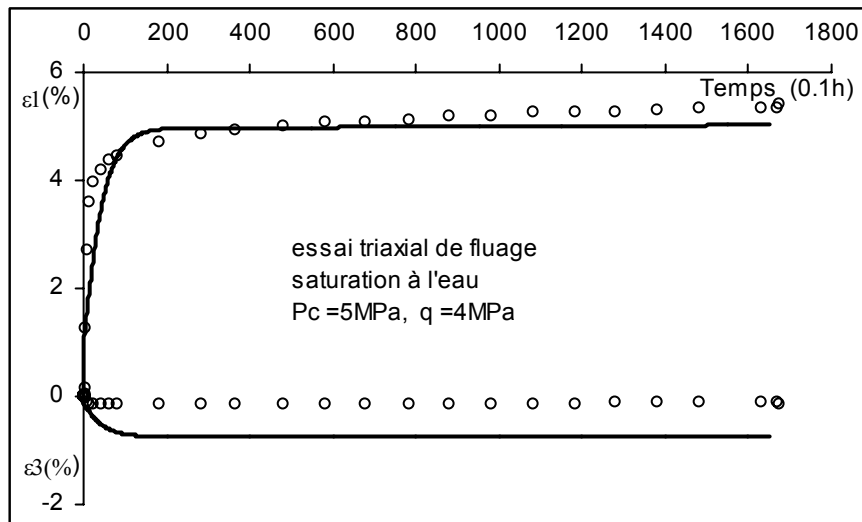


Figure IV-9: Simulation d'un essai de fluage triaxial (confinement 5MPa et déviateur 4MPa) sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

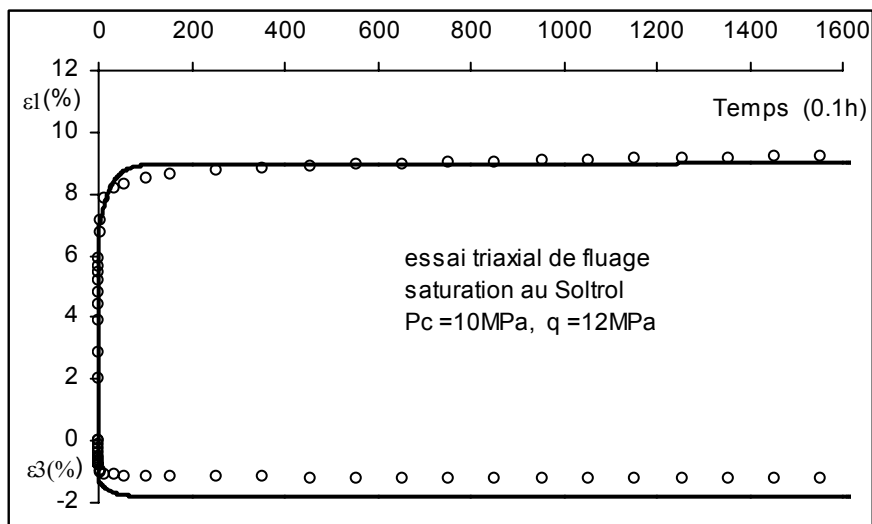


Figure IV-10: Simulation d'un essai de fluage triaxial (confinement 10MPa et déviateur 12MPa) sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

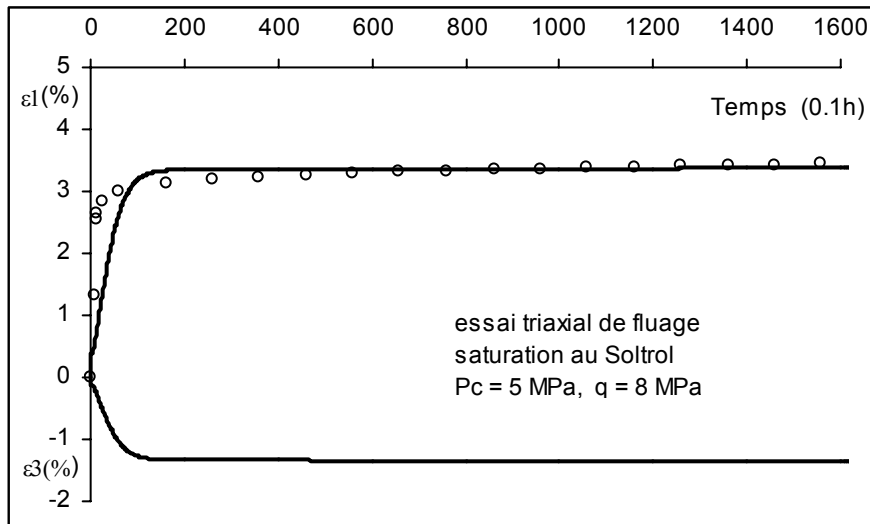


Figure IV-11: Simulation d'un essai de fluage triaxial (confinement 5MPa et déviateur 8MPa) sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

