

N° d'ordre : 1875

THÈSE

PRÉSENTÉE
À L'UNIVERSITÉ DES SCIENCES ET TECHNIQUES DE LILLE
PAR

Pascal LONGUEMARE



Sujet de la thèse :

COUPLAGE HYDROMÉCANIQUE POUR DES LOIS DE COMPORTEMENT NON LINÉAIRES APPLICATION À DES PROBLÈMES PÉTROLIERS

Soutenue le 28 novembre 1996 devant la Commission d'examen :

*MM. I. SHAHROUR – École Centrale de Lille
O. COUSSY – Laboratoire des Ponts et Chaussées
R. NOVA – Polytechnique de Milan
M. BOUTÉCA – Institut français du pétrole
Y. MEIMON – Institut français du pétrole
A. ONAISI – TOTAL
F. SCHNEIDER – Institut français du pétrole
J.F. SHAO – Université de Lille*

*Président
Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur*

50376
1996
424

A Dorine,
A ma famille,

Je dédie ce mémoire.

TABLE DES MATIÈRES

INTRODUCTION	1
---------------------------	----------

CHAPITRE I : Analyse critique des modèles utilisés en ingénierie de réservoirs	7
---	----------

I.1. Estimation de la production en ingénierie de réservoir :	8
I.2. Comportement mécanique des roches réservoir très poreuses	18
I.3. Conclusions.....	41

CHAPITRE II : Elaboration d'un modèle de comportement élasto-plastique pour les matériaux constitutifs des réservoirs pétroliers	42
---	-----------

II.1. Introduction.....	43
II.2. Formulation du modèle.....	43
II.3. Validation du modèle sur des essais de laboratoire	59
II.4. Conclusions.....	77

CHAPITRE III : Applications : Etude du comportement des réservoirs pétroliers lors de la déplétion	78
---	-----------

III.1. Introduction.....	79
III.2. Etude locale de la déplétion d'un réservoir pétrolier	80
III.3. Résolution de l'équation de diffusivité hydraulique intégrant un modèle mécanique simplifié	85
III.4. Modélisation hydromécanique couplée du comportement des réservoirs pétroliers lors de la déplétion.....	97
III.5. Conclusions.....	122

CHAPITRE IV : Comportement hydromécanique des milieux poreux saturés appliqué au cas des bassins sédimentaires 123

IV.1.	Modélisation du comportement des bassins sédimentaires	124
IV.2.	Etude en laboratoire du comportement des matériaux argileux des bassins sédimentaires	127
IV.3.	Modélisation du comportement des argiles	142
IV.4.	Application : Simulation d'une courbe de terrain	157
IV.5.	Conclusions.....	166

CONCLUSIONS	167
--------------------------	------------

BIBLIOGRAPHIE

ANNEXES

RÉSUMÉ

L'étude présentée dans ce travail a pour objectif d'apporter des éléments permettant d'améliorer la description de la contribution de la roche aux écoulements de fluide dans les modélisations de bassins sédimentaires et des réservoirs pétroliers. Après une étude du comportement mécanique des craies très poreuses et des argiles fortement compactées, nous élaborons un modèle de comportement permettant de reproduire la réponse mécanique de ces matériaux selon les sollicitations mécaniques rencontrées lors de l'étude des réservoirs pétroliers et des bassins sédimentaires. Ce modèle de comportement est ensuite intégré dans une approche poromécanique couplée. Cette approche couplée vise à montrer l'apport d'une description rigoureuse des déformations de la roche dans les études de réservoirs et de bassins et à déterminer le domaine de validité des hypothèses mécaniques réalisées dans les méthodes actuelles. La modélisation hydromécanique couplée du comportement des réservoirs pétroliers permet de représenter l'influence des conditions aux limites sur les chemins de contrainte dans le milieu de production et sur les taux de récupération de fluide. L'étude des bassins sédimentaires met en évidence l'importance d'une prise en compte des déformations différées dans les modélisations de bassins dues à une différence d'échelle de temps entre les mesures de terrain et de laboratoire.

ABSTRACT

The aim of this study is to provide a better description of the rock contribution to fluid flows in sedimentary basins and petroleum reservoirs. After a study of the mechanical behaviour of high porosity chalks and shales, we present the elaboration of an elastoplastic constitutive model for the description of their behaviour under various strain and stress paths. This model is introduced in a coupled poromechanical approach and used to study the advantages of a good description of strain and stress paths in petroleum reservoirs and sedimentary basins studies. Hydromechanical modelization of the behaviour of petroleum reservoir allowed us to analyse the influence of boundary limit conditions on stress paths and recovery rates. The study of sedimentary basins showed the importance of the consideration of the evolution of the porosity with time due to the time-scale difference between laboratory and the field data.

REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé à l'Institut Français du Pétrole (I.F.P.) et s'inscrit dans le cadre d'une collaboration avec le Laboratoire de Mécanique de Lille. Je remercie la Direction Scientifique de l'I.F.P. et l'École Nationale Supérieure du Pétrole et des Moteurs qui ont pris en charge ce travail et ont assuré son support financier.

Je désire tout d'abord remercier Monsieur I. SHAHROUR, Professeur à l'École Centrale de Lille, Responsable du département *Génie Civil*, pour avoir accepté de prendre en charge la responsabilité universitaire de ce travail ainsi que pour ses conseils précieux, sa disponibilité de tous les instants et aussi son amitié. Qu'il trouve ici l'expression de ma grande gratitude.

Cette étude a été initiée par Monsieur A. ONAISI, Responsable du service *Mécanique des Roches* à TOTAL Exploration-Production. Au sein de l'I.F.P., durant les deux premières années, il a suivi et orienté le développement de ce travail grâce à sa clairvoyance et ses réflexions incisives. Je l'en remercie sincèrement.

Je remercie vivement Monsieur F. SCHNEIDER, Responsable du projet *Hydromécanique des systèmes pétroliers* à l'I.F.P., pour avoir accepté d'assurer le suivi scientifique de ce travail et pour m'avoir fait profiter de ses compétences au travers de discussions concises et éclairantes.

Merci également à Messieurs M. BOUTÉCA, Responsable du département *Mécanique des Roches et du Forage*, Y. MEIMON, Responsable du groupe de compétence *Mécanique des Matériaux, des Structures et des Solides Granulaires*, et J.P. SARDA, Directeur de Recherche Associé, de l'I.F.P., pour les conversations fructueuses que nous avons eues sur le thème de la mécanique des milieux poreux, pour leurs encouragements ainsi que pour leur grande disponibilité tout au long de ce travail.

Monsieur O. COUSSY, Directeur de Recherche au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, a accepté d'examiner ce travail et d'en être rapporteur. Je le remercie très sincèrement pour l'intérêt qu'il a accordé à ce travail et pour la qualité de ses remarques.

Je remercie très vivement également Monsieur R. NOVA, Professeur à l'École Polytechnique de Milan qui m'a permis de profiter de sa connaissance dans le domaine de la modélisation en géomatériaux en acceptant d'être rapporteur de ce travail.

Monsieur J.F. SHAO, Professeur à l'Université des Sciences et Techniques de Lille, a accepté d'être rapporteur de ce travail et de me faire ainsi profiter de ses connaissances dans ce domaine. Je lui en suis profondément reconnaissant.

Enfin, j'adresse mes remerciements à tous les amis et collègues de l'I.F.P. pour leur accueil chaleureux, leur soutien et leurs encouragements au cours de ce travail de thèse.

NOMENCLATURE

σ_{ij}	composantes du tenseur des contraintes totales
σ_{kk}	trace du tenseur des contraintes totales
σ_v	contrainte verticale totale
σ_H	contrainte horizontale totale majeure
σ_h	contrainte horizontale totale mineure
$\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}$	composantes principales du tenseur des contraintes
$I_1, I_2, I_3(\sigma_{ij})$	invariants du tenseur des contraintes
$J_2, J_3(\sigma_{ij})$	invariants du déviateur du tenseur des contraintes
p_{moy}, p	contrainte totale moyenne
s_{ij}	composantes du déviateur du tenseur des contraintes totales
$q = \sqrt{\frac{3}{2}s_{ij}s_{ij}}$	contrainte déviatorique
p	contrainte moyenne effective
p_{conf}	pression de confinement effective
θ	angle de Lode
ϵ_{ij}	composantes du tenseur des déformations totales
ϵ_{ij}^e	composantes du tenseur des déformations élastiques
ϵ_{ij}^p	composantes du tenseur des déformations plastiques
$I_1, I_2, I_3(\epsilon_{ij})$	invariants du tenseur des déformations
$J_2, J_3(\epsilon_{ij})$	invariants du déviateur du tenseur des déformations
$\epsilon_I, \epsilon_{II}, \epsilon_{III}$	composantes principales du tenseur des déformations

$\varepsilon_{kk}, \varepsilon_v$	déformation volumique
ε_a	déformation axiale
e_{ij}	composantes du déviateur du tenseur des déformations totales
e_{ij}^e	composantes du déviateur du tenseur des déformations élastiques
e_{ij}^p	composantes du déviateur du tenseur des déformations plastiques
$\varepsilon_d^p = \sqrt{\frac{2}{3} e_{ij}^p e_{ij}^p}$	déformation déviatorique plastique
T	température
P_{pore}	pression de pore
Q	débit d'extraction de fluide
K_d	module de compressibilité drainé
K_s	module de compressibilité de la matrice solide homogène
G, μ	module de cisaillement
$\lambda_{Lamé}$	constante de Lamé
E	module d'Young
ν	coefficient de Poisson
b	coefficient de Biot
β^p	coefficient de Biot plastique
M_b	module de Biot
k	perméabilité absolue du milieu
η	viscosité du fluide
δm	apport de masse fluide rapporté au volume total initial
e	indice des vides
ϕ	porosité
ϕ_o	porosité initiale
c_f	compressibilité du fluide

K_f	module de compressibilité du fluide
δR	taux de récupération de fluide
ρ^f	masse volumique du fluide
δ_{ij}	symbole de Kronecker
V_p	volume des pores
V_b	volume total
x^e	partie élastique de la quantité x
x^p	partie plastique de la quantité x
$f()$	fonction de charge
$g()$	potentiel de plasticité
λ	multiplicateur plastique

INTRODUCTION

1 Objectifs et problèmes posés en génie pétrolier

Parmi les activités liées à l'exploration et à la production pétrolière, on distingue deux niveaux de problèmes, à savoir :

- la localisation des hydrocarbures, la détermination des quantités présentes et leurs compositions
- l'estimation des quantités récupérables d'un champ donné.

L'étude de l'évolution des bassins sédimentaires vise à retracer, en fonction de l'histoire géologique, la formation et la migration des hydrocarbures. L'étude des réservoirs pétroliers permet d'évaluer la productivité en fonction des caractéristiques du fluide et de la roche ainsi qu'à estimer les conséquences d'une mise en production du champ.

La formation d'un bassin sédimentaire résulte d'un empilement progressif de sédiments marins au fond de la mer. L'accumulation constante et continue des sédiments compacte progressivement les lits sous-jacents, diminue leur porosité et expulse les fluides des sédiments (Perrodon, 1966). Les organismes unicellulaires du plancton et les bactéries constituent la "matière première" principale des hydrocarbures. Ensuite, des conditions relativement complexes d'élévation de pression et de température peuvent conduire à une transformation de la matière organique en hydrocarbure. Les phénomènes de compaction apparaissent comme l'un des principaux facteurs de la genèse et de la concentration des hydrocarbures. Les hydrocarbures, une fois formés, sont expulsés des formations où ils ont pris naissance vers les roches réservoirs à l'intérieur desquelles ils peuvent se déplacer plus facilement jusqu'à ce qu'ils se trouvent arrêtés par une barrière, s'ils ne s'échappent pas jusqu'à la surface pour se perdre dans l'atmosphère (Tissot et Welte, 1978).

Lors de l'exploitation d'un gisement pétrolier, la diminution de pression de pore induite par l'extraction de fluide peut provoquer, pour les matériaux très poreux, un effondrement de la structure poreuse de la roche réservoir sous le poids des matériaux sus-jacents. Cette compaction de la roche réservoir maintient la pression de pore dans le milieu et augmente donc les quantités récupérables. Toutefois, cette diminution du volume des pores réduit la perméabilité dans le gisement et provoque un tassement de la roche réservoir qui peut induire des phénomènes de subsidence en surface.

La compaction hydromécanique des milieux poreux saturés apparaît comme le point commun du comportement des bassins sédimentaires et des réservoirs pétroliers. Toutefois, dans chacun des cas, l'origine de la compaction est différente. Lors de l'exploitation des réservoirs pétroliers, l'extraction de fluide modifie l'état d'équilibre du milieu en diminuant la pression de fluide dans la roche. Pour les bassins sédimentaires, l'accumulation de dépôts sédimentaires en surface, l'évacuation de fluide ou des phénomènes physico-chimiques de dissolution provoquent une modification de l'état d'équilibre du milieu. Les échelles de temps sont aussi très différentes, de l'ordre de l'année pour les réservoirs et du million d'années pour les bassins sédimentaires.

2 Modèles actuellement utilisés dans les études de bassins sédimentaires et de réservoirs pétroliers

La modélisation hydromécanique des bassins sédimentaires retrace la compaction du milieu ainsi que les migrations et surpressions de fluide en fonction de l'histoire géologique supposée. Elle vise à estimer la localisation des hydrocarbures après leur expulsion de la roche mère vers une roche réservoir. L'évolution du bassin sédimentaire est décrite par les équations d'état et de conservation des différentes phases, la loi de Darcy pour chacune des phases fluides et une équation d'état pour le squelette solide (Schneider, 1989). Cette loi d'état du squelette solide doit représenter le comportement mécanique du matériau, c'est à dire les déformations du squelette en fonction des sollicitations appliquées. Dans la modélisation des bassins sédimentaires, l'évolution de la porosité du matériau est définie à partir d'une relation incrémentale simple ne faisant intervenir que la contrainte verticale effective. Le chemin de chargement est supposé homogène et œdométrique. Cette formulation ne permet pas d'évaluer l'évolution de la porosité du bassin en fonction de chemins autres que œdométrique (e.g., contrainte horizontale d'origine tectonique). L'expulsion des fluides étant conditionnée par l'évolution de la porosité, il semble important de caractériser le plus finement possible la loi d'état du squelette solide ainsi que les chemins de contrainte et de déformation dans le milieu.

Les études portant sur le comportement hydromécanique des roches réservoirs sont utilisées, d'une part, dans les estimations de la production des puits où l'on étudie, d'un point de vue productivité, comment la déformation de la roche contribue à la production de fluide et, d'autre part, dans l'évaluation de la subsidence associée à la déplétion du champ en production.

Lors de la récupération primaire, deux mécanismes contribuent principalement à la production de fluide. Il s'agit de la compressibilité du fluide et de celle de la roche. Dans les estimations de production réalisées en ingénierie de réservoir, une loi de diffusivité hydraulique incluant un terme de diffusivité fonction de la perméabilité, de la viscosité du fluide, de la porosité et des compressibilités du fluide et de la roche est utilisée pour décrire les écoulements de fluide (Onaisi et al., 1992). Le terme de compressibilité de la roche représente le comportement mécanique du matériau et est évalué en supposant un chemin de chargement homogène dans le milieu de production.

Dans le domaine élastique et sur des chemins de contrainte particuliers, le calcul des compressibilités de la roche en fonction de ses caractéristiques poroélastiques montre leurs faibles valeurs devant la compressibilité du fluide. A partir de mesures de coefficients poroélastiques, réalisées au Laboratoire de Mécanique des Roches de l'I.F.P. (Boutéca, 1992), sur des calcaires de porosités allant de 5 à 30%, A. Onaisi (1995) montre que la compressibilité volumique des pores se situe, en fonction du matériau et du chemin de contrainte, entre $0,2 \cdot 10^{-3}$ et $0,6 \cdot 10^{-3} \text{ MPa}^{-1}$.

A titre indicatif, pour une huile sous saturée (dont la pression est supérieure à la pression de bulle), le coefficient de compressibilité isotherme

$$c_{fi} = \frac{1}{V} \left(\frac{\partial V}{\partial p_{pore}} \right)_T$$

se situe, en fonction de la pression, entre 10^{-3} et $4 \cdot 10^{-3} \text{ MPa}^{-1}$.

Ces valeurs permettent ainsi de situer la contribution relative de la roche à la production entre 5% et 38%. On constate la faible influence de la compressibilité élastique de la roche et deux points essentiels peuvent alors être dégagés :

- Lorsque le fluide est très compressible, la production est principalement assurée par la décompression de celui-ci et la contribution de la déformation du volume des pores est négligeable.
- Lorsque le fluide est peu compressible, la contribution du fluide à la production est faible. La contribution de la roche n'est alors plus négligeable devant celle du fluide. Toutefois, les faibles compressibilités du fluide et de la roche font que le taux de récupération primaire global demeure faible et dans ce cas le champ risque alors de ne pas être économiquement exploitable.

Dans le domaine élastique, une représentation rigoureuse du comportement mécanique de la roche n'apporte pas un gain de précision significatif dans les estimations de production. Dans le cas des roches réservoir de forte porosité, l'effondrement plastique de la structure poreuse du matériau conduit à des compressibilités volumiques des pores bien supérieures à celles du domaine élastique. Lors de la déplétion et dans le cas des roches réservoir très poreuses, la compaction du matériau peut modifier sensiblement la porosité du matériau ainsi que sa perméabilité et sa compressibilité. Ainsi, la représentativité des estimations de production nécessite donc de reproduire précisément les chemins de chargement prépondérants et les déformations dans le milieu de production.

3 Approche poromécanique couplée

Parmi les méthodologies généralement utilisées en modélisation des réservoirs pétroliers et des bassins sédimentaires, on constate que la partie mécanique de la contribution de la déformation de la roche à l'expulsion du fluide est fortement simplifiée. Les concepts de la poromécanique formulés par Biot (1941) et repris par Coussy (1991) permettent d'exprimer le couplage entre les écoulements du fluide et les déformations du milieu poreux. La théorie du couplage hydromécanique nécessite de représenter correctement le comportement mécanique du matériau et offre un cadre général permettant de reproduire les déformations dans le milieu poreux en fonction des sollicitations mécaniques et hydrauliques imposées.

La nature de la roche est une notion relativement importante, les études liées au génie pétrolier différencient deux catégories de roches (Charlez et al., 1993). On distingue, d'une part, les roches peu poreuses et à forte cohésion dont le comportement est généralement élasto-fragile et, d'autre part, les roches très poreuses et à faible cohésion dont le comportement mécanique est généralement plastique ou ductile. Nous nous intéressons plus particulièrement au cas des roches très poreuses pour lesquelles le couplage entre les déformations mécaniques et les expulsions de fluide est important. La faible cohésion des roches très poreuses leur permet de se déformer plastiquement sous un chargement de compression isotrope. Sous chargement déviatorique, on n'observe pas de mécanisme de micro-fissuration, la déformation du matériau provient essentiellement de glissements et de micro-rotations entre grains gouvernés par le frottement interne et la rupture se produit alors par cisaillement. Le comportement mécanique des roches très poreuses peut être décrit dans le cadre de l'élastoplasticité. Nous nous plaçons dans ce cadre pour décrire le comportement de ce type de matériau sur des chemins de contrainte proches de ceux rencontrés lors de l'exploitation des réservoirs qui vont du chemin à pression moyenne prépondérante au chemin à déviateur prépondérant.

4 Objectifs et description de l'étude

Dans ce travail, notre objectif est d'apporter des éléments permettant d'améliorer la description de la contribution de la roche aux écoulements de fluide dans les modélisations de bassins sédimentaires et des réservoirs pétroliers. Après une étude du comportement mécanique des craies très poreuses et des argiles fortement compactées, nous élaborons un modèle de comportement permettant de reproduire la réponse mécanique de ces matériaux selon les sollicitations mécaniques rencontrées lors de l'étude des réservoirs pétroliers et des bassins sédimentaires. Ce modèle de comportement est ensuite intégré dans une approche poromécanique couplée. Cette approche couplée vise à montrer l'apport d'une description rigoureuse des déformations de la roche dans les études de réservoirs et de bassins et à déterminer le domaine de validité des hypothèses mécaniques réalisées dans les méthodes actuelles. La modélisation hydromécanique couplée du comportement des réservoirs pétroliers permet de représenter l'influence des conditions aux limites sur les chemins de contrainte dans le milieu de production et sur les taux de récupération de fluide. L'étude des bassins sédimentaires montre l'importance d'une prise en compte des déformations différées dans les modélisations de bassins dues à une différence d'échelle de temps entre les mesures de terrain et de laboratoire.

La présentation de ce travail se divise en deux parties. La première partie, composée de trois chapitres traite du comportement des réservoirs pétroliers au cours de la production. La seconde partie (Chapitre IV) est dédiée à l'étude des bassins sédimentaires.

Dans le premier chapitre de ce travail, nous présentons une analyse critique des modèles utilisés en ingénierie de réservoir. La description des formulations utilisées lors des études du comportement des réservoirs pétroliers montre que la description mécanique de la contribution de la déformation de la roche à la production de fluide est fortement simplifiée. L'importance du comportement mécanique du matériau sur le résultat des estimations de production et de subsidence nous amène à étudier l'intérêt d'une approche hydromécanique couplée en modélisation de réservoir. Cette approche plus générale impose de connaître la loi de comportement mécanique du matériau. Nous présentons une étude du comportement mécanique des matériaux de réservoir appliquée au cas des craies très poreuses. Une analyse critique des principales caractéristiques du comportement mécanique fortement irréversible des roches réservoir très poreuses est réalisée sur la base de résultats d'essais mécaniques de laboratoire et de l'utilisation de modèles de comportement existants.

Dans le second chapitre, à partir des constatations physiques et expérimentales présentées dans le premier chapitre, nous présentons l'élaboration d'un modèle de comportement à deux mécanismes de déformation permettant de reproduire le comportement mécanique des roches réservoirs très poreuses. Nous décrivons une méthodologie permettant la détermination des paramètres du modèle à partir d'un minimum de trois essais conventionnels de laboratoire. La formulation du modèle est ensuite validée sur des essais de laboratoire réalisés sur des craies très poreuses selon des chemins de sollicitations triaxiales. Les tests de validation montrent qu'une

formulation physique simple donne une bonne représentation du comportement de ces matériaux sur des chemins de chargement tridirectionnels. La formulation simple autorise l'intégration du modèle dans un code de calcul de poromécanique couplée pour représenter le comportement des roches réservoir au cours de la production de fluide.

Dans le troisième chapitre, nous étudions le comportement des réservoirs pétroliers au cours de la production afin de quantifier l'apport d'une approche poromécanique couplée intégrant un modèle de comportement mécanique relativement à la formulation utilisée en ingénierie de réservoir. Nous commençons par une étude poromécanique locale visant à représenter l'influence du chemin de chargement et des conditions initiales sur les quantités de fluide récupérables et sur la déformation du matériau. Afin d'améliorer la description de la déformation de la roche dans les modélisations d'ingénierie de réservoir, nous proposons une détermination analytique de la compressibilité élastoplastique du matériau en fonction du chemin de chargement selon la méthodologie proposée par Onaisi et al. (1992). L'expression analytique de la compressibilité du matériau est calculée à partir de la formulation du modèle de comportement développé pour les roches réservoirs très poreuses. Cette méthodologie exprime précisément la contribution de la déformation mécanique du matériau à la production en fonction du chemin de chargement imposé. Nous présentons ensuite une modélisation hydromécanique couplée du comportement des réservoirs pétroliers au cours de la production. Nous désirons, en particulier, montrer l'influence du chemin de contrainte dans le milieu de production sur les quantités de fluide récupérables en récupération primaire. Nous étudions, notamment, l'influence de la géométrie et des conditions aux limites sur le chemin de contrainte dans le milieu de production pour distinguer les cas où l'approche utilisée en ingénierie de réservoir n'est plus valide et qu'une représentation plus rigoureuse de la mécanique doit être utilisée.

Les formulations mécaniques simplifiées utilisées lors de la modélisation des bassins sédimentaires nous conduisent, dans le quatrième chapitre, à étendre les concepts utilisés précédemment dans le cas des réservoirs pétroliers au cas des bassins sédimentaires. La description du comportement d'un bassin sédimentaire à partir d'une approche poromécanique couplée nécessite de disposer d'un modèle décrivant le comportement mécanique du matériau. Nous présentons une étude du comportement mécanique des matériaux constitutifs des bassins sédimentaires appliquée aux argiles fortement consolidées. L'utilisation de résultats d'essais mécaniques de laboratoire et d'un modèle de comportement existant montre l'influence de la minéralogie, du degré de sur-consolidation et du chemin de chargement sur la réponse mécanique du matériau. Les concepts représentatifs du comportement mécanique des matériaux argileux fortement consolidés apparaissent comme semblables à ceux obtenus pour les roches réservoirs très poreuses. Nous utilisons le modèle de comportement élastoplastique à deux mécanismes élaboré pour les craies très poreuses pour représenter le comportement des matériaux des bassins. La validation du modèle montre qu'une légère généralisation de la formulation du modèle donne une bonne représentation du comportement des matériaux argileux fortement consolidés sur des chemins de contrainte obtenus en laboratoire. Ensuite, la comparaison des mesures de terrain et de laboratoire montre qu'une formulation poromécanique ne permet pas à elle seule de représenter l'évolution de la porosité des sédiments au cours des temps géologiques. Nous supposons l'existence d'une évolution des propriétés du matériau avec le temps. Cette déformation différée est représentée de manière phénoménologique à partir d'une formulation inspirée des concepts de la mécanique permettant de reproduire les profils de porosité relevés sur le terrain.

CHAPITRE I

ANALYSE CRITIQUE DES MODÈLES UTILISÉS EN INGÉNIERIE DE RÉSERVOIRS

Dans la première partie de ce chapitre, la description des formulations utilisées lors de la réalisation d'estimations de production en ingénierie de réservoir montre une forte simplification de la mécanique. Une approche hydromécanique couplée est plus générale mais nécessite de représenter correctement le comportement mécanique du matériau étudié. Une étude du comportement mécanique des matériaux de réservoir, appliquée au cas des craies très poreuses, indique les principales caractéristiques de leur comportement.

I.1. Estimation de la production en ingénierie de réservoir :

Lors de l'exploitation d'un réservoir, la récupération primaire ou naturelle consiste en une extraction de fluide par décompression du champ. Deux mécanismes contribuent à la production de fluide, la compressibilité du fluide et celle de la roche. Lorsque la pression dans le champ et, par suite, les débits deviennent trop faibles, on procède à une récupération secondaire ou assistée en atténuant la décompression par injection d'eau ou de gaz. Toutefois, certains facteurs naturels comme l'expansion des gaz dissous, de l'eau d'un aquifère ou d'un dôme de gaz, peuvent contribuer à un maintien de la pression dans le puit.

Dans le cas des roches très poreuses, nous montrons tout d'abord l'influence du trajet de chargement sur les déformations mécaniques de la roche réservoir exprimées en termes d'évolution du taux de récupération et de la perméabilité du milieu poreux. Dans les estimations de production réalisées en ingénierie de réservoir, la formulation mécanique de la contribution de la déformation de la roche à la production de fluide est fortement simplifiée. Les taux de récupération importants par déformation du volume des pores observés dans le cas des roches très poreuses, nous conduisent alors à étudier l'intérêt d'une approche poromécanique couplée dans l'évaluation des quantités récupérables et des tassements de la roche réservoir.

I.1.1. Généralités

A partir de l'estimation de la quantité d'hydrocarbure en place, la définition d'un taux de récupération permet une évaluation des réserves en tant que quantités récupérables. Ce taux de récupération $R\%$ est fonction de la méthode de récupération et des caractéristiques du fluide et de la roche (Cossé, 1993).

$$\text{Réserves} = \text{Hydrocarbures en place} * R\%$$

Dans cette étude, nous nous attachons uniquement à la récupération primaire ou naturelle. Deux mécanismes contribuent principalement à la production dans le puits:

- L'expansion des fluides, liée à leur compressibilité, est très importante dans le cas des gaz mais relativement faible pour les fluides comme l'eau et l'huile. Dans le cas de l'huile, lorsque la pression devient inférieure à la pression de bulle, l'expansion des gaz dissous augmente considérablement la compressibilité du fluide mais diminue la perméabilité relative à l'huile.
- la compressibilité de la roche: son effet est relativement important dans le cas des réservoirs contenant de l'huile monophasique dépourvus de mécanismes naturels de production (aquifère ou gaz). Cette compressibilité permet de maintenir la pression dans le réservoir.

Lorsque le fluide est faiblement compressible, les quantités de fluide récupérables dépendent essentiellement de la contribution de la roche au maintien de la pression. Cette contribution peut être faible dans les cas de roches peu poreuses ou peu déformables et, dans ce cas, le champ risque de ne pas être exploitable économiquement en récupération primaire. Dans le cas de roches réservoir très poreuses, l'effondrement plastique de la structure poreuse du matériau conduit à des taux de récupération bien supérieurs à ceux obtenus dans le domaine élastique.

I.1.1.1. Variations élastoplastiques de la porosité

Nous utilisons les résultats d'essais mécaniques de laboratoire réalisés sur des craies très poreuses. Deux matériaux sont testés, une craie de Gorm (Charlez et al., 1992) d'environ 40% de porosité contenant peu de silice et une craie blanche (Shao, 1987) de 45% de porosité, constituée de plus de 96% de Carbonate de Calcium. La figure I-1 présente le comportement des matériaux testés selon différents chemins de chargement.

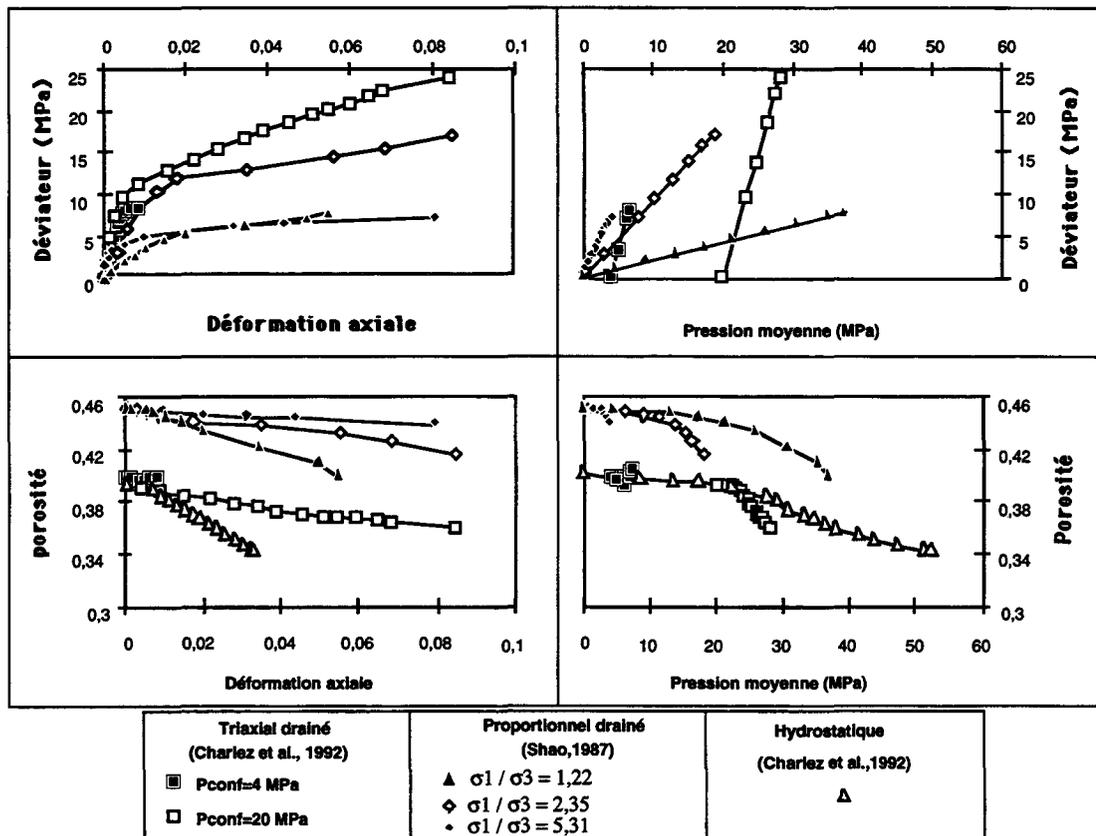


Fig. I-1 : Influence du chemin de chargement sur l'évolution de la porosité

On constate ainsi que l'évolution de la porosité dépend sensiblement du chemin de chargement. La superposition des résultats montre que, contrairement à l'évolution réversible, l'évolution irréversible de la porosité ne peut être déterminée en ne considérant que la contrainte moyenne. Il est nécessaire de tenir compte du déviateur car, relativement au confinement, il détermine l'évolution de la déformation volumique du matériau. Pour une même pression moyenne, la porosité d'un matériau ne sera donc pas obligatoirement identique en sollicitations triaxiale et hydrostatique. Lorsque le confinement est faible, une déformation axiale importante est généralement accompagnée d'une dilatance latérale ce qui résulte en une faible variation du volume total et de la porosité. Par contre, lorsque le confinement devient important, la contractance du matériau provoque une diminution sensible de la porosité.

Sur la base des résultats précédents, la figure I-2 exprime les taux de récupération obtenus en fonction du trajet de chargement en ne considérant que la contribution de la déformation de la roche.

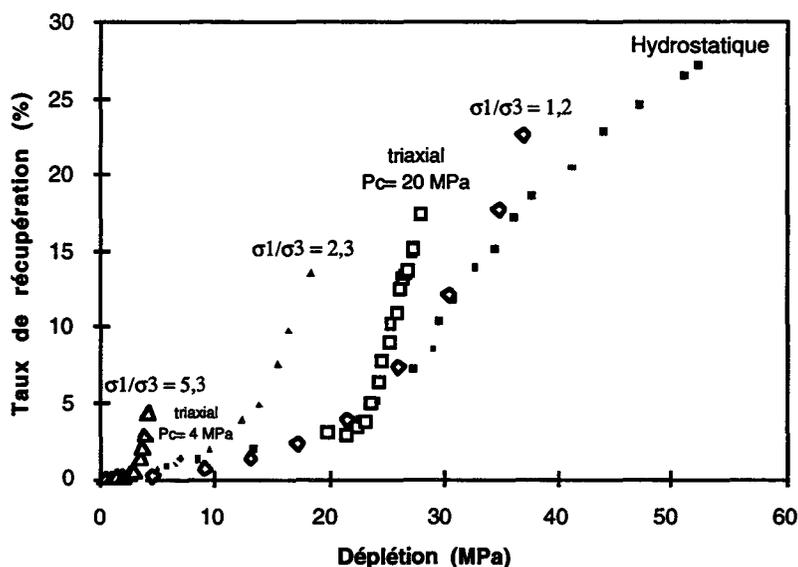


Fig. I-2 : Evolution du taux de récupération en fonction du chemin de chargement

Cette figure montre l'influence du chemin de chargement et de l'effondrement du volume poreux sur le taux de récupération. En raison de cet effondrement de la structure poreuse du matériau, on observe des taux de récupération bien plus importants qu'en élasticité. En compression isotrope, la récupération obtenue par déformation du volume des pores d'une craie très poreuse atteint environ 25% pour 50 MPa de déplétion, alors qu'elle ne dépasse pas 5% dans le cas d'un matériau élastique.

I.1.1.2. Estimation de l'évolution de la perméabilité

Au cours de la production, la diminution de la pression de fluide provoque une compaction de la roche réservoir. Nous avons vu que, dans le cas des craies très poreuses, cette compaction plastique permet d'augmenter sensiblement le taux de production relativement à celui observé dans le domaine élastique. Toutefois, cet effondrement plastique de la structure poreuse du matériau induit aussi une diminution sensible de la perméabilité du milieu.

De nombreuses études portent sur l'évolution de la perméabilité avec la contrainte moyenne et il est alors intéressant de quantifier l'influence du déviateur du tenseur des contraintes. Des travaux expérimentaux (Foged Christensen et al., 1992) ont permis de mesurer l'évolution de la perméabilité en compression triaxiale. Les mesures portent sur douze échantillons de craies provenant de trois réservoirs de la Mer du Nord. Cette étude permet de dégager les conclusions suivantes:

- l'anisotropie de la perméabilité de matrice définie par le rapport de la perméabilité verticale sur la perméabilité horizontale est faible. Les valeurs extrêmes se situent entre 0,84 et 1,60 avec une moyenne de 1,22.
- Lors d'une compaction uniaxiale, la perméabilité horizontale décroît plus rapidement que la perméabilité verticale.
- Des courbes de tendance empiriques (établies par Mærsk Olie og Gas A/S) donnant une relation perméabilité-porosité sont utilisées afin de permettre une comparaison avec les résultats expérimentaux. Ces résultats expérimentaux suivent les courbes empiriques tant que les fissures restent fermées et dévient dès leur ouverture. Ces courbes empiriques donnent ainsi l'évolution de la perméabilité de matrice. Elles permettent aussi par comparaison avec des résultats expérimentaux de situer les ouvertures de fissures au cours du chargement.

La faible anisotropie de perméabilité de matrice nous autorise à considérer que la perméabilité du milieu reste isotrope et à titre d'illustration, nous relierons celle-ci à la porosité en utilisant une relation empirique (Foged Christensen et al., 1992) relative aux craies très poreuses de la Danian Formation.

$$k = 0,01611 10^{5,61\phi} \quad (mD) \quad (I-1)$$

Les résultats expérimentaux précédents nous permettent d'exprimer, sur la figure I-3, les évolutions de la perméabilité du milieu en fonction du chemin de chargement. Il est nécessaire de noter que cette représentation ne constitue pas le résultat d'une expérimentation mais uniquement d'une interprétation de résultats expérimentaux exprimés en termes de contraintes et de déformations.

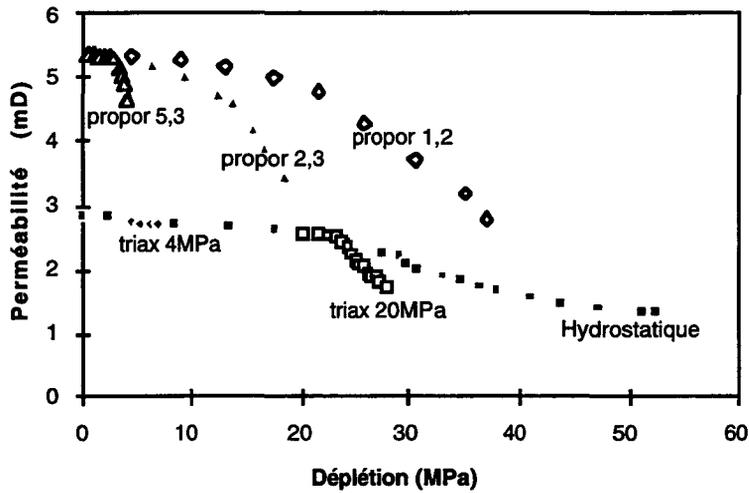


Fig. I-3 : Evolution de la perméabilité d'une craie très poreuse

La figure I-3 confirme l'importance du trajet de chargement sur les déformations mécaniques de la roche réservoir. Le chemin de chargement dans le milieu de production conditionne non seulement les quantités de fluide récupérables mais aussi les débits de production en raison de l'évolution des perméabilités.

I.1.2. Modèles simplifiés

Lors de l'exploitation d'un réservoir pétrolier, le taux de récupération peut être exprimé comme la variation de contenance en masse fluide par rapport à la masse de fluide initialement en place.

$$\delta R = -\frac{\delta M}{M_o} = -\frac{\delta(\rho^f V_p)}{\rho_o^f V_{op}} = -\frac{V_p}{V_{op}} \frac{\delta \rho^f}{\rho_o^f} - \frac{\rho^f}{\rho_o^f} \frac{\delta V_p}{V_{op}}$$

avec : δR taux de récupération

δM variation de contenance en masse fluide

M_o masse de fluide initialement en place

ρ^f masse volumique du fluide

V_p volume des pores

(I-2)

Sous une hypothèse de transformations infinitésimales, la relation (I-2) permet d'exprimer le taux de récupération de fluide, en distinguant les contributions du fluide et de la roche sous la forme:

$$\delta R = -\frac{\delta \rho^f}{\rho_o^f} - \frac{\delta V_p}{V_p} = -c_{fl} \delta p_{pore} - \frac{\delta V_p}{V_p}$$

avec : c_{fl} compressibilité du fluide (I-3)
 p_{pore} pression de pore

$$\frac{\delta R}{\delta p_{pore}} = -c_{fl} - \frac{1}{V_p} \left(\frac{\delta V_p}{\delta p_{pore}} \right) \quad (I-4)$$

En ingénierie des réservoirs, les variations du volume des pores sont exprimées en fonction des variations de la pression de pore sous la forme d'une loi de compressibilité :

$$\frac{1}{V_p} \frac{\delta V_p}{\delta p_{pore}} = c_{mp}(p_{pore}) \quad (I-5)$$

La compressibilité volumique des pores c_{mp} permet alors de lier directement la variation du volume des pores à la pression de fluide dans la roche.

La formulation de la compressibilité volumique des pores (I-5) permet de découpler les équations mécanique et hydraulique et d'exprimer ainsi la relation (I-4) sous la forme :

$$\frac{\delta R}{\delta p_{pore}} = -(c_{fl} + c_{mp}) = -c_t \quad (I-6)$$

c_t représente la compressibilité volumique totale

Il est nécessaire de spécifier que la valeur de la compressibilité volumique des pores c_{mp} n'est pas une grandeur intrinsèque à la roche mais varie selon le chemin de contrainte imposé au matériau.

On distingue deux mesures de la compressibilité, basées sur les variations du volume des pores, utilisant la pression de pore et la pression de confinement:

$$c_{pp} = \frac{1}{V_p} \left(\frac{\partial V_p}{\partial p_{pore}} \right)_{\partial p_{conf}=0} \quad (\text{I-7})$$

$$c_{pc} = \frac{1}{V_p} \left(\frac{\partial V_p}{\partial p_{conf}} \right)_{\partial p_{pore}=0} \quad (\text{I-8})$$

Dans le cas du chemin œdométrique:

$$c_{pc} = \frac{1}{V_p} \left(\frac{\partial V_p}{\partial p_{conf}} \right)_{\partial p_{pore}=\partial \epsilon_r=0} \quad (\text{I-9})$$

Il existe des procédures consistant à mesurer les variations du volume total ∂V_b à la place de celles du volume des pores ∂V_p . Ces procédures supposent en fait implicitement que $\partial V_b = \partial V_p$, c'est à dire que la compressibilité élastique et plastique des grains peut être négligée devant celle du squelette. Dans ce cas, nous définissons alors une compressibilité volumique c_r sous la forme suivante :

$$c_r = \frac{1}{V_b} \left(\frac{\partial V_b}{\partial p_{pore}} \right) = \frac{1}{V_b} \left(\frac{\partial V_p}{\partial p_{pore}} \right) = \phi c_{mp} \quad (\text{I-10})$$

Lors de l'estimation de production, l'utilisation de la relation (I-5) exige de connaître le chemin de contrainte dans le milieu de production et de calculer la compressibilité volumique des pores selon ce chemin. Cette méthode nécessite de reproduire en laboratoire les chemins de contrainte et de pression de pore se produisant in-situ. Lorsque ces chemins sont relativement complexes, la détermination de la compressibilité volumique des pores à partir d'essais de laboratoire pose généralement de nombreux problèmes expérimentaux. Dans ce cas, une solution consiste à utiliser un modèle de comportement que l'on calibre à partir d'essais conventionnels de laboratoire et qui est ensuite utilisé afin de calculer l'évolution de la compressibilité volumique des pores du matériau sur des chemins de contraintes plus complexes.

Dans le cas des roches réservoirs très poreuses, la qualité de l'estimation des réserves est fortement dépendante de la validité des hypothèses réalisées sur le chemin de contrainte prépondérant dans le milieu de production. Lorsque les trajets de chargements sont complexes et difficilement prévisibles, il est nécessaire de recourir à une formulation plus générale permettant de reproduire, en fonction des sollicitations hydromécaniques, les déformations de la roche réservoir.

I.1.3. Approche poromécanique couplée

Les concepts de la poromécanique, basés sur la théorie de Biot (1941) et repris ensuite par Coussy (1991), permettent d'exprimer le couplage entre les écoulements de fluide et les déformations du milieu poreux. Lorsque la loi de comportement du matériau est connue, il est possible de déterminer les évolutions de la phase fluide en fonction de la sollicitation mécanique appliquée. Dans le cas isotherme drainé, les équations s'expriment sous la forme suivante (compressions notées négativement) :

$$\begin{aligned}\delta\sigma_{ij} &= (K_d - \frac{2}{3}G)(\delta\varepsilon_{kk} - \delta\varepsilon_{kk}^p)\delta_{ij} + 2G(\delta\varepsilon_{ij} - \delta\varepsilon_{ij}^p) - b\delta p_{pore}\delta_{ij} \\ \delta p_{pore} &= M_b(-b(\delta\varepsilon_{kk} - \delta\varepsilon_{kk}^p) + (\frac{\delta m}{\rho_o^n} - \delta\varepsilon_p^p))\end{aligned}\tag{I-11}$$

avec:

K_d module de rigidité drainé

G module de cisaillement

b coefficient de Biot

M_b module de Biot

δm apport de masse fluide ramené au volume total initial

ρ_o^n masse volumique initiale du fluide

ε_{ij} composantes du tenseur de déformation

ε_{ij}^p composantes du tenseur de déformation plastique

$\varepsilon_{kk} = \frac{\delta V_b}{V_b}$ déformation volumique totale du squelette

$\varepsilon_{kk}^p = \frac{\delta V_b^p}{V_b}$ déformation volumique plastique du squelette

$\varepsilon_p^p = \frac{\delta V_p^p}{V_b}$ déformation volumique plastique des pores

Sous certaines hypothèses mécaniques, on retrouve les formulations simplifiées utilisées en ingénierie de réservoir. En posant,

$$\delta \varepsilon_v^e = \delta \varepsilon_{kk} - \delta \varepsilon_{kk}^p \quad (\text{I-12})$$

il est possible d'exprimer la contrainte moyenne et l'apport de masse fluide par la relation :

$$\begin{aligned} \frac{\delta \sigma_{kk}}{3} &= K_d \frac{\delta V_b^e}{V_b} - b \delta p_{pore} \\ \frac{\delta m}{\rho_o^fl} &= \frac{\delta p_{pore}}{M_b} + b \frac{\delta V_b^e}{V_{ob}} + \frac{\delta V_p^p}{V_{ob}} \end{aligned} \quad (\text{I-13})$$

avec: σ_{kk} trace du tenseur des contraintes

$$M_b \quad \text{Module de Biot} \quad \frac{1}{M_b} = \frac{b - \phi_o}{K_s} + \frac{\phi_o}{K_{fl}}$$

$$b \quad \text{Coefficient de Biot} \quad b = 1 - \frac{K_d}{K_s}$$

K_s module de compressibilité de la matrice solide homogène

$$K_{fl} = \frac{1}{c_{fl}} \quad \text{module de compressibilité du fluide}$$

L'écriture de la conservation de la masse fluide donne:

$$\frac{1}{\phi_o} \frac{\delta m}{\rho_o^fl} = c_{fl} \delta p_{pore} + \frac{\delta V_p^p}{V_{op}} = c_{fl} \delta p_{pore} + \frac{\delta V_p^e}{V_{op}} + \frac{\delta V_p^p}{V_{op}} \quad (\text{I-14})$$

L'identification entre (I-13) et (I-14) permet de définir la relation suivante:

$$\frac{\delta V_p^e}{V_{op}} = \frac{b}{\phi_o} \frac{\delta V_b^e}{V_{ob}} + \frac{b - \phi_o}{K_s} \delta p_{pore} \quad (\text{I-15})$$

et la définition du coefficient de Biot plastique β^p formulée par O. Coussy (1991), permet de poser :

$$\frac{\delta V_p^p}{V_{op}} = \frac{\beta^p}{\phi_o} \frac{\delta V_b^p}{V_{ob}} \quad (\text{I-16})$$

On remarque aussi que sous l'hypothèse d'une matrice élastiquement et plastiquement incompressible, on obtient :

$$\begin{aligned} \delta V_p &= \delta V_b \text{ d'où } b = \beta^p = 1 \\ \frac{1}{M_b} &= \phi_o c_{fl} \end{aligned} \quad (\text{I-17})$$

Cette hypothèse est généralement utilisée pour les matériaux très poreux. Elle exprime qu'à pression de pore constante les variations de volume total sont égales à la variation du volume des pores. Elle permet d'écrire la relation (I-13) sous une forme simplifiée et de retrouver les formulations utilisées pour les estimations de production :

$$\frac{\delta m}{\rho_o^f} = \phi c_{fl} \delta p_{pore} + \frac{\delta V_b^e}{V_b} + \frac{\delta V_p^p}{V_b} = \phi c_{fl} \delta p_{pore} + \frac{\delta V_b^e + \delta V_b^p}{V_b} \quad (\text{I-18})$$

$$\text{d'où } \frac{\delta m}{\rho_o^f} = \phi c_{fl} \delta p_{pore} + \frac{\delta V_b}{V_b} \quad (\text{I-19})$$

$$\frac{\delta m}{\rho_o^f} = \phi c_{fl} \delta p_{pore} + \phi \frac{\delta V_p}{V_p} \quad (\text{I-20})$$

Lors de la modélisation du comportement des réservoirs pétroliers, l'approche poromécanique couplée définie localement par les équations (I-11) permet de considérer les conditions aux limites du réservoir ainsi que l'ensemble des chemins de contrainte dans le milieu de production. Le calcul des déformations dans le milieu permet de quantifier la compaction du réservoir, la subsidence associée ainsi que l'évolution de la perméabilité de la roche réservoir.

Cette approche couplée est relativement générale mais elle exige de reproduire correctement le comportement du matériau afin d'estimer sa réponse mécanique en fonction du chargement appliqué. Dans les limites de validité de la loi de comportement utilisée et dans le cas des roches réservoir très poreuses, elle permet de reproduire la contribution de la roche à l'expulsion du fluide quelle que soit la sollicitation imposée au matériau.

Dans le cas des roches réservoirs très poreuses, l'importance du chemin de chargement sur les estimations de production, nous amène à étudier l'apport d'une approche poromécanique couplée. Il est pour cela nécessaire de connaître précisément le comportement des matériaux très poreux ainsi que les caractéristiques des modèles élastoplastiques permettant de reproduire leur comportement fortement non-linéaire. Nous présentons, dans la seconde partie de ce chapitre, une étude du comportement mécanique des roches réservoirs très poreuses afin d'analyser les principales caractéristiques du comportement mécanique de ces matériaux.

I.2. Comportement mécanique des roches réservoir très poreuses

I.2.1. Généralités

Dans les estimations de production réalisées en ingénierie de réservoir, le chemin de déformation est généralement supposé homogène et oedométrique. En pratique, on peut observer localement différents modes de déformation. Cette diversité provient, entre autre, de l'hétérogénéité du milieu, de l'influence des conditions aux limites et du chargement. Dans le cas des roches réservoir très poreuses, l'utilisation d'une approche poromécanique couplée nécessite de disposer d'un modèle capable de reproduire précisément le comportement mécanique des roches réservoirs en fonction du chemin de chargement dans le milieu de production.

L'élaboration d'un modèle mécanique nécessite une bonne compréhension du comportement des matériaux. Les essais de laboratoire montrent que la nature de la roche influe fortement sur son comportement mécanique. On distingue notamment les roches très poreuses, faiblement consolidées, et les roches fragiles, en général, beaucoup moins poreuses. Le trajet de chargement joue un rôle important sur le comportement du matériau : sur certains chemins de sollicitation la roche peut avoir un comportement contractant et sur d'autres chemins celui-ci peut être dilatant. Ce phénomène de dilatance et de contractance influe considérablement sur l'écoulement et la pression de fluide dans le milieu poreux.

Nous présentons une étude du comportement mécanique des roches réservoirs appliquée aux craies très poreuses. Les craies sont généralement caractérisées par une texture fine, une porosité élevée et une faible perméabilité (1 à 10 mD). Une synthèse des résultats d'essais de laboratoire selon différents chemins de chargement permet de présenter les principales caractéristiques du comportement de ces matériaux. A partir de cette synthèse, l'utilisation de deux familles de modèles de comportement existants permet de cerner les principaux concepts permettant de reproduire le comportement des matériaux étudiés.

I.2.2. Observations en laboratoire

Pour permettre le calcul de l'évolution d'un champ pétrolier en production, il est nécessaire de connaître le comportement mécanique des roches réservoirs dans des conditions aussi proches que possible de celles de la production (mode et vitesse de déformation, température...). Nous présentons le comportement mécanique des craies très poreuses sur des chemins proches de ceux rencontrés lors de l'exploitation qui vont des chemins à pression moyenne prépondérante aux chemins à déviateur prépondérant.

I.2.2.1. Essais de compression isotrope:

Les figures I-4, I-5 et I-6 représentent le comportement des craies très poreuses en compression isotrope (Shao, 1987), (Dayre et al., 1970), (Charlez et al., 1992).

Sur des chemins de compression isotrope, on note l'existence d'un domaine élastique initial suivi d'une phase fortement non-linéaire et irréversible correspondant à un effondrement de la structure poreuse du matériau (collapse). La succession de charges et de décharges (Figure I-6) montre l'évolution du domaine d'élasticité initial avec l'accumulation des déformations irréversibles. Ces matériaux sont alors caractérisés par un domaine d'élasticité fermé le long de l'axe hydrostatique.

La figure I-6 montre que pour une pression inférieure à la limite élastique en compression isotrope p_0 , le matériau se comporte de manière réversible. Lorsque la sollicitation devient supérieure à p_0 , on observe successivement deux types de comportement anélastiques. Le matériau subit tout d'abord une importante contraction plastique due à un effondrement de sa structure poreuse (rupture des ponts entre les grains). Ensuite, à partir d'une pression p_e , le matériau entre dans une phase d'écrouissage caractérisée par une diminution du taux de contraction plastique due à l'augmentation de la surface de contact entre les grains.

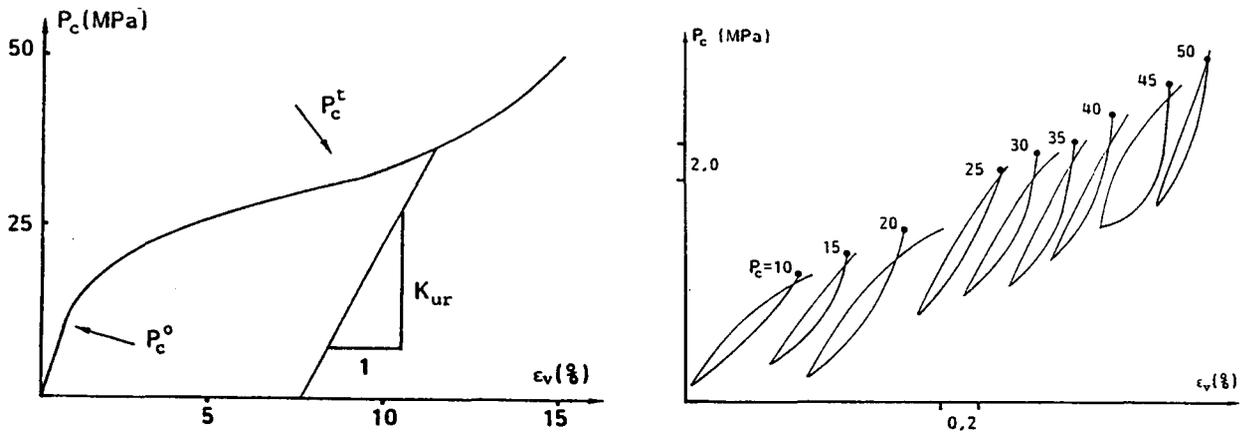


Fig. I-4 : Comportement d'une craie blanche très poreuse en compression isotrope (Shao, 1987)

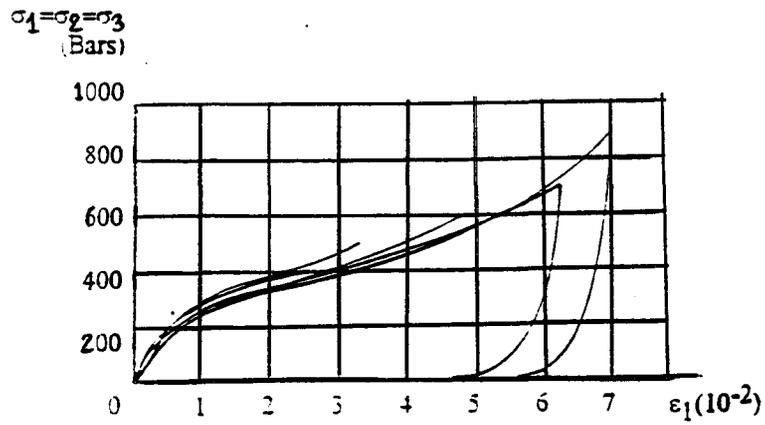


Fig. I-5 : Comportement d'une craie blanche très poreuse en compression isotrope (Dayre et al., 1970)

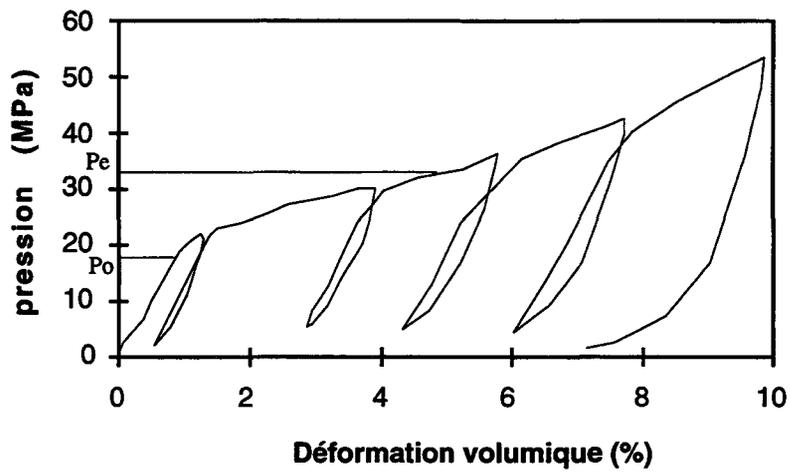


Fig. I-6 : Comportement d'une craie blanche très poreuse en compression isotrope (Charlez et al., 1992)

I.2.2.2. Essais œdométriques :

L'essai œdométrique ou de déformation uniaxiale consiste à bloquer la déformation radiale tout en augmentant la contrainte verticale effective. La mise en œuvre de cet essai avec mesure de la contrainte latérale est beaucoup plus délicate que pour l'essai de compression isotrope. Un essai en déformation uniaxiale sur des carbonates peut être réalisé à l'aide d'un dispositif triaxial. Dans ce cas, le blocage de la déformation radiale est assuré par un ajustement continu de la pression de confinement.

Dans les applications d'ingénierie de réservoir, ce chemin de déformation est fréquemment utilisé dans le calcul de l'évolution de la compressibilité volumique des pores. Afin d'étudier le comportement mécanique des roches réservoir du champ d'Ekofisk en Mer du Nord, des essais œdométriques (Johnson et al., 1989) ont été réalisés sur des échantillons pris à différentes profondeurs. Ces travaux ont montré (Figure I-7) que des échantillons de craie d'un type donné, pris à des porosités initiales différentes (différences de profondeur), suivaient un même chemin de compaction dans le domaine plastique. La courbe de comportement plastique suivie par tous les échantillons d'un même type est appelée "courbe de tendance" (Trend Line).

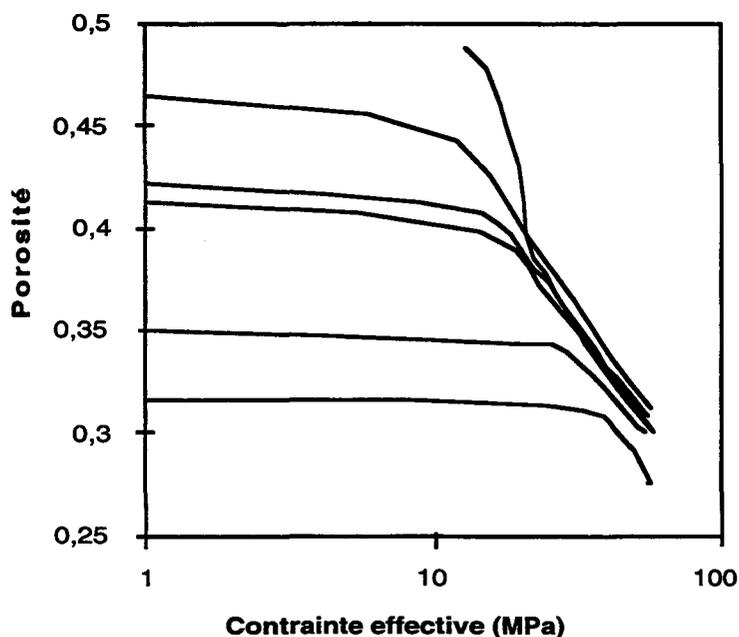


Fig. I-7 : Courbes de tendance en chargement œdométrique obtenues pour des échantillons de craies très poreuses (Johnson et al., 1989)

La figure I-8 représente les courbes de tendance obtenues pour deux types de craies du champ d'Ekofisk en Mer du Nord, se distinguant par leur teneur en quartz (Johnson et al., 1988).

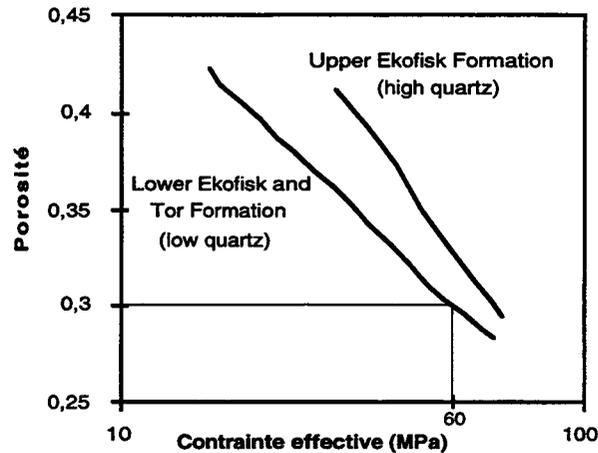


Fig. I-8 : Courbes de tendance pour les craies d'Ekofisk (Johnson et al., 1988)

Ces courbes de tendance se distinguent par les faibles et fortes teneurs en quartz du matériau. Elles montrent l'influence de la minéralogie sur la rigidité du matériau. La connaissance des deux courbes de tendance permet de caractériser le comportement des matériaux de la totalité du champ sur un chemin de déformation oedométrique.

La figure I-9 compare les courbes de comportement plastique obtenues pour différentes craies et un calcaire (Smits et al., 1986).

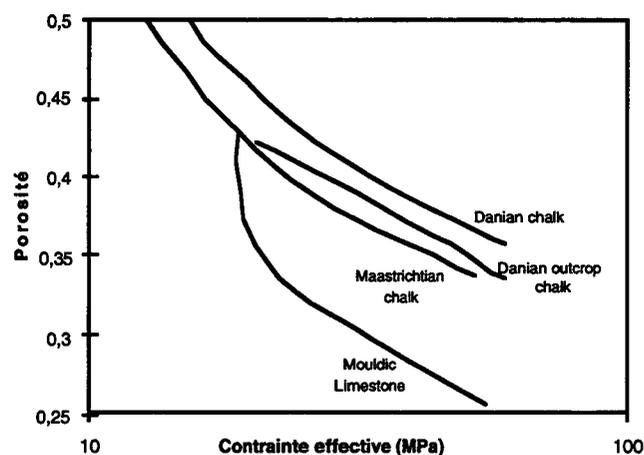


Fig. I-9 : Comparaison de diverses courbes de tendance (Smits et al., 1986)

Les courbes de tendance obtenues pour les craies et le calcaire étudiés montrent, dans un diagramme liant la porosité au logarithme de la contrainte, une première phase non-linéaire pour les porosités importantes puis une seconde phase de comportement linéaire au-dessous d'une certaine valeur de la porosité. La porosité correspondant au changement de comportement est d'environ 40% pour les craies et de moins de 35% pour le calcaire. La première phase non-linéaire correspond à un effondrement de la structure poreuse du matériau. La seconde phase correspond à une phase d'écrouissage correspondant à une augmentation progressive des contacts entre grains. La pente de la partie linéaire de la courbe de tendance obtenue pour les craies est très proche de celle du calcaire.

I.2.2.3. Essais de compression triaxiale à contrainte latérale constante:

Lors d'un essai de compression triaxiale, on impose tout d'abord une pression de confinement $\sigma_2 = \sigma_1 = \sigma_3$ sur l'échantillon, on impose ensuite une déformation axiale croissante (ϵ_1). L'essai de compression simple est un cas particulier de l'essai de compression triaxiale caractérisé par l'absence de contrainte de confinement. Le chargement est généralement réalisé à vitesse de déformation axiale contrôlée. On mesure la contrainte axiale σ_1 et la déformation radiale ϵ_3 (ou volumique $\epsilon_1 + 2\epsilon_3$).

La roche étant initialement saturée en fluide, on distingue l'essai drainé de l'essai non drainé :

- l'essai est dit drainé lorsqu'on maintient une pression de fluide constante dans l'échantillon. Ce chemin de sollicitation impose de faibles vitesses de chargement. On mesure les variations de la teneur en masse fluide de l'échantillon.
- l'essai est dit non drainé lorsque l'on empêche toute entrée ou sortie de fluide de l'échantillon. On mesure l'évolution de la pression de pore au cours de l'essai.

Les figures I-10 (Dayre et al., 1970) et I-11 (Shao, 1987) représentent la réponse mécanique des craies très poreuses en compression triaxiale.

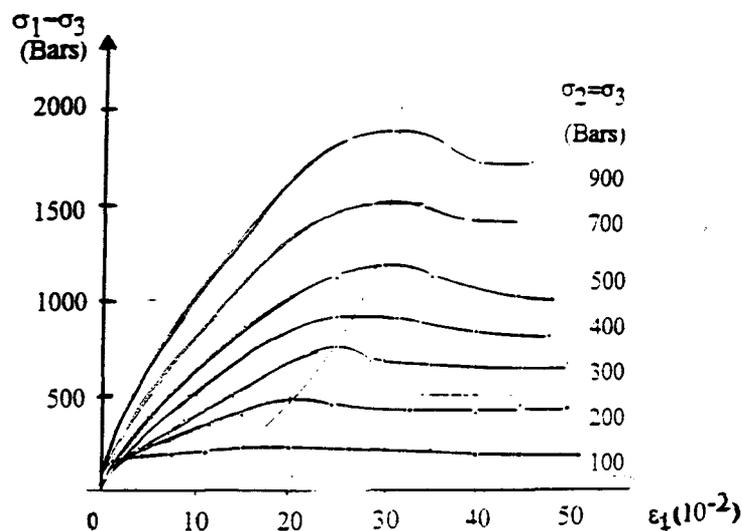


Fig. I-10 : Influence de la pression de confinement sur le comportement mécanique d'une craie très poreuse (Dayre et al., 1970)

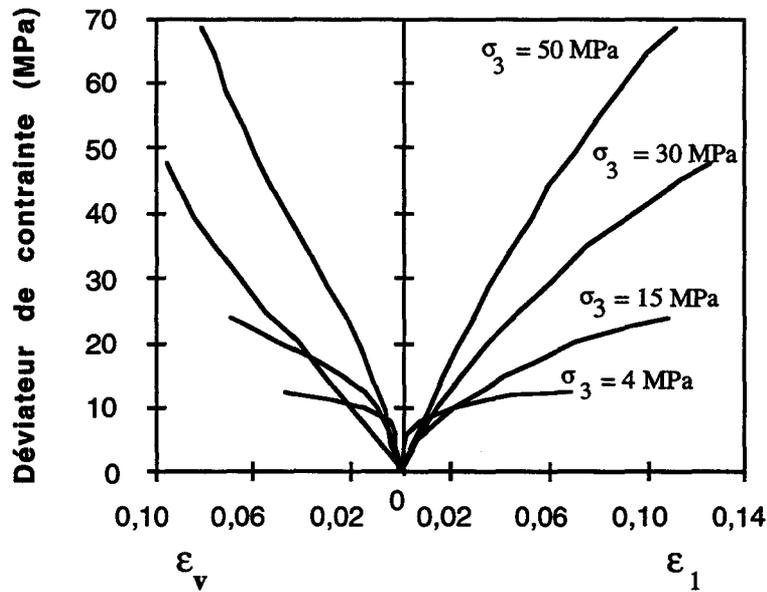


Fig. I-11 : Comportement mécanique d'une craie très poreuse en chargement triaxial (Shao, 1987)

On observe que la résistance déviatorique du matériau évolue avec la pression de confinement. En raison de sa faible cohésion, la résistance du matériau au cisaillement est fonction du frottement généré entre les grains par la pression de confinement. La figure I-11 montre deux comportements distincts, fonctions de la pression de confinement. Lorsque la pression de confinement est faible, on observe l'existence d'un domaine d'élasticité sous chargement déviatorique. Le comportement est qualifié de déviatorique (q/p' élevé). Par contre, pour les confinements de l'ordre de la limite d'élasticité en compression isotrope, des déformations plastiques apparaissent dès le début du chargement déviatorique et le matériau s'écroute positivement jusqu'à destruction totale de sa structure initiale. Le comportement est alors qualifié de volumique (q/p' faible).

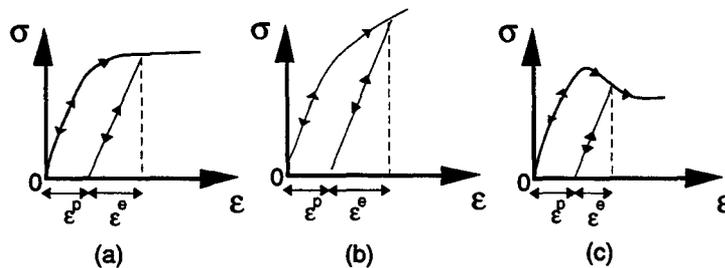


Fig. I-12 : Allure des comportements plastiques

En fonction du confinement appliqué sur l'échantillon et de la nature de la roche, différents comportements types peuvent être obtenus (Figure I-12). On distingue :

- le comportement sans écrouissage ou en plasticité parfaite (a) :

Une déformation plastique sans écrouissage se caractérise par un palier. Cette déformation de la roche se produit par un phénomène de glissements et de micro-rotations des grains. En raison de l'absence d'écrouissage des grains, il n'y a pas de déformations volumiques plastiques.

- le comportement avec durcissement ou écrouissage (b) :

Après la limite d'élasticité, on observe un domaine de ductilité d'autant plus important que la pression de confinement est élevée. Afin de déformer l'échantillon, il est nécessaire d'augmenter continuellement l'effort appliqué. La déformation du matériau peut se produire par des glissements et des micro-rotations des grains ou par un effondrement de la structure poreuse (collapse). L'écrouissage du matériau provoque une augmentation de l'énergie bloquée (par déformation élastique résiduelle des grains).

- le comportement avec adoucissement (c) :

Ce type de comportement est obtenu pour des pressions de confinement faibles. Après le point de résistance maximum, on observe que l'effort nécessaire à la déformation de l'échantillon décroît avec celle-ci. La rupture se produit par une localisation des déformations qui forme une fracture plane faisant un angle inférieur à 45° avec l'axe de chargement. Dans certains cas, cette localisation s'exerce avant le pic de résistance maximale. Il est relativement difficile, pour ce type de comportement, d'obtenir la partie de la courbe située après le point de résistance maximale. En effet, après ce point, il faut que l'asservissement soit suffisamment performant pour ne pas rompre instantanément l'échantillon. De plus, cette partie "post-pic" ne correspond pas à une déformation homogène dans la roche mais à un glissement de blocs rigides au niveau des fractures.

I.2.2.4. Essais de sollicitation proportionnelle:

L'essai proportionnel est un essai de compression triaxiale durant lequel on impose un rapport constant entre les contraintes axiale et radiale. La figure I-13 (Shao, 1987) représente la réponse d'une craie très poreuse pour différents rapports de contraintes.

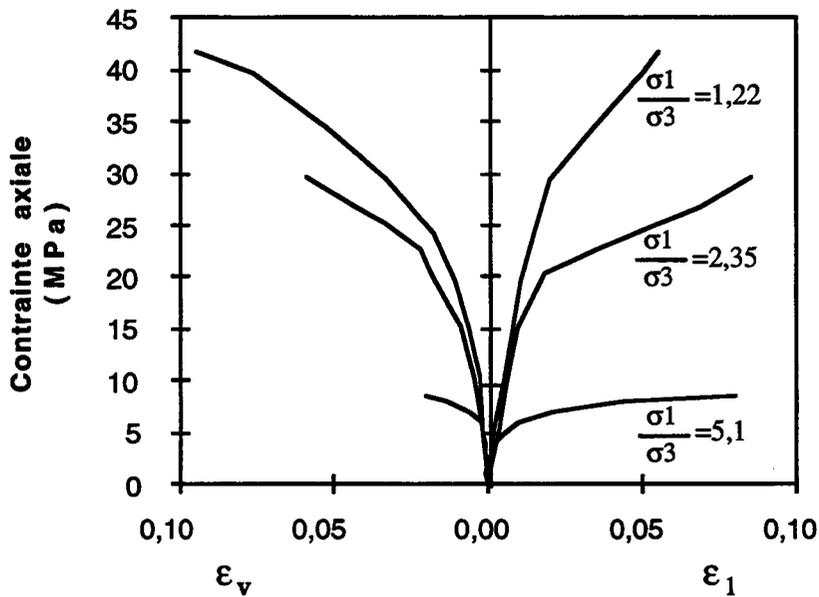


Fig. I-13 : *Comportement mécanique d'une craie très poreuse en chargement triaxial proportionnel (Shao, 1987)*

En sollicitation proportionnelle, le matériau possède un domaine élastique dont l'amplitude est liée au rapport de contrainte. Ce rapport détermine l'évolution de la contrainte moyenne de confinement et donc le comportement plastique du matériau. Lorsqu'il est important, le chemin de contrainte est fortement déviatorique et la contrainte moyenne de confinement reste faible. Ainsi, la faible résistance du matériau au cisaillement induit une rupture rapide de l'échantillon. Lorsque ce rapport est proche de un, le chemin de contrainte est à pression moyenne prépondérante. Dans ce cas, le frottement entre grains est important et la résistance déviatorique du matériau augmente sensiblement. L'augmentation de la pression moyenne effective sur le matériau provoque un effondrement de la structure poreuse du matériau et induit une déformation volumique relativement importante.

I.2.2.5. Essais vrai-triaxiaux

Lors de l'étude en laboratoire du comportement mécanique des matériaux, les chemins de chargement utilisés sont généralement de type compression triaxiale. Ces essais conventionnels ne permettent pas de reproduire des chemins triaxiaux caractérisés par une évolution indépendante des trois contraintes principales alors que les sollicitations réelles imposées aux ouvrages sont du type vrai-triaxiaux. Pour la réalisation de ces chemins en laboratoire, on distingue particulièrement l'essai de compression sur échantillon cubique (Tshibangu, 1993) et l'essai de torsion sur cylindre creux (Prévoist, 1991). L'essai de compression sur échantillon cubique génère une sollicitation triaxiale non-rotationnelle et homogène. L'essai de torsion sur cylindre creux induit une sollicitation triaxiale rotationnelle mais non-homogène dans l'échantillon.

Nous présentons le résultat d'essais de torsion et de compression simultanées sur cylindre creux de roche (Prévoist, 1991). Le matériau utilisé est une craie blanche très poreuse (40%) provenant de la carrière souterraine de Lezennes dans le Nord de la France. Le mode opératoire consiste à appliquer une compression hydrostatique P sur le matériau et à lui imposer ensuite un moment de torsion. La figure I-14 représente les efforts appliqués sur le cylindre ainsi que l'état de contrainte généré localement sur un élément de matière.

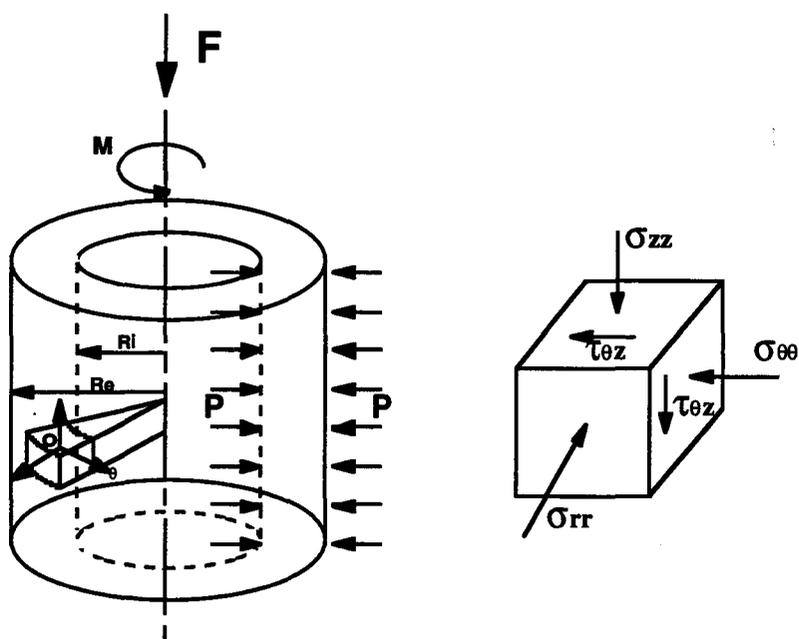


Fig. I-14 : Sollicitations appliquées sur le cylindre creux

L'appareillage de torsion et de compression simultanées permet d'appliquer une sollicitation triaxiale rotationnelle sur le matériau. L'inconvénient majeur de ce type d'essais est qu'il ne permet pas d'obtenir un champ de contrainte homogène dans le milieu. En effet, pour des raisons pratiques, l'épaisseur conséquente du cylindre conduit à une variation du champ de contrainte au travers de celle-ci. L'interprétation de ce type d'essais doit être réalisée en considérant un rayon de cylindre moyen r_{moy} où l'on estime un état de contrainte supposé homogène. Ce dispositif présente toutefois l'avantage de permettre un contrôle de l'évolution des caractéristiques d'un fluide saturant.

La déformation angulaire $w_{r_{moy}}$ est définie par la relation suivante :

$$w_{r_{moy}} = \frac{2 * \varepsilon_{xy}}{r_{moy}} \quad (I-21)$$

avec ε_{xy} déformation de cisaillement

En considérant les contraintes de compression positives, l'état de contraintes principales s'exprime de la façon suivante :

$$\begin{aligned} \sigma_I &= P + \sigma_{\theta z} \\ \sigma_{II} &= P \quad \text{avec } \sigma_{\theta z} > 0 \quad \text{et} \quad \sigma_I > \sigma_{II} > \sigma_{III} \\ \sigma_{III} &= P - \sigma_{\theta z} \end{aligned} \quad (I-22)$$

Les résultats des essais en termes de déformation angulaire et de contrainte de cisaillement sont donnés en fonction de la pression de confinement dans les figures I-15 et I-16. L'analyse de ces essais montre deux types de comportement. On distingue tout d'abord un comportement linéaire dont l'amplitude augmente avec le confinement initial puis une phase de non-linéarité plus importante jusqu'à la rupture du matériau. En supposant que la phase linéaire caractérise le comportement élastique du matériau, on remarque une nette évolution du module de cisaillement avec la pression de confinement.

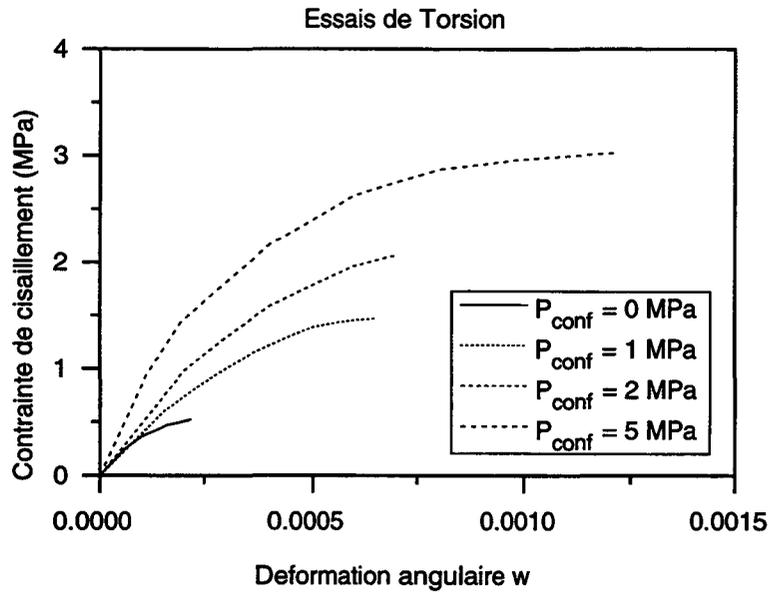


Figure I-15 : Comportement mécanique des craies très poreuses sous un chemin de torsion (Prévost, 1991)

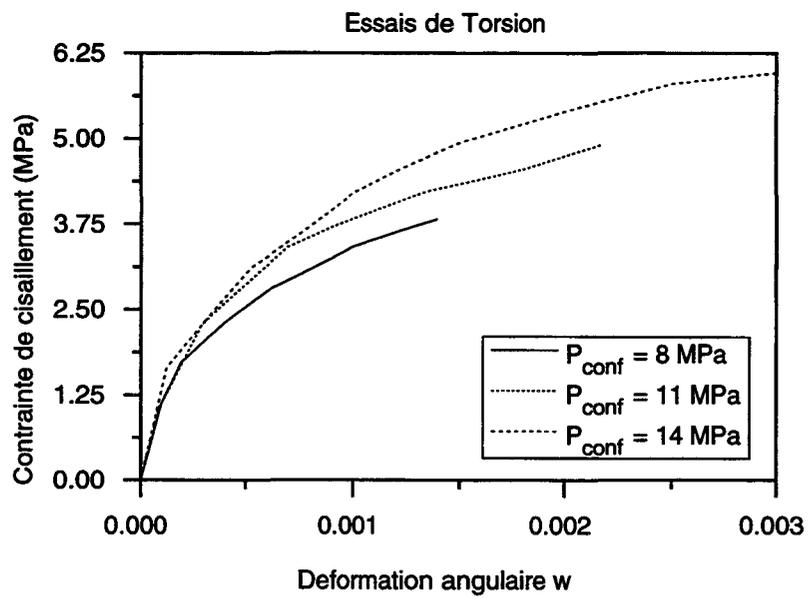


Figure I-16 : Comportement mécanique des craies très poreuses sous un chemin de torsion (Prévost, 1991)

I.2.2.6. Viscosité du matériau

En raison des différences d'échelles de temps, la viscosité du matériau peut induire des écarts entre les résultats de laboratoire et les mesures de terrain. Cet aspect est très important car les vitesses de déformation dans le réservoir sont très faibles devant celles utilisées expérimentalement. La figure I-17 montre la différence entre une mesure instantanée de porosité et une autre obtenue après stabilisation des déformations sur des échantillons de craie du Champ d'Ekofisk en Mer du Nord (Johnson et al., 1989). Ces essais montrent que les craies très poreuses ont un comportement dépendant du temps. Une étude du comportement en fluage des craies très poreuses sur des chemins de compression isotrope et triaxiale (Dahou et al., 1995) confirme l'influence de la vitesse de sollicitation sur la réponse mécanique du matériau. Ces résultats indiquent la nécessité d'attendre la "stabilisation" des déformations lors de mesures de laboratoire.

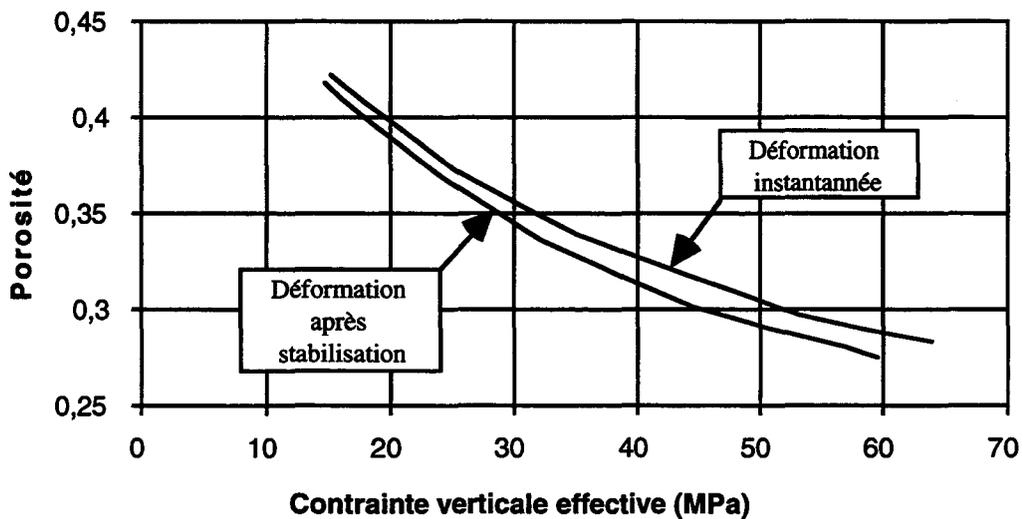


Fig. I-17 : Influence de la viscosité sur les variations de porosité des craies très poreuses (Johnson et al., 1989)

I.2.3. Travaux de modélisation

Après une présentation des principales caractéristiques du comportement mécanique des craies très poreuses à partir d'essais de laboratoire, nous désirons déterminer les concepts les plus appropriés pour reproduire les constatations expérimentales. Nous recensons les modèles de comportement les plus aptes à reproduire le comportement des craies très poreuses relativement aux applications du génie pétrolier. Les modèles permettant de reproduire le comportement des roches très poreuses et à faible cohésion se placent dans le cadre de l'élastoplasticité. Ces modèles sont caractérisés par un domaine d'élasticité fermé le long de l'axe hydrostatique permettant de reproduire le comportement du matériau sous des états de contraintes de compression isotrope importants. Ces modèles doivent décrire avec suffisamment de réalisme les divers aspects rhéologiques des roches réservoirs très poreuses et admettre une forme relativement simple pour être utilisable dans des programmes de calcul.