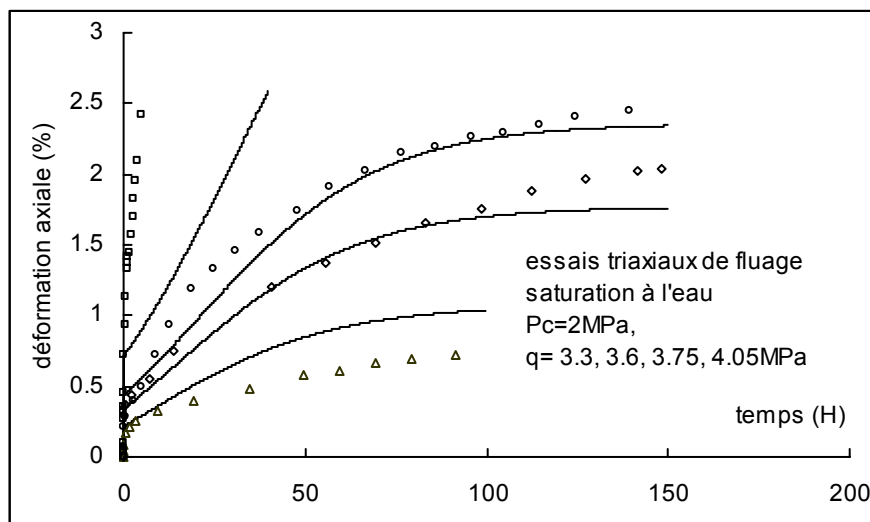


Figure IV-12: Simulation des essais de fluage triaxial sur la craie de Lixhe saturée à l'eau (confinement 2MPa et quatre déviateurs de contrainte différents)

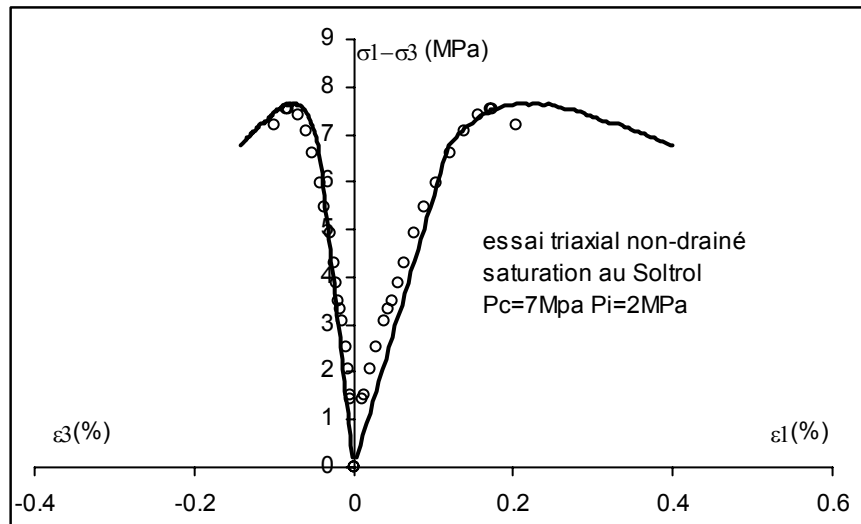


Figure IV-13: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 7MPa de confinement et 2MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

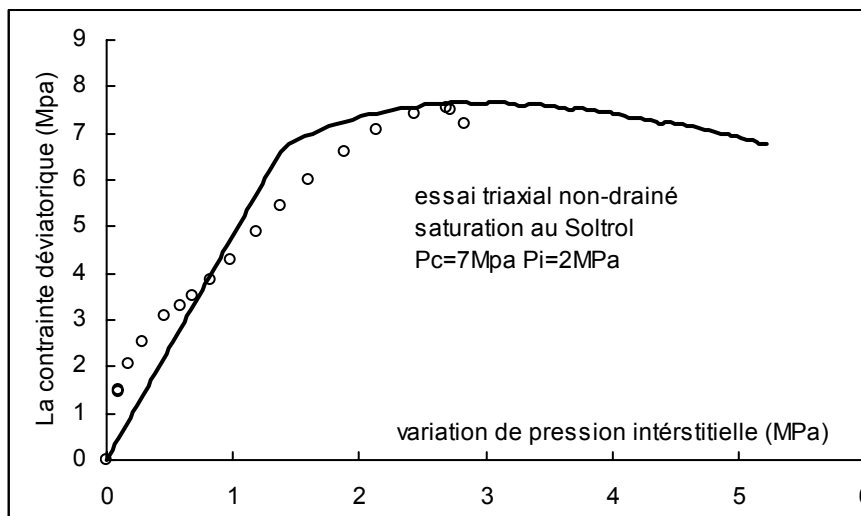


Figure IV-14: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 7MPa de confinement et 2MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