On distingue tout d'abord les modèles à un seul mécanisme de type Cam-Clay basés sur le concept d'état critique adaptés au comportement des sols. Ces modèles, développés à l'Université de Cambridge, présentent l'intérêt d'une formulation physique simple basée sur l'énergie. Les modèles de Desai (Desai et al., 1987) et de Davis (Davis et al., 1978), tout comme les modèles de Cambridge, représente la fermeture du domaine élastique avec une seule surface de charge.

Afin de reproduire les spécificités du comportement des géomatériaux selon différents chemins de sollicitation, des approches font appel au schéma multi-mécanisme comme le modèle de Lade (Lade, 1977), le modèle de Vermeer (1978), le modèle CYCLADE (Aubry et al., 1982 ; Lassoudière et al., 1982), le modèle de Miller et Cheatham (Miller et al., 1972) combinant d'un critère de Mohr-Coulomb et d'une cap-surface, le modèle de Cambou (1988) et le modèle Laderock (Shao, 1987), initialement développé par Lade pour les sables et ensuite adapté par Shao au comportement des craies très poreuses.

La démarche que nous adoptons consiste à tester des modèles de comportement dont les caractéristiques reflètent les constatations expérimentales réalisées sur les craies très poreuses. Ensuite, la comparaison de la réponse des modèles aux résultats expérimentaux permettra de recenser les concepts les plus adaptés à représenter le comportement des matériaux très poreux. Nous limitons cette étude à l'utilisation du modèle Cam-Clay Modifié (Burland, 1967) (Schofield, 1968) pour la simplicité de sa formulation et du modèle Laderock pour son aptitude à reproduire le comportement des craies très poreuses. Les modèles Cam-Clay Modifié et Laderock prennent en compte la fermeture du domaine d'élasticité le long de l'axe hydrostatique. Ces modèles définissent, dans le plan défini par le second invariant du déviateur du tenseur des contraintes et de la pression moyenne effective, une augmentation initiale de la limite élastique sous chargement déviatorique avec le confinement puis une décroissance de celle-ci pour s'annuler lors de l'intersection avec l'axe hydrostatique.

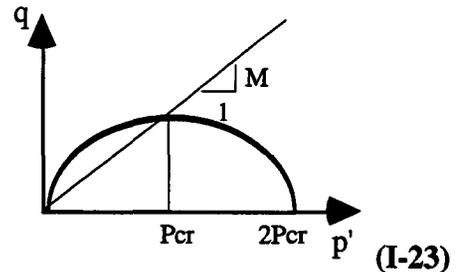
I.2.3.1. Modèle de Cam-Clay Modifié

I.2.3.1.1 Présentation du modèle

Le modèle de Cam-Clay Modifié est associé. Il utilise une surface de charge en forme d'ellipse. L'équation de la surface de charge est donnée par la relation suivante:

$$f = g = \left(\frac{q}{M}\right)^2 + p'(p' - 2p_{cr}) = 0$$

avec : p' pression moyenne effective
 q déviateur du tenseur des contraintes



La variable p_{cr} est nommée "pression critique". L'évolution de cette pression exprime la loi d'érouissage du matériau sous la forme:

$$p_{cr} = p_{cro} \exp(\beta \varepsilon_v^p) \quad (I-24)$$

Ce modèle prend en compte la fermeture du domaine d'élasticité selon l'axe hydrostatique avec une seule surface. Le faible nombre de paramètres et leur signification physique faciliteront cette première étude. Les trois paramètres rhéologiques sont la pente de la droite d'état critique (M), la limite élastique initiale en compression isotrope ($2P_{cr}$) et le module d'érouissage (β).

Le paramètre M représente le rapport q/p' pour lequel on observe l'apparition de la plasticité parfaite assimilée expérimentalement à la rupture du matériau. La rupture est caractérisée par un état de déformation purement déviatorique et donc par l'absence de variations de volume. Ce paramètre peut être obtenu à partir d'essais triaxiaux drainés ou non drainés.

La variable P_{cr} représente ici la moitié de la pression à partir de laquelle des déformations plastiques irréversibles apparaissent lors d'un chargement en compression isotrope.

Le module d'érouissage β gère l'érouissage de la loi en fonction des déformations volumiques plastiques. Cette loi d'érouissage suppose que le logarithme népérien de la pression moyenne effective évolue linéairement avec la déformation volumique plastique. Le module d'érouissage détermine la pente de cette courbe.

I.2.3.1.2 Comparaison avec les résultats de laboratoire

Nous validons tout d'abord le concept d'écroissage sur des chemins de chargement à pression moyenne prépondérante. Ensuite, la simulation d'essais de compression triaxiale permet de tester la forme de la surface de charge ainsi que le concept d'écroissage sur des différents chemins de chargement.

Représentation du concept de courbe de tendance

Les figures I-18 montrent les simulations des essais œdométriques (courbe de tendance) à partir de la loi d'écroissage du modèle de Cam-Clay. Pour une variété de craies, la contrainte à partir de laquelle se produit l'effondrement plastique est indiquée par ces courbes de tendance. Pour des raisons de simplicité, le comportement élastique est supposé linéaire.

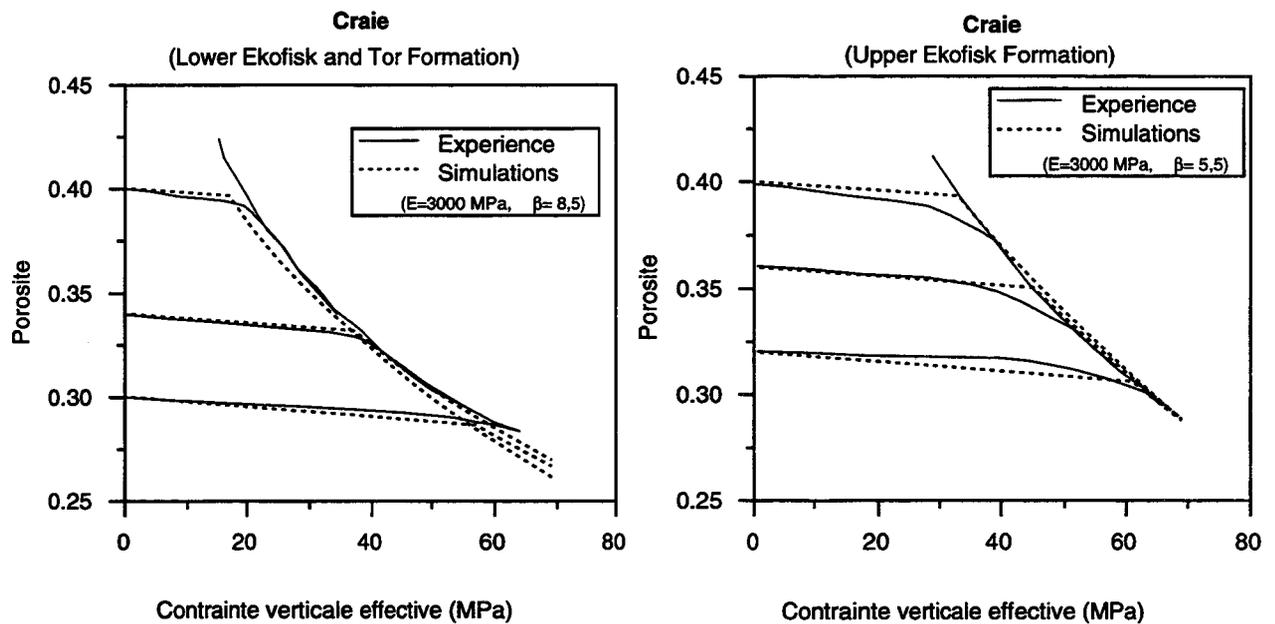


Fig. I-18 : Simulation de courbes de tendance par le concept d'écroissage de Cam-Clay (Johnson et al., 1988)

Les simulations précédentes (Figure I-18) montrent que le concept d'écroissage du modèle de Cam-Clay Modifié reproduit correctement le comportement des craies très poreuses. Les différences de teneur en quartz sont représentées par une évolution du module d'écroissage représentant la modification de la rigidité du matériau avec la composition minéralogique.

Simulation des essais réalisés par Shao (1987)

Nous vérifions l'aptitude du modèle de Cam-Clay à représenter le comportement mécanique des craies très poreuses. Nous nous basons sur le résultat des essais de laboratoire réalisés sur des chemins de compression isotrope (Figure I-4) et de compression triaxiale à contrainte latérale constante à des confinements initiaux de 2, 5, 10, 30 et 50 MPa (Shao, 1987).

Le comportement élastique est supposé linéaire. Nous déterminons les paramètres du modèle à partir de l'essai de compression isotrope et de l'essai de compression triaxiale à 5 MPa de confinement. L'essai de compression isotrope nous permet d'estimer la limite d'élasticité en compression isotrope $2 * p_{cro}$ à 18 MPa et le module d'écroutissage β à 9,5. Le module d'écroutissage est légèrement plus élevé que ceux obtenus précédemment, ce qui correspond à un matériau plastiquement plus rigide. La pente M de la droite d'état critique est évaluée à 1,5 à partir de l'essai de compression triaxiale. Les paramètres rhéologiques obtenus sont donnés dans le tableau I-1.

E (MPa)	ν	M	$2 * p_{cro}$	β
3000	0,2	1,5	18	9,5

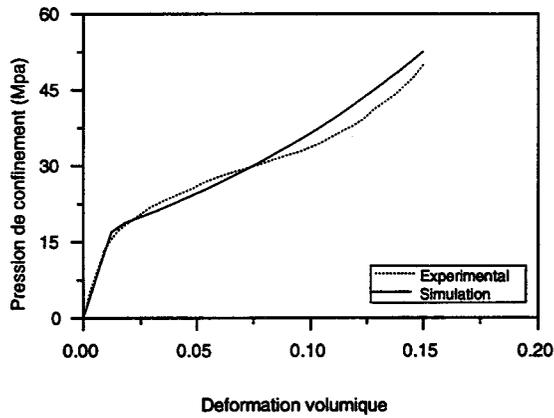
Tableau I-1 : Paramètres du modèle de Cam-Clay Modifié

La figure I-19 présente les prédictions du modèle sur les chemins de calage et sur les chemins de validation comparées aux résultats de laboratoire. L'analyse des résultats obtenus peut être réalisée en distinguant les faibles et forts confinements.

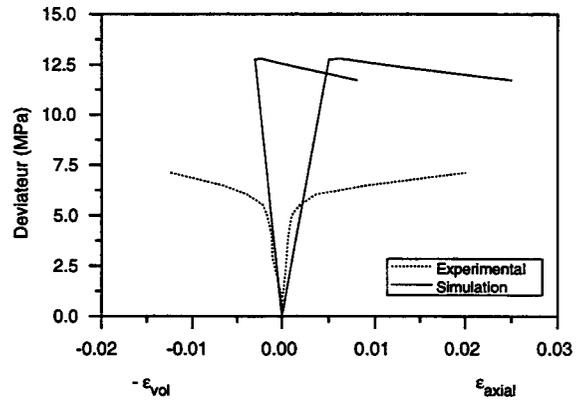
Lors de chemins de chargement à faible confinement, on constate que la surface de charge elliptique surestime le domaine d'élasticité du matériau (Figures I-19-b et I-19-c). Le caractère associé de la surface de charge induit un domaine de dilatance pour les faibles pressions de confinement que l'on n'observe pas expérimentalement (Figure I-19-b).

Lors de sollicitations à confinement élevé, on vérifie que les concepts de surface de charge elliptique et d'écroutissage de Cam-Clay représentent correctement le comportement du matériau. En effet, le modèle reproduit correctement la réponse du matériau sur des chemins de compression isotrope et de compression triaxiale à forts confinements.

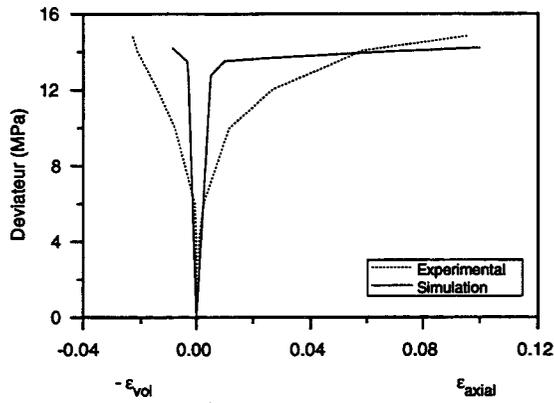
Une amélioration du modèle de Cam-Clay Modifié consiste à restreindre le domaine d'élasticité pour les faibles confinements au moyen d'un second mécanisme de déformation. Ainsi, une surface du type Coulomb ou Drucker-Prager doit permettre de répondre au problème. La dilatance observée pour les faibles confinements nécessite d'utiliser une formulation non-associée permettant ainsi de reproduire la contractance observée expérimentalement. Les simulations du comportement des craies très poreuses réalisées à partir du modèle de Cam-Clay permettent de définir les concepts représentatifs vis à vis du comportement mécanique de ce type de matériau. La modélisation du comportement des carbonates très poreux semble faire intervenir deux mécanismes, l'un de type déviatorique et l'autre de type isotrope.



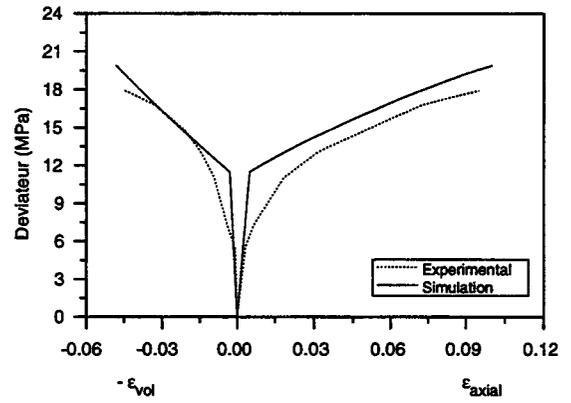
a - Chemin de compression isotrope



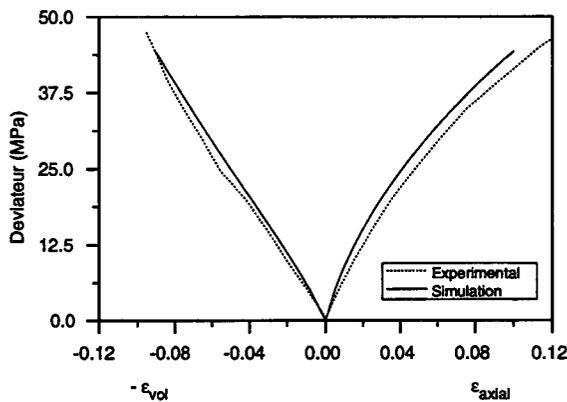
b - Chemin triaxial $P_{conf} = 2 \text{ MPa}$



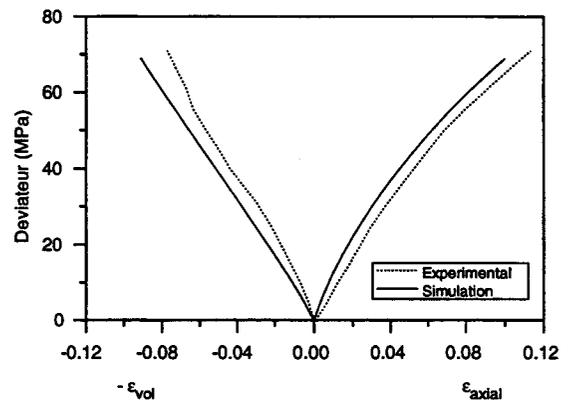
c - Chemin triaxial $P_{conf} = 5 \text{ MPa}$



d - Chemin triaxial $P_{conf} = 10 \text{ MPa}$



e - Chemin triaxial $P_{conf} = 30 \text{ MPa}$



f - Chemin triaxial $P_{conf} = 50 \text{ MPa}$

Fig. 19 : Reproduction des essais de Shao (1987) avec le modèle de Cam-Clay modifié

I.2.3.2. Modèle de Lade-Shao

I.2.3.2.1 Présentation du modèle

Le modèle de Lade (Lade et al., 1975) a initialement été élaboré pour représenter le comportement élasto-plastique des sols. Ensuite, en généralisant ce modèle, Kim et Lade montrent que celui-ci peut représenter la rupture des roches (Kim et al., 1984). Ce modèle a ensuite été adapté au comportement des craies très poreuses (Shao, 1987).

Dans le cas des roches très poreuses, la résistance du matériau à la traction est intégrée dans la formulation initiale du modèle de Lade par une translation des composantes du tenseur des contraintes :

$$\bar{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} + R P_a \delta_{ij} \quad (\text{I-25})$$

R étant un paramètre sans dimension et P_a étant une pression de référence exprimée dans la même unité que les contraintes.

Le modèle proposé contient deux mécanismes de déformation. La déformation plastique est ainsi divisée en une partie contractante pour décrire l'effondrement plastique et une partie déviatorique qui représente la distorsion du matériau.

Mécanisme contractant

Ce mécanisme décrit le comportement du matériau sur les chemins de chargement à pression moyenne prépondérante. Il considère une surface de charge associée dont l'expression est donnée par la relation suivante :

$$F_c = I_1 - Y_c = 0 \quad \text{avec} \quad I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (\text{I-26})$$

Y_c étant le paramètre d'écroûissage dont l'évolution est donnée par la relation suivante :

$$Y_c = Y_c^o + a P_a \xi_c^n \exp(c \xi_c) \quad (\text{I-27})$$

avec $Y_c^o = 3(P_o + R P_a)$

Les paramètres a, n et c sont sans dimension. ξ_c est défini par la relation suivante :

$$d\xi_c = (d\varepsilon_{ij}^c \cdot d\varepsilon_{ij}^c)^{1/2} \quad (\text{I-28})$$

ε_{ij}^c déformation plastique contractante

Mécanisme déviatorique

Ce mécanisme permet de décrire la distorsion plastique de la roche sous chargement déviatorique. Sa surface de charge est donnée par :

$$F_d = (I_1^3 / I_3 - 27) * (I_1 / P_a)^m - Y_d = 0 \quad (\text{I-29})$$

avec $I_3 = \sigma_1 * \sigma_2 * \sigma_3$

Y_d étant le paramètre d'écroûissage dont l'évolution est donnée par :

$$Y_d = y_1^d \xi_d / (b_{LS} + \xi_d d)$$

avec $\xi_d = (d\varepsilon_{ij}^d d\varepsilon_{ij}^d)^{1/2}$ (I-30)

et $b_{LS} = \ln(\alpha + \beta(I_1 / 3P_a)) \quad b_{LS} > 0$

ε_{ij}^d déformation plastique déviatorique

Le mécanisme est non-associé et il est nécessaire de définir un potentiel plastique afin de décrire la direction des incréments de déformation plastique au cours du chargement.

$$Q_d = (I_1^3 - 27I_3) = 0 \quad (\text{I-31})$$

I.2.3.2.2 Comparaison avec les résultats de laboratoire

Les essais de laboratoire utilisés comprennent un essai de compression isotrope (Figure I-4) et des essais de compression triaxiale à contrainte latérale constante (Figure I-11) et à contraintes latérale et verticale proportionnelles (Figure I-13). Les douze paramètres du modèle sont déterminés sur des chemins conventionnels de laboratoire (Shao et al., 1991) et sont donnés dans le tableau I-2.

v	Ko (MPa)	Po (MPa)	R	a	n
0,15	1400	10	7	1800	0,41

c	m	y_1^d	α	β	d
8,50	0,18	59	0,98	5,25e-4	0,95

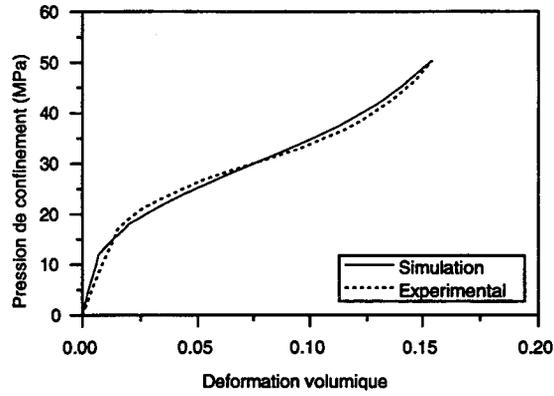
Tableau I-2 : Paramètres du modèle Laderock

La figure I-20 présente la comparaison des prévisions du modèle aux résultats d'essais de laboratoire selon différents chemins de chargement (Shao et al., 1991). Cette comparaison montre que les concepts définissant ce modèle donnent une bonne représentation des mécanismes de déformation caractéristiques des craies très poreuses. Le mécanisme de déformation prépondérant est le mécanisme déviatorique pour les faibles confinements et le mécanisme isotrope pour les confinements élevés.

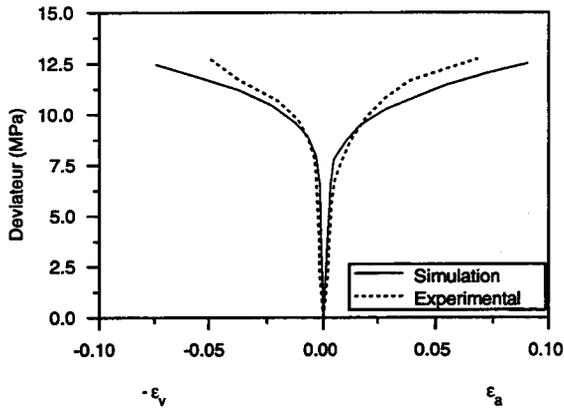
On remarque ainsi que la présence d'un mécanisme déviatorique non associé permet de représenter le comportement du matériau à faible confinement, tant au niveau de l'étendue du domaine d'élasticité que du comportement volumiquement contractant. Cette constatation vient donc conforter les remarques précédentes concernant une adaptation du modèle de Cam-Clay pour les craies très poreuses. La loi d'écrouissage du mécanisme isotrope permet de représenter successivement les deux phases de déformation lors d'une compression hydrostatique. Après la limite élastique, le modèle représente la phase de rupture des ponts entre les grains (collapse) suivie de la phase d'écrouissage due au contact progressif entre les grains.

La surface de charge isotrope ne dépend que du premier invariant du tenseur des contraintes, son expression est donc plus simple que celle du modèle de Cam-Clay. Cette surface étant associée, elle ne génère que des déformations volumiques plastiques sans déformations déviatoriques. Toutefois, expérimentalement, on peut penser qu'un chemin de chargement à fort confinement et faiblement déviatorique, tel qu'un chemin proportionnel avec un rapport $\sigma_1 / \sigma_3 =$ légèrement supérieur à l'unité risque de générer des déformations déviatoriques plastiques, du fait de l'existence d'une contrainte déviatorique. Dans ce cas, la formulation de ce mécanisme risque de ne pas représenter correctement la réponse du matériau et une représentation faisant intervenir le second invariant du déviateur du tenseur des contraintes semble alors plus appropriée telle que celle définie par le modèle de Cam-Clay.

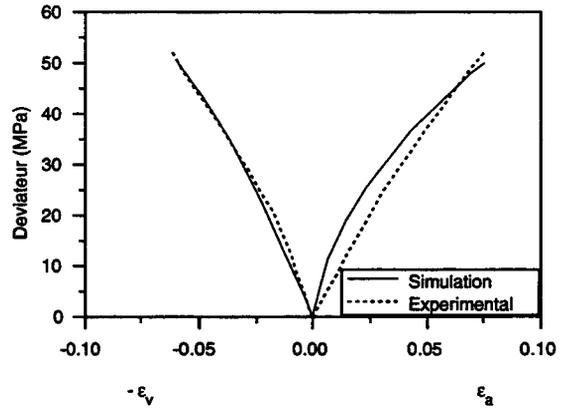
L'une des difficultés de ce modèle réside dans le manque de signification physique de certains paramètres qui rend parfois leur évaluation délicate.



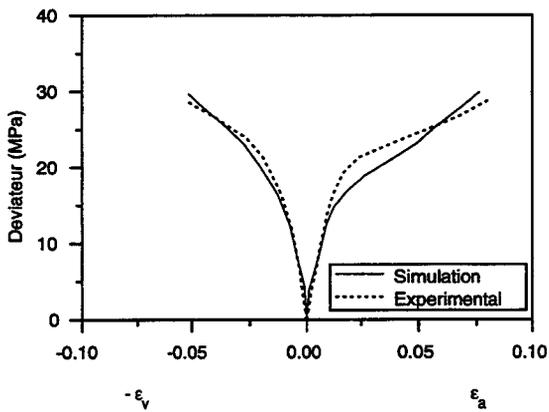
a - Chemin de compression isotrope



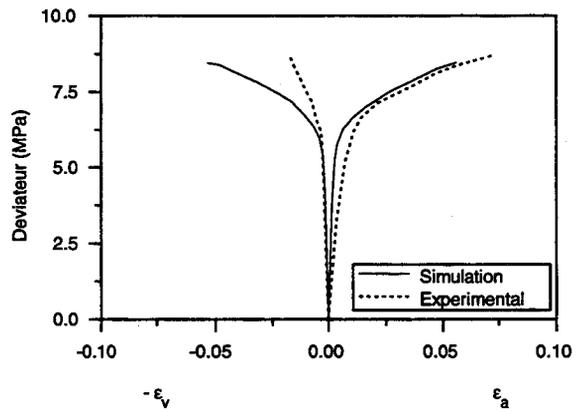
b - Chemin triaxial $P_{conf} = 4$ MPa



c - Chemin triaxial $P_{conf} = 50$ MPa



d - Chemin proportionnel $\sigma_1 / \sigma_3 = 2,35$



e - Chemin proportionnel $\sigma_1 / \sigma_3 = 5,10$

Fig. I-20 : Reproduction des essais de Shao (1987) avec le modèle de Lade-Shao
Simulations réalisées par Shao et al. (1991)

I.3. Conclusions

Lors d'une déplétion d'un réservoir constitué d'un fluide faiblement compressible, la déformabilité du milieu poreux conditionne les quantités de fluide récupérables. Lorsque le milieu poreux et le fluide sont faiblement compressibles, le champ risque de ne pas être économiquement exploitable en récupération primaire. Dans le cas des roches réservoirs très poreuses, la variation importante de la porosité lors de la déplétion conduit à des taux de récupération intéressants. La forte porosité de la roche réservoir induit un comportement non linéaire fortement dépendant du chemin de sollicitation. Il en est de même pour les évolutions du taux de récupération et des perméabilités au cours de la déplétion.

La présentation des approches généralement utilisées dans les estimations de production en ingénierie de réservoir a montré que l'expression du couplage entre la déformation du milieu poreux et son contenu en masse fluide est fortement simplifiée. Les équations couplées de la poromécanique autorisent, lorsque la loi de comportement du matériau est connue, une formulation plus générale du problème. Cette formulation devient indispensable lorsque les sollicitations imposées au milieu ou le comportement du matériau sont relativement complexes et qu'une méthode simplifiée ne peut plus être utilisée.

L'analyse des résultats donnés par les modèles de Cam-Clay et de Lade-Shao a permis de réaliser une synthèse des principaux concepts utilisés pour décrire le comportement des craies très poreuses. Le modèle de Cam-Clay est un modèle relativement simple qui permet avec un faible nombre de paramètres ayant un sens physique de représenter globalement le comportement du matériau étudié, particulièrement pour les confinements élevés. Toutefois, le faible nombre de paramètres peut parfois ne pas permettre de représenter précisément l'ensemble des particularités du comportement de certains types de matériaux. Le modèle de Lade-Shao est mieux adapté pour reproduire le comportement des craies très poreuses, toutefois, le nombre important de paramètres ainsi que la difficulté liée à leur détermination viennent compliquer son utilisation.

Les conclusions obtenues permettent, tout d'abord, de justifier la nécessité de deux mécanismes de déformation. Le premier mécanisme doit permettre de représenter le comportement du matériau sur des chemins à caractère déviatorique. La surface de charge doit permettre de réduire l'étendue du domaine d'élasticité sous chargement déviatorique défini par le modèle de Cam-Clay Modifié. Une surface du type Mohr-Coulomb ou Drucker-Prager doit permettre de répondre à cette exigence. Ce mécanisme doit être non-associé afin de reproduire la contractance observée expérimentalement ainsi que la diminution progressive des déformations volumiques à l'approche de la rupture. Le second mécanisme permet de représenter la réponse du matériau sur des chemins à pression moyenne prépondérante. On observe qu'une formulation associée, telle celle de Cam-Clay, faisant intervenir la pression moyenne effective ainsi que le second invariant du déviateur du tenseur des contraintes semble être représentative du comportement particulier de ce type de matériau.

CHAPITRE II

ÉLABORATION D'UN MODÈLE DE COMPORTEMENT ÉLASTO-PLASTIQUE POUR LES MATÉRIAUX CONSTITUTIFS DES RÉSERVOIRS PÉTROLIERS

Dans ce second chapitre, à partir des constatations physiques et expérimentales réalisées sur le comportement mécanique des craies très poreuses, nous élaborons un modèle de comportement élastoplastique à deux mécanismes. Nous proposons une méthodologie permettant la détermination des paramètres de ce modèle à partir d'un minimum de trois essais de laboratoire. Enfin, ce modèle est vérifié sur des essais de laboratoire.

II.1. Introduction

L'objectif du modèle recherché est de représenter, à partir des concepts physiques simples, les caractéristiques mécaniques du comportement des craies très poreuses et plus particulièrement, celles liées aux études de réservoir. Nous nous basons sur l'analyse bibliographique critique du comportement mécanique des roches réservoirs très poreuses présentée dans le premier chapitre. Nous supposons que le comportement élastique est linéaire et isotrope et nous négligeons, dans un premier temps, les effets de viscosité. Le comportement du matériau est donc supposé indépendant de la vitesse de sollicitation. Les travaux de modélisation présentés dans le premier chapitre indiquent que le comportement de ce type de matériau peut être décrit à partir d'un modèle de comportement élastoplastique à deux mécanismes de déformation.

Le modèle proposé comprend deux mécanismes de déformation (Longuemare et al., 1995). Le premier mécanisme, nommé déviatorique, reproduit la rupture du matériau par cisaillement sur des chemins de contrainte à caractère déviatorique. Ce mécanisme comporte un écrouissage non-associé permettant de générer la contractance du matériau observée expérimentalement. Le second mécanisme, nommé volumique, définit le comportement du matériau sur des chemins de contrainte isotropes ou faiblement déviatoriques. Ce mécanisme permet de fermer le domaine d'élasticité délimité par le mécanisme déviatorique.

II.2. Formulation du modèle

II.2.1. Partie élastique

La partie élastique est supposée linéaire et isotrope. Elle peut être définie par la donnée de deux constantes, le module d'Young (E) et le coefficient de Poisson (ν).

D'autres constantes telles que le module de cisaillement (μ ou G) et le coefficient $\lambda_{Lamé}$ (coefficients de Lamé) peuvent être définies à partir de ces constantes.

$$\mu = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad \text{et} \quad \lambda_{Lamé} = \frac{E\nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \quad (\text{II-1})$$

Avec ces constantes, le comportement de la partie élastique s'écrit sous la forme :

$$\sigma_{ij} = \lambda_{Lamé} \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij} \quad (\text{II-2})$$

II.2.2. Mécanisme déviatorique

Le mécanisme déviatorique est supposé représenter la réponse du matériau pour des états de chargement à caractère déviatorique. Lors de chargements déviatoriques (q/p' élevé), du fait de la faible cohésion, on n'observe pas de phénomènes de microfissuration dans les craies très poreuses (Charlez et al., 1993). Les mécanismes de déformation proviennent essentiellement de glissements et de micro-rotations des grains et la rupture se produit par cisaillement.

II.2.2.1. Surface de charge

Les résultats expérimentaux montrent que la résistance du matériau au cisaillement octaédrique augmente avec la pression moyenne (Figure I-10). L'utilisation des modèles existants montre que la surface de charge elliptique de Cam-Clay Modifié conduit à surestimer le domaine d'élasticité du matériau. La surface de charge déviatorique du modèle de Lade permet une meilleure représentation des limites d'élasticité et de rupture sous chargement déviatorique. Toutefois, son expression demeure complexe. Nous nous orientons vers une surface de charge du type Drucker-Prager qui suppose une augmentation linéaire de la résistance déviatorique du matériau avec la pression moyenne. Cette surface fait intervenir la cohésion et l'angle de frottement interne. Nous proposons l'expression suivante pour définir cette surface de charge :

$$f_d = q - \alpha p' - C = 0 \quad (\text{II-3})$$

$$p' = \frac{\sigma'_{ii}}{3} \quad q = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{3}{2}s_{ij}s_{ij}} \quad s_{ij} = \sigma_{ij} - p\delta_{ij} \quad (\text{II-4})$$

avec :

- p' pression moyenne effective,
- q déviateur du tenseur des contraintes,
- C paramètre représentant la cohésion du matériau.

Au cours du chargement, l'accumulation des déformations plastiques dans le matériau provoque une augmentation de l'angle de frottement mobilisé. L'écroûissage du matériau est représenté par l'évolution du paramètre α représentant l'ouverture du cône avec les déformations déviatoriques plastiques ε_d^p .

La loi d'écroûissage est définie par la relation suivante :

$$\alpha = \alpha(\varepsilon_d^p) = \alpha_o + (\alpha_{\text{lim}} - \alpha_o) * R \quad \text{avec} \quad R = \frac{\varepsilon_d^p}{a + \varepsilon_d^p} \quad (\text{II-5})$$

$$\varepsilon_d^p = \sqrt{\frac{2}{3}e_{ij}^p e_{ij}^p} \quad \text{et} \quad e_{ij}^p = \varepsilon_{ij}^p - \frac{1}{3}\varepsilon_{kk}^p \delta_{ij}$$

Cette relation exprime l'évolution de l'écroûissage avec les déformations déviatoriques plastiques d'une valeur $\alpha = \alpha_0$ correspondant au domaine d'élasticité initial à une valeur asymptotique $\alpha = \alpha_{lim}$ correspondant à la plasticité parfaite (Figure II-1).

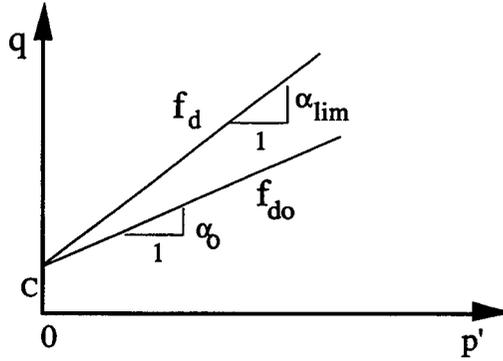


Fig. II-1 : Surface de charge déviatorique dans le plan (p', q)

Pour prendre en compte la variation de la résistance du matériau dans le plan déviatorique avec la direction du chargement, on propose la formulation suivante (Zienkiewicz et al., 1985) :

$$\alpha_o(\theta) = \frac{6 \sin \varphi_o}{3 + \sin \varphi_o \sin 3\theta} \quad (\text{II-6})$$

$$\alpha_{lim}(\theta) = \frac{6 \sin \varphi_{lim}}{3 + \sin \varphi_{lim} \sin 3\theta}$$

θ est l'angle de Lode qui peut être calculé à partir des second et troisième invariants du déviateur du tenseur des contraintes.

$$\theta = \frac{1}{3} \text{Arcsin}\left(\frac{-3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}}\right) \quad (\text{II-7})$$

$$-\frac{\pi}{6} \leq \theta \leq \frac{\pi}{6} \quad (\text{II-8})$$

φ_o et φ_{lim} sont deux paramètres du modèle qui donnent respectivement le domaine d'élasticité initial et la surface de rupture.

Cette formulation conduit à une ouverture maximale de la surface en compression triaxiale $\theta = -\frac{\pi}{6}$ et une ouverture minimale en extension triaxiale $\theta = \frac{\pi}{6}$ (Tableau II-1) :

Compression Triaxiale	Extension Triaxiale
$\alpha_o(-\frac{\pi}{6}) = \frac{6 \sin \varphi_o}{3 - \sin \varphi_o}$	$\alpha_o(\frac{\pi}{6}) = \frac{6 \sin \varphi_o}{3 + \sin \varphi_o}$
$\alpha_{lim}(-\frac{\pi}{6}) = \frac{6 \sin \varphi_{lim}}{3 - \sin \varphi_{lim}}$	$\alpha_{lim}(\frac{\pi}{6}) = \frac{6 \sin \varphi_{lim}}{3 + \sin \varphi_{lim}}$

Tableau II-1 : Bornes de la fonction d'écroissage en fonction de la direction de chargement

La figure II-2 illustre l'évolution de l'une des bornes de la fonction d'écroissage avec l'angle de Lode pour un angle de frottement de 17° . On observe qu'un critère indépendant de l'angle de Lode peut conduire à une sous-estimation ou surestimation de la résistance du matériau au cisaillement selon le chemin de chargement parcouru.

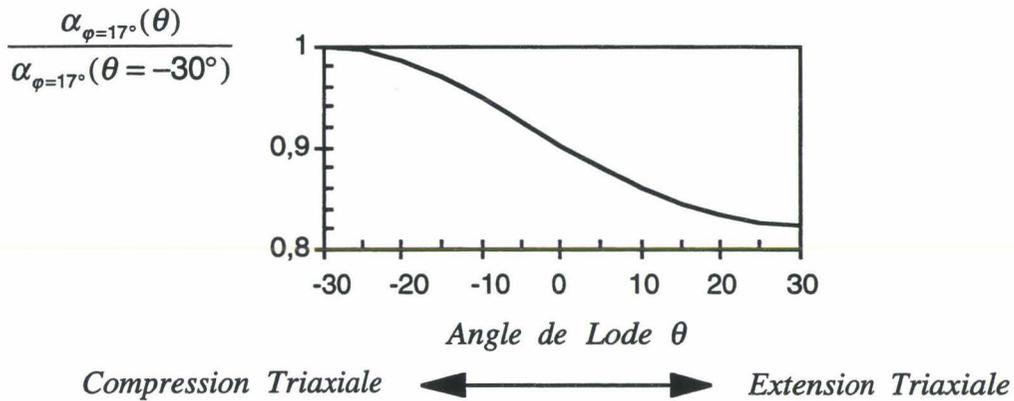


Fig. II-2 : Evolution de l'une des bornes de la fonction d'écroissage avec l'angle de Lode pour $\varphi=17^\circ$

II.2.2.2. Potentiel de plasticité

Sous chargement déviatorique, le comportement contractant des craies très poreuses ne peut pas être représenté en considérant un mécanisme associé. En effet, l'utilisation de la surface de charge retenue conduit à un comportement dilatant. Il est ainsi nécessaire de définir un potentiel plastique permettant de reproduire le comportement contractant ainsi qu'un état de déformation purement déviatorique à la rupture.

Le potentiel plastique choisi est de la forme :

$$g = q + \gamma p' \quad (\text{II-9})$$

γ représente le rapport entre les taux de déformations volumique et déviatorique plastiques. L'évolution de ce rapport durant le chargement est donnée par la relation :

$$\gamma = \gamma_0(1 - R) \quad (\text{II-10})$$

La figure II-3 donne une représentation du potentiel plastique dans l'espace (p', q) .

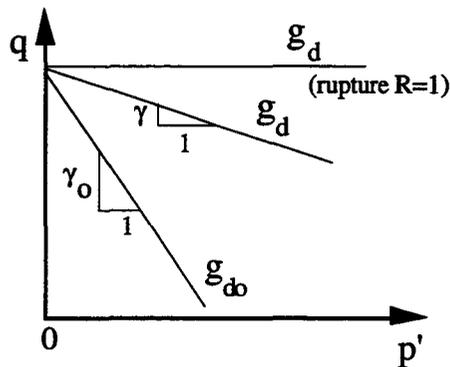


Fig. II-3 : Potentiel plastique déviatorique

La variable γ_0 permet de définir l'amplitude des déformations volumiques au début du chargement plastique. Le signe de cette variable désigne aussi la nature des déformations volumiques. Le comportement purement contractant est introduit par $\gamma > 0$ et la dilatance par une valeur $\gamma < 0$.

Il est important de remarquer que cette relation suppose la stabilisation des déformations volumiques plastiques à la rupture ($R=1$) : durant le chargement γ passe d'une valeur initiale γ_0 à zéro avec l'augmentation progressive des déformations déviatoriques plastiques.

II.2.3. Mécanisme volumique

Le mécanisme déviatorique possède un domaine d'élasticité ouvert dans la direction de l'axe hydrostatique alors que, pour un chargement de compression isotrope, les matériaux très poreux se déforment de manière irréversible. Il est donc nécessaire de définir un second mécanisme, que nous nommerons mécanisme volumique, permettant de fermer le domaine d'élasticité dans cette direction.

Nous avons constaté que les concepts du modèle de Cam-Clay permettent une bonne représentation du comportement mécanique des craies très poreuses pour les chargements à forts confinements. Le comportement du matériau, pour les faibles confinements, étant décrit par le mécanisme déviatorique, le mécanisme volumique ne doit pas être activé sur ce chemin de chargement. Nous définissons alors le mécanisme volumique par une surface de charge circulaire dans le plan (p',q) et centrée à l'origine. Ce mécanisme étant associé, la surface de charge est confondue avec le potentiel plastique.

L'expression de la surface de charge volumique est donnée par la relation :

$$f = q^2 + (p' - p_{cr})(p' + p_{cr}) \quad (\text{II-11})$$

La variable p_{cr} représente la fonction d'écrouissage.

L'étude des résultats de laboratoire indique que le comportement des craies très poreuses, en compression isotrope, comporte deux phases lors du chargement plastique (Shao, 1987). On distingue tout d'abord une première phase caractérisée par un effondrement de la structure poreuse du matériau provenant d'une rupture des ponts entre les grains et une seconde phase correspondant à un écrouissage du matériau par une augmentation progressive des contacts entre les grains. La loi d'écrouissage volumique du modèle de Lade-Shao fournit une bonne représentation de ces deux phases tandis que celle de Cam-Clay ne reproduit que la seconde phase. La première phase étant beaucoup moins importante que la seconde, nous négligeons celle-ci et utilisons la loi d'écrouissage du modèle de Cam-Clay.

La loi d'évolution de la variable p_{cr} est définie en fonction des déformations volumiques plastiques sous la forme :

$$\frac{\dot{p}'}{p'} = \beta \dot{\epsilon}_v^p \quad \text{d'où} \quad p_{cr} = p_{co} * e^{\beta \epsilon_v^p} \quad (\text{II-12})$$

La figure II-4 représente l'évolution de la surface de charge du mécanisme volumique au cours de l'écroutissage :

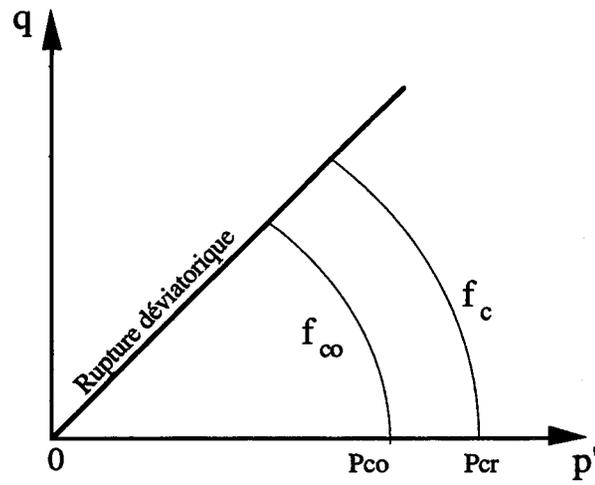


Fig. II-4 : Mécanisme volumique

II.2.4. Récapitulatif du modèle

Mécanisme déviatorique (non-associé) :

Surface de charge :

$$f_d = q - \alpha(\theta, R) * p' - C = 0 \quad (\text{II-13})$$

$$p' = \frac{\sigma'_{ii}}{3} \quad q = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{3}{2}s_{ij}s_{ij}} \quad s_{ij} = \sigma_{ij} - p\delta_{ij} \quad (\text{II-14})$$

Loi d'érouissage :

$$\alpha = \alpha(\varepsilon_d^p) = \alpha_o + (\alpha_{\text{lim}} - \alpha_o) * R \quad \text{avec} \quad R = \frac{\varepsilon_d^p}{a + \varepsilon_d^p} \quad (\text{II-15})$$

$$\varepsilon_d^p = \sqrt{\frac{2}{3}e_{ij}^pe_{ij}^p} \quad \text{et} \quad e_{ij}^p = \varepsilon_{ij}^p - \frac{1}{3}\varepsilon_{kk}^p\delta_{ij}$$

avec

$$\alpha_o(\theta) = \frac{6 \sin \varphi_o}{3 + \sin \varphi_o \sin 3\theta} \quad (\text{II-16})$$

$$\alpha_{\text{lim}}(\theta) = \frac{6 \sin \varphi_{\text{lim}}}{3 + \sin \varphi_{\text{lim}} \sin 3\theta}$$

$$\theta = \frac{1}{3} \text{Arcsin}\left(\frac{-3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}}\right) \quad (\text{II-17})$$

$$-\frac{\pi}{6} \leq \theta \leq \frac{\pi}{6} \quad (\text{II-18})$$

Potentiel plastique :

$$g = q + \gamma p' \quad (\text{II-19})$$

$$\gamma = \gamma_o(1 - R) \quad (\text{II-20})$$

Ce mécanisme est défini par les cinq paramètres :

- C cohésion du matériau
- φ_0 angle de frottement définissant le domaine élastique initial
- φ_{lim} angle de frottement définissant la rupture
- γ_0 orientation initiale du potentiel plastique
- a paramètre contrôlant la vitesse d'écroutissage

Mécanisme volumique (associé) :

Surface de charge volumique :

$$f = q^2 + (p' - p_{cr})(p' + p_{cr}) \quad (\text{II-21})$$

Loi d'écroutissage :

$$p_{cr} = p_{co} * e^{\beta \epsilon_v^p} \quad (\text{II-22})$$

Ce mécanisme est défini par les deux paramètres :

- p_{co} Pression effective de consolidation
- β Module d'écroutissage

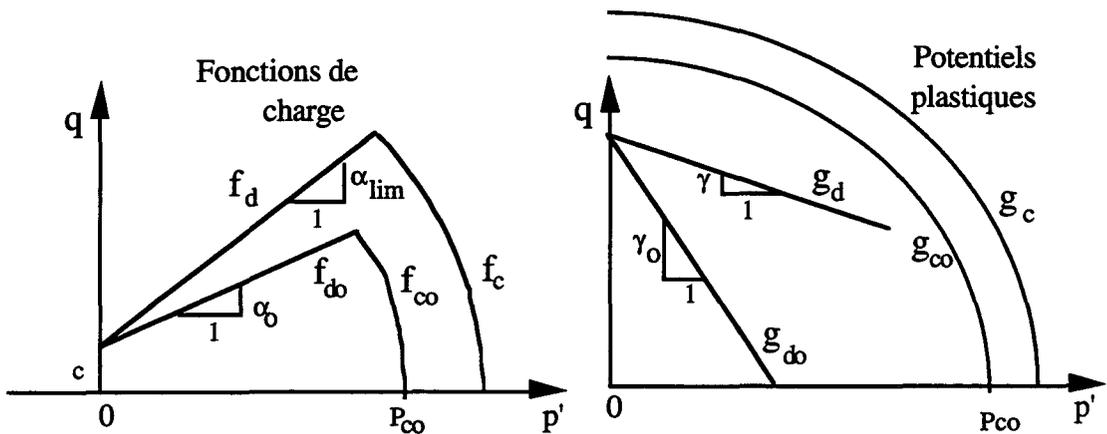


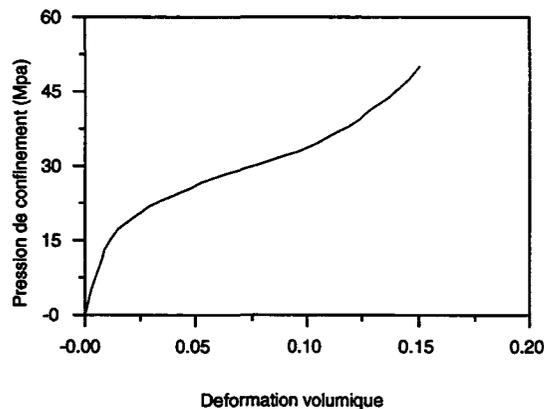
Fig. II-5 : Surfaces de charge et potentiels plastiques

II.2.5. Détermination des paramètres du modèle

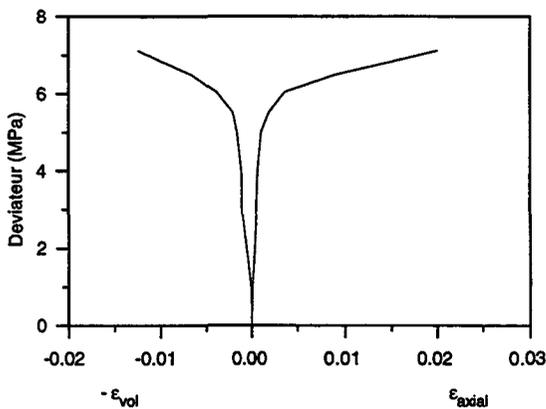
Nous présentons tout d'abord une méthodologie permettant la détermination des paramètres du modèle. Cette détermination permet de préciser la signification physique de chaque paramètre, ce qui facilite la compréhension du modèle. Nous étudions ensuite la sensibilité du modèle par rapport à la perturbation de ses paramètres.

II.2.5.1. Méthodologie

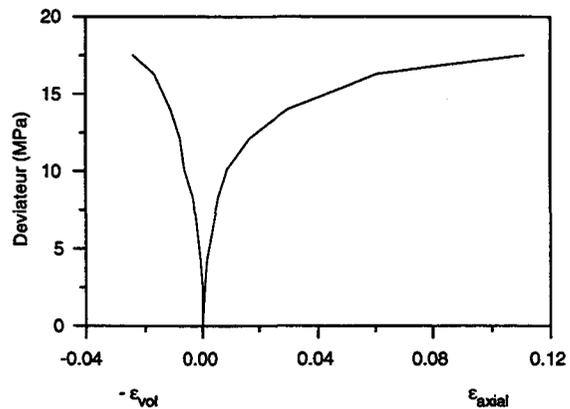
La détermination des paramètres du mécanisme volumique nécessite un essai de compression faiblement déviatorique. Nous utilisons pour cela un essai de compression isotrope. Pour le mécanisme déviatorique, il est nécessaire de disposer d'essais à caractère déviatorique prépondérant, nous utilisons deux essais de compression réalisés à des confinements différents. A titre d'illustration, nous allons utiliser les essais triaxiaux réalisés par Shao (1987) pour la détermination des paramètres du modèle. Ces essais sont donnés dans la figure II-6.



a - Essai de compression isotrope



b - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 2$ MPa



c - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 7$ MPa

Fig II-6 : Essais utilisés pour la détermination des paramètres du modèle
(Essais réalisés par Shao (1987))

Le mécanisme "isotrope" fait intervenir deux paramètres nommés P_{CO} et β .

Le paramètre P_{CO} fixe la limite élastique en compression isotrope. Sa valeur correspond à la pression moyenne à partir de laquelle des déformations irréversibles apparaissent dans le matériau lors d'un essai hydrostatique. Le résultat de l'essai hydrostatique représenté figure II-6-a permet d'évaluer ce paramètre à 17,5 MPa.

Le paramètre β représente le module d'écrouissage du matériau. Il relie linéairement les déformations volumiques plastiques au logarithme de la pression moyenne appliquée. Il peut être obtenu à partir d'un essai oedométrique ou hydrostatique en traçant la déformation volumique plastique en fonction du logarithme de la pression moyenne effective. Le module d'écrouissage représente alors la pente de la courbe obtenue dans les intervalles où celle-ci est linéaire.

En négligeant la déformation élastique en première approximation, l'essai de compression isotrope de la figure II-6-a nous permet d'estimer le module d'écrouissage à 9,5 (Figure II-7).

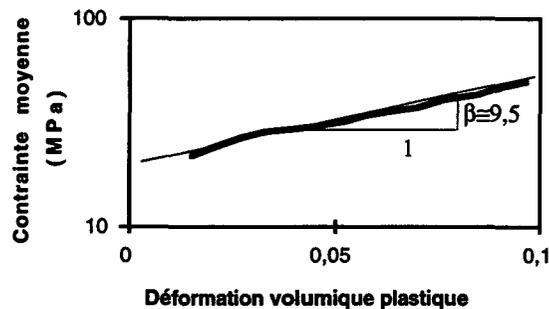


Fig. II-7 : Détermination du module d'écrouissage à partir d'un essai de compression isotrope

Le mécanisme déviatorique fait intervenir cinq paramètres (C ; φ_0 ; φ_{lim} ; γ_0 et a).

Le paramètre C représente la cohésion du matériau; α_0 et α_{lim} caractérisent respectivement les pentes des droites définissant les limites d'élasticité et de rupture du matériau dans le plan (p',q). Ces trois paramètres peuvent être déterminés à partir d'un minimum de deux essais triaxiaux à faible confinement.

La figure II-8 montre le positionnement des limites d'élasticité et de rupture pour les deux essais de compression triaxiale à contrainte latérale constante de 2 et 7 MPa. La mesure des pentes des droites définissant respectivement les limites d'élasticité et de rupture nous permet d'obtenir $\alpha_0 = 0,66$ et $\alpha_{lim} = 1,2$. En utilisant le tableau II-1, ces valeurs conduisent à $\varphi_0 = 17,3^\circ$ et $\varphi_{lim} = 30,0^\circ$. La cohésion C est donnée par le point d'intersection de ces deux droites avec l'axe du déviateur. La figure II-8 nous permet d'obtenir $C = 3$ MPa.

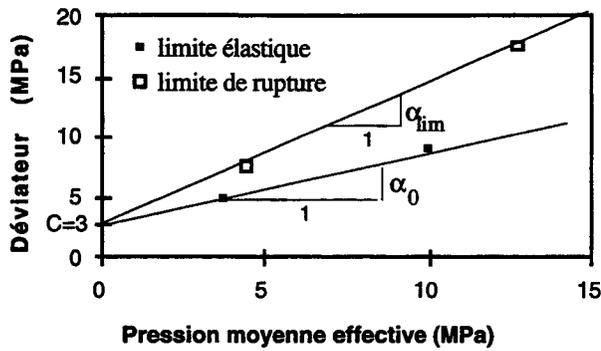


Fig. II-8 : Détermination des paramètres C ; α_0 et α_{lim}

Le paramètre a intervient dans l'expression de la fonction d'érouissage. Nous déterminons ce paramètre à partir de plusieurs états de contrainte dans le domaine plastique lors d'un essai de compression triaxiale. Chaque point est caractérisé par un niveau de contrainte et de déformation. Le chargement étant plastique, le point vérifie la condition $f_d=0$. Connaissant les paramètres α_0 ; α_{lim} et C , il est possible de déterminer ce paramètre à partir d'une régression linéaire.

Soit (q_i, p'_i) , un état de chargement plastique associé à une déformation déviatorique plastique ϵ_{di}^p , on obtient :

$$\alpha_i = \alpha_0 + (\alpha_{lim} - \alpha_0) * \frac{\epsilon_{di}^p}{a + \epsilon_{di}^p} \quad \text{avec} \quad \alpha_i = \frac{q_i - C}{p_i} \quad (II-23)$$

d'où
$$\frac{\alpha_{lim} - \alpha_0}{\alpha_i - \alpha_0} = a \left(\frac{1}{\epsilon_{di}^p} \right) + 1$$

Le tracé de la relation $(\alpha_{lim} - \alpha_0) / (\alpha_i - \alpha_0) = h(1 / \epsilon_{di}^p)$ pour différents états de contrainte dans le domaine plastique lors d'un essai triaxial réalisé à 7 MPa de confinement, nous permet d'estimer ce paramètre à 0,02 (Figure II-9).

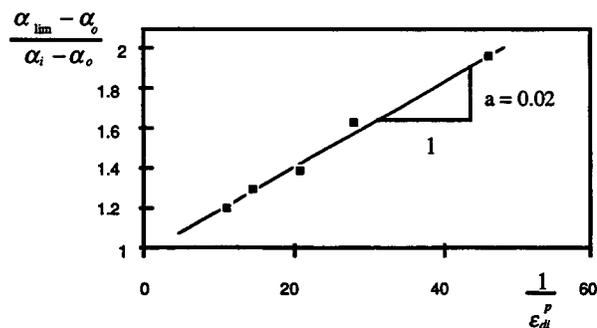


Fig. II-9 : Détermination du paramètre a

Le paramètre γ_o représente la pente du potentiel plastique au début du chargement plastique. Ce paramètre conditionne en fait la partition du tenseur des déformations en ses parties volumique et déviatorique.

$$\begin{bmatrix} d\varepsilon_v^p \\ d\varepsilon_d^p \end{bmatrix} = d\lambda \begin{bmatrix} \partial g / \partial p' \\ \partial g / \partial q \end{bmatrix} = d\lambda \begin{bmatrix} \gamma \\ 1 \end{bmatrix}$$

$$d'où \quad \frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_d^p} = \gamma \quad \text{avec} \quad \gamma = \gamma_o \left(1 - \frac{\varepsilon_d^p}{a + \varepsilon_d^p}\right) \quad (\text{II-24})$$

$$\text{et} \quad \frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_d^p} = \gamma_o \quad \text{au début du chargement plastique}$$

Ainsi, le tracé de la déformation volumique plastique en fonction de la déformation déviatorique plastique permet d'estimer la valeur de γ_o à partir de la pente initiale de cette courbe. Pour cela, seul le mécanisme déviatorique doit être activé sur le chemin de chargement choisi. La détermination de ce paramètre à partir de l'essai de compression triaxiale réalisé à 2 MPa de confinement donne $\gamma_o = 0,75$ (Figure II-10).

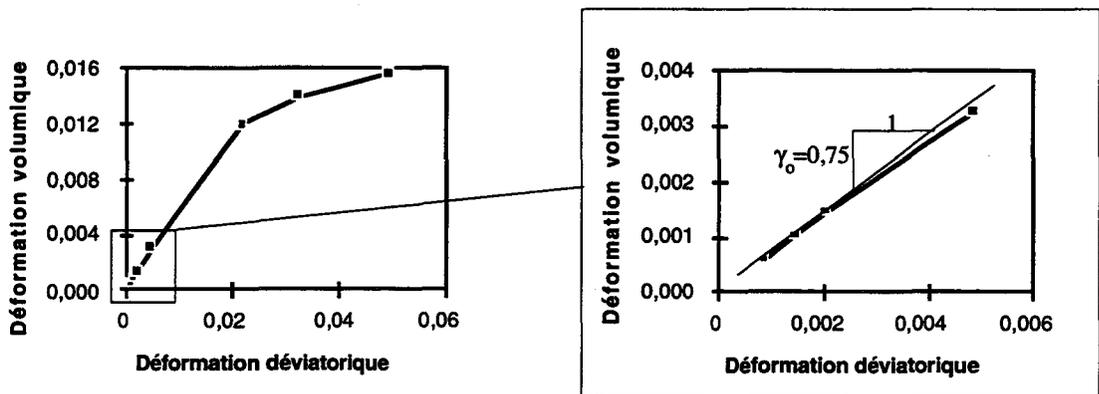


Fig. II-10 : Détermination du paramètre γ_o

II.2.5.2. Sensibilité du modèle par rapport à la perturbation de ses paramètres

La méthodologie présentée précédemment permet de déterminer les paramètres du modèle à partir de trois essais triaxiaux. Il paraît important d'étudier la sensibilité du modèle à la perturbation de ses paramètres afin de déterminer l'incertitude acceptable lors de leur détermination. Cette étude permet de mieux comprendre le rôle de chaque paramètre.

Pour réaliser cette étude, nous reprenons les paramètres déterminés précédemment (Tableau II-2) et considérons une variation de plus ou moins 20%.

E (MPa)	ν	C (MPa)	α_o	α_{lim}	γ_o	a	p_{co} (MPa)	β
3000	0,2	3,0	0,66	1,2	0,75	0,02	17,5	9,5

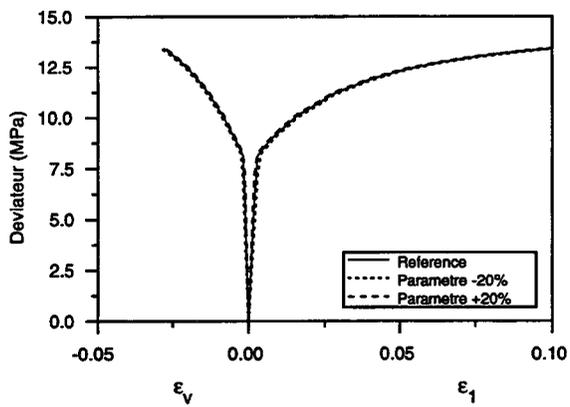
Tableau II-2 : Jeu de paramètre de référence

Cette étude a été réalisée sur des chemins de compression triaxiale à contrainte latérale constante (Figure II-11) et de compression isotrope (Figure II-12) permettant d'activer respectivement le mécanisme déviatorique et le mécanisme volumique.

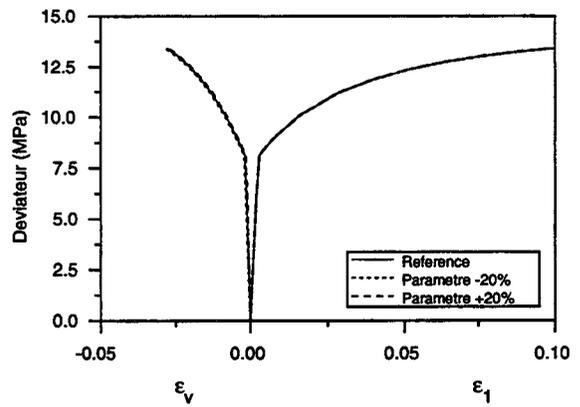
Du fait que les chemins de chargement testés induisent de fortes déformations plastiques dans le matériau, on observe qu'une légère perturbation des constantes élastiques ne modifie pas sensiblement la réponse du modèle. Toutefois, en calcul d'ouvrage, les déformations élastiques peuvent, dans certains cas, être significatives et une bonne détermination de ces constantes est alors nécessaire.

Sur un trajet de compression triaxiale à contrainte latérale constante, une modification de la cohésion C du matériau entraîne une évolution identique des limites d'élasticité et de rupture du matériau. On vérifie qu'une modification des angles d'ouverture initiale α_o et finale α_{lim} modifie respectivement et indépendamment la limite d'élasticité et la limite de rupture du matériau. Une détermination imprécise de la cohésion C ou de l'angle d'ouverture limite conduit à une erreur sur le déviateur de contrainte à la rupture. Le caractère déviatorique de ce mécanisme explique la faible influence du paramètre γ_o , qui détermine la partition initiale entre les déformations volumique et déviatorique plastiques. En effet, au cours de l'écroutissage, les déformations deviennent essentiellement déviatoriques quelle que soit la valeur initiale de ce paramètre. Le paramètre a détermine la vitesse d'écroutissage du matériau tant au niveau de l'angle de frottement mobilisé que de la direction des incréments de déformation plastique. Une faible valeur de a conduit rapidement à la rupture du matériau par un écroutissage rapide et de faibles déformations de volume tandis qu'une forte valeur de a induit un écroutissage plus progressif et des déformations volumiques plus importantes.

La sensibilité du mécanisme volumique vis à vis de ses paramètres est testée sur un chemin de compression isotrope (Figure II-12). Le paramètre P_{co} détermine l'étendue du domaine d'élasticité à fort confinement, une détermination imprécise de ce paramètre ne modifie pas les rigidités élastique et plastique du matériau mais uniquement le positionnement de la limite d'élasticité. Le module d'écroutissage détermine quant à lui la rigidité plastique du matériau.



a - Influence du Module d'Young E



b - Influence du Coefficient de Poisson ν

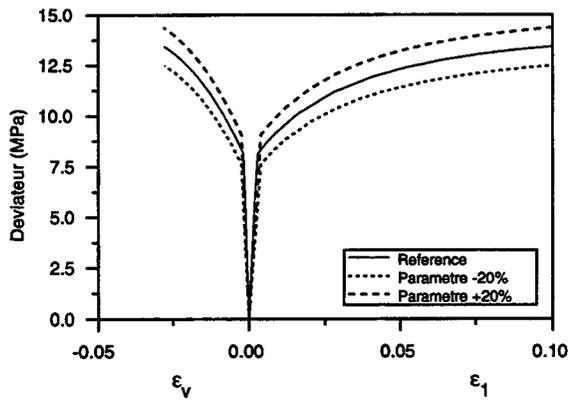


Fig. II-11-c : Influence de la cohésion c

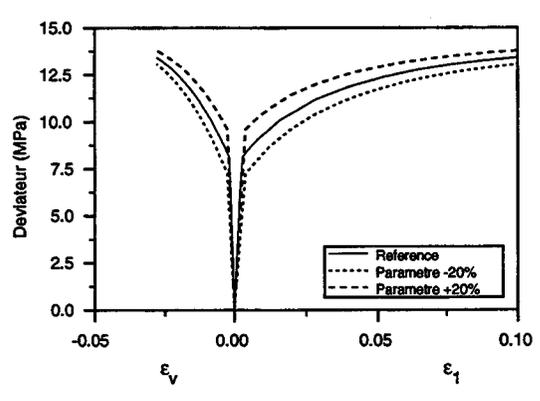
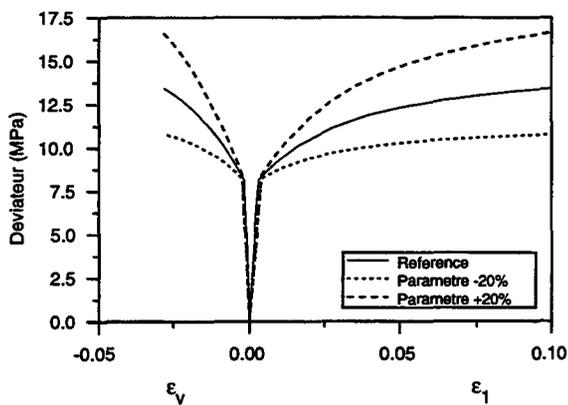
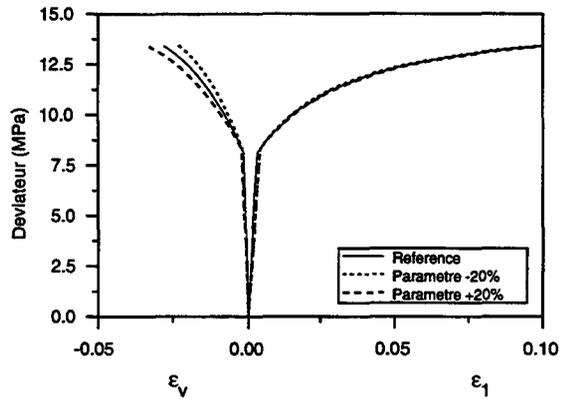


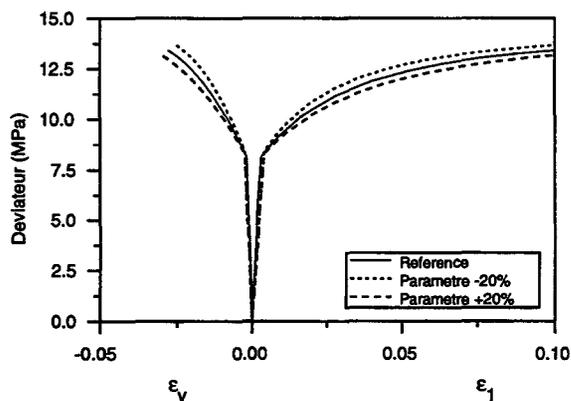
Fig. II-11-d : Influence du paramètre α_0



e - Influence du paramètre α_{lim}

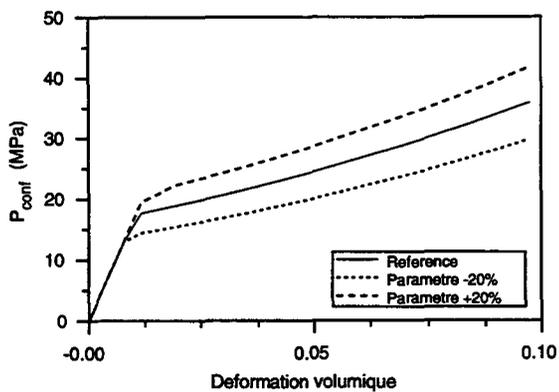


f - Influence du paramètre γ_o

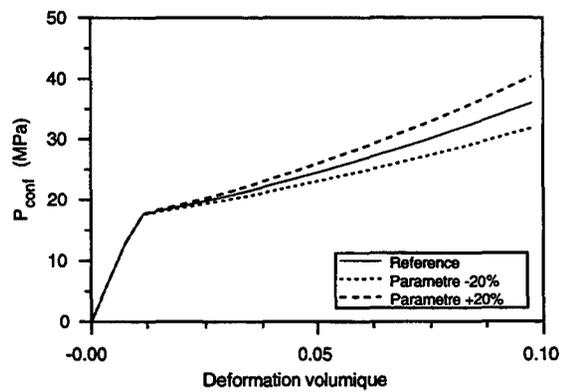


g : Influence du paramètre a

Fig. II-11 : Sensibilité du mécanisme déviatorique à la perturbation de ses paramètres



a - Influence du paramètre p_{co}



b - Influence du paramètre β

Fig. II-12 : Sensibilité du mécanisme volumique à la perturbation de ses paramètres

II.3. Validation du modèle sur des essais de laboratoire

Les essais de laboratoire, présentés dans le premier chapitre et réalisés sur une variété de craies très poreuses selon différents chemins de chargement, sont utilisés pour examiner le domaine de validité du modèle, c'est à dire son aptitude à représenter le comportement du matériau sur divers chemins de sollicitations. Nous présentons tout d'abord une validation du modèle sur des chemins de chargement en compression triaxiale, puis dans une seconde partie, une comparaison avec des essais de torsion sur cylindre creux.

II.3.1. Validation sur des essais triaxiaux réalisés par Shao (1987)

Les essais de laboratoire utilisés sont constitués d'essais de compression isotrope et de compression triaxiale avec une contrainte latérale constante ou proportionnelle en condition drainée. Dans un premier temps, nous déterminons les paramètres du modèle sur les chemins de calage. Nous vérifions ensuite la formulation du modèle selon d'autres chemins de chargement.

Les essais de calage utilisés pour la détermination des paramètres rhéologiques sont l'essai de compression isotrope et deux essais de compression triaxiale à contrainte latérale maintenue constante à 2 et 7 MPa. Les paramètres sont déterminés d'après la méthodologie présentée précédemment. Ils sont donnés dans le tableau II-3.

E (MPa)	ν	C (MPa)	φ_o	φ_{lim}	γ_o	a	p_{co} (MPa)	β
3000	0,2	3,0	17,3°	30°	0,75	0,02	17,5	9,5

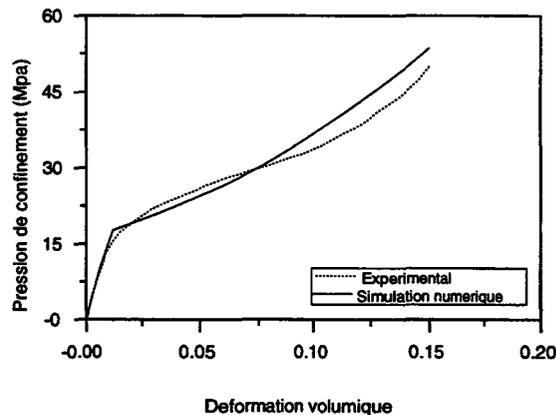
Tableau II-3 : Jeu de paramètres déterminés à partir des essais de Shao (1987)

Nous présentons tout d'abord la reproduction par le modèle des essais utilisés pour la détermination des paramètres, ensuite les prédictions du modèle seront confrontées aux résultats des essais non utilisés dans la détermination des paramètres.

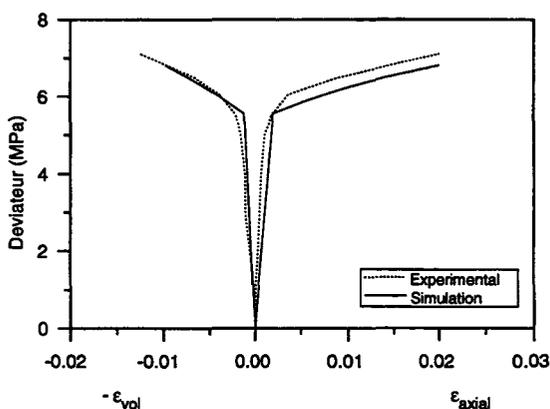
Reproduction des essais de calage

La figure II-13 montre une confrontation des résultats des simulations et des essais utilisés pour la détermination des paramètres. On observe que, sur le chemin de compression isotrope, la limite d'élasticité initiale du matériau ainsi que son module d'écrouissage sont correctement reproduits. La loi d'écrouissage du mécanisme volumique ne considère que la seconde phase de déformation et néglige la première. La superposition de la courbe expérimentale et de la prédiction du modèle confirme que le comportement du matériau peut être globalement décrit en utilisant cette hypothèse et justifie la loi d'écrouissage simplifiée utilisée.

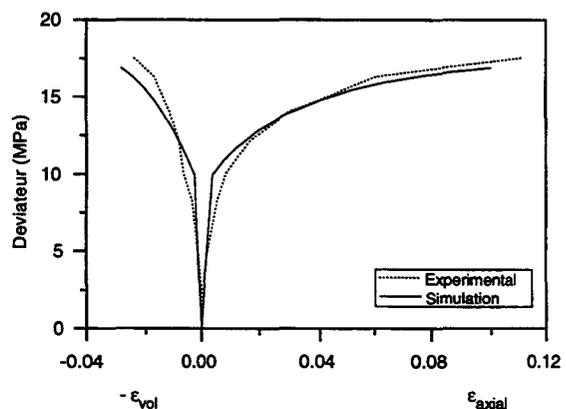
Les prédictions du modèle comparées aux résultats de laboratoire sur des chemins de sollicitation en compression triaxiale permettent de vérifier le jeu de paramètres du mécanisme déviatorique relativement aux essais de calage. On observe que ce jeu de paramètres représente correctement les limites d'élasticité et de rupture du matériau, l'évolution de l'écrouissage ainsi que la déformation volumique.



a - Essai de compression isotrope



b - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 2 \text{ MPa}$



c - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 7 \text{ MPa}$

Fig. II-13 : *Reproduction des essais utilisés dans la détermination des paramètres (Essais de Shao, 1987)*

Vérification

Les essais utilisés pour la vérification de la formulation du modèle sont, d'une part, des essais drainés de compression triaxiale avec une contrainte latérale maintenue constante de 4, 5, 10, 15, 20, 30, 40 et 50 MPa (Figures II-14) et, d'autre part, des essais proportionnels (σ_1 / σ_3 constant) avec des rapports σ_1 / σ_3 de 1,22, 1,60, 2,35 et 5,10 (Figures II-15).

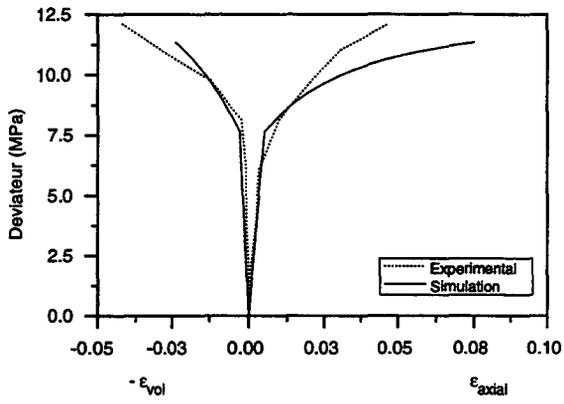
Les chemins de sollicitation utilisés pour la validation peuvent être décomposés en trois groupes.

On distingue tout d'abord les chemins à caractère fortement déviatorique caractérisés par un faible confinement (Figures II-14-a,b) ou un rapport de proportionnalité important entre les contraintes axiale et latérale (Figure II-15-d). Sur ce type de chargement le mécanisme déviatorique est fortement mobilisé. On observe que le jeu de paramètres utilisé donne une bonne représentation des limites d'élasticité et de rupture. La comparaison entre les prédictions du modèle et l'expérience sur le chemin de chargement caractérisé par un confinement initial de 4 MPa montre une légère différence. Toutefois, on observe que le comportement du matériau sur ce chemin est sensiblement différent par rapport à ceux obtenus pour des confinements voisins. Les essais réalisés à des confinements de 2 et 5 et 7 indiquent une faible déformation volumique contractante du matériau. L'essai de compression à un confinement de 4 MPa ne montre pas de dilatance latérale, cela conduit alors à une déformation volumique beaucoup plus importante.

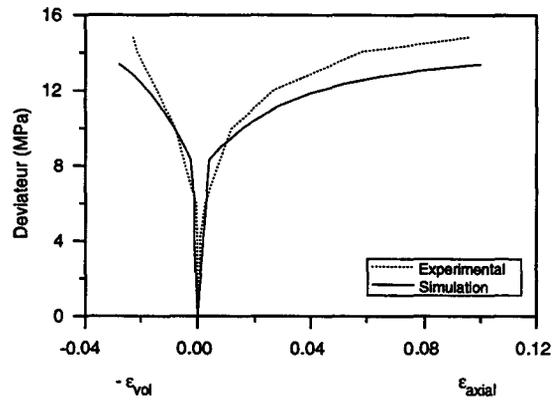
Le second groupe d'essais de vérification est constitué des chemins de chargement faiblement déviatoriques (Figures II-14-d,e,f,g,h et II-15-a,b). La confrontation des prédictions du modèle aux résultats de laboratoire montre que la surface de charge volumique associée de forme circulaire dans le plan (p',q) ainsi que la loi d'écrouissage donne une bonne représentation du comportement du matériau.

Le troisième et dernier groupe d'essais de vérification est constitué des chemins de chargement activant les deux mécanismes de déformation (Figures II-14-c et II-15-c). Sur ces chemins, la combinaison des deux mécanismes permet de représenter la réponse du matériau et permet de vérifier le couplage entre les deux mécanismes. Le mécanisme de déformation déviatorique est activé vers la fin du chargement pour l'essai de compression triaxiale à 10 MPa de confinement et permet de représenter la rupture du matériau.

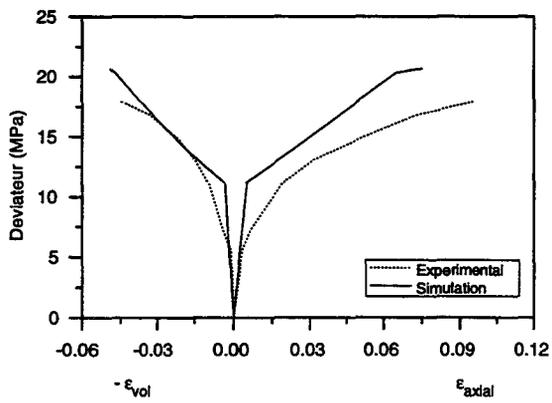
Pour les confinements supérieurs ou égaux à 20 MPa (Figure II-14-e,f,g,h), les déviateurs de contrainte deviennent rapidement très importants et il est intéressant de remarquer que seul le mécanisme volumique du modèle se trouve activé ce qui correspond parfaitement aux observations expérimentales qui ne montrent pas de signe de rupture par cisaillement. Cette constatation permet de justifier ainsi la forme linéaire du mécanisme déviatorique dans le plan (p',q), en effet, une forme parabolique réduit la résistance au cisaillement à fort confinement et peut ainsi induire une rupture par cisaillement qui n'est pas observée expérimentalement pour les niveaux de contraintes testés.



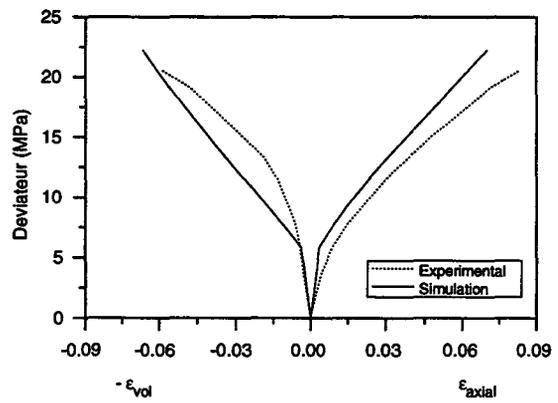
a - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 4$ MPa



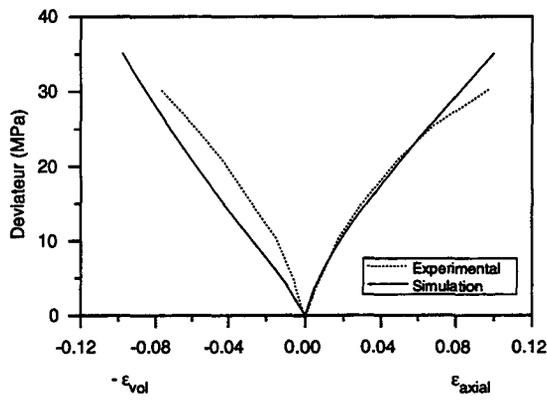
b - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 5$ MPa



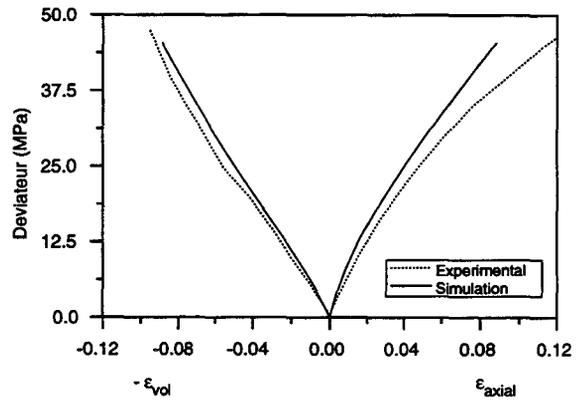
c - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 10$ MPa



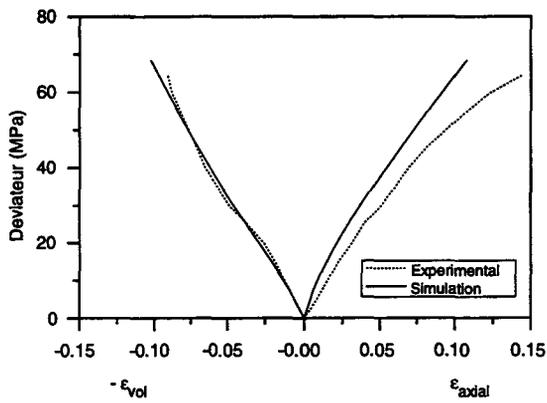
d - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 15$ MPa



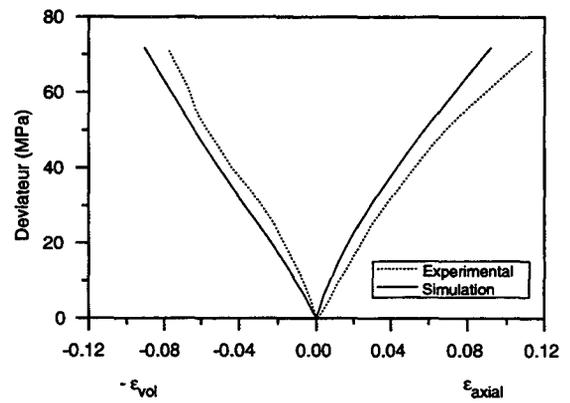
e - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 20$ MPa



f - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 30$ MPa

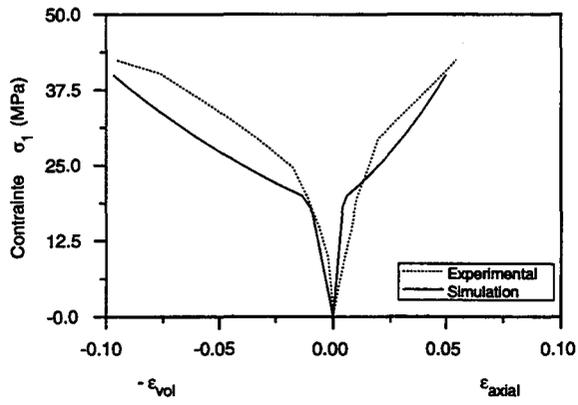


g - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 40$ MPa

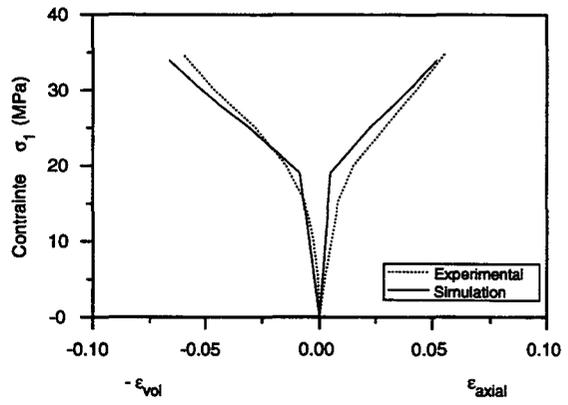


h - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 50$ MPa

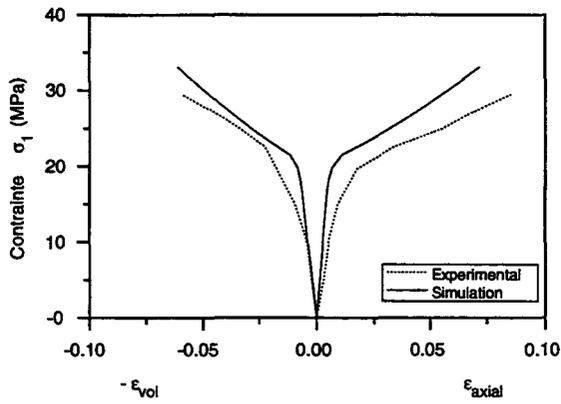
Fig. II-14 : Vérification du modèle sur des essais non utilisés lors de la détermination des paramètres
(Essais à contrainte latérale constante (Shao, 1987))



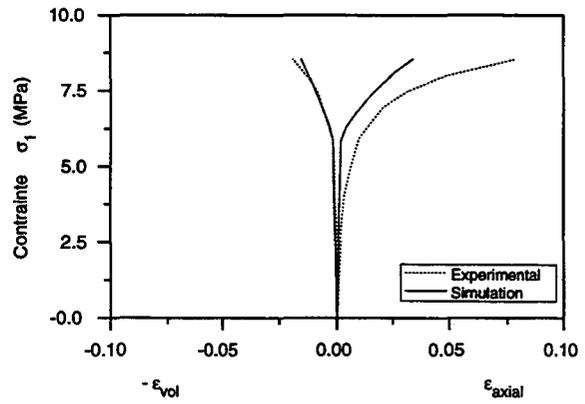
a - Essai proportionnel $\sigma_1 / \sigma_3 = 1,22$



b - Essai proportionnel $\sigma_1 / \sigma_3 = 1,60$



c - Essai proportionnel $\sigma_1 / \sigma_3 = 2,35$



d - Essai proportionnel $\sigma_1 / \sigma_3 = 5,10$

Fig. II-15 : Vérification du modèle sur des essais non utilisés lors de la détermination des paramètres
(Essais triaxiaux proportionnels (Shao, 1987))

II.3.2. Validation sur des essais de torsion réalisés par Prevost (1991)

La partie précédente nous a permis de valider la formulation du modèle sur des essais de compression triaxiale. Lors de l'étude du comportement des structures, les chemins de sollicitations sont généralement différents des chemins triaxiaux, il est alors nécessaire de s'assurer que le modèle de comportement utilisé est apte à reproduire la réponse du matériau sur ces chemins. Nous désirons comparer les prédictions du modèle avec les résultats des essais de torsion sur cylindre creux (Prevost, 1991) présentés dans la première partie de ce travail. Le matériau utilisé est une craie blanche très poreuse provenant de la carrière de Lezennes dans le Nord de la France.