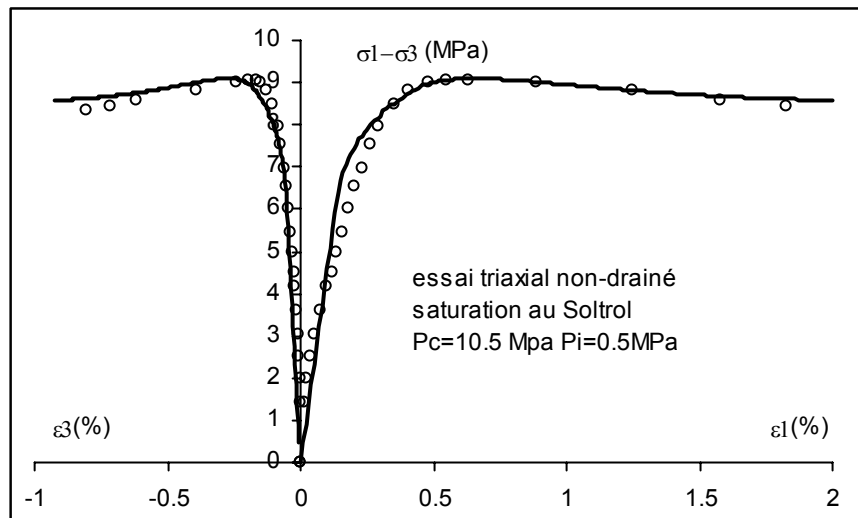


Figure IV-15: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 10.5MPa de confinement et 0.5MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

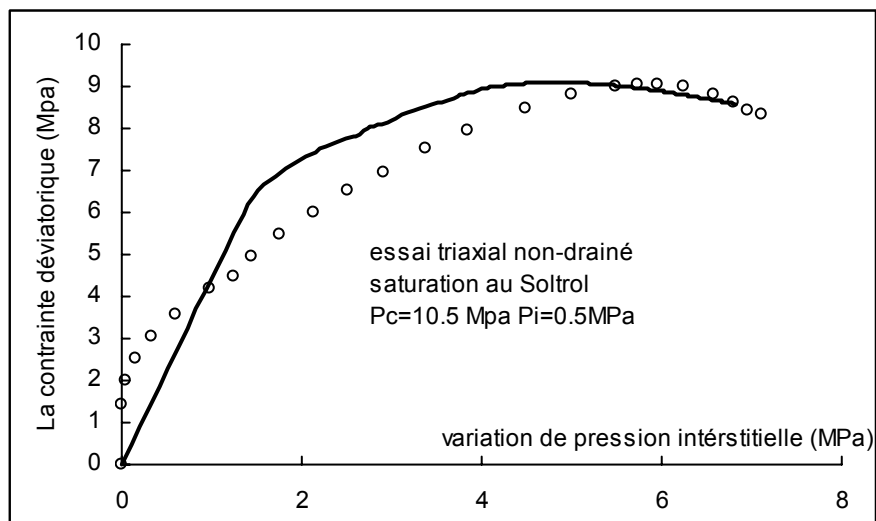


Figure IV-16: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 10.5MPa de confinement et 0.5MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'huile

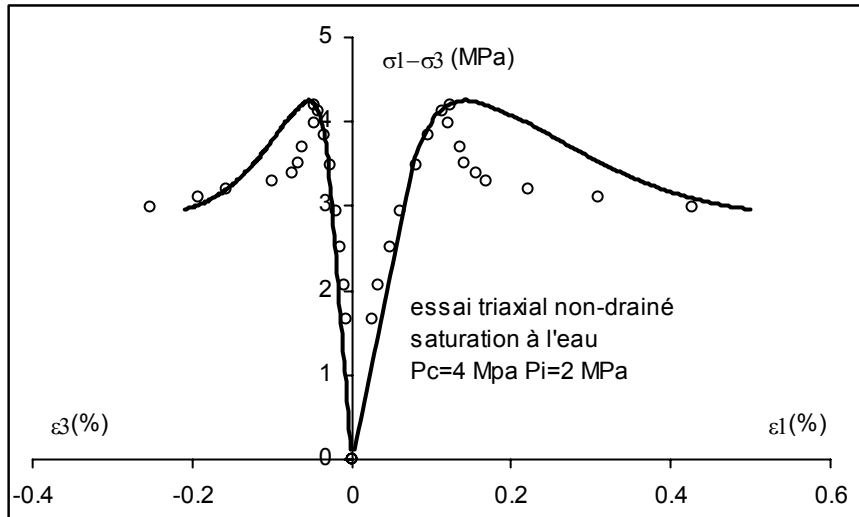


Figure IV-17: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 4MPa de confinement et 2MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