Nous disposons de trois essais, permettant de déterminer les paramètres rhéologiques, comprenant un essai de compression isotrope et deux essais de compression triaxiale avec des contraintes latérales maintenues constantes à 2 et 10 MPa. Les caractéristiques élastiques sont supposées identiques. Il est nécessaire de préciser que les essais de compression triaxiale utilisés pour la détermination des paramètres du mécanisme déviatorique ne permettent pas de distinguer précisément la partie élastique, ce qui ne permet pas une évaluation précise de α_o . Le jeu de paramètres obtenu est donné dans le tableau II-4.

E (MPa)	ν	C (MPa)	ϕ_o	ϕ_{lim}	γ_o	a	p_{co} (MPa)	β
3000	0,2	2,5	13,4°	30°	3,00	0,001	13,0	13,0

Tableau II-4 : Jeu de paramètres pour les essais réalisés par Prevost (1991)

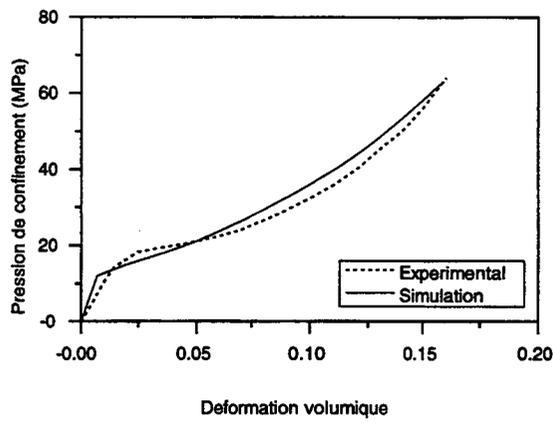
Les essais de torsion que nous présentons ont été réalisés sur un cylindre épais, ce qui rend l'état de contrainte dans le matériau non-homogène. Nos simulations numériques étant locales, il est nécessaire de considérer un rayon moyen sur le cylindre relativement auquel nous estimons l'état de contrainte et de déformation de cisaillement. Une simulation plus rigoureuse nécessiterait un calcul sur la structure complète par une méthode du type éléments-finis.

Reproduction des essais de calage

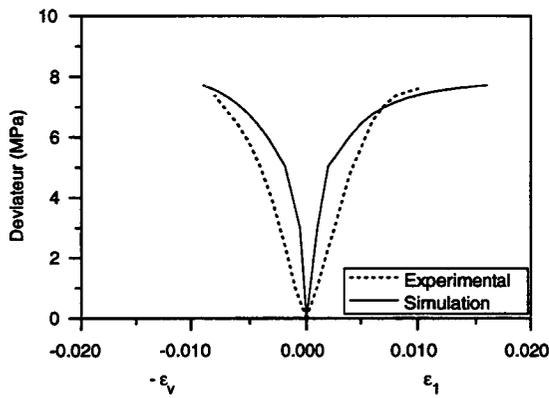
A partir du jeu de paramètres donné dans le tableau II-4, nous comparons les prédictions du modèle aux essais utilisés dans la détermination des paramètres (Figure II-16).

Les paramètres du mécanisme volumique ont été calculés à partir de l'essai de compression isotrope. Au cours de cet essai, la phase de rupture des ponts entre les grains est très faible et la phase d'écrouissage due à l'augmentation des contacts entre grains est prépondérante. On remarque que les paramètres obtenus permettent une bonne représentation du comportement du matériau sur ce chemin, tant au niveau de la limite élastique que du module d'écrouissage. Pour ce trajet de chargement, on constate que les valeurs du module d'Young et du coefficient de Poisson utilisées surestiment le module de compressibilité élastique.

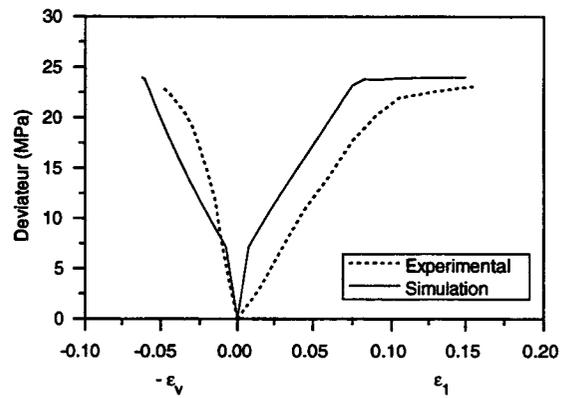
Les paramètres du mécanisme déviatorique ont été déterminés à partir des essais de compression triaxiale. La réponse du modèle sur le chemin de compression triaxiale à 2 MPa de confinement montre qu'un module d'Young de 3000 MPa induit une surestimation de la rigidité élastique du matériau. Toutefois, les paramètres du modèle permettent une bonne caractérisation du comportement du matériau dans le domaine plastique. Le chemin de compression triaxiale à 2 MPa de confinement active le mécanisme déviatorique alors que pour le trajet de chargement à 10 MPa de confinement, le mécanisme volumique est activé puis le mécanisme déviatorique jusqu'à la rupture du matériau.



a - Essai de compression isotrope



b - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 2 \text{ MPa}$



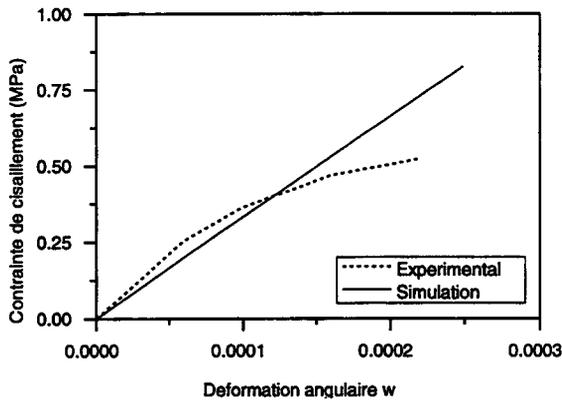
c - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 10 \text{ MPa}$

Fig. II-16 : *Reproduction des essais de calage - Essais de Prevost (1991)*

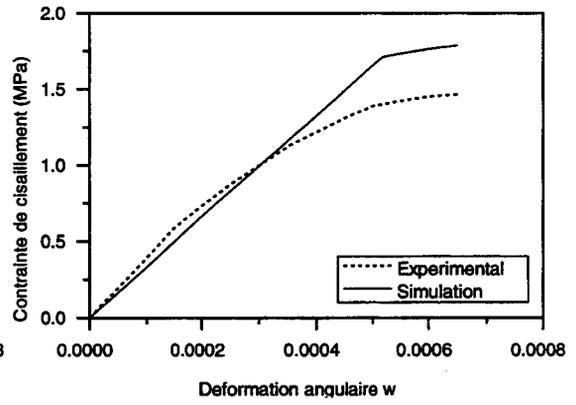
Vérification de la formulation du modèle

Nous vérifions le modèle sur les essais de torsion réalisés à des confinements compris entre 0 et 14 MPa. La figure II-17 présente la réponse du modèle comparée aux résultats expérimentaux.

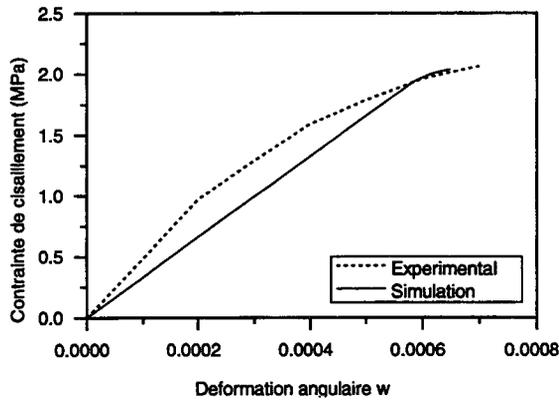
La première remarque concerne le comportement élastique du matériau. On constate, sur les essais à faibles confinements (Figures II-17-a,b), que le matériau possède un domaine d'élasticité et que cette partie est très bien décrite par un module d'Young de 3000 MPa et un coefficient de Poisson de 0,2. On observe ensuite que lorsque la pression de confinement devient plus importante la rigidité élastique évolue. L'hypothèse d'une indépendance des caractéristiques élastiques du matériau de la pression moyenne ne permet pas de représenter correctement ce comportement. L'évolution du module d'Young avec la pression de confinement peut être représentée de manière simple en utilisant une loi hypo-élastique. Le module d'Young est supposé égal à 3000 MPa pour les confinements inférieurs ou égaux à 1 MPa et celui-ci évolue ensuite lorsque le confinement appliqué sur le matériau augmente. Pour les essais réalisés à des confinements élevés, on note que le domaine d'élasticité défini par le modèle est trop important. Il est donc nécessaire de réduire le paramètre α_0 afin de diminuer le domaine élastique déviatorique du matériau. En ce qui concerne la résistance au cisaillement, on note que le modèle la surestime pour les faibles confinements ($P_c < 1$ MPa), la reproduit correctement pour les confinements intermédiaires ($1 \text{ MPa} < P_c < 11 \text{ MPa}$) et la sous-estime pour les confinements élevés ($P_c = 14 \text{ MPa}$).



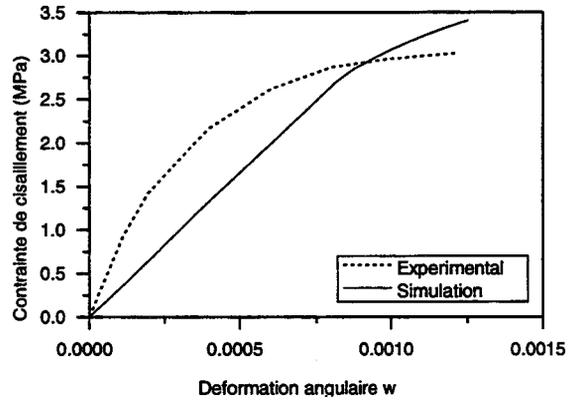
a - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 0$ MPa



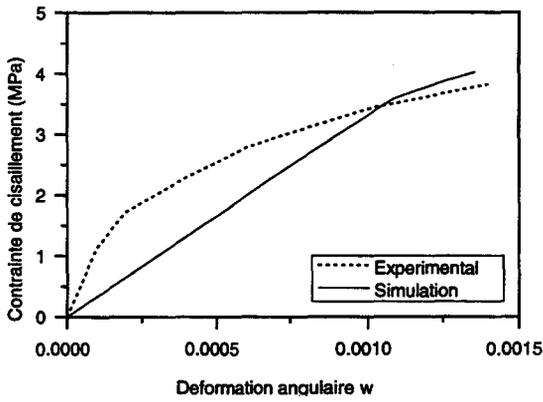
b - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 1$ MPa



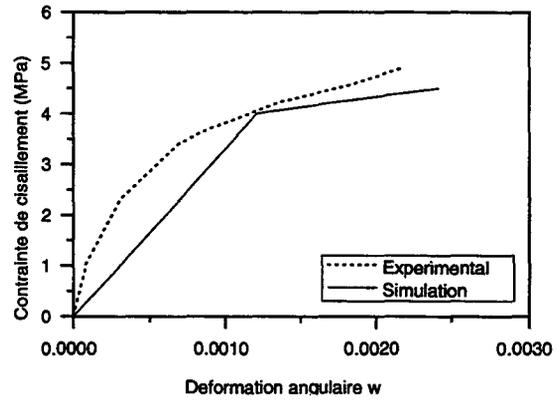
c - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 2$ MPa



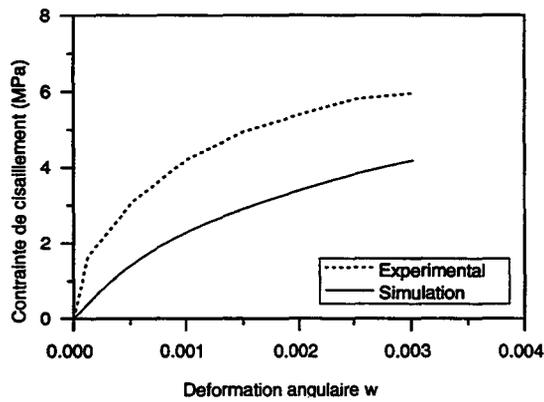
d - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 5$ MPa



e - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 8$ MPa



f - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 11$ MPa



g - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 14$ MPa

Fig. II-17 : Vérification du modèle sur des essais de torsion sur cylindre creux
Essais réalisés par Prevost (1991)

II.3.3. Améliorations possibles du modèle

Apport d'un critère de rupture en traction

Pour les essais de torsion à faible confinement ($P_c=0$ et 1 MPa), la contrainte de cisaillement dépasse la pression initiale de confinement, cela signifie alors que la contrainte principale mineure entraîne une rupture du matériau par traction. Un critère de rupture en traction devrait permettre de rendre compte de ce phénomène.

Nous supposons que la rupture en traction du matériau intervient lorsque la contrainte mineure devient négative (traction) et atteint une valeur critique notée T .

$$f_t = \sigma_3 - T = 0 \quad \text{avec} \quad T \leq 0 \quad (\text{II-25})$$

La valeur de $T=-0.5$ MPa permet de reproduire la rupture du matériau sur les essais à 0 et 1 MPa de confinement (Figure II-18).

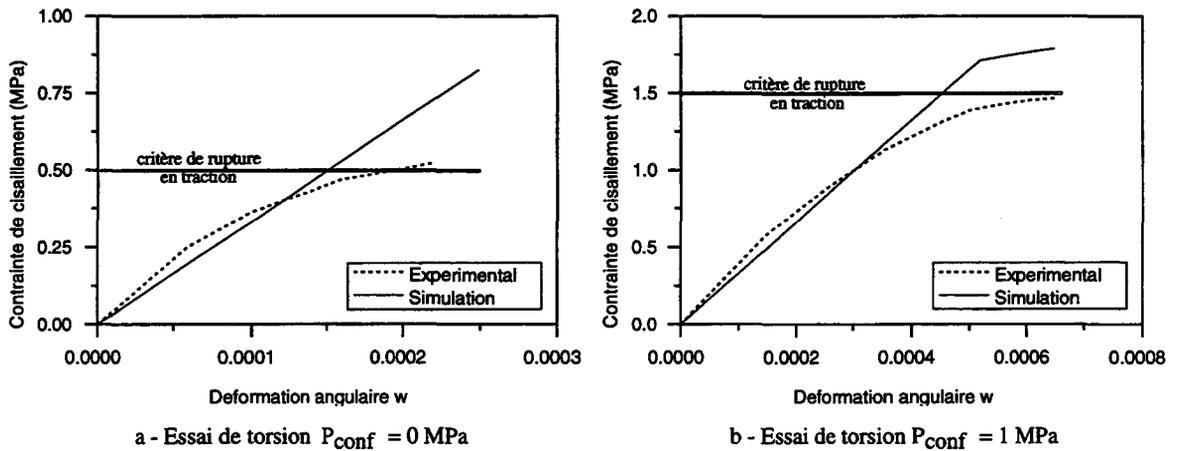


Fig. II-18 : Apport d'un critère de rupture en traction

Comportement élastique non-linéaire

L'étude précédente nous a permis de constater que lorsque la partie élastique du comportement est conséquente, il est nécessaire de caractériser correctement le comportement élastique du matériau. Dans cette partie, nous proposons l'utilisation d'une loi d'hypoélasticité pour représenter l'évolution du module d'Young. De plus, les résultats obtenus sur les essais de torsion montrent que le jeu de paramètres du mécanisme déviatorique surestime le domaine d'élasticité. Il est de ce fait nécessaire de diminuer l'amplitude du domaine élastique en réduisant le paramètre α_0 .

Lorsque le comportement élastique du matériau est non-linéaire, la première hypothèse consiste à supposer que le module d'Young évolue avec la pression moyenne effective appliquée sur le matériau selon la forme suivante :

$$E = E_{ref} * \left(\frac{p'}{p_{ref}} \right)^n \quad (\text{II-26})$$

Il est important de noter que cette formulation en module tangent n'est pas en accord avec les principes de conservation de l'énergie. En effet, sur un chemin de chargement fermé et selon le sens de rotation, le modèle peut générer ou dissiper de l'énergie ce qui est en désaccord avec le principe de l'élasticité. Une formulation plus rigoureuse exigerait une loi hyper-élastique où l'évolution du module d'Young est fonction des premier et second invariants du tenseur des contraintes (Lade et al., 1987). Néanmoins, nos applications ne faisant pas intervenir de phénomènes de charge-décharge et en raison de sa simplicité de mise en œuvre nous utilisons cette formulation.

Les résultats précédents nous indiquent le choix des valeurs de référence. Nous considérons que le module d'Young est égal à 3000 MPa pour une pression moyenne inférieure ou égale à 1 MPa, ce qui conduit à :

$$\begin{aligned} p' \leq 1 \text{ MPa} \quad E &= 3000 \text{ MPa} \\ p' > 1 \text{ MPa} \quad E &= E_{ref} * \left(\frac{p'}{p_{ref}} \right)^n \end{aligned} \quad (\text{II-27})$$

avec $E_{ref} = 3000 \text{ MPa}$
 $p_{ref} = 1 \text{ MPa}$

De nombreux essais mécaniques sur des sables de porosité allant de 0,35 à 0,50 (Janbu, 1963) indiquent que le paramètre n se situe entre 0,35 et 0,55.

Le jeu de paramètres utilisé est donné dans le tableau II-5.

E_{ref} (MPa)	ν	n	p_{ref} (MPa)	C (MPa)	ϕ_o	ϕ_{lim}	γ_o	a	p_{co} (MPa)	β
3000	0,2	0,5	1	2,5	0,0°	30°	3,00	0,001	13,0	13,0

Tableau II-5 : Paramètres du modèle en considérant une élasticité non-linéaire

A partir des paramètres obtenus, nous comparons la réponse du modèle aux résultats de laboratoire selon différents chemins de chargement. Nous commençons tout d'abord par représenter les chemins de calage puis les chemins de vérification.

- Reproduction des chemins de calage

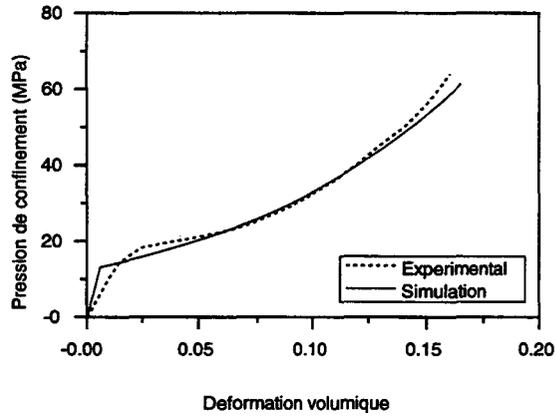
La figure II-19 compare les prédictions du modèle aux résultats des essais de calage.

Le jeu de paramètres obtenu donne une bonne reproduction de l'essai en compression isotrope et de l'essai de compression à 2 MPa de confinement. Le mécanisme volumique ne reproduit pas correctement l'essai triaxial à 10 MPa de confinement, toutefois, le mécanisme déviatorique définit correctement sa rupture par cisaillement.

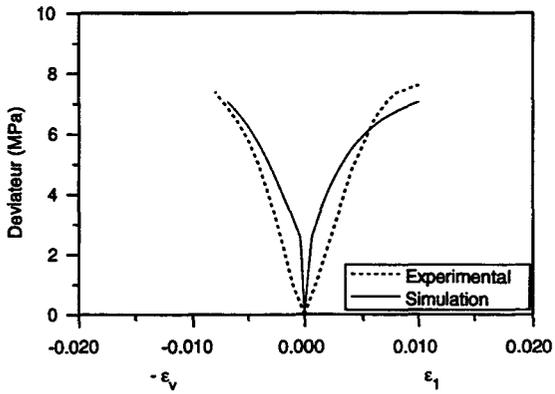
- Vérification de la formulation de la version améliorée du modèle

La figure II-20 compare les prédictions du modèle aux essais de torsion.

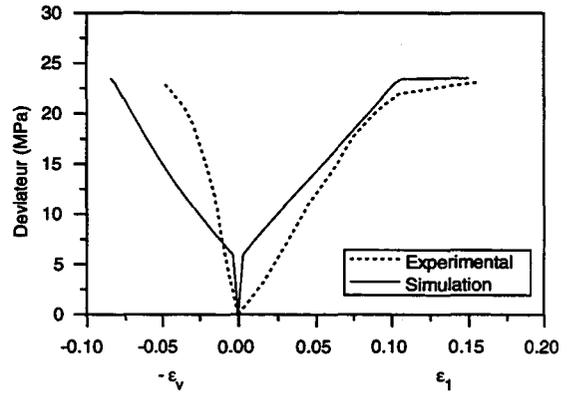
Les résultats obtenus montrent l'importance d'une description correcte de la partie élastique. On constate que la loi d'élasticité non-linéaire choisie donne une bonne représentation de l'évolution de la rigidité élastique du matériau avec la pression moyenne effective. Le mécanisme déviatorique donne une bonne description de l'écrouissage et de la rupture du matériau par cisaillement (Figures II-20-b,c,d,e,f). En l'absence de confinement, la rupture du matériau doit être représentée par un critère de traction. Pour les confinements importants, le mécanisme volumique tend à sous-estimer la résistance du matériau au cisaillement (Figure II-20-g).



a - Essai de compression isotrope

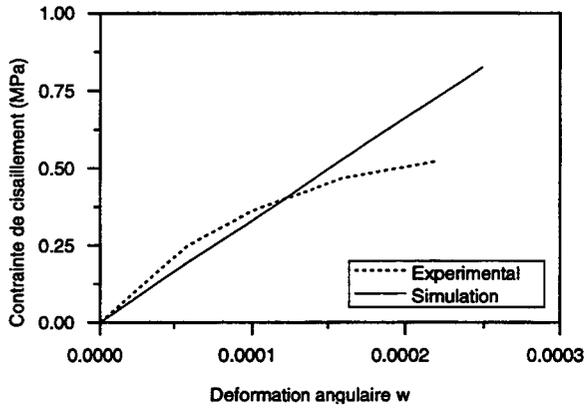


b - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 2$ MPa

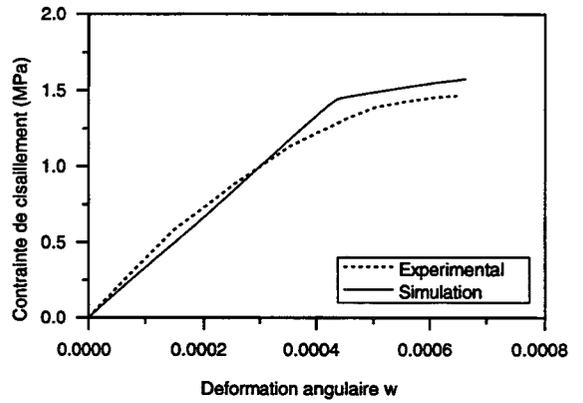


c - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 10$ MPa

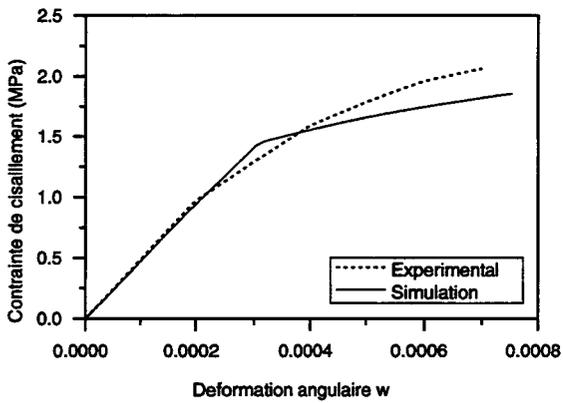
Fig. II-19 : *Reproduction des essais de calage avec la version améliorée*
Essais réalisés par Prevost (1991)



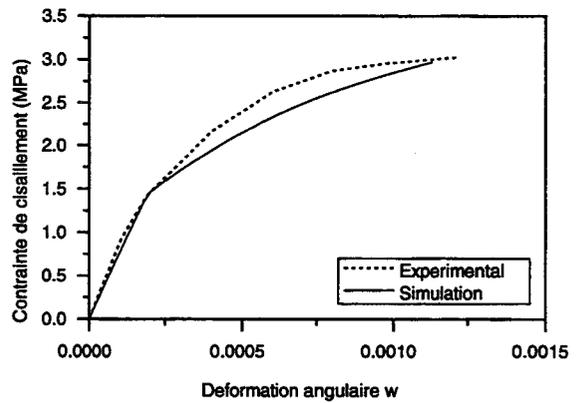
a - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 0$ MPa



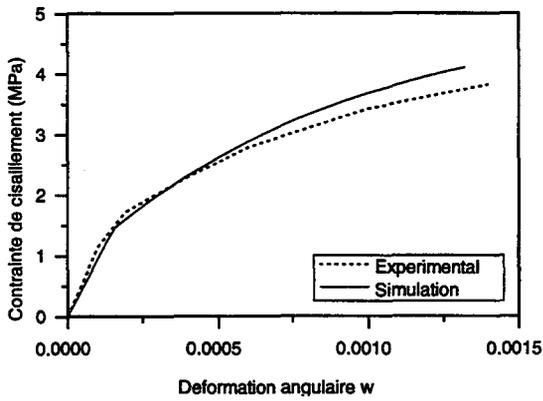
b - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 1$ MPa



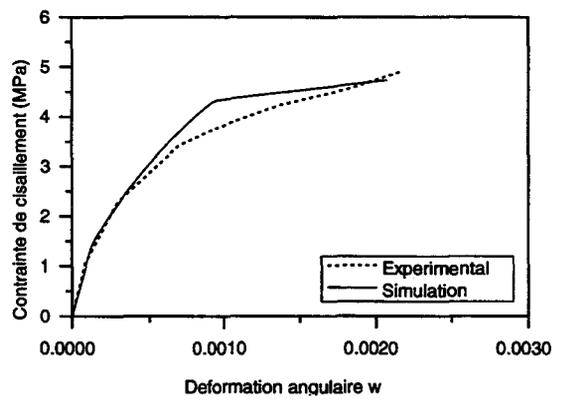
c - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 2$ MPa



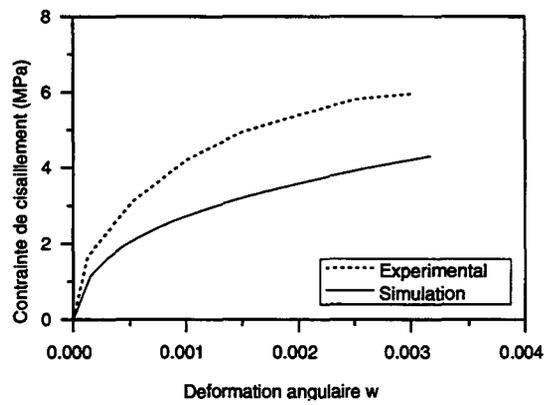
d - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 5$ MPa



e - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 8$ MPa



f - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 11$ MPa



g - Simulation d'un essai de torsion $P_{conf} = 14$ MPa

Fig. II-20 : Vérification de la version améliorée sur des essais de torsion.
Essais de torsion sur cylindre creux réalisés par Prevost (1991)

II.4. Conclusions

A partir des observations formulées dans le premier chapitre, nous avons proposé un modèle rhéologique destiné à la description du comportement mécanique des roches réservoirs très poreuses. Ce modèle comprend deux mécanismes de déformation permettant de reproduire la réponse des matériaux sous des chemins de chargements triaxiaux. Les concepts physiques simples sur lesquels le modèle est fondé permettent de donner aux paramètres une signification physique et de proposer une méthodologie pour les déterminer à partir d'un minimum de trois essais conventionnels de laboratoire.

La comparaison des prédictions du modèle aux résultats des essais de compression triaxiale (Shao, 1987) et de torsion (Prevost, 1991) montre que la formulation utilisée donne une bonne description du comportement mécanique des craies très poreuses. Le mécanisme déviatorique, dépendant de l'angle de Lode, donne une bonne représentation des limites d'élasticité et de rupture du matériau sur des chemins de torsion. Sous chargement faiblement déviatorique, le mécanisme volumique reproduit correctement l'effondrement de la structure poreuse du matériau. Lorsque la sollicitation induit une rupture rapide du matériau dans le domaine plastique, on observe qu'il est essentiel de représenter correctement le comportement élastique du matériau en tenant compte de l'évolution de sa rigidité élastique avec le confinement.

Ce modèle de comportement ainsi défini permet de respecter les mécanismes de déformation relatifs à chacun des chemins de contrainte testés. Ce modèle constitue ainsi une base permettant l'étude du comportement mécanique des carbonates très poreux. Sa formulation simple permet son intégration dans un programme de calcul.

CHAPITRE III

APPLICATIONS : ÉTUDE DU COMPORTEMENT DES RÉSERVOIRS PÉTROLIERS LORS DE LA DÉPLÉTION

Les applications présentées dans ce chapitre ont pour objectif de montrer l'apport d'une description rigoureuse de la contribution de la déformation de la roche à la production de fluide. Le comportement mécanique de la roche réservoir est décrit à partir du modèle élastoplastique présenté dans le second chapitre. L'objectif de ce chapitre est de mettre en évidence l'influence du chemin de chargement dans le milieu de production sur l'estimation du taux de récupération de fluide et des tassements dans le cas de réservoirs dans des roches très poreuses.

III.1. Introduction

Dans cette partie, nous désirons quantifier l'apport d'une description rigoureuse des déformations mécaniques de la roche réservoir sur l'estimation de production réalisée en ingénierie de réservoir. Cette étude est appliquée au cas des roches réservoir carbonatées très poreuses. Leur comportement mécanique est décrit à partir du modèle élastoplastique présenté dans le second chapitre.

Nous présentons tout d'abord une étude poromécanique locale de la déplétion d'un élément de roche réservoir. Notre objectif est de montrer l'importance de l'état de contrainte initial et du chemin de chargement mécanique sur les quantités de fluide récupérables et sur les déformations du matériau.

Les applications présentées dans la suite de ce travail sont orientées vers la résolution de problèmes aux limites. Notre objectif est de mettre en évidence, en fonction des conditions aux limites et de la géométrie, les chemins de contrainte pouvant se produire dans le milieu de production. Lorsque le chemin de contrainte est complexe et non-homogène, nous désirons montrer l'intérêt d'une description rigoureuse des déformations mécaniques en comparant les résultats obtenus par une approche poromécanique couplée et une approche de type diffusivité hydraulique supposant un chemin de contrainte homogène dans le milieu de production. Pour réaliser cette comparaison, il est nécessaire de réaliser un calcul de diffusivité hydraulique intégrant la contribution de la roche à la production sous la forme d'une compressibilité et de calculer précisément son évolution en fonction du chemin de contrainte et de la pression de pore.

Dans la seconde partie de ce chapitre, nous présentons la formulation et la résolution numérique de l'équation de diffusivité hydraulique utilisée en ingénierie de réservoir. Afin de décrire rigoureusement le terme de compressibilité, nous proposons une détermination analytique de la compressibilité élastoplastique de la roche réservoir en fonction de la pression de pore et du chemin de contrainte.

Dans la dernière partie de ce chapitre, en fonction de la géométrie de la structure modélisée, des conditions aux limites et des caractéristiques poromécaniques des matériaux, nous comparons les résultats obtenus selon une approche poromécanique couplée et celle utilisée en ingénierie de réservoir. Nous désirons quantifier les chemins de contrainte prépondérants dans le réservoir ainsi que leur homogénéité afin d'examiner le domaine de validité de l'approche utilisée en ingénierie de réservoir relativement à une approche poromécanique couplée. L'objectif étant de vérifier si le comportement du réservoir peut être décrit en fonction d'un terme de compressibilité calculé sur un trajet de chargement particulier.

III.2. Etude locale de la déplétion d'un réservoir pétrolier

Dans cette partie, on présente une étude locale du comportement mécanique d'un élément de roche réservoir lors de la production de fluide. Après la découverte d'importantes quantités d'hydrocarbures dans les champs de Mer du Nord, l'expérience a montré que l'optimisation du processus de forage et l'estimation des réserves et des quantités récupérables nécessitent une meilleure connaissance des caractéristiques de tels réservoirs. Nous désirons mettre en évidence l'influence de différents facteurs tels que l'état de contrainte initial et le chemin de chargement sur le comportement d'un élément de roche réservoir exprimé en termes de taux de récupération et de tassement vertical.

Nous traitons ici du cas des réservoirs de la Mer du Nord pour lesquels nous disposons de renseignements au moyen de publications (Johnson et al., 1988), (Johnson et al., 1989), (D'Heur M., 1984). Les craies très poreuses constitutives des réservoirs sont généralement caractérisées par une texture fine, une porosité élevée et une faible perméabilité (1 à 10 mD). En effet, dans de nombreux réservoirs, les surpressions de fluide antérieures à l'exploitation ont préservé une porosité élevée dans le milieu et ont empêché sa compaction. Ces réservoirs se distinguent par une distribution complexe de la porosité et des hydrocarbures. Les débits importants parfois observés sur certains champs pétroliers sont expliqués par la présence de fissures dans le milieu de production.

Nous nous basons sur le cas du réservoir d'Ekofisk pour lequel l'état de contrainte est estimé à 62 MPa en contrainte verticale, 55 MPa en contraintes latérales ainsi qu'à 48 MPa en pression de pore (Johnson et al., 1989). Nous supposons une roche réservoir de 40% de porosité. Les caractéristiques élastiques sont estimées en fonction de la porosité (Engstrøm F., 1992). Les paramètres rhéologiques du modèle de comportement sont déduits des études de calage et de vérification du second chapitre. Des travaux expérimentaux (Kherbouche, 1994), (Engstrøm F., 1992) montrent que l'importance de la compressibilité volumique des pores des craies de porosité supérieure à 40% permet de négliger les compressibilités élastique et plastique de la matrice. Les caractéristiques poro-mécaniques du matériau sont données dans le tableau III-1 :

E (MPa)	ν	Mb (MPa)	b	β^p
2550	0,2	4000	1,0	1,0

C (MPa)	φ_o	φ_{lim}	γ_o	a	P_o (MPa)	β
3,0	17,3°	30°	0,75	0,02	18	9,5

Tableau III-1 : Caractéristiques poromécaniques de la roche réservoir

III.2.1. Influence du chemin de contrainte

Nous étudions l'influence du chemin de contrainte sur la déformation verticale et sur le taux de récupération par déformation du volume des pores. Deux chemins en déplétion sont simulés : le chemin œdométrique et le chemin à contrainte totale constante. Le chemin œdométrique traduit l'absence de déplacements latéraux dans le réservoir. Toutefois, la présence de fissures dans le milieu de production nous amène à considérer l'hypothèse duale du chemin à contraintes totales constantes. Les conditions initiales sont données dans la figure III-1 :

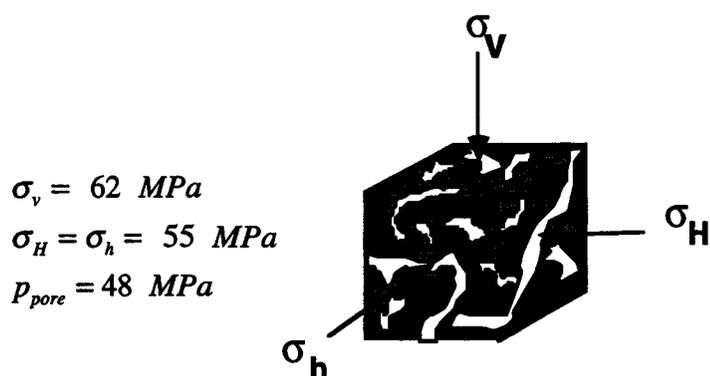
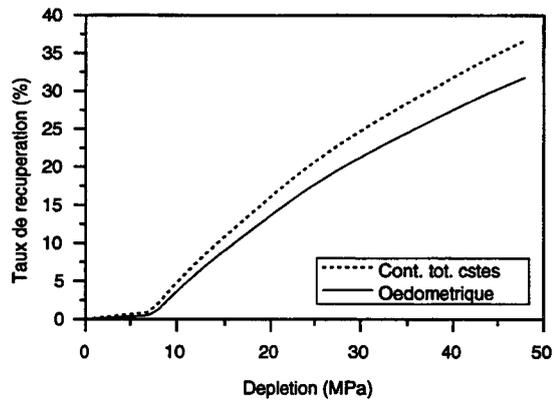


Fig. III-1 : Représentation de l'état de contrainte initial

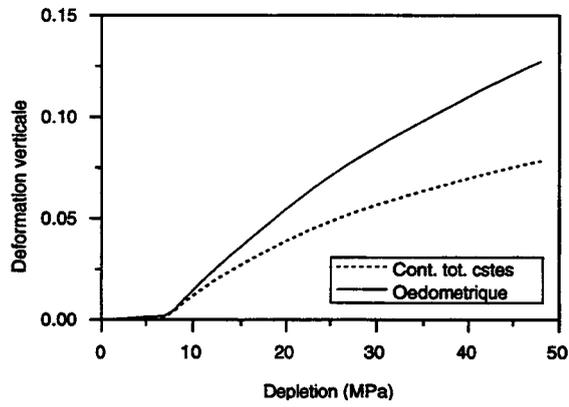
Les résultats des simulations effectuées sont donnés dans la figure III-2. On constate que l'importance des déformations plastiques dans les matériaux très poreux conduit à des taux de récupération sensiblement plus élevés que dans le domaine élastique. La différence de taux de récupération peut être exprimée par la différence des déformations volumiques divisée par la porosité.

Les deux chemins de déplétion testés conduisent à des taux de récupération du même ordre de grandeur (Figure III-2-a) mais à des états de contraintes différents en fin de déplétion. En effet, le chemin œdométrique, par blocage de la déformation radiale conduit à une contrainte radiale de 32 MPa au lieu de la valeur constante de 55 MPa pour le chemin à contraintes totales constantes.

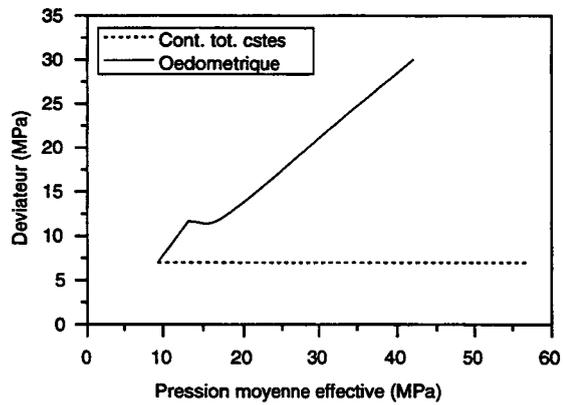
Les figures III-2-a,b montrent que la déformation axiale œdométrique est du même ordre de grandeur que la déformation volumique obtenue pour un chemin à contrainte totale constante. Cette constatation indique l'importance du choix du chemin de contrainte, supposé prépondérant dans le milieu de production, lors de l'estimation des tassements du réservoir.



a- Taux de récupération



b- Déformation verticale



c- Chemin de contrainte

Fig. III-2 : Influence du chemin de contrainte sur le taux de récupération et sur le tassement lors de la déplétion

III.2.2. Influence de l'état de contrainte initial

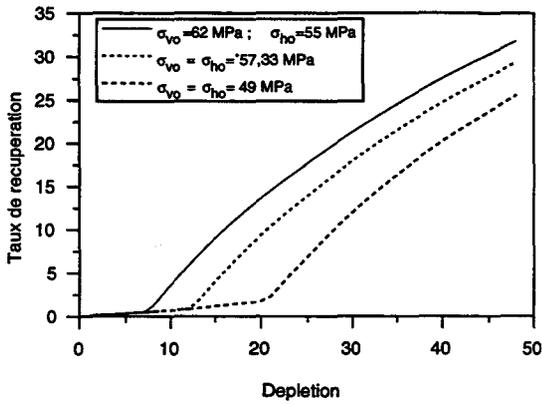
Dans ce paragraphe, nous considérons l'état de contrainte donné dans la figure III-1 comme état de référence et deux états de contraintes isotropes, l'état de contrainte moyen associé à l'état de référence ($\sigma_v = \sigma_h = 57,33$ MPa) et un état de contrainte isotrope plus éloigné de la réalité ($\sigma_v = \sigma_h = 49$ MPa). Dans chaque cas testé, la pression de pore initiale est de 48 MPa. La figure III-3 présente l'influence de l'état de contrainte initial sur la récupération de fluide et les tassements verticaux selon deux chemins de contrainte : le chemin œdométrique et le chemin à contraintes totales constantes.

Lorsque le matériau est normalement consolidé, on constate qu'une déplétion réalisée à partir de l'état de contrainte réel (déviatorique) provoque une entrée rapide en plasticité. Lorsque cet état de contrainte est isotrope, le matériau possède un domaine élastique plus ou moins important et dépendant de l'erreur sur l'état de contrainte. Les compressibilités étant beaucoup plus faibles dans le domaine élastique, on peut sous-estimer les déformations dans le matériau ainsi que le taux de récupération de fluide.

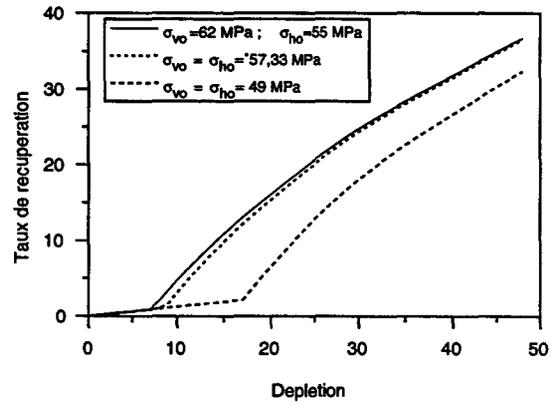
Une perturbation de l'état de contrainte initial induit une modification plus sensible des déformations verticales selon un chemin à contraintes totales constantes que selon un chemin œdométrique (Figure III-3-c et III-3-d). Lors d'un chargement de déplétion à contrainte totale constante, le déviateur initialement appliqué reste constant tout au long du chargement et seule la partie isotrope augmente. Le résultat de la simulation dépend donc fortement de l'intensité initiale du déviateur. Par contre, lors d'un essai de déplétion œdométrique, la diminution de contrainte latérale induit une augmentation sensible du déviateur de contrainte au cours du chargement. En raison de son caractère déviatorique, ce type de chargement est donc moins sensible à la valeur initiale du déviateur.

III.2.3. Conclusions

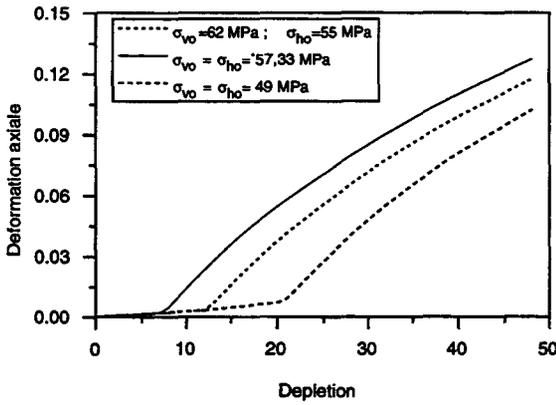
Cette étude montre l'importance de l'état de contrainte initial (niveau et anisotropie) et du chemin de chargement sur la déformation de la roche et, en particulier, sur l'évolution de sa porosité au cours de la production. Le comportement fortement non-linéaire du matériau nécessite de connaître l'état de contrainte initial et les chemins de chargement prépondérants dans le milieu de production afin de garantir une bonne estimation de production. De plus, lors de l'estimation de production en ingénierie de réservoir, il est important de bien connaître l'évolution de la compressibilité élastoplastique du matériau en fonction du chemin de chargement afin de représenter correctement la contribution de la déformation de la roche à l'expulsion du fluide.



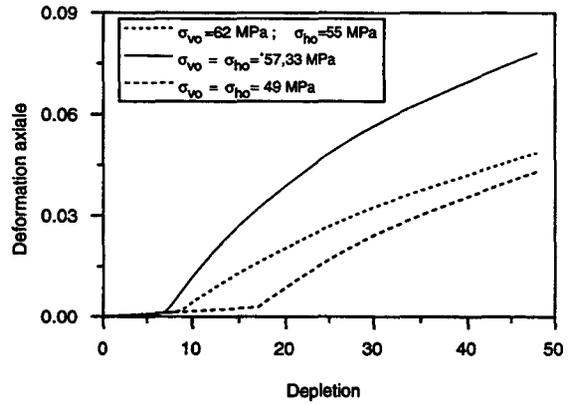
a- Taux de récupération
Chemin de déplétion œdométrique



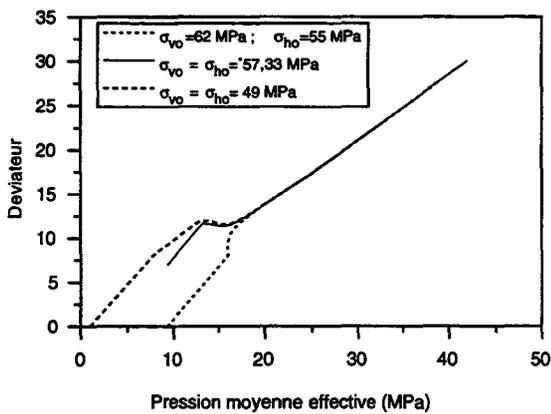
b- Taux de récupération
Chemin de déplétion à contraintes totales constantes



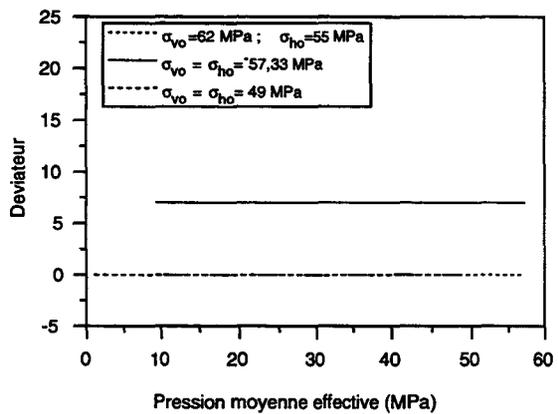
c- Déformation verticale
Chemin de déplétion œdométrique



d- Déformation verticale
Chemin de déplétion à contraintes totales constantes



e- Chemin de contrainte
Chemin de déplétion œdométrique



f- Chemin de contrainte
Chemin à contraintes totales constantes

Fig. III-3 Influence de l'état de contrainte initial sur le taux de récupération et sur le tassement lors de la déplétion

III.3. Résolution de l'équation de diffusivité hydraulique intégrant un modèle mécanique simplifié

Dans cette partie, nous présentons la formulation et la résolution numérique de l'équation de diffusivité hydraulique utilisée en ingénierie de réservoir. Nous proposons une détermination analytique de la compressibilité élastoplastique de la roche réservoir en fonction de la pression de pore et du chemin de contrainte. Pour un chemin de chargement donné, cette forme analytique donne une description rigoureuse de la contribution de la déformation de la roche à la production.

III.3.1. Equation de conservation

Nous considérons l'écoulement d'un fluide monophasique à température constante. Les équations qui régissent ce type de problèmes sont les équations de conservation et la loi de Darcy. La loi de conservation de la masse fluide en description Eulérienne est donnée par la relation :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho^n \phi) + \text{div}(\rho^n \phi \vec{V}^n) = \rho^n q^n \quad (\text{III-1})$$

avec :

- ρ^n masse volumique du fluide
- ϕ porosité du milieu
- \vec{V}^n vecteur vitesse absolue du fluide écrite en variable d'Euler égale à $\vec{V}^r + \vec{V}^s$
- \vec{V}^r vecteur vitesse relative du fluide par rapport au solide
- \vec{V}^s vecteur vitesse d'entraînement du solide
- q^n apport de fluide

En l'absence d'apports de masse fluide, la relation III-1 peut être exprimée sous la forme suivante :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho^n \phi) + \text{div}(\rho^n \phi \vec{V}^n) = 0 \quad (\text{III-2})$$

La loi de Darcy relie la vitesse relative du fluide \vec{V}^r au gradient de la pression interstitielle selon la relation :

$$\vec{U}^n = \phi \vec{V}^r = -\frac{1}{\mu} \underline{k} (\text{grad}(p_{\text{pore}}) - \rho^n \vec{g}) \quad (\text{III-3})$$

III.3.2. Résolution de l'équation de conservation

Nous présentons la résolution de la relation de conservation suivante par la méthode des volumes finis qui est généralement utilisées en ingénierie de réservoir :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho^f \phi) + \text{div}(\rho^f \phi \vec{V}^f) = 0 \quad (\text{III-4})$$

On suppose que la relation (III-4) est vérifiée sur le volume, ce qui conduit à :

$$\iiint_{\Omega} \left(\frac{\partial}{\partial t}(\rho^f \phi) + \text{div}(\rho^f \phi \vec{V}^f) \right) d\Omega = 0 \quad (\text{III-5})$$

En considérant la masse volumique du fluide et la porosité constantes par maille, nous montrons en annexe 1 que l'équation (III-5) peut s'exprimer sous la forme :

$$\frac{\Delta(\rho^f V_p)_i}{\Delta t} - \iint_{\Gamma_i} \frac{\rho^f}{\mu} k \text{grad}(p_{pore}) \cdot \vec{n}_i d\Gamma_i = 0 \quad (\text{III-6})$$

Dans les estimations de production réalisées en ingénierie de réservoir, la variation du volume des pores est évaluée en fonction de l'évolution de la pression interstitielle au moyen d'un terme de compressibilité :

$$\frac{\dot{V}_p}{V_p} = \frac{1}{\phi} \text{tr} \dot{\epsilon}_p = \frac{1}{V_p} \frac{\partial V_p}{\partial p_{pore}} \frac{\partial p_{pore}}{\partial t} = c_p(p_{pore}) \frac{\partial p_{pore}}{\partial t} \quad (\text{III-7})$$

Le terme $c_p(p_{pore})$ représente la compressibilité volumique des pores.

La résolution de l'équation III-6 par une méthode de volumes finis est détaillée en annexe 1.

Nous présentons, en annexe 2, la validation de la résolution de l'équation de diffusivité en comparant les résultats obtenus avec ceux donnés par un code de calcul d'écoulements par volumes finis nommé SARIP, développé au sein de la Division Gisements de l'Institut Français du Pétrole (Le Thiez, 1992).

Désirant comparer les estimations de production obtenues selon une approche poromécanique couplée et une approche basée sur une équation de diffusivité, nous présentons dans l'annexe 2 une validation avec COUPLA, code de calcul par éléments finis de thermoporomécanique couplée (Onaisi, 1990).

III.3.3. Evaluation de la compressibilité du matériau

Pour décrire rigoureusement le terme de compressibilité de la relation (III-6) nous déterminons analytiquement, à partir de la formulation du modèle présenté dans le second chapitre, la compressibilité élastoplastique de la roche réservoir en fonction de la pression de pore et du chemin de contrainte.

La méthodologie utilisée consiste à écrire la relation de consistance afin d'obtenir l'expression du multiplicateur plastique.

$$\begin{aligned} \dot{f} &= \frac{\partial f}{\partial \sigma} \dot{\sigma} + \frac{\partial f}{\partial \chi} \dot{\chi} = 0 \\ \dot{f} &= \frac{\partial f}{\partial \sigma} \dot{\sigma} - H\dot{\lambda} = 0 \quad \text{d'où} \quad \dot{\lambda} = \frac{1}{H} \frac{\partial f}{\partial \sigma} \dot{\sigma} \\ \chi & \text{ variable d'écrouissage} \end{aligned} \quad (\text{III-8})$$

Le multiplicateur plastique permet ensuite de calculer les incréments de déformation plastique en fonction des incréments de sollicitation.

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial g}{\partial \sigma} \quad (\text{III-9})$$

La définition d'un trajet de chargement permet d'obtenir une expression incrémentale liant la déformation volumique du matériau et les variables guidant l'évolution de ce chargement. La compressibilité du matériau correspond donc à la vitesse d'évolution de la déformation volumique en fonction de la vitesse du chargement appliqué. Dans le cas des craies très poreuses, nous négligeons les compressibilités élastique et plastique de la matrice ce qui autorise à confondre les déformations du volume des pores et celle du volume total. Ainsi, en exprimant les compressions positivement :

$$\begin{aligned} \underline{tr \dot{\varepsilon}}_p &= \underline{tr \dot{\varepsilon}} = \frac{\dot{V}_p}{V_b} = \frac{1}{V_b} \frac{\partial V_p}{\partial p_{pore}} \frac{\partial p_{pore}}{\partial t} = -\phi c_p \frac{\partial p_{pore}}{\partial t} = -c_b \frac{\partial p_{pore}}{\partial t} \\ \text{avec} \quad c_p &= \frac{1}{V_p} \frac{\partial V_p}{\partial p_{pore}} \quad \text{et} \quad c_b = \frac{1}{V_b} \frac{\partial V_p}{\partial p_{pore}} \end{aligned} \quad (\text{III-10})$$

D'un point de vue pratique, les compressibilités volumiques du matériau sont généralement calculées sur des chemins de déplétion. A partir d'un état initial en contrainte et en pression interstitielle, le chemin de déplétion consiste en une diminution de la pression interstitielle dans le matériau, tout en contrôlant certaines directions de contraintes et/ou de déformation. Ce trajet de sollicitation doit ainsi permettre d'exprimer analytiquement la compressibilité du matériau en fonction des

variables caractéristiques du chargement et des paramètres rhéologiques du modèle de comportement. Nous validons les expressions analytiques obtenues en les comparant au résultat d'une simulation numérique réalisée à partir du modèle.

Il est important de noter que le modèle de comportement utilisé fait intervenir deux mécanismes de déformation et qu'une détermination analytique de la compressibilité du matériau ne peut être réalisée de manière simple que lorsque le trajet de sollicitation n'active qu'une seule surface de charge. Lorsque cette condition n'est pas remplie, la résolution analytique devient plus complexe et une résolution numérique est alors conseillée.

III.3.3.1. Cas du mécanisme volumique

Ce mécanisme de déformation étant associé, le potentiel plastique est confondu avec la surface de charge. Nous considérons la formulation généralisée de ce mécanisme utilisée dans le quatrième chapitre. Dans cette partie, le paramètre w est alors égal à l'unité. Nous avons:

$$f = g = q^2 + w^2(p' - p_{cr})(p' + p_{cr}) \quad (\text{III-11})$$

La variable p_{cr} initialement égale à p_{co} évolue avec l'écroutissage. La loi d'écroutissage est donnée par :

$$\frac{\dot{p}_{cr}}{p_{cr}} = \beta \dot{\varepsilon}_v^p \quad \text{d'où} \quad p_{cr} = p_{co} * e^{\beta \varepsilon_v^p} \quad (\text{III-12})$$

La relation de consistance permet d'obtenir le multiplicateur plastique :

$$d\lambda = \frac{2}{H} (w^2 p' dp' + q dq) \quad (\text{III-13})$$

avec $H = 4\beta w^4 p_{cr}^2 p'$

L'incrément de déformations plastiques s'exprime sous la forme :

$$\begin{bmatrix} d\varepsilon_v^p \\ d\varepsilon_d^p \end{bmatrix} = \frac{1}{\beta(w^2 p'^2 + q^2)} \begin{bmatrix} w^2 p' & q \\ q & \frac{q^2}{w^2 p'} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dp' \\ dq \end{bmatrix} \quad (\text{III-14})$$

Pour obtenir une forme analytique de la compressibilité du matériau fonction de la pression de pore, il est nécessaire de définir un chemin de chargement en déplétion. Afin d'illustrer cette détermination analytique, nous définissons deux trajets de chargement n'activant que le mécanisme volumique et fréquemment utilisés en modélisation du comportement des réservoirs, le chemin œdométrique et le chemin à contraintes totales constantes.

III.3.3.1.1 Chemin de déplétion à contraintes totales constantes

Durant ce type de chargement, les contraintes totales sont maintenues constantes et la pression interstitielle est progressivement réduite. Ainsi, chacune des contraintes effectives et donc la pression moyenne effective évoluent d'une manière identique à la pression interstitielle et le second invariant du déviateur du tenseur des contraintes garde sa valeur initiale tout au long de ce chargement. Ces considérations nous permettent, à partir de la relation (III-14), de calculer l'évolution de la déformation plastique en fonction de l'évolution de la pression de pore.

$$d\varepsilon_v^p = \frac{w^2 p'}{\beta(w^2 p'^2 + q^2)} dp' \quad \text{et} \quad dp' = -dp_{pore} \quad (\text{III-15})$$

d'où :

$$c_b^p = \phi c_p^p = \frac{1}{\beta} * \frac{w^2 * (p_{moy} - p_{pore})}{w^2 * (p_{moy} - p_{pore})^2 + (q)^2} \quad (\text{III-16})$$

$$\text{avec} \quad p_{moy} = \frac{\sigma_v + 2 * \sigma_h}{3} \quad \text{et} \quad q = \sigma_v - \sigma_h$$

III.3.3.1.2 Chemin de déplétion œdométrique

Le chargement œdométrique consiste en une déformation uniaxiale du matériau. L'évolution des contraintes latérales est alors dépendante du comportement élasto-plastique du matériau. On remarque qu'en utilisant la relation incrémentale entre les déformations volumiques plastiques et les contraintes ainsi que la loi d'érouissage du matériau, il est possible d'établir une relation précisant en cas de chargement plastique œdométrique l'existence d'un rapport constant entre le déviateur des contraintes et la pression moyenne effective. En terme de contraintes, cela revient à considérer un rapport constant, dans le domaine plastique, entre la contrainte radiale et la contrainte verticale.

$$d\varepsilon_v^p = \frac{p'^2}{\beta(w^2 p'^2 + q^2)} * (w^2 * \frac{dp'}{p'} + \frac{q}{p'} \frac{dq}{p'}) \quad \text{et} \quad d\varepsilon_v^p = \frac{1}{\beta} \frac{dp'}{p'} \quad (\text{III-17})$$

$$\frac{dp'}{p'} = \frac{p'^2}{(w^2 p'^2 + q^2)} * (w^2 * \frac{dp'}{p'} + \frac{q}{p'} \frac{dq}{p'}) \Rightarrow \frac{dq}{p'} = \frac{q}{p'} \frac{dp'}{p'} \Leftrightarrow d(\frac{q}{p'}) = 0$$

L'expression de la compressibilité œdométrique du milieu poreux est donnée par :

$$d\varepsilon_v^p = \frac{1}{\beta} \frac{dp'}{p'} \quad \text{avec} \quad \frac{q}{p'} = cste \Leftrightarrow \sigma'_h = K_o \sigma'_v$$

$$p' = \frac{\sigma'_v + 2 * \sigma'_h}{3} = \frac{(1 + 2 * K_o)}{3} (\sigma'_v - p_{pore}) \quad \text{et} \quad dp' = -\frac{(1 + 2 * K_o)}{3} dp_{pore} \quad (\text{III-18})$$

$$d'où \quad c_b^p = \phi c_p^p = \frac{1}{\beta} * \frac{1}{\sigma'_v - p_{pore}}$$

III.3.3.2. Cas du mécanisme déviatorique

Ce mécanisme non-associé permet de représenter le comportement mécanique du matériau sur des chemins de chargement à caractère fortement déviatoriques. La résistance du matériau au cisaillement est fonction de la pression moyenne appliquée et de l'angle de Lode.

$$f_d = q - \alpha(\theta, R) * p' - C = 0 \quad (\text{III-19})$$

La loi d'érouissage définit l'évolution de la surface de charge avec l'accumulation des déformations déviatoriques plastiques.

$$\begin{aligned} \alpha(\theta, R) &= \alpha_o(\theta) + (\alpha_{\text{lim}}(\theta) - \alpha_o(\theta)) * R \\ \text{avec} \quad R &= \frac{\varepsilon_d^p}{a + \varepsilon_d^p} \quad \dot{R} = \frac{(1-R)^2}{a} \\ \varepsilon_d^p &= \sqrt{\frac{2}{3} e_{ij}^p e_{ij}^p} \quad \text{avec} \quad e_{ij}^p = \varepsilon_{ij}^p - \frac{1}{3} \varepsilon_{kk}^p \delta_{ij} \end{aligned} \quad (\text{III-20})$$

Le potentiel plastique détermine l'orientation des incréments de déformation au cours du chargement.

$$g = q + \gamma p' \quad (\text{III-21})$$

$$\gamma = \gamma_o(1 - R) \quad \text{avec} \quad R = \frac{\varepsilon_d^p}{a + \varepsilon_d^p} \quad (\text{III-22})$$

La relation de consistance permet d'obtenir le multiplicateur plastique. En supposant que l'angle de lode reste constant, on obtient :

$$\begin{aligned} d\lambda &= \frac{1}{H} [(-\alpha_o - (\alpha_{\text{lim}} - \alpha_o) * R) dp' + dq] \\ \text{avec} \quad H &= (\alpha_{\text{lim}} - \alpha_o) p' \frac{(1-R)^2}{a} \end{aligned} \quad (\text{III-23})$$

L'incrément de déformation en fonction du chargement est donné par la relation suivante :

$$\begin{bmatrix} d\varepsilon_v^p \\ d\varepsilon_d^p \end{bmatrix} = \frac{a}{(\alpha_{\text{lim}} p' - q + C)} \begin{bmatrix} \frac{\gamma_o(C-q)}{p'} & \gamma_o \\ \frac{(\alpha_{\text{lim}} - \alpha_o) * (C-q)}{(\alpha_{\text{lim}} p' - q + C)} & \frac{(\alpha_{\text{lim}} - \alpha_o) * p'}{(\alpha_{\text{lim}} p' - q + C)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dp' \\ dq \end{bmatrix} \quad (\text{III-24})$$

Nous présentons une détermination analytique de la compressibilité du matériau selon deux trajets de chargement activant le mécanisme déviatorique : le chemin à contraintes totales constantes avec augmentation de la pression de pore et le chemin de déplétion avec maintien de la contrainte latérale effective constante.

III.3.3.2.1 Chemin de chargement à contraintes totales constantes

Durant ce trajet de chargement le déviateur appliqué sur le matériau ne varie pas, seule la pression moyenne évolue. Ce chargement étant biaxial, l'angle de Lode est constant et égal à -30° ($\alpha_o = \alpha_o(-\frac{\pi}{6})$ et $\alpha_{lim} = \alpha_{lim}(-\frac{\pi}{6})$). Ainsi,

$$d\varepsilon_v^p = \frac{a}{(\alpha_{lim}p' - q + c)} * \frac{\gamma_o(c - q)}{p'} dp'$$

$$\text{avec } p' = \frac{\sigma_v + 2*\sigma_h}{3} - p_{pore} \quad dp' = -dp_{pore} \quad \text{(III-25)}$$

$$q = \sigma_v - \sigma_h$$

d'où l'expression de la compressibilité sur ce chemin :

$$c_b^p = \phi c_p^p = -\frac{a}{(\alpha_{lim}p' - q + c)} * \frac{\gamma_o(c - q)}{p'} \quad \text{(III-26)}$$

III.3.3.2.2 Chemin de chargement de déplétion avec contraintes latérales effectives constantes

Durant ce trajet de chargement, la pression moyenne effective ainsi que le déviateur évoluent. On obtient :

$$d\varepsilon_v^p = \frac{a}{(\alpha_{lim}p' - q + c)} \left[\frac{\gamma_o(c - q)}{p'} dp' + \gamma_o dq \right]$$

$$\text{avec } p' = \frac{(\sigma_v - p_{pore}) + 2*\sigma_h}{3} \quad dp' = -\frac{dp_{pore}}{3} \quad \text{(III-27)}$$

$$q = (\sigma_v - p_{pore}) - \sigma_h \quad dq = -dp_{pore}$$

L'expression de la compressibilité sur ce chemin est donnée par l'expression suivante :

$$c_b^p = \phi c_p^p = \frac{a}{(\alpha_{lim}p - q + c)} \left[\frac{\gamma_o(c - q)}{3*p} + \gamma_o \right] \quad \text{(III-28)}$$

III.3.3.3. Cas de l'activation des deux mécanismes

Lorsque les deux mécanismes sont activés, il est nécessaire d'écrire les deux relations de consistance.

$$\begin{aligned} \dot{f}_v = 0 &\Rightarrow \frac{\partial f_v}{\partial \sigma} \dot{\sigma} + \frac{\partial f_v}{\partial \varepsilon^p} \left(\dot{\lambda}_v \frac{\partial g_v}{\partial \sigma} + \dot{\lambda}_d \frac{\partial g_d}{\partial \sigma} \right) \\ \dot{f}_d = 0 &\Rightarrow \frac{\partial f_d}{\partial \sigma} \dot{\sigma} + \frac{\partial f_d}{\partial \varepsilon^p} \left(\dot{\lambda}_v \frac{\partial g_v}{\partial \sigma} + \dot{\lambda}_d \frac{\partial g_d}{\partial \sigma} \right) \end{aligned} \quad (\text{III-29})$$

ce qui nous amène à la résolution du système suivant :

$$\begin{aligned} \dot{\lambda}_v \left(\frac{\partial f_v}{\partial \varepsilon^p} \frac{\partial g_v}{\partial \sigma} \right) + \dot{\lambda}_d \left(\frac{\partial f_v}{\partial \varepsilon^p} \frac{\partial g_d}{\partial \sigma} \right) &= - \frac{\partial f_v}{\partial \sigma} \dot{\sigma} \\ \dot{\lambda}_v \left(\frac{\partial f_d}{\partial \varepsilon^p} \frac{\partial g_v}{\partial \sigma} \right) + \dot{\lambda}_d \left(\frac{\partial f_d}{\partial \varepsilon^p} \frac{\partial g_d}{\partial \sigma} \right) &= - \frac{\partial f_d}{\partial \sigma} \dot{\sigma} \end{aligned} \quad (\text{III-30})$$

L'obtention de $\dot{\lambda}_v$ et $\dot{\lambda}_d$ permet alors d'obtenir la part des déformations venant de chaque mécanisme :

$$\left. \begin{aligned} \dot{\varepsilon}^p|_v &= \dot{\lambda}_v \frac{\partial g_v}{\partial \sigma} \\ \dot{\varepsilon}^p|_d &= \dot{\lambda}_d \frac{\partial g_d}{\partial \sigma} \end{aligned} \right\} \dot{\varepsilon}^p = \dot{\varepsilon}^p|_v + \dot{\varepsilon}^p|_d \quad (\text{III-31})$$

Le comportement du matériau étant fortement non-linéaire, cette méthode ne permet pas, à un instant donné du chargement, de connaître directement les composantes du tenseur de déformations à moins de les calculer incrémentalement et de les mémoriser. Il est de ce fait impossible de réaliser un test sur la positivité des fonctions de charge au cours du calcul de compressibilité afin de connaître les surfaces activées. La solution consiste alors à calculer incrémentalement les composantes du tenseur de déformation plastique au cours du calcul mais cela revient à réaliser la procédure d'intégration numérique du modèle de comportement.

On remarque aussi que la courbe de compressibilité est indépendante des paramètres définissant la limite élastique du matériau. En fait, le calcul de compressibilité présenté considère l'activation du mécanisme de déformation plastique dès le début du chargement. Lorsque le matériau possède un domaine d'élasticité initial, il est alors nécessaire de considérer que la compressibilité plastique du matériau est nulle dans cette zone.

III.3.3.4. Validation des formulations obtenues

Les expressions analytiques obtenues sont validées par comparaison avec un calcul poromécanique intégrant la loi de comportement sur le même chemin de chargement. Il est pour cela nécessaire de considérer un élément de milieu poreux pour lequel nous définissons un état initial en contraintes et en pression interstitielle et des caractéristiques poromécaniques.

L'état initial considéré est donné par :

$$\begin{aligned} \sigma_v &= 62 \text{ MPa} \\ \sigma_H = \sigma_h &= 55 \text{ MPa} \\ p_{pore} &= 48 \text{ MPa} \end{aligned} \tag{III-32}$$

Les caractéristiques poro-mécaniques du matériau sont données dans le Tableau III-2 :

E (MPa)	V	Mb (MPa)	b	β^p
3000	0,2	4000	1	1

c (MPa)	α_o	α_{lim}	γ_o	a
3,0	0,66	1,2	0,75	0,02

p_o (MPa)	β	w
18	9,5	1

Tableau III-2 : *Caractéristiques poro-mécaniques utilisées pour la validation des formulations analytiques des compressibilités plastiques*

Mécanisme volumique :

La figure III-4 montre une comparaison entre les résultats obtenus par l'intégration numérique du modèle sur un chemin de déplétion contraintes totales constantes et l'expression analytique (III-16). La figure III-5 compare les résultats obtenus par l'intégration numérique du modèle sur un chemin de déplétion œdométrique et l'expression analytique (III-18). On constate un très bon accord entre ces résultats, ce qui permet de vérifier la validité des expressions proposées.

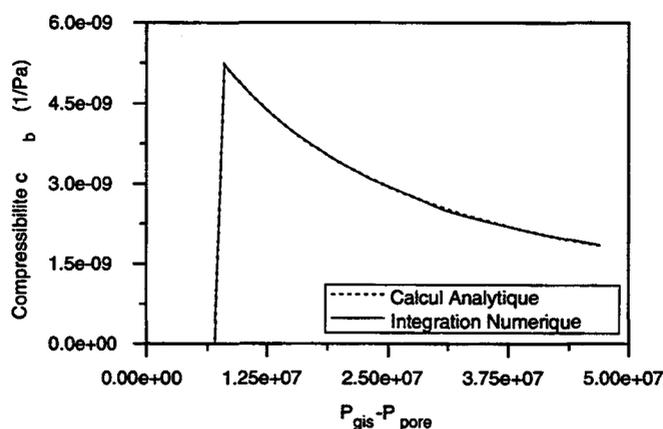


Fig. III-4 : Vérification de l'expression de la compressibilité plastique sur un trajet à contraintes totales constantes (mécanisme volumique)

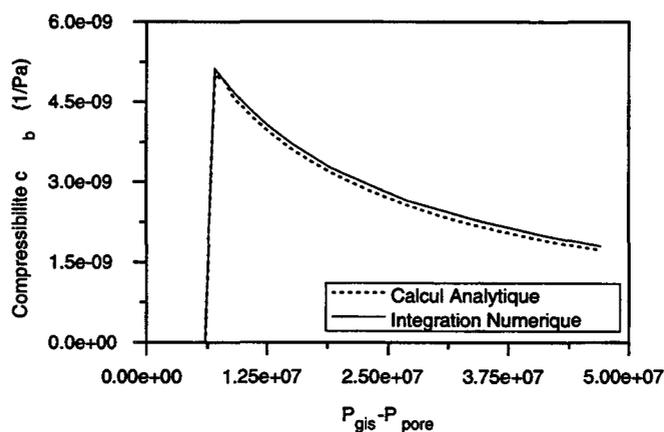


Fig. III-5 : Vérification de l'expression de la compressibilité plastique sur un chemin œdométrique (mécanisme volumique)

Cas du mécanisme déviatorique

La figure III-6 montre une comparaison entre les résultats obtenus par l'intégration numérique du modèle et l'expression analytique (III-26). La figure III-7 compare les résultats obtenus par l'intégration numérique du modèle et l'expression analytique (III-28). Le très bon accord entre ces résultats nous permet de vérifier la validité des expressions proposées.

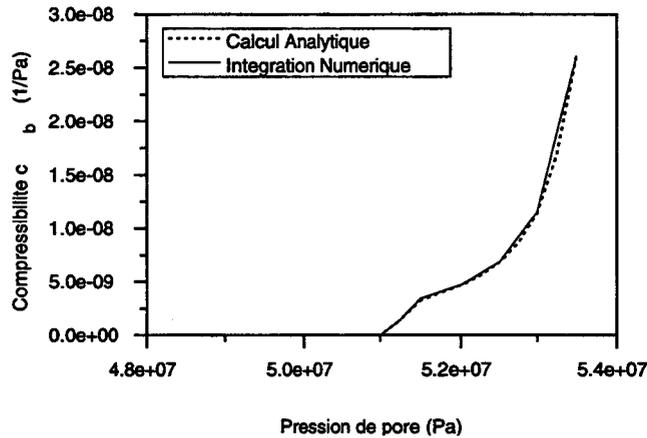


Fig. III-6 : Vérification de l'expression de la compressibilité plastique sur un trajet à contraintes totales constantes avec augmentation de la pression de pore (mécanisme déviatorique)

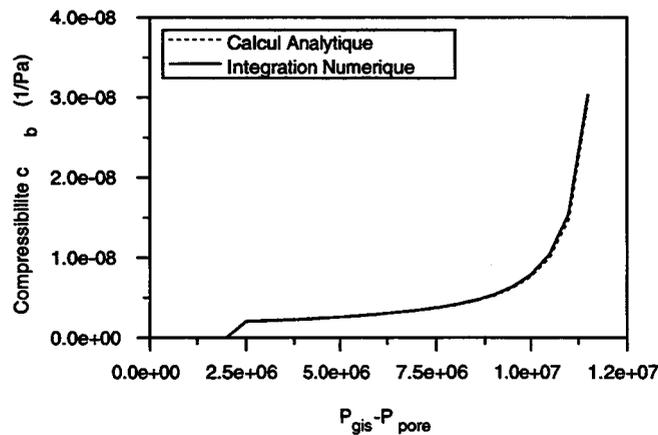


Fig. III-7 : Vérification de l'expression de la compressibilité plastique sur un trajet de déplétion à contraintes latérales effectives constantes (mécanisme déviatorique)

III.4. Modélisation hydromécanique couplée du comportement des réservoirs pétroliers lors de la déplétion

Dans cette partie, nous modélisons le comportement hydromécanique d'un réservoir lors de la déplétion afin de quantifier l'apport d'une approche poromécanique couplée relativement à la méthodologie utilisée en ingénierie de réservoir. La comparaison entre un calcul poromécanique couplé et un calcul découplé utilisant une compressibilité permettra de quantifier l'effet de l'existence de chemins de contrainte non-homogènes dans le milieu et différents de ceux supposés lors du calcul de la compressibilité. En se basant sur des cas de structures simples, nous désirons vérifier, en fonction de la géométrie de la structure modélisée et des conditions aux limites, si le comportement mécanique de l'ensemble du réservoir peut être représenté au moyen d'une unique compressibilité calculée sur un chemin de contrainte particulier tel que, par exemple, le chemin de déformation uniaxiale ou le chemin à contraintes totales constantes.

Les calculs hydromécaniques couplés sont réalisés à partir d'un code de calcul par élément finis COUPLA, développé à l'Institut Français du Pétrole (Onaisi, 1990), dans lequel nous intégrons le modèle de comportement présenté dans le second chapitre.

III.4.1. Présentation du modèle de réservoir

Cette modélisation du comportement hydromécanique d'un réservoir pétrolier au cours de la déplétion est réalisée sur une aire de drainage cylindrique entourant le puits de production. Le rayon de drainage est supposé égal à trois cents mètres, au droit duquel nous imposons un débit de fluide nul. Nous supposons que le déplacement radial au puits ainsi que le déplacement vertical de la partie inférieure de la structure sont bloqués. Sur l'extrémité radiale de la structure ($r = 300$ m), deux types de conditions aux limites sont testés : une condition de déplacement radial bloqué et une condition de contrainte radiale imposée. La condition en déplacement radial bloqué peut représenter une condition de symétrie due à la présence d'autres puits de production autour de l'aire de drainage modélisée. Elle représente aussi la rigidité relative des matériaux qui entourent cette aire de drainage. Toutefois, l'existence de discontinuités dans le milieu de production (fractures, failles) ne peut pas être représentée par une condition de déplacement bloqué. Dans ce cas, les déplacements radiaux nous conduisent à considérer la condition en contrainte imposée, duale de la condition en déplacement bloqué. La condition de contrainte radiale imposée reste plus difficile à interpréter de manière physique. La condition réelle peut se situer entre ces deux conditions.

La roche réservoir est supposée homogène et isotrope. Elle possède un comportement poroélastoplastique représenté par le modèle de comportement élastoplastique à deux mécanismes de plastification présenté dans le second chapitre.

III.4.2. Structure constituée d'un réservoir seul

III.4.2.1. Structure modélisée

La structure modélisée est un réservoir de trois cents mètres de rayon avec un puits de production ayant un rayon de dix centimètres. La structure est axisymétrique, d'axe de révolution le puits de production. Le déplacement radial au puits est bloqué ainsi que le déplacement vertical de sa partie inférieure. Nous considérons deux types de conditions aux limites du rayon de drainage : une condition de déplacement radial imposé (Figure III-8-a) et une condition de contrainte radiale imposée (Figure III-8-b).

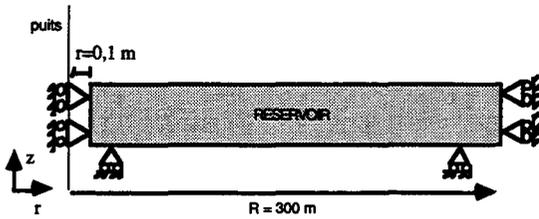


Fig. III-8-a :

Structure avec déplacements nuls à l'extrémité

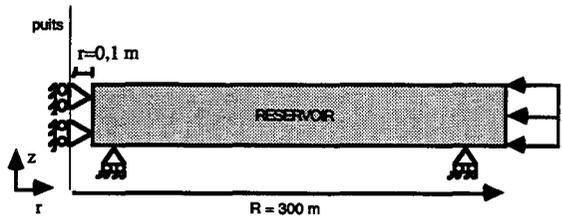


Fig. III-8-b :

Structure avec contrainte imposée à l'extrémité

Fig. III-8 : Géométrie et conditions aux limites retenues

L'état de contrainte et de pression de pore est initialement supposé uniforme dans la structure :

$$\begin{aligned}
 \sigma_v &= 62 \text{ MPa} \\
 \sigma_H = \sigma_h &= 55 \text{ MPa} \\
 p_{pore} &= 48 \text{ MPa}
 \end{aligned}
 \tag{III-33}$$

La mise en production du réservoir est simulée par un débit d'extraction de fluide au puits dont l'évolution est donnée par la figure III-9.

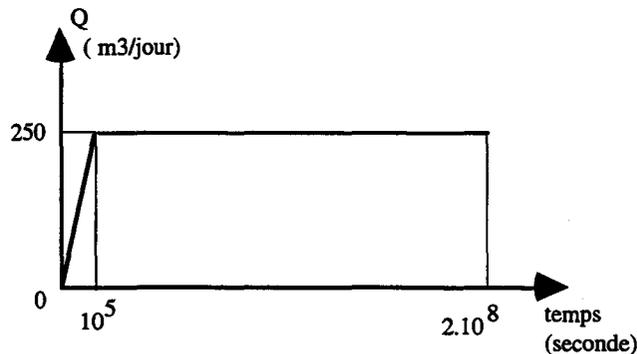


Fig. III-9 : Évolution du débit de production retenue

Le débit maximal d'extraction ($Q=1,5 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$) est atteint au bout d'une période légèrement supérieure à un jour (10^5 secondes). Il est ensuite maintenu constant durant environ deux mille trois cents jours ($2 \cdot 10^8$ secondes). Le débit de $250 \text{ m}^3/\text{jour}$ correspond à la structure axisymétrique complète.

Nous considérons que le réservoir est constitué d'un matériau homogène dont la porosité est d'environ 40%. Nous reprenons les caractéristiques poromécaniques présentées dans le tableau III-1. La perméabilité de la roche réservoir est estimée à 10 mD. Les caractéristiques poromécaniques utilisées sont rappelées dans le tableau III-3.

E (MPa)	ν	Mb (MPa)	k (m^2)	η Pa.s	b	β^p
2550	0,2	4000	10^{-14}	10^{-3}	1,0	1,0

C (MPa)	φ_o	φ_{lim}	γ_o	a	p_o (MPa)	β
3,0	17,3°	30°	0,75	0,02	18	9,5

Tableau III-3 : Caractéristiques poromécaniques de la roche réservoir

A partir de ces caractéristiques, nous calculons la compressibilité élastoplastique de la roche selon deux trajets de chargement en déplétion, le trajet œdométrique et le trajet à contraintes totales constantes (figure III-10).

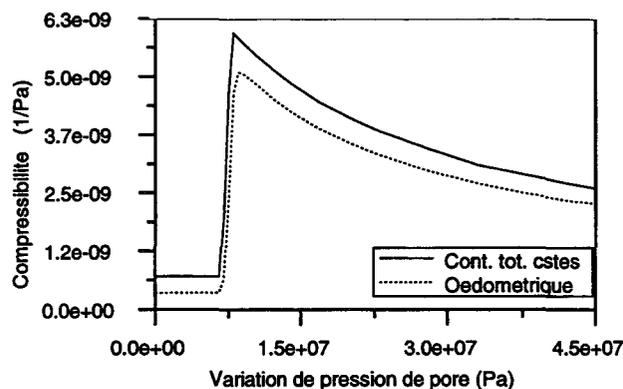


Fig. III-10 : Compressibilités élastoplastiques en fonction de la pression de pore pour deux chemins de chargement



III.4.2.2. Etude du chemin de contrainte dans le réservoir

Nous réalisons un calcul poromécanique couplé pour chacun des deux modèles de structures présentées dans les figures III-8-a,b ainsi que deux calculs d'écoulement découplés utilisant les compressibilités élastoplastiques œdométrique et à contraintes totales constantes définies dans la figure III-10. Les calculs découplés sont réalisés à partir de la formulation par volumes-finis de l'équation de diffusivité hydraulique présentée précédemment. La comparaison de ces différents calculs permet de quantifier le chemin de contrainte dans le réservoir en fonction du type de condition imposée au droit du rayon de drainage et son influence sur le profil de pression.

La figure III-11 présente les profils de pression de pore obtenus pour des temps de 10^5 secondes et de 2.10^8 secondes. Le premier temps correspond au début de la période de production à débit maximal et le second, à la fin de la période de production.

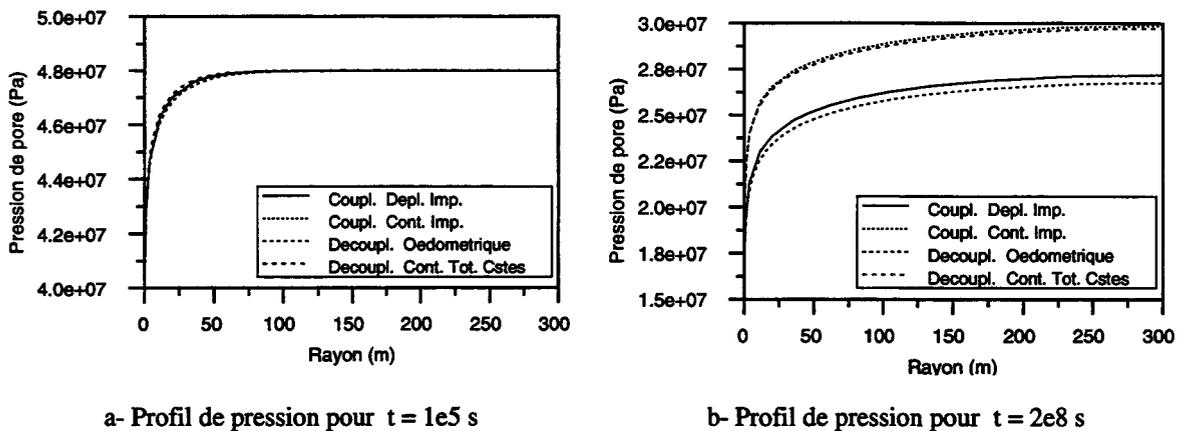


Fig. III-11 : Influence du type de condition imposée au droit du rayon de drainage sur le profil de pression dans le réservoir

Les profils de pression obtenus au bout de 10^5 secondes par un calcul couplé ne sont que très peu affectés par le type de condition imposée à la frontière latérale extérieure de la structure. Le calcul découplé ne montre pas de différences en termes de profils de pression quelle que soit la compressibilité choisie. En fait, en début de production, le comportement élastique de la roche conduit à une compressibilité volumique des pores comparable à celle du fluide. La contribution de la roche est alors masquée par la décompression du fluide et les profils de pression sont de ce fait similaires.