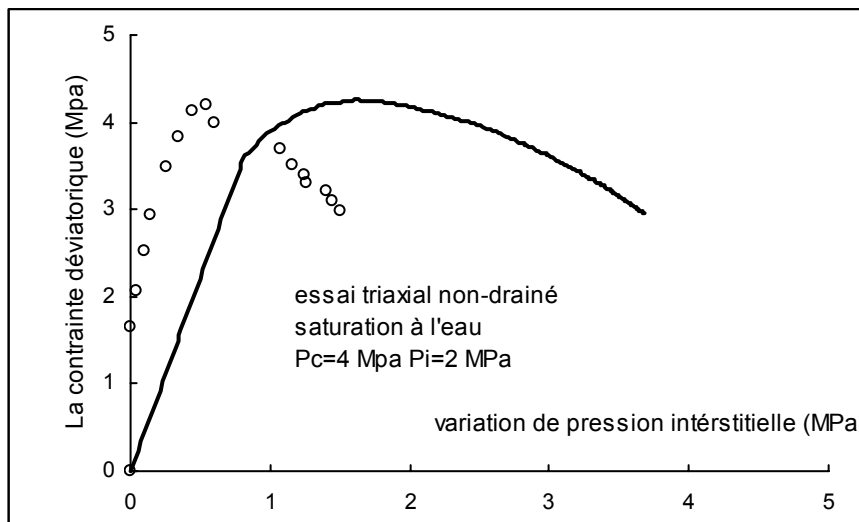


Figure IV-18: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 4MPa de confinement et 2MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

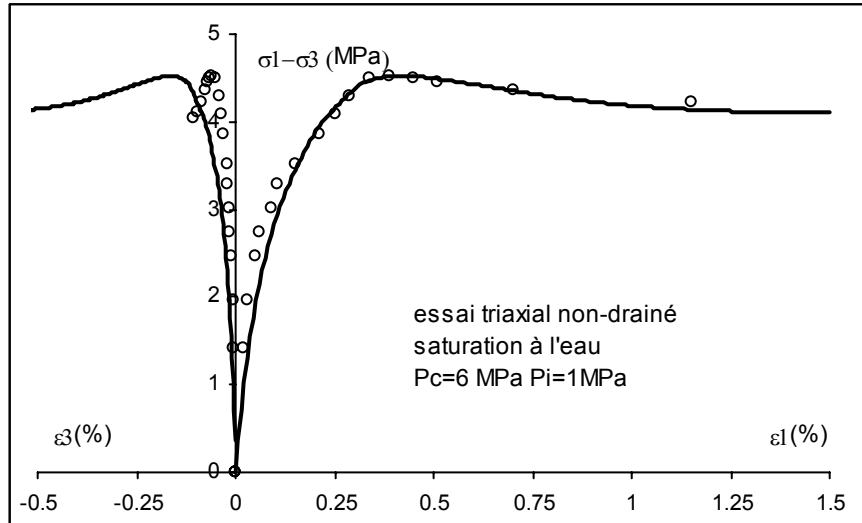


Figure IV-19: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 6MPa de confinement et 1MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'eau

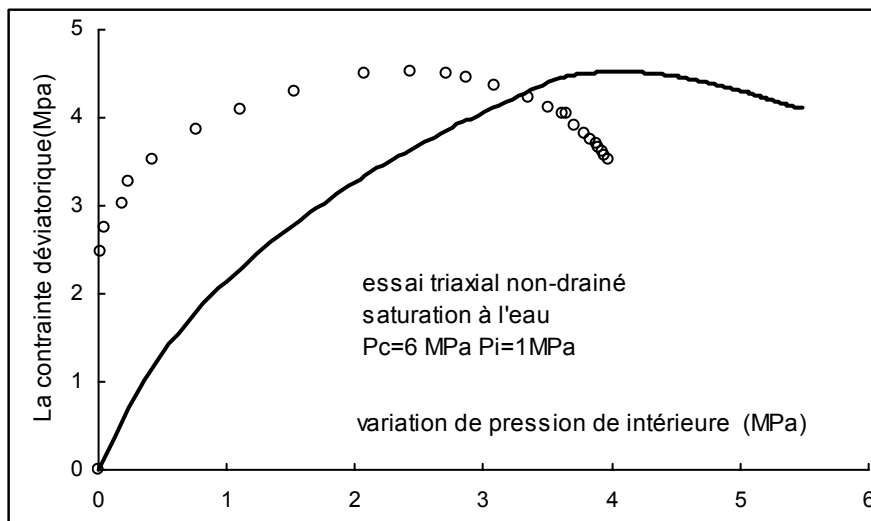


Figure IV-20: Simulation d'un essai de compression triaxiale non drainée à 6MPa de confinement et 1MPa de la pression interstitielle initiale sur la craie de Lixhe saturée à l'eau