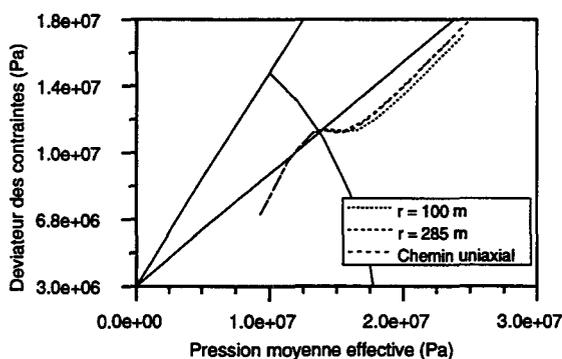
Au cours de la période de production, le comportement élastoplastique de la roche augmente fortement sa contribution au maintien de la pression et l'influence du type de condition imposée à la limite extérieure sur le chemin de contrainte n'est alors plus négligeable. Les profils de pression de pore à la fin de la période de production montrent que le type de condition imposée à la limite du réservoir influence le trajet de contrainte dans le milieu.

On constate que le profil de pression obtenu par un calcul couplé avec une condition en déplacement radial correspond à celui obtenu par un calcul découplé utilisant une compressibilité œdométrique. De plus, le résultat du calcul couplé avec une condition en contrainte latérale correspond à celui obtenu par le calcul découplé utilisant une compressibilité calculée sur un chemin à contraintes totales constantes. On vérifie que la contribution de la roche au maintien de la pression de pore est plus importante dans le cas d'une condition en contrainte que dans le cas d'une condition en déplacement.

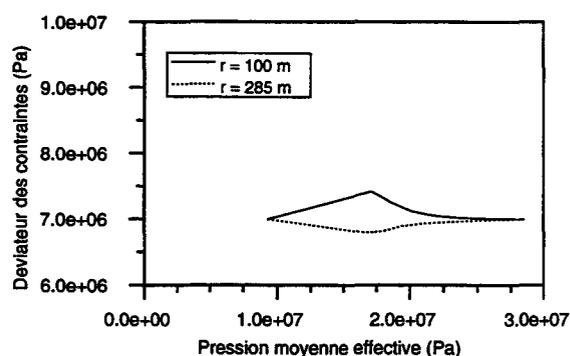
La figure III-12 représente les chemins de contrainte dans le milieu de production en fonction de la condition imposée au droit du rayon de drainage. Sur la figure III-12-a, le tracé des limites d'élasticité et de rupture permet de connaître les mécanismes de déformation activés.

Avec une condition en contrainte, le chemin de contrainte dans le réservoir est proche d'un chemin à contraintes totales constantes. On remarque tout de même en début de production et à proximité du puits que le chemin de contrainte devient quelque peu déviatorique et revient ensuite vers un chemin à contrainte totale constante en fin de production. Cela s'explique par le fait qu'en début de production, la diminution de la pression de fluide reste tout d'abord locale (régime transitoire) et les matériaux plus éloignés ne subissent pas cette baisse de pression. La déformation latérale des matériaux entourant le puits est alors empêchée par la rigidité des matériaux plus lointains et cela conduit alors à un début de chemin de contrainte déviatorique. Ensuite, lorsque le régime de pression devient pseudo-permanent, les déformations latérales aux extrémités autorisent les matériaux entourant le puits à rejoindre un chemin à contraintes totales constantes.

Lorsqu'une condition en déplacement est imposée au droit du rayon de drainage, les déformations radiales dans le milieu de production sont très faibles et le chemin de déformation est homogène et proche du chemin œdométrique.



a- Condition en déplacement imposé



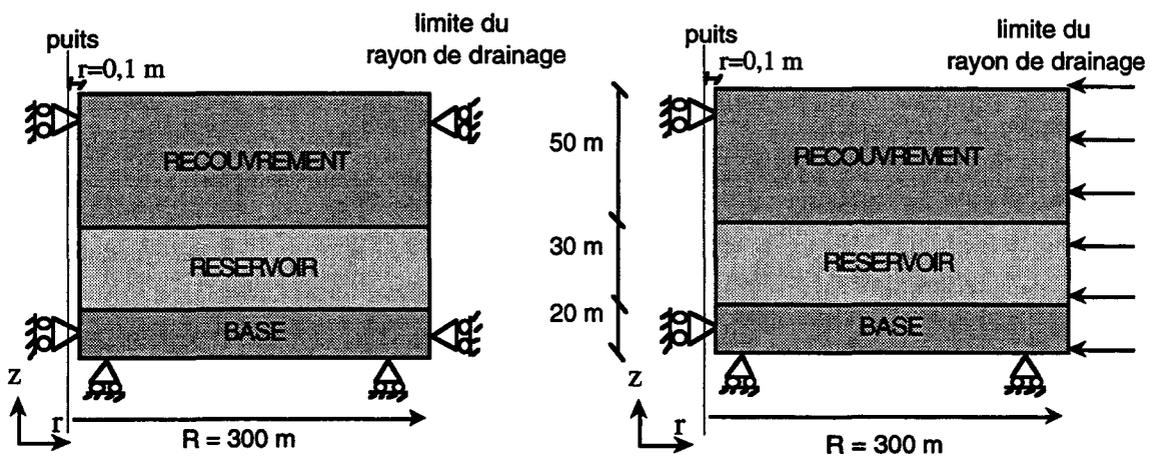
b- Condition en contrainte imposée

Fig. III-12 : Influence du type de condition imposée sur le chemin de contrainte dans le réservoir

III.4.3. Prise en compte d'une base et d'un recouvrement élastiques imperméables

III.4.3.1. Structure modélisée

La structure modélisée est formée d'une base, d'un réservoir et d'un recouvrement. La base et le recouvrement sont supposés élastiques imperméables. Nous désirons quantifier le chemin de contrainte dans le milieu de production en fonction du type de condition imposée au droit du rayon de drainage. Deux types de conditions sont testés : déplacement radial imposé (Figure III-13-a) et contrainte radiale imposée (Figure III-13-b)



a- Condition à la limite en déplacement radial bloqué b- Condition à la limite en contrainte radiale imposée

Fig. III-13 : Prise en compte d'une base et d'un recouvrement

Les caractéristiques pomécaniques du réservoir (Tableau III-3) ainsi que l'état initial et les conditions de chargement (Figure III-9) restent inchangés. Les caractéristiques élastiques de la base et du recouvrement sont supposées identiques. Elles sont données dans le tableau III-4.

E (MPa)	ν
3000	0,3

Tableau III-4 : Caractéristiques élastiques de la base et du recouvrement

III.4.3.2. Etude du chemin de contrainte dans le réservoir

Nous présentons dans les figures III-14 les profils de pressions obtenus au bout de 2.10^8 secondes que nous comparons avec ceux obtenus par un calcul découplé en considérant les compressibilités données dans la figure III-10.

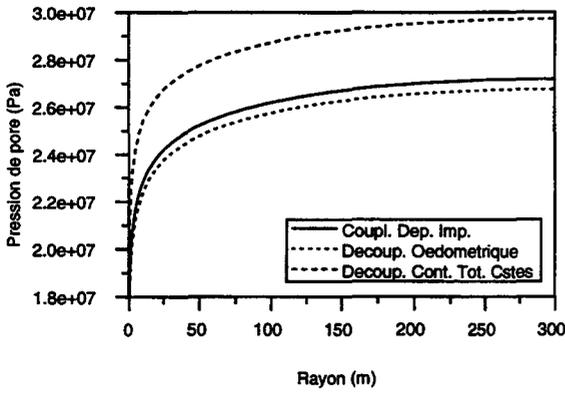
On observe que la condition imposée au droit du rayon de drainage ne modifie pas le profil de pression dans le milieu de production. Le résultat donné par le calcul couplé est très proche de celui obtenu à partir du calcul découplé intégrant la compressibilité œdométrique.

Le tracé des chemins de contrainte dans le milieu de production (Figure III-15) permet une comparaison avec le chemin de déformation uniaxiale. Il permet aussi de connaître le mécanisme de déformation prépondérant en représentant graphiquement les surfaces limites d'élasticité et de rupture. Le tracé des chemins de contrainte confirme les observations réalisées à partir des profils de pression. Les calculs réalisés montrent que la prise en compte d'une base et d'un recouvrement élastiques imperméables induit un chemin de déformation homogène de type œdométrique dans le réservoir. Ce chemin active principalement le mécanisme volumique. En fait, malgré leurs faibles épaisseurs, la base et le recouvrement supposés élastiques imperméables rigidifient la structure et limitent le déplacement radial du réservoir. Du point de vue de l'étude du chemin de contrainte et des taux de récupération, il n'est donc pas utile de considérer un recouvrement plus épais. La condition radiale imposée au droit du rayon de drainage ($r=300$ m) n'a que très peu d'influence. La condition équivalente est une condition de déplacement radial bloqué.

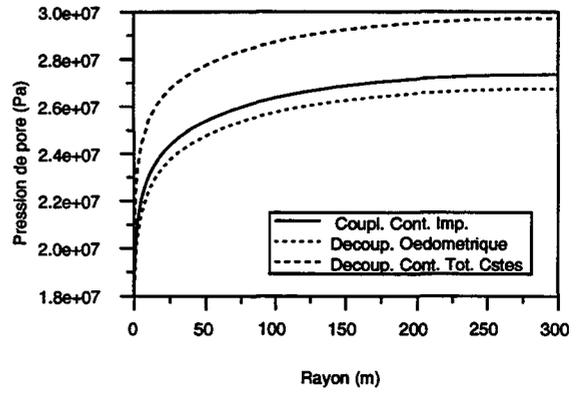
Il faut toutefois remarquer qu'à proximité du puits, des chemins de contrainte complexes avec variation de l'angle de Lode se produisent, mais le faible volume affecté fait que leur influence reste négligeable sur les quantités de fluide récupérables. Cette influence demeure toutefois relativement importante vis à vis d'autres problèmes liés à l'étude du comportement des puits de production qui ne peuvent être étudiés qu'à partir d'une approche poromécanique couplée.

Lors d'une condition en contrainte imposée, la différence importante de rigidité entre les deux matériaux doit conduire à des états de contrainte de cisaillement relativement importants au niveau des interfaces. Il est alors important de se demander si, dans le cas d'un très fort contraste de rigidité entre les deux zones, il peut y avoir rupture au niveau de l'interface. Nous traçons (Figure III-16) la valeur de la contrainte de cisaillement au contact réservoir-recouvrement en fonction du rayon.

On observe que cette contrainte de cisaillement à l'interface entre le réservoir et le recouvrement augmente de manière importante vers la périphérie de la structure modélisée. La connaissance de la résistance de cette interface est importante car dans le cas d'une rupture, la déformation radiale de l'extrémité du réservoir viendrait alors modifier le chemin de chargement dans une zone où celui influe fortement sur le profil de pression.

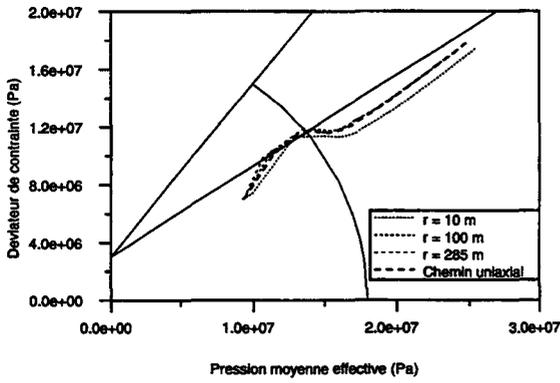


a- Condition en déplacement radial bloqué

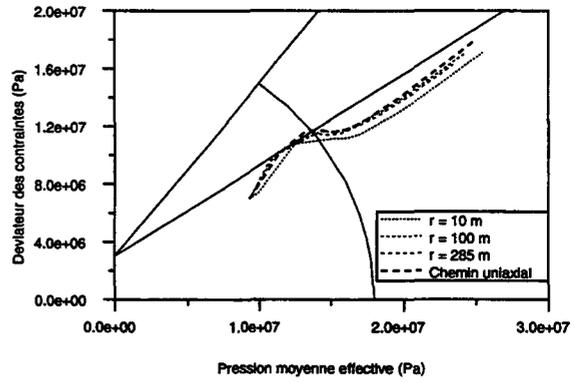


b- Condition en contrainte radiale imposée

Fig. III-14 : Influence du type de condition imposée à l'extrémité sur le profil de pression dans le réservoir



a- Condition en déplacement



b- Condition en contrainte

Fig. III-15 : Chemins de contrainte dans le réservoir en fonction du type de condition imposée à l'extrémité

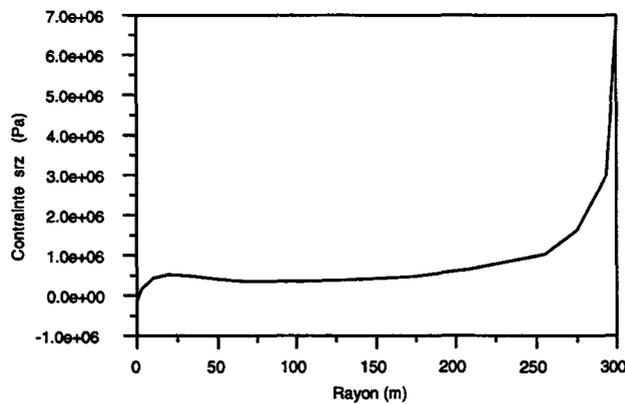


Fig. III-16 : Contrainte de cisaillement à l'interface réservoir-recouvrement
Condition de contrainte radiale imposée

III.4.3.3. Influence des caractéristiques poromécaniques

Nous désirons quantifier l'influence d'une variation des caractéristiques poromécaniques sur le profil de pression et les tassements de la surface du réservoir. La structure de référence est définie par la figure III-13-a. Dans le tableau suivant, nous résumons les différents calculs réalisés. Pour chaque caractéristique poromécanique, nous précisons la valeur de référence ainsi que les deux autres valeurs utilisées dans les calculs de sensibilité (Tableau III-5). Pour chaque caractéristique testée, nous indiquons son influence sur le résultat du calcul.

Caractéristiques poromécaniques		Valeurs			Résultats au puits :	
		Référence	Valeur --	Valeur +	pression de pore - / référence / +	Tassement de la surface réservoir
Base	E (MPa)	3000	1000	5000	-----	-----
	V	0,3	0,2	0,4	-----	-----
Recouv.	E (MPa)	3000	1000	5000	-----	-----
	V	0,3	0,2	0,4	-----	-----
Réservoir	E (MPa)	2550	1000	5000	19,3/16,04/14,6 +20% / -9%	-2,07/-2,01/-1,99 +2% / -1%
	V	0,2	0,1	0,3	19,9/16,04/15,1 +25% / -6%	-2,02/-2,01/-2,00 +0,5% / -0,5%
	Mb (MPa)	4000	1000	8000	19,5/16,04/15,3 +21% / -5%	-1,65/-2,01/-2,09 -18% / +4%
	k/η (m ² /Pa/s)	1e-11	0,5e-11	2e-11	21,4/16,04/5,3 +33% / -67%	-2,18/-2,01/-1,93 +8% / -4%
	c (MPa)	3	0	6	-----	-----
	φ_o	17,3°	13,3°	25,4°	-----	-----
	φ_{lim}	30,0°	20,7°	39,2°	-----	-----
	γ_o	0,75	0,5	1,00	-----	-----
	a	0,02	0,005	0,08	-----	-----
	p_o (MPa)	18	12	25	26,1/16,04/5,7 +63% / -65%	-2,14/-2,01/-1,90 +6% / -6%
	β	9,5	5	15	22,6/16,04/8,2 +41% / -49%	-2,19/-2,01/-1,89 +9% / -6%

Tableau III-5 : Influence des caractéristiques poromécaniques sur les profils de pression de pore et de tassement du réservoir

Dans la gamme de valeurs et sous les hypothèses testées, les caractéristiques mécaniques de la base et du recouvrement n'influencent pas sur le résultat du calcul. L'hypothèse de comportement élastique induit une base et un recouvrement relativement rigides devant le comportement élastoplastique du réservoir. Une modification du module de rigidité ou du coefficient de Poisson n'a donc que peu d'influence.

Cette étude de sensibilité indique la faible influence du mécanisme déviatorique et confirme la prépondérance du mécanisme volumique mise en évidence précédemment (Figure III-15). Elle indique l'importance des constantes élastiques du réservoir, des paramètres du mécanisme volumique ainsi que des caractéristiques hydromécaniques.

- Caractéristiques élastiques du réservoir

Les calculs réalisés montrent l'importance du module d'Young (Figure III-17) et du coefficient de Poisson (Figure III-18) sur le profil de pression de pore et sur le tassement de la surface du réservoir. Lorsque le module d'Young ou le coefficient de Poisson du réservoir sont faibles, la déformabilité volumique conduit à un meilleur maintien de la pression de pore dans le réservoir. Parallèlement, cette hausse de déformabilité induit alors une compaction plus importante du réservoir.

- Caractéristiques poromécaniques

Parmi les caractéristiques poromécaniques, nous mesurons l'influence du module de Biot M_b (Figure III-19) et du rapport k/η (Figure III-20).

Le module de Biot M_b s'exprime en fonction de la porosité du matériau ϕ , de la compressibilité du fluide c_f , du coefficient de Biot b et de la rigidité des grains K_s , sous la forme :

$$\frac{1}{M_b} = \phi c_f + \frac{b - \phi}{K_s} \quad (\text{III-31})$$

Nous négligeons la compressibilité des grains, ce qui nous permet d'approximer le module de Biot sous la forme :

$$\frac{1}{M_b} = \phi c_f \quad (\text{III-32})$$

Le module de Biot joue un rôle important sur le résultat du calcul. Lorsque le fluide est peu compressible (module de Biot élevé), le maintien de la pression de pore dans le réservoir provient surtout de la contribution de la roche par déformation du volume poreux et induit alors une compaction importante du réservoir. Lorsque le fluide est très compressible, on observe que le maintien de la pression de pore provient essentiellement de la décompression du fluide, la compaction du réservoir est alors plus faible.

Le rapport entre la perméabilité de la roche et la viscosité du fluide intervient dans la loi de Darcy afin de relier la vitesse d'écoulement du fluide au gradient de pression. Lorsque ce rapport est faible (milieu peu perméable ou fluide très visqueux), les faibles vitesses d'écoulement associées induisent un écart important entre la pression de fluide au puits et celle au rayon de drainage. La faible pression de fluide au puits entraîne une augmentation importante des contraintes effectives et de la compaction au niveau du puits. Lorsque ce rapport est important (perméabilité importante ou faible viscosité), les vitesses d'écoulement sont plus importantes et autorisent un équilibrage plus rapide des pressions. Le maintien de la pression de pore au puits engendre une compaction beaucoup plus homogène du réservoir.

- Caractéristiques plastiques

Le modèle de comportement utilisé fait intervenir deux mécanismes de déformation. Ces deux mécanismes peuvent être activés séparément ou conjointement selon le chemin de contrainte dans le milieu. Selon la structure ou les sollicitations appliquées, le chemin de contrainte varie et de ce fait, un mécanisme de déformation prépondérant dans un cas peut ne plus intervenir dans un autre.

Dans cette étude, il faut distinguer les paramètres du mécanisme "déviatorique" (C ; α_o ; α_{lim} ; γ_o ; a) de ceux du mécanisme "volumique" (p_o ; β).

Le chemin de contrainte dans le milieu de production active principalement le mécanisme volumique. Nous montrons l'influence des paramètres de ce mécanisme sur le profil de pression et de tassement dans le réservoir.

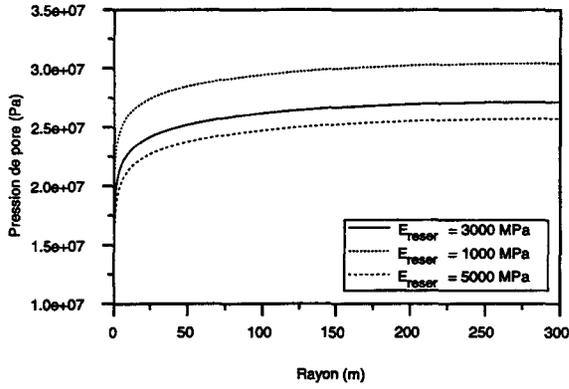
Position initiale de la surface de charge p_o

La figure III-21 montre l'influence du paramètre p_o sur le profil de pression et les tassements du réservoir. Ce paramètre définit l'état initial du matériau, c'est à dire, en fonction de son histoire, l'étendue de son domaine d'élasticité initial. Lorsque ce domaine est relativement important, la faible contribution élastique de la roche au maintien de la pression de pore induit un profil de pression plus faible dans le milieu. Un domaine d'élasticité restreint induit un meilleur maintien de la pression, mais parallèlement des tassements plus importants dus à l'importance de la compressibilité plastique du matériau. Cette constatation indique donc l'influence de l'état initial dans lequel se trouve le matériau tant au niveau du résultat des expériences de laboratoire que de la modélisation du comportement des structures.

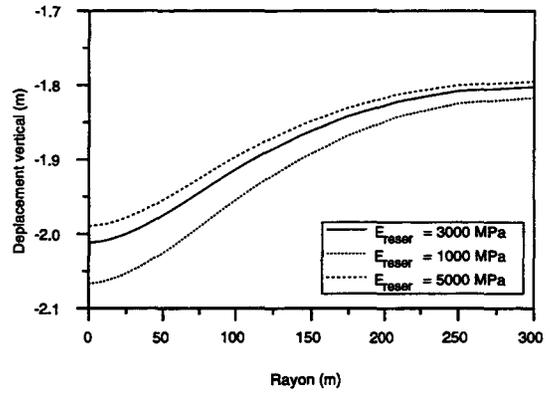
Paramètre d'écrouissage β

Le paramètre d'écrouissage β relie la déformation volumique plastique au logarithme Népérien de la contrainte moyenne effective appliquée. La figure III-22 montre l'influence de ce paramètre.

Lorsque ce paramètre est faible, le matériau est très déformable plastiquement. On observe alors, dans ce cas, un meilleur maintien de pression mais aussi des tassements plus importants. Lorsque le paramètre est élevé, l'augmentation de la rigidité plastique du matériau diminue l'ampleur des déformations plastiques.

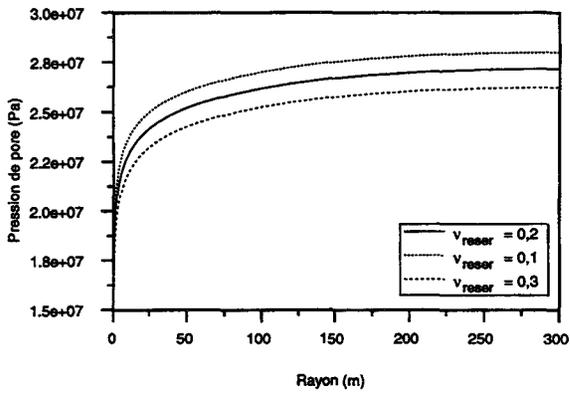


a- Profils de pression dans le réservoir $t=2e8$ s

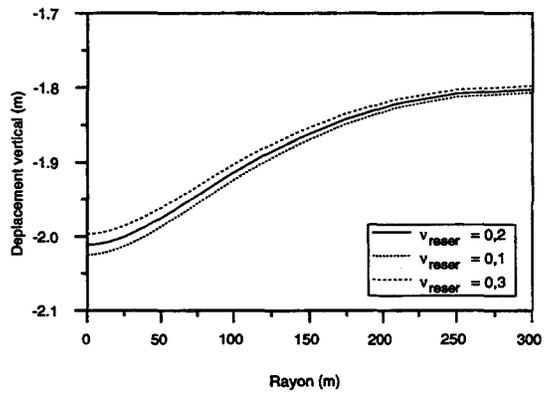


b- Tassement de la surface du réservoir $t=2e8$ s

Fig. III-17 : Influence du module d'Young E sur les profils de pression de pore et de tassement du réservoir

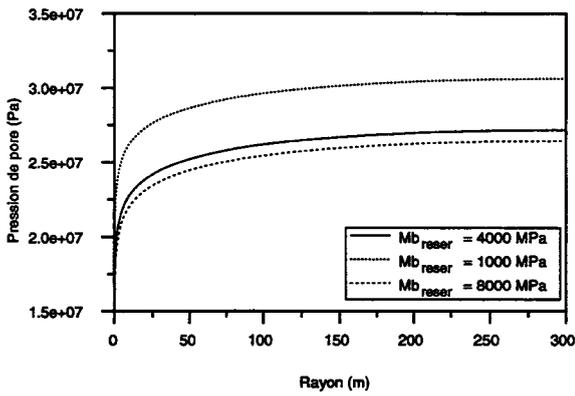


a- Profils de pression dans le réservoir $t=2e8$ s

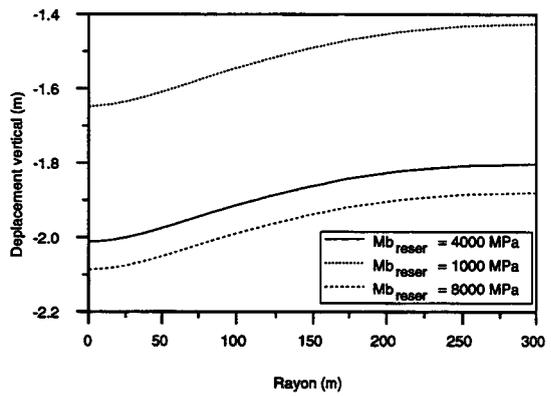


b- Tassement de la surface du réservoir $t=2e8$ s

Fig. III-18 : Influence du coefficient de Poisson ν sur les profils de pression de pore et de tassement du réservoir

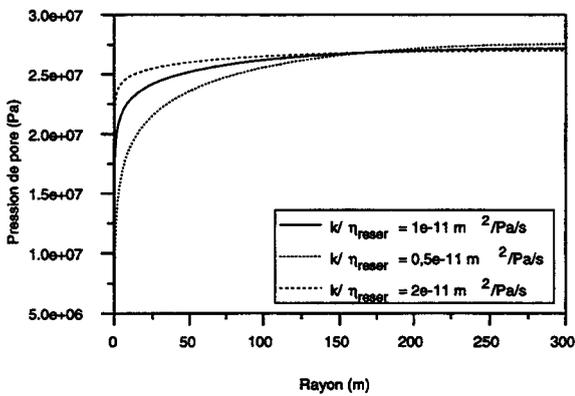


a- Profils de pression dans le réservoir $t=2e8$ s

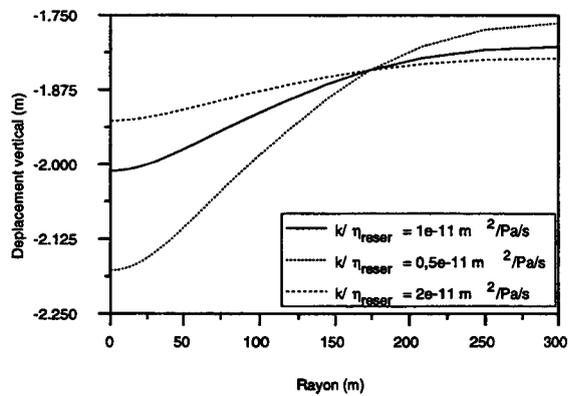


b- Tassement de la surface du réservoir $t=2e8$ s

Fig. III-19 : Influence du module de Biot M_b sur les profils de pression de pore et de tassement du réservoir

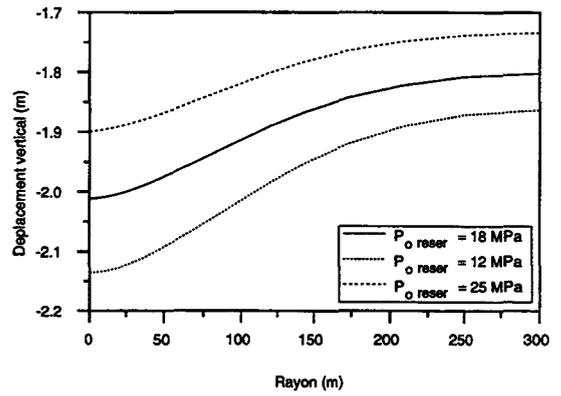
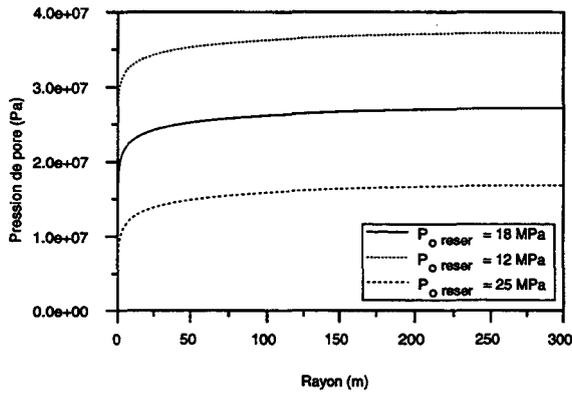


a- Profils de pression dans le réservoir $t=2e8$ s



b- Tassement de la surface du réservoir $t=2e8$ s

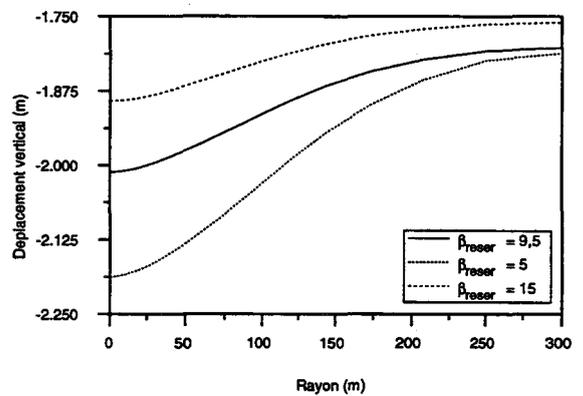
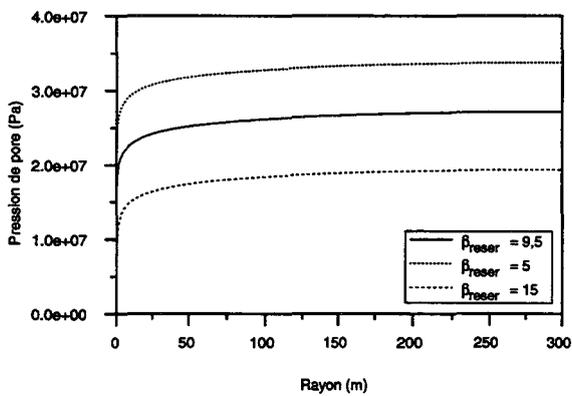
Fig. III-20 : Influence du rapport k/η sur les profils de pression de pore et de tassement du réservoir



a- Profils de pression dans le réservoir $t=2e8$ s

b- Tassement de la surface du réservoir $t=2e8$ s

Fig. III-21 : Influence du paramètre p_0 sur les profils de pression de pore et de tassement du réservoir



a- Profils de pression dans le réservoir $t=2e8$ s

b- Tassement de la surface du réservoir $t=2e8$ s

Fig. III-22 : Influence du module d'écroutissage β sur les profils de pression de pore et de tassement du réservoir

III.4.4. Prise en compte d'une base et d'un recouvrement poroélastoplastiques

Lorsque la base et le recouvrement sont perméables et que leur comportement est élastique ou élastoplastique, les déformations qu'ils subissent lors de la diminution de pression interstitielle peuvent modifier le chemin de contrainte dans le milieu de production (Longuemare et al., 1996). Nous désirons alors quantifier l'influence de leur perméabilité et de leur déformabilité sur le chemin de contrainte et donc sur le taux de récupération de fluide.

III.4.4.1. Structure modélisée

Nous reprenons les structures définies par la figure III-13 pour lesquelles nous considérons un comportement poroélastoplastique pour la base et le recouvrement.

Les caractéristiques poroélastoplastiques de la base, du réservoir et du recouvrement sont données dans les tableaux III-6-a,b,c . Nous supposons que les matériaux constitutifs de la base et du recouvrement sont normalement consolidés et caractérisés par une cohésion plus importante que celle du réservoir. Le recouvrement est beaucoup moins perméable que la base et le réservoir. Les paramètres rhéologiques du modèle de comportement mécanique pour la base et le recouvrement sont supposés identiques.

Du fait du caractère perméable de la base et du recouvrement, ceux-ci contribuent à maintenir la pression de fluide dans le réservoir. Nous étendons de ce fait la durée de production à 4.10^8 secondes tout en conservant la même valeur pour le débit (Figure III-23).

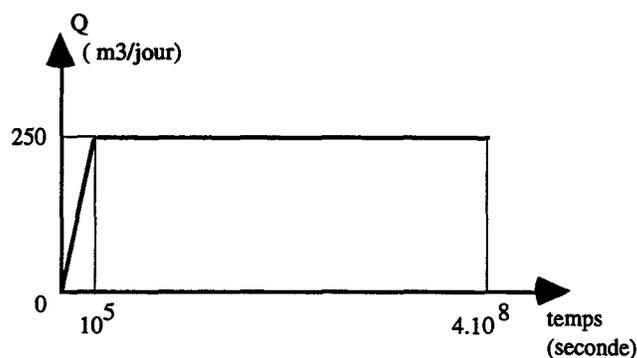


Fig. III-23 : Évolution du débit de production

Nous désirons quantifier le chemin de contrainte dans le milieu de production en fonction du type de condition imposée au droit du rayon de drainage (Figure III-13). L'état initial en contrainte et en pression de pore est supposé uniforme dans la structure.

Nous ne modélisons que la partie perméable de la base et supposons ainsi que la partie inférieure à la base est imperméable et beaucoup plus rigide que celle-ci.

Nous déterminons tout d'abord la hauteur du recouvrement qu'il est nécessaire de modéliser afin qu'une légère modification de celle-ci n'influe plus sur le résultat du calcul en terme de profil de pression interstitielle. Nous considérons, pour cela, le cas le plus défavorable qui est celui d'un recouvrement très perméable. A partir de la structure obtenue, nous comparons les chemins de contrainte dans le milieu de production en fonction du type de condition imposée à l'extrémité de la structure. Nous terminons par une étude d'influence de la perméabilité et de la déformabilité du recouvrement sur le chemin de contrainte dans le réservoir.

E (MPa)	ν	Mb (MPa)	k (m ²)	η Pa.s	b	β^p
3000	0,3	4000	10 ⁻¹⁵	10 ⁻³	1,0	1,0

C (MPa)	φ_o	φ_{lim}	γ_o	a	p_o (MPa)	β
10,0	18,3°	25,4°	0,6	0,02	12	20,0

Tableau III-6-a : *Prise en compte d'une base poroélastoplastique*

E (MPa)	ν	Mb (MPa)	k (m ²)	η Pa.s	b	β^p
2550	0,2	4000	10 ⁻¹⁴	10 ⁻³	1,0	1,0

C (MPa)	φ_o	φ_{lim}	γ_o	a	p_o (MPa)	β
3,0	17,3°	30°	0,75	0,02	18	9,5

Tableau III-6-b : *Caractéristiques poromécaniques du réservoir*

E (MPa)	ν	Mb (MPa)	k (m ²)	η Pa.s	b	β^p
3000	0,3	4000	10 ⁻¹⁷	10 ⁻³	1,0	1,0

C (MPa)	φ_o	φ_{lim}	γ_o	a	p_o (MPa)	β
10,0	18,3°	25,4°	0,6	0,02	12	20,0

Tableau III-6-c : *Prise en compte d'un recouvrement poroélastoplastique*

III.4.4.2. Influence de la hauteur du recouvrement

Lorsque le recouvrement est élastique non-perméable, la rigidité du matériau permet de ne modéliser qu'une faible épaisseur du recouvrement. Lorsque le matériau est supposé perméable, la diminution de la pression interstitielle dans le recouvrement engendre une déformation de celui-ci qui peut modifier le chemin de contrainte dans le réservoir. Toutefois, lorsque le recouvrement est perméable, il est nécessaire de s'assurer que la portion du recouvrement modélisée reste suffisante. En effet, il ne faut pas que la surface du recouvrement soit affectée par la diminution de la pression interstitielle due à la déplétion du réservoir. Il est nécessaire de rechercher la hauteur du recouvrement à partir de laquelle une augmentation de celle-ci n'influe plus sur le résultat du calcul.

Nous considérons la structure présentée dans la figure III-24 avec des tailles de recouvrement de 50 m, 100 m, 250 m et 450 m. Nous supposons une condition en déplacement radial bloqué et nous reprenons les caractéristiques poromécaniques du tableau III-6. Nous nous plaçons dans le cas défavorable d'un recouvrement très perméable. Nous supposons une perméabilité de recouvrement dix fois supérieure à la valeur de référence ($k = 10^{-16} \text{ m}^2$).

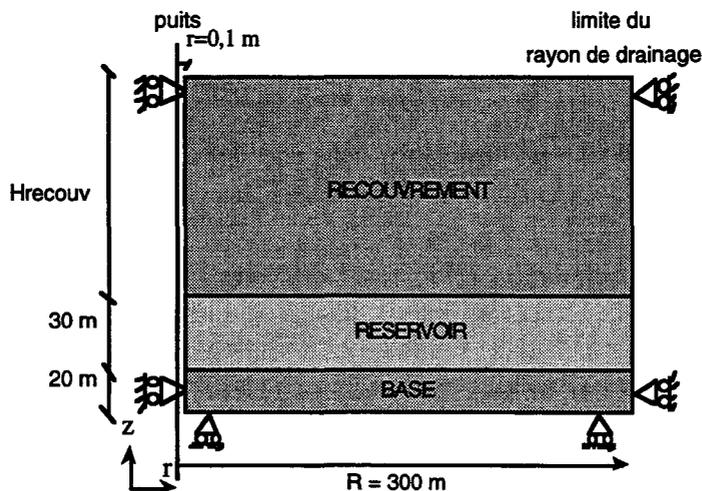
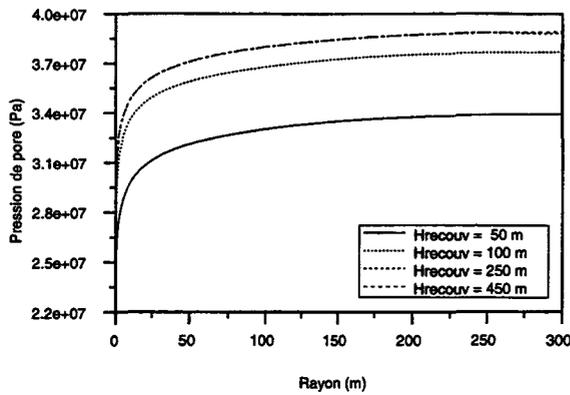
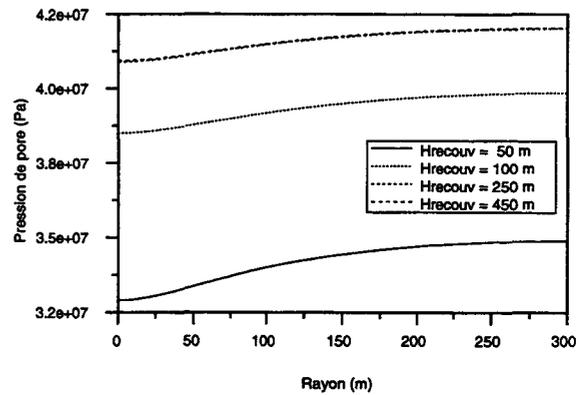


Figure III-24 : Structure modélisée avec une épaisseur de recouvrement variable

Le résultat de cette étude est donné dans la figure III-25 en terme de profils de pression à la surface du réservoir ($z=50 \text{ m}$) et à une hauteur de 100 m à la fin de la période de production ($t=4e8 \text{ secondes}$).



a- Profils de pression à la surface du réservoir



b- Profils de pression en $z = 100$ m

Fig. III-25 : Influence de la hauteur du recouvrement sur les profils de pression de pore dans le réservoir et dans le recouvrement

Les résultats présentés dans la figure III-25-a,b montrent qu'un recouvrement perméable de 50 ou 100 mètres de hauteur ne suffit pas pour représenter une surface non affectée par la diminution de pression interstitielle. Par contre, les calculs réalisés avec un recouvrement de 250 mètres et 450 mètres ne montrent pas de différences en termes de profils de pression dans la structure. La modélisation d'une portion de recouvrement de 250 mètres est suffisante vis à vis de la caractérisation des chemins de contrainte dans le milieu de production.

III.4.4.3. Étude du chemin de contrainte dans le réservoir

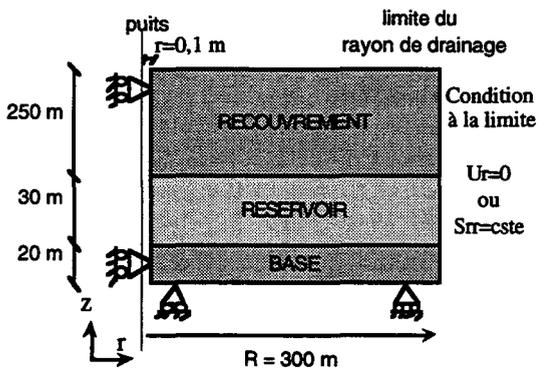
Nous désirons quantifier le chemin de contrainte dans le milieu de production en fonction du type de condition imposée au droit du rayon de drainage. La structure modélisée est représentée dans la figure III-26-a. Les profils de pression sont représentés dans la figure III-26-b en fonction du rayon à une hauteur de 50 mètres. Les chemins de contrainte et de déformation (Figure III-26-c,d) sont tracés pour les points situés respectivement à des rayons de 110 et 230 mètres et à une hauteur de 32,5 mètres.

Lorsque la condition imposée au droit du rayon de drainage est en déplacement bloqué, les faibles déplacements radiaux dans la structure induisent un chemin de déformation œdométrique. Le blocage de la déformation radiale conduit à une diminution des contraintes horizontales et donc à un chemin de contrainte à caractère déviatorique.

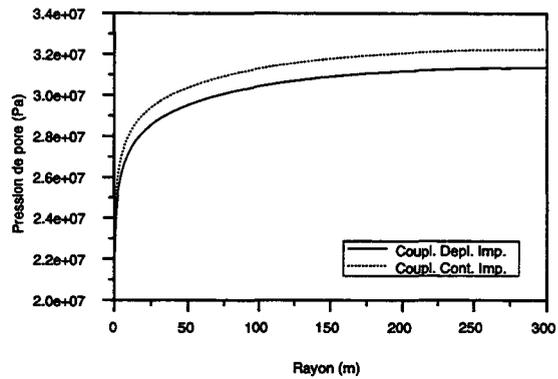
Par contre, avec une condition en contrainte radiale imposée, les déformations dans la base et le recouvrement, induites par la diminution de pression de pore, permettent au réservoir de se déformer radialement. Ces déformations radiales permettent alors de maintenir la contrainte horizontale constante ce qui, à contrainte verticale constante, tend à réduire le déviateur du tenseur des contraintes. Ainsi, le caractère déviatorique du chemin de contrainte devient de plus en plus faible à mesure

que le recouvrement et/ou la base sont déformables et tend vers un chemin à contraintes totales constantes.

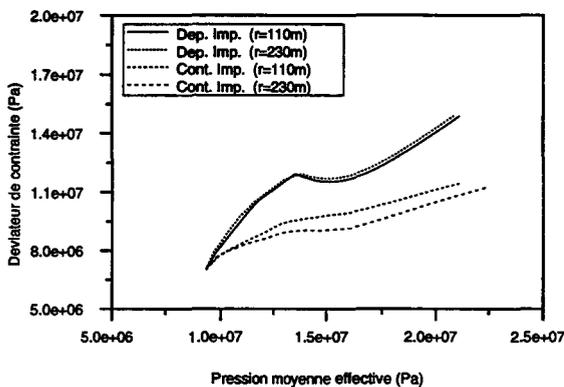
La contribution de la roche au maintien de la pression dans le milieu de production étant supérieure sur un chemin à contraintes totales constantes que sur un chemin de déformation uniaxiale, on vérifie que le profil de pression de pore obtenu avec une condition en contrainte imposée est supérieur à celui relatif à une condition en déplacement latéral bloqué.



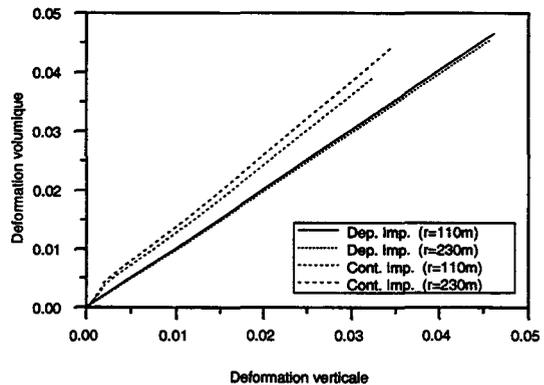
a- Structure modélisée



b- Profils de pression dans le réservoir



c- Chemins de contrainte dans le réservoir



d- Chemins de déformation dans le réservoir

Fig. III-26 Influence du type de condition à la limite sur le profil de pression et sur les chemins de contrainte et de déformation dans le réservoir

III.4.4.4. Influence de la déformabilité du recouvrement.

A partir des observations précédentes et dans le cas d'une condition en contrainte radiale imposée au droit du rayon de drainage, nous désirons mesurer l'influence d'une modification de la déformabilité du recouvrement sur le chemin de contrainte dans le milieu de production. Le mécanisme de déformation prépondérant étant le mécanisme volumique, cette étude d'influence est effectuée par rapport au module d'écroissage de ce mécanisme. La structure et les caractéristiques poromécaniques restent inchangées.

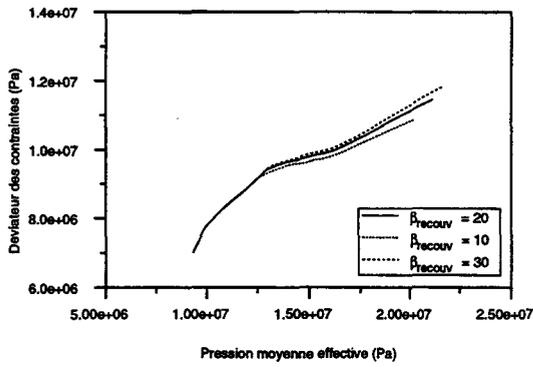
Le tableau III-7 récapitule les valeurs du module d'écroissage utilisées lors de cette étude de sensibilité. La figure III-27-a représente les chemins de contrainte dans le réservoir.

Déformabilité du Recouvrement	Module d'écroissage
Calcul de référence	20
Grande Déformabilité	10
Faible Déformabilité	30

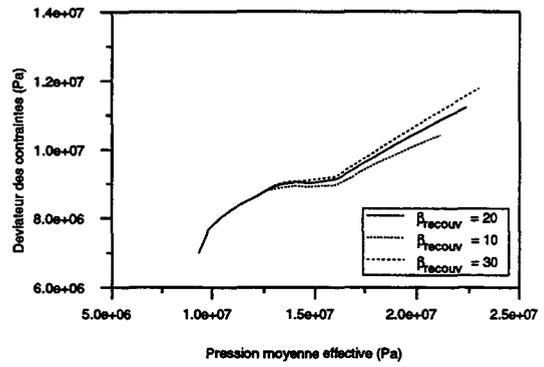
Tableau III-7 : Valeurs du Module d'écroissage utilisées pour l'étude de sensibilité

On constate que, dans la gamme de valeurs testées, une variation de la déformabilité du recouvrement modifie faiblement le chemin de contrainte dans le milieu de production. La figure III-27-b représente les chemins de déformation correspondants. Elle confirme la faible influence de la déformabilité du recouvrement sur la contribution de la roche à l'expulsion de fluide.

La figure III-27-c représente les profils de pression de pore dans le réservoir. Une variation de la déformabilité du recouvrement ne modifiant pas le chemin de chargement dans le milieu de production, la contribution de la roche réservoir au maintien de la pression de pore reste alors identique. Les différences de profils de pression de pore dans le réservoir proviennent donc d'une modification des quantités de fluide échangées entre le réservoir et le recouvrement en fonction de sa déformabilité. Le déplacement vertical de la surface du réservoir est fortement influencé par la déformabilité du recouvrement. En effet lorsque le recouvrement est peu déformable, il ne contribue pas à maintenir la pression dans le milieu de production. La diminution sensible de la pression de fluide dans le réservoir induit d'importantes déformations verticales dues à son comportement élastoplastique alors que le recouvrement ne se déforme que très peu. Le déplacement observé en surface est alors du même ordre de grandeur que le déplacement de la surface du réservoir. Par contre, lorsque le recouvrement est très déformable, il contribue fortement au maintien de la pression de fluide dans le milieu de production et se déforme fortement. Les déformations dans le réservoir sont alors faibles mais la déformation du recouvrement induit des tassements importants en surface.

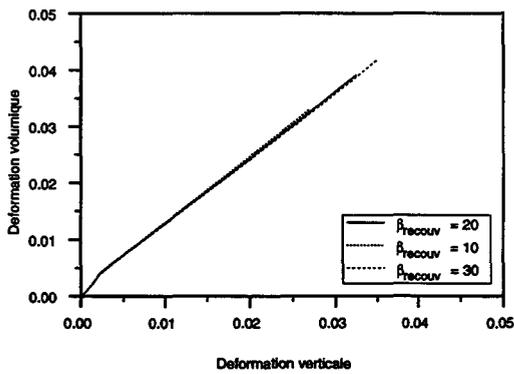


$r=110$ m

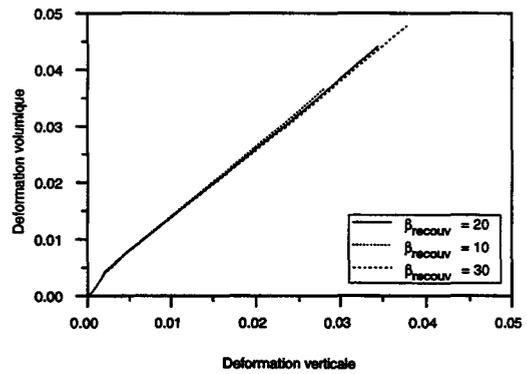


$r=230$ m

Fig. III-27-a : Influence de la déformabilité du recouvrement sur le chemin de contrainte dans le réservoir



$r=110$ m



$r=230$ m

Fig. III-27-b : Influence de la déformabilité du recouvrement sur le chemin de déformation dans le réservoir

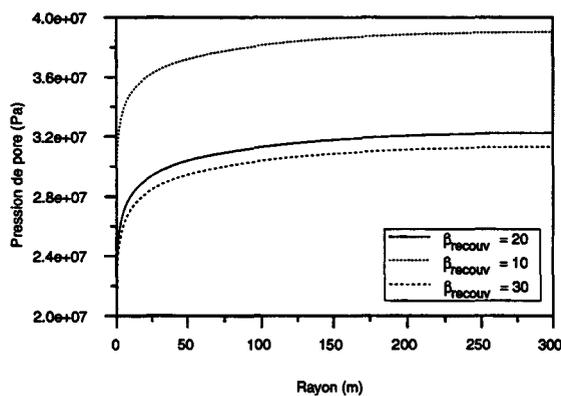


Fig. III-27-c : Influence de la déformabilité du recouvrement sur le profil de pression de pore dans le réservoir ($h=50$ m)

III.4.4.5. Influence de la perméabilité du recouvrement.

En considérant une condition en contrainte radiale imposée, nous désirons étudier l'influence d'une modification de la perméabilité du recouvrement sur le chemin de contrainte dans le milieu de production. La structure ainsi que les caractéristiques poromécaniques restent inchangées.

Le tableau III-8 récapitule les valeurs de perméabilité utilisées lors de cette étude de sensibilité. Les figures III-28-a et III-28-b représentent respectivement les chemins de contrainte et de déformation dans le milieu de production.

Perméabilité du Recouvrement	k recouvrement (m ²)
Calcul de référence	10 ⁻¹⁷
Faible perméabilité	10 ⁻¹⁸
Forte perméabilité	10 ⁻¹⁶

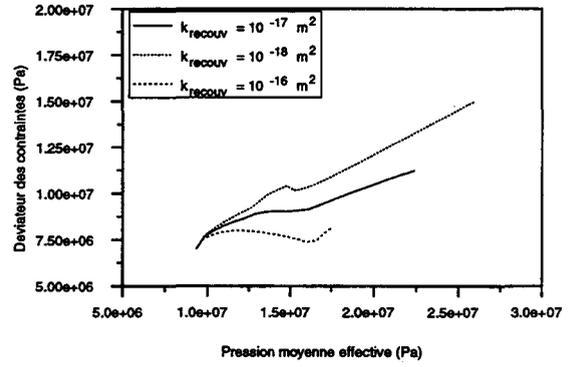
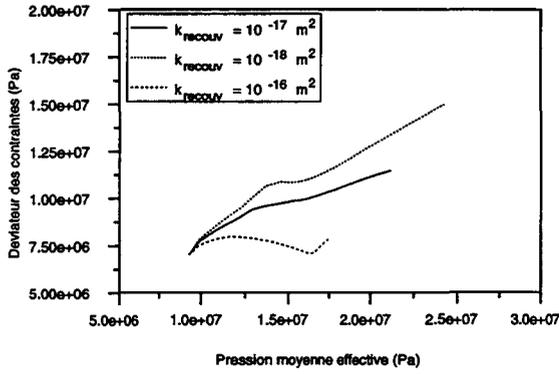
Tableau III-8 : Valeurs de la perméabilité du recouvrement retenues pour l'étude de sensibilité

La perméabilité du recouvrement influe sur les échanges de masse fluide avec le réservoir. Lorsqu'une condition en contrainte radiale est imposée au droit du rayon de drainage, la perméabilité du recouvrement affecte l'évolution de sa déformabilité et donc le chemin de contrainte dans le milieu de production. Lorsque le recouvrement est peu perméable, sa rigidité bloque la déformation radiale du réservoir et conduit alors à un chemin de contrainte déviatorique. Les courbes de déformation montrent que, dans ce cas, le chemin de déformation est proche d'un chemin de déformation uniaxiale. Par contre, lorsque le recouvrement est très perméable ou très déformable, il autorise la déformation radiale du réservoir. Les contraintes totales dans le réservoir ne varient que très peu ce qui conduit à un chemin proche du chemin de déplétion à contraintes totales constantes. La déformation volumique ne provient plus uniquement de la déformation verticale mais aussi de la contraction radiale, ce qui tend à augmenter le taux de récupération.

La figure III-28-c représente les profils de pression de pore dans le réservoir. Une modification de la perméabilité du recouvrement modifie le chemin de contrainte dans le milieu de production ainsi que les échanges de masse fluide avec le réservoir. De ce fait, la différence entre les profils de pression provient, de la modification des contributions, d'une part, du recouvrement et d'autre part de la déformation de la roche réservoir.

Lorsque le recouvrement est très perméable, le chemin de contrainte dans le réservoir tend vers un chemin à contraintes totales constantes. Sur ce chemin, la contribution de la déformation du volume des pores au maintien de la pression interstitielle est plus importante que sur un chemin de déformation uniaxiale. Ceci permet donc d'expliquer les valeurs de pression interstitielle plus élevées observées dans le réservoir et les faibles valeurs à la surface du recouvrement.

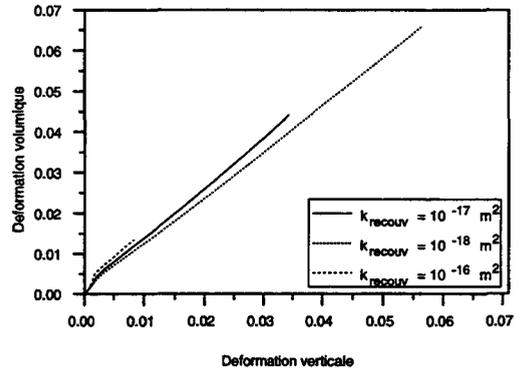
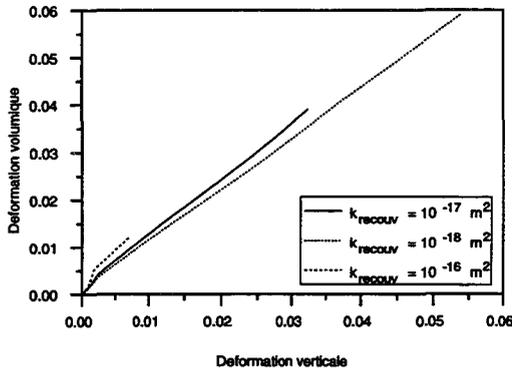
Lorsque le recouvrement est très peu perméable, sa faible contribution au maintien de la pression associé à un chemin de déformation uniaxiale dans le réservoir expliquent les faibles valeurs de pression interstitielle dans le réservoir. Toutefois, les déformations importantes du réservoir peuvent induire des surpressions locales importantes dans le recouvrement qui peuvent éventuellement provoquer une rupture de celui-ci.



$r=110$ m

$r=230$ m

Fig. III-28-a : Influence de la perméabilité du recouvrement sur le chemin de contrainte dans le réservoir



$r=110$ m

$r=230$ m

Fig. III-28-b : Influence de la perméabilité du recouvrement sur le chemin de déformation dans le réservoir

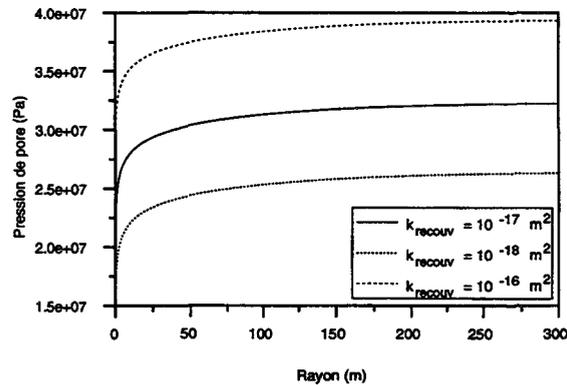


Fig. III-28-c : Influence de la perméabilité du recouvrement sur le profil de pression de pore dans le réservoir ($h=50$ m)

III.5. Conclusions

Les applications présentées dans ce chapitre permettent de quantifier l'apport d'une bonne prise en compte de la mécanique dans les études liées à la modélisation du comportement des réservoirs pétroliers.

Nous avons tout d'abord présenté une étude locale du comportement d'un élément de roche réservoir au cours de la déplétion en utilisant le modèle de comportement présenté dans le second chapitre. Nous avons étudié l'influence de l'état de contrainte initial et du chemin de chargement sur la réponse du matériau exprimée en termes de taux de récupération et de déformation axiale. Ces observations ont mis en évidence l'intérêt d'une représentation correcte de l'évolution des contraintes et des déformations dans le milieu de production.

La seconde partie des applications est liée à la modélisation du comportement des réservoirs lors de la production. Nous avons exposé, tout d'abord, les équations physiques et la méthodologie permettant de modéliser les écoulements en milieu poreux en se ramenant à un problème de diffusivité hydraulique où le comportement mécanique du matériau est décrit sur un chemin de contrainte supposé homogène dans le milieu de production. Afin de fournir une meilleure estimation de la contribution de la déformation de la roche à la production de fluide, nous avons intégré dans la formulation de diffusivité hydraulique une expression analytique de la compressibilité élastoplastique du matériau. Cette expression analytique, fonction du chemin de chargement, est basée sur le modèle de comportement élastoplastique mis au point pour les craies très poreuses. Lorsque le chemin de contrainte est homogène dans le milieu de production, cette formulation, intégrant un modèle mécanique simplifié, reproduit la contribution de la déformation non linéaire des craies très poreuses à la production de fluide.

Dans la dernière partie de ce chapitre, nous avons présenté une modélisation poromécanique couplée du comportement des réservoirs pétroliers lors de la production. Les résultats obtenus montrent l'importance des hypothèses de la modélisation sur les estimations de production et sur les tassements de la structure. Le chemin de contrainte dans le milieu de production et son homogénéité dépendent fortement de la géométrie, des conditions aux limites et du comportement mécanique des matériaux constitutifs de la structure réelle modélisée. La complexité des structures géologiques induit généralement des chemins de contraintes non-homogènes et une modélisation de leur comportement selon une approche poromécanique couplée est donc nécessaire. Toutefois, le choix des hypothèses de la modélisation poromécanique couplée peut être relativement difficile en raison de la complexité des structures géologiques réelles et conduit généralement à une simplification de ces structures.

CHAPITRE IV

COMPORTEMENT HYDROMÉCANIQUE DES MILIEUX POREUX SATURÉS APPLIQUÉ AU CAS DES BASSINS SÉDIMENTAIRES

Dans ce chapitre, une analyse de résultats d'essais mécaniques de laboratoire sur des matériaux argileux indique les principales caractéristiques de leur comportement. L'utilisation du modèle Cam-Clay Modifié montre que les concepts représentatifs du comportement mécanique des matériaux argileux fortement consolidés apparaissent comme semblables à ceux obtenus pour les roches réservoirs très poreuses. Ces observations nous conduisent à valider la formulation du modèle de comportement élastoplastique à deux mécanismes élaboré pour les craies très poreuses pour le comportement des matériaux argileux. Ensuite, la comparaison de mesures de terrain et de laboratoire montre qu'une formulation poromécanique ne permet pas à elle seule de reproduire l'évolution de la porosité des sédiments au cours des temps géologiques et nécessite de considérer une évolution des propriétés du matériau avec le temps.

IV.1. Modélisation du comportement des bassins sédimentaires

Lors de la formation d'un bassin sédimentaire, l'augmentation des contraintes due à l'accumulation continue des sédiments en surface compacte les sédiments sous-jacents en réduisant leur porosité primaire. Une loi de compaction se traduit, en principe, par une relation entre la déformation du volume des pores, les variations du tenseur des contraintes et les variations de la pression de pore. Cette loi permet alors de représenter l'évolution de la porosité du milieu en fonction des sollicitations imposées au cours de l'histoire géologique du bassin. Nous présentons tout d'abord les modèles actuels de bassin et ensuite la formulation poromécanique couplée qui permet de reproduire les déformations du milieu en fonction des sollicitations hydromécaniques.

IV.1.1. Modèles actuels de bassins

Dans les modèles actuels de bassins, l'évolution de la porosité est déterminée à partir d'une simplification du problème mécanique qui consiste à relier la variation de la porosité de la roche uniquement à la pression de pore et à la contrainte verticale au moyen d'une loi de contrainte effective (Schneider et al., 1994):

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = -\tilde{\beta}(\phi, \sigma_v + \alpha p_{pore}) \frac{\partial \sigma_v}{\partial t} - \tilde{\alpha}(\phi, \sigma_v + \alpha p_{pore}) \sigma_v \quad (\text{IV-1})$$

avec : ϕ porosité
 σ_v contrainte verticale
 α coefficient de contrainte effective

Cette loi est calibrée par des mesures de porosité et de contraintes effectives dans un milieu normalement consolidé (Figure IV-1).

La loi d'équilibre mécanique est simplifiée sous la forme :

$$\frac{\partial \sigma_v}{\partial z} = (\phi_s \rho_s + \phi_w \rho_w) g \quad (\text{IV-2})$$

avec : ϕ_s fraction volumique de la phase solide
 ϕ_w fraction volumique de la phase fluide
 ρ_s masse volumique de la phase solide
 ρ_w masse volumique de la phase fluide
 g accélération de la pesanteur

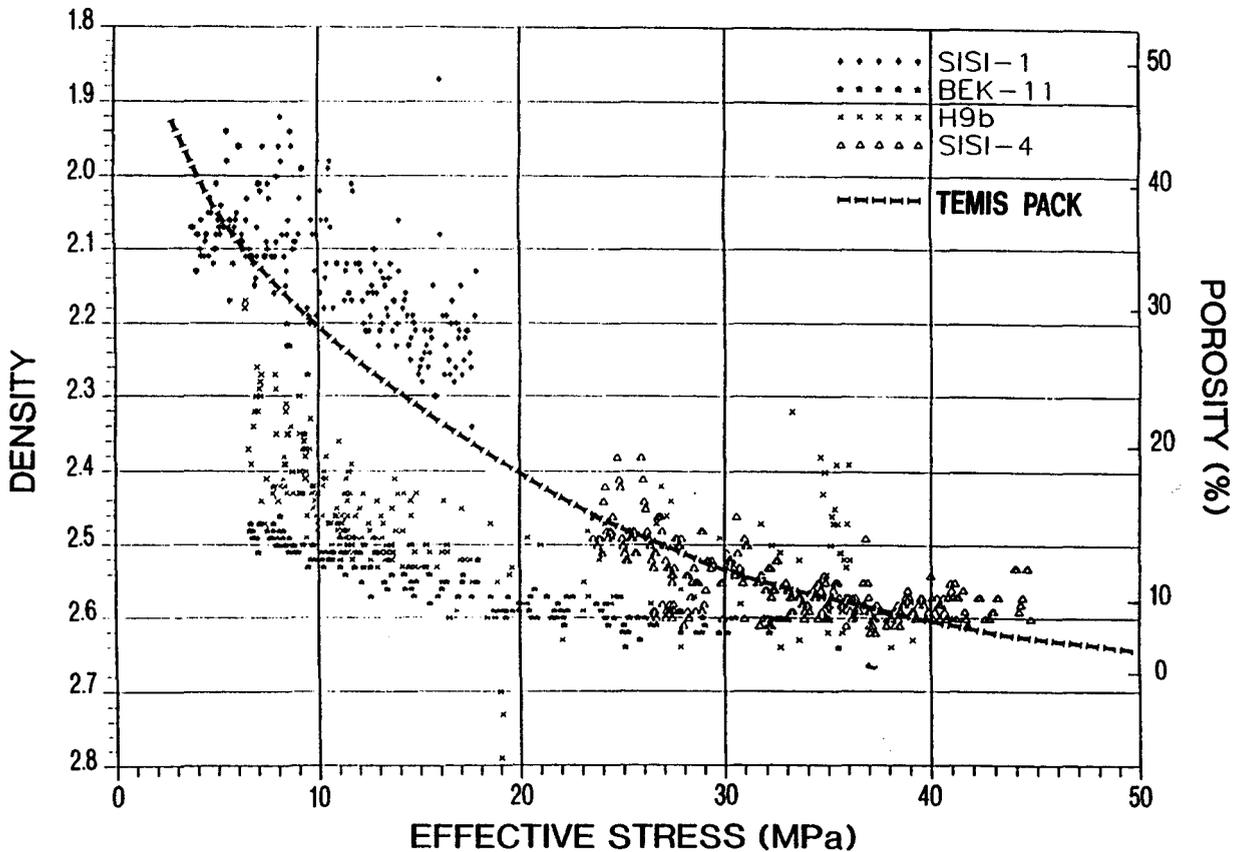


Fig. IV-1 : Exemple de courbes Porosité-Contrainte verticale effective
(Burrus et al., 1991)

L'utilisation de la relation (IV-1) permet d'exprimer l'évolution de la porosité du milieu sans recourir à la loi de comportement du matériau et simplifie alors considérablement la formulation du problème. Il convient toutefois de noter que ces hypothèses sur le comportement mécanique du matériau peuvent aboutir à des incertitudes sur les résultats que l'on peut résumer par les points suivants :

- La loi de contrainte effective est associée au milieu dans lequel elle est calibrée. Cette loi ne peut donc pas être utilisée afin de modéliser le comportement d'un bassin pour lequel le chemin de chargement n'est pas œdométrique. Ainsi, cette méthodologie ne permet pas de représenter des conditions aux limites complexes ou de tenir compte des efforts tectoniques.
- Ces hypothèses supposent une déformation homogène dans le bassin et ne permettent donc pas de simuler l'existence de plusieurs chemins de contrainte dans le même milieu.
- L'utilisation d'une loi liant l'évolution de la porosité à la contrainte effective ne permet pas d'obtenir d'informations sur les contraintes latérales qui peuvent servir d'élément de comparaison entre le modèle et les mesures de terrain.
- Une loi de décharge élastique doit être utilisée afin de représenter le comportement du bassin lors d'une diminution de la contrainte verticale due, par exemple, à une érosion.

IV.1.2. Formulation poromécanique couplée

Les concepts de la poromécanique (Biot, 1941; Coussy, 1991) permettent d'exprimer le couplage entre l'écoulement de fluide et les déformations du milieu poreux. Les équations de la poromécanique sont données par :

$$\begin{aligned}\delta\sigma_{ij} &= (K_d - \frac{2}{3}G)(\delta\varepsilon_{kk} - \delta\varepsilon_{kk}^p)\delta_{ij} + 2G(\delta\varepsilon_{ij} - \delta\varepsilon_{ij}^p) - b\delta p_{pore}\delta_{ij} \\ \delta p_{pore} &= M_b(-b(\delta\varepsilon_{kk} - \delta\varepsilon_{kk}^p) + (\frac{\delta m}{\rho_o^n} - \delta\varepsilon_p^p))\end{aligned}\tag{IV-3}$$

A partir de ces équations, on remarque qu'en négligeant la compressibilité élastique et plastique de la matrice, il est possible de formuler l'équation hydraulique sous la forme donnée par la relation (I-19) :

$$\frac{\delta m}{\rho_o^n} = \phi c_{fl}\delta p_{pore} + \frac{\delta V_b}{V_b}\tag{IV-4}$$

En exprimant les variations du volume total en fonction de la porosité, nous obtenons une relation similaire à celle utilisée en modélisation de bassin :

$$\frac{\delta m}{\rho_o^n} = \phi c_{fl}\delta p_{pore} + \frac{\delta\phi}{1-\phi}\tag{IV-5}$$

Lors de la modélisation du comportement des bassins sédimentaires, une approche poromécanique couplée permet de représenter les différents chemins de déformations induits par l'hétérogénéité du milieu, les conditions aux limites et le chargement. Cela se traduit par une meilleure estimation de l'écoulement de fluide. Elle nécessite toutefois de connaître le comportement mécanique des matériaux constitutifs.

IV.2. Etude en laboratoire du comportement des matériaux argileux des bassins sédimentaires

IV.2.1. Généralités

Les argiles sont des matériaux très complexes en raison de la diversité de leur structure et de leur composition chimique. Dans le domaine pétrolier, on regroupe les espèces minérales recensées sous quatre grandes familles: l'Illite, la Kaolinite, la Chlorite et la Smectite (Montmorillonite). Les minéraux argileux sont des substances cristallines qui proviennent essentiellement de l'altération chimique de certains minéraux composant la roche. On distingue deux types de feuillets de base, les feuillets en tétraèdre (silice) et ceux en octaèdre (alumine). Les minéraux argileux se différencient par le mode d'empilement des feuillets et par les divers liants et ions métalliques contenus dans le treillis cristallin. Les cristaux de Smectite, bien que de petite taille, ont une forte affinité avec l'eau. Les sols contenant de la Smectite peuvent, au contact de l'eau, s'hydrater et gonfler considérablement. Dans le cas de la Kaolinite, les liaisons hydrogènes qui assurent le lien entre les feuillets sont très fortes et empêchent l'hydratation du matériau. Par opposition avec les matériaux granulaires, la teneur en eau influence fortement le comportement des argiles. Sous l'effet des contraintes, l'expulsion de l'eau du matériau donne à la Smectite une structure semblable à celle de l'Illite et, pour un niveau élevé de contrainte, les deux matériaux se comportent de façon similaire.

Le comportement mécanique de ces matériaux est aussi très fortement dépendant de l'historique des sollicitations. L'histoire du matériau est caractérisée par la contrainte de pré-consolidation (contrainte la plus importante subie par le matériau au cours de son histoire) à laquelle correspond un indice des vides. L'indice des vides indique, en fait, plus particulièrement l'état de compaction du matériau.

L'analyse du comportement mécanique des matériaux argileux, basée sur le résultat d'essais mécaniques en laboratoire, se divise en deux parties. Nous présentons tout d'abord une synthèse de résultats d'essais mécaniques selon différents chemins de chargement afin de recenser les principales caractéristiques du comportement de ces matériaux. Cette synthèse permettra notamment de mettre en évidence les notions de sur-consolidation, de contractance et de dilatance en fonction des conditions de chargement imposées. Nous présentons ensuite une étude de l'influence de la composition minéralogique (type de minéral argileux et teneur en argile du mélange) sur le comportement du matériau dans le domaine élasto-plastique.

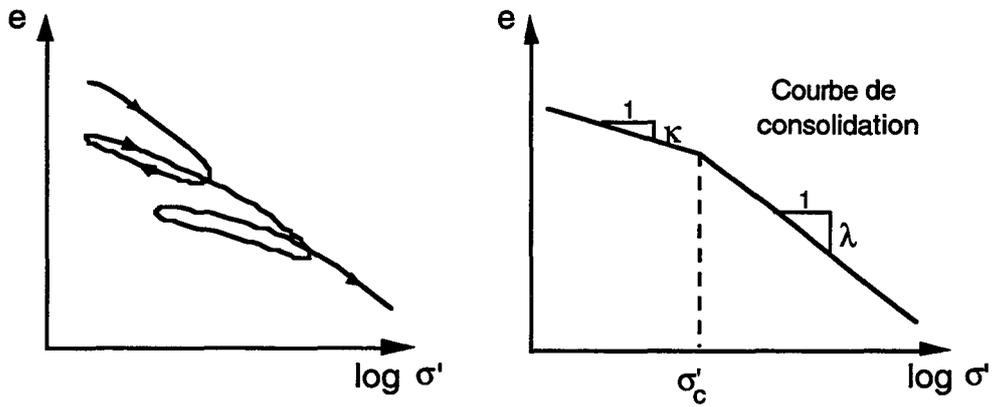


Fig. IV-3 : Evolution de l'indice des vides sur un chemin œdométrique

Le comportement mécanique de ce type de matériaux peut être décrit par une relation linéaire par morceaux dans un diagramme constitué par la déformation volumique et le logarithme de la contrainte moyenne effective appliquée. Ce comportement est généralement caractérisé par la définition d'un module d'écroûissage β liant les incréments de pression moyenne effective aux déformations volumiques plastiques lors d'un essai œdométrique. Il peut s'exprimer par la pente obtenue dans le plan $(\varepsilon_v^p; \ln p')$.

Les résultats d'essais de laboratoire sont généralement donnés en termes de déformation totale, ce qui nous amène alors à définir un coefficient β^{ep} que nous nommons module élastoplastique du matériau.

$$\beta^{ep} = \frac{\ln(p') - \ln(p_o')}{\varepsilon_v - \varepsilon_{v_o}} \quad (\text{IV-7})$$

Afin d'estimer le module d'écroûissage β à partir du module élastoplastique, il est nécessaire d'estimer la part de la déformation élastique du matériau au cours du chargement plastique. La figure IV-4 décrit schématiquement la partition de la déformation totale en ses parties élastique et plastique obtenues lors d'un essai œdométrique en charge-décharge.

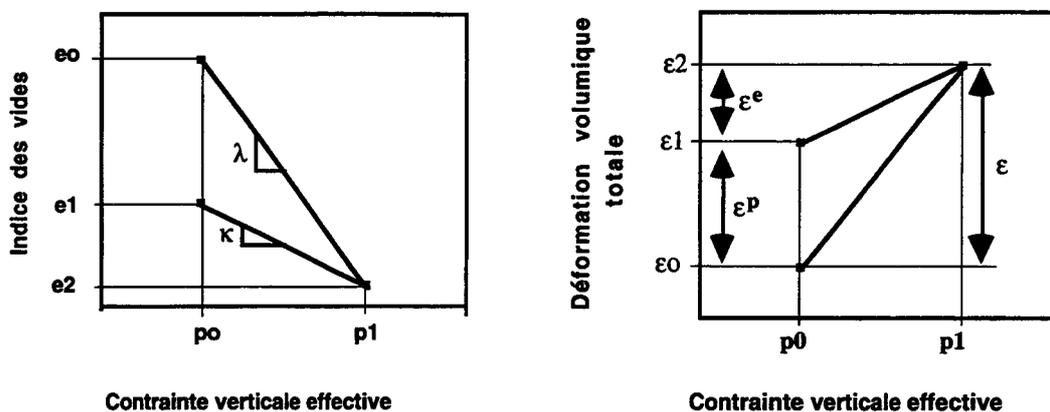


Fig. IV-4 : Schématisation du comportement œdométrique

En négligeant les compressibilités élastique et plastique de la matrice, la relation liant le module d'écroissage et le module élastoplastique est donnée par :

$$\frac{\beta}{\beta^{ep}} = \frac{1}{\left(1 - \frac{\kappa}{\lambda}\right)} \quad (\text{IV-8})$$

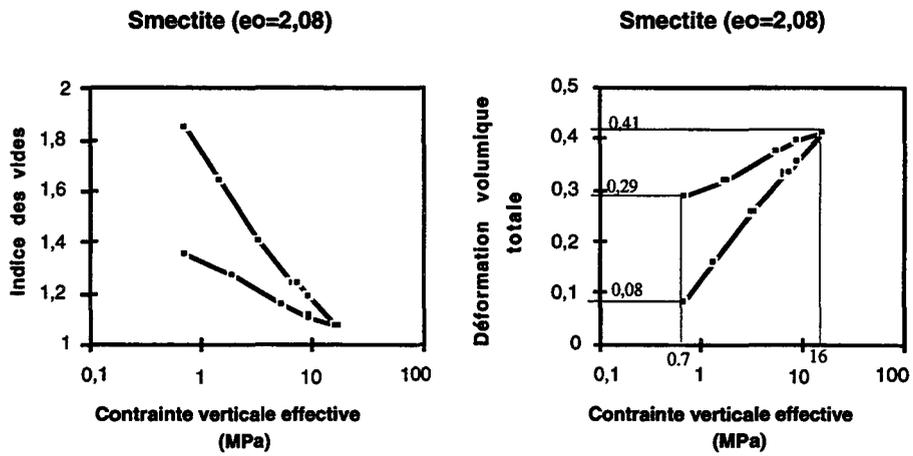
Le rapport entre le module d'écroissage et le module élastoplastique dépend du terme κ / λ . Lorsque ce terme est négligeable devant 1, il est possible de négliger la partie élastique des déformations devant la partie plastique.

Des essais œdométriques en charge et en décharge (Caurel et al., 1993), présentés en figure IV-5, permettent d'estimer l'importance de ces déformations élastiques vis à vis de la déformation totale. Les résultats obtenus sont résumés dans le tableau IV-1.

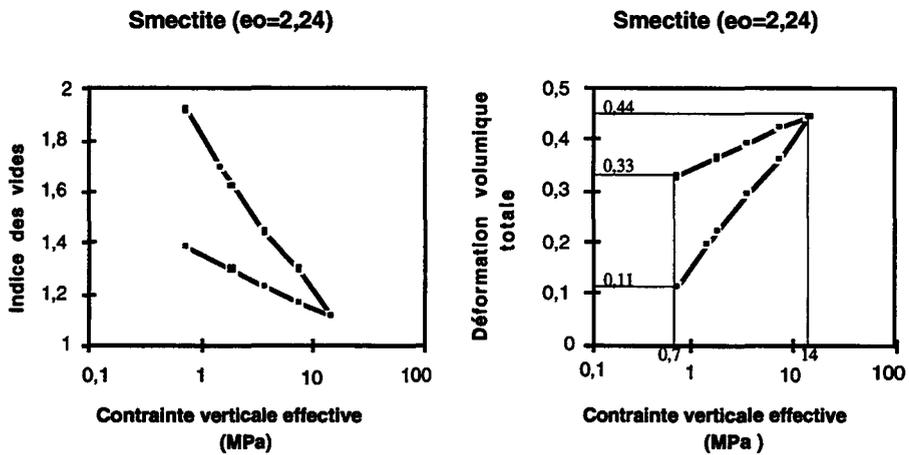
Matériau	Domaine de contrainte (MPa)	λ	κ	$\frac{\kappa}{\lambda}$	β	β^{ep}	$\frac{\beta}{\beta^{ep}}$
Smectite ($e_0=2,08$)	0,7-16,2	0,324	0,117	0,363	14,96	9,52	1,57
Smectite ($e_0=2,24$)	0,7-14,4	0,353	0,117	0,334	13,75	9,16	1,50
Tunu3 ($e_0=0,79$)	0,7-39,6	0,128	0,031	0,242	18,34	13,91	1,32

Tableau IV-1 : Evaluation du rapport β / β^{ep}

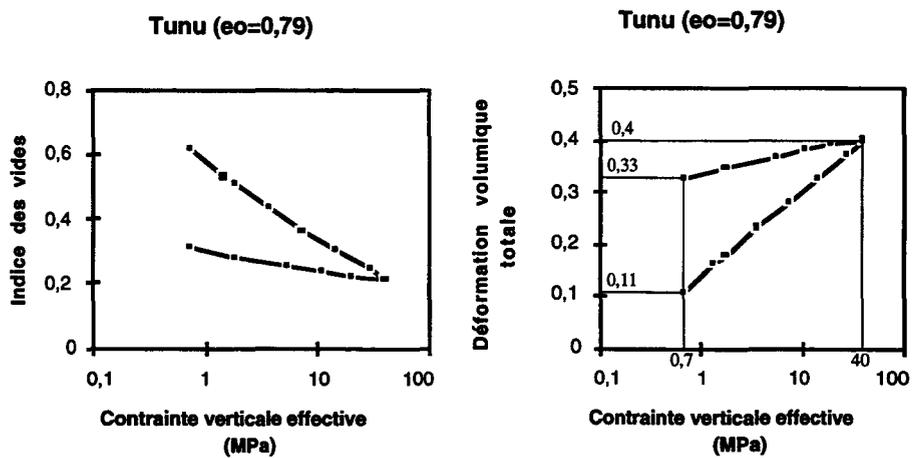
Les résultats obtenus montrent qu'en négligeant les déformations élastiques, l'erreur commise sur le module d'écroissage est relativement importante. Il est alors nécessaire de réaliser des essais œdométriques en charge et en décharge pour obtenir une bonne évaluation du module d'écroissage. On constate toutefois que pour les matériaux présentés, le rapport κ / λ se situe aux alentours de 0,3, ce qui conduit à un rapport moyen de β / β^{ep} de 1,4.



a - Smectite ($e_0=2,08$)



b - Smectite ($e_0=2,24$)



c - Mélange de minéraux argileux ($e_0=0,79$)

Fig. IV-5 : Comportement des minéraux argileux sur un chemin œdométrique (Caurel et al., 1993)

IV.2.2.2. Essais de compression triaxiale

La figure IV-6 présente le comportement d'argiles et marnes en compression triaxiale drainée selon différentes valeurs de la pression de confinement (Coric et al., 1991). On remarque l'influence de la pression de confinement sur la résistance en cisaillement du matériau. Ces essais indiquent le faible domaine d'élasticité initial du matériau mis en évidence par l'apparition de déformations irréversibles dès le début du chargement.

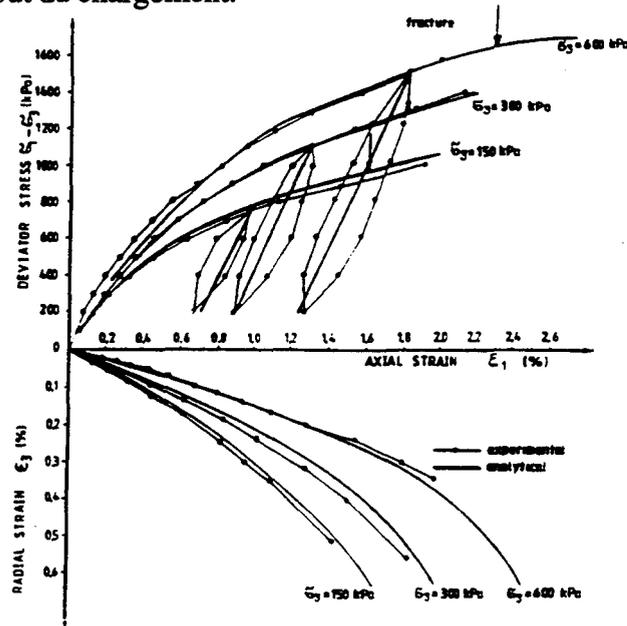
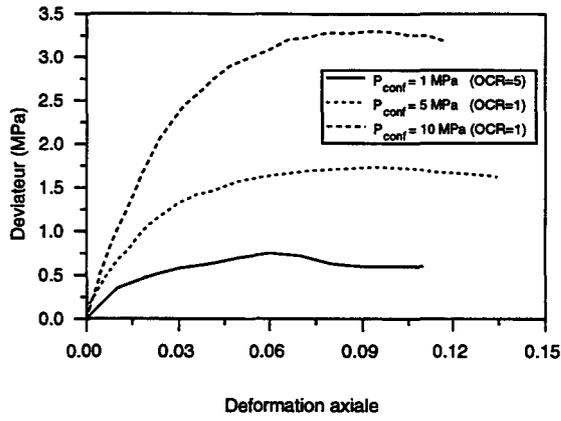


Fig. IV-6 : Comportement mécanique des argiles et marnes Néogène (Coric et al., 1991)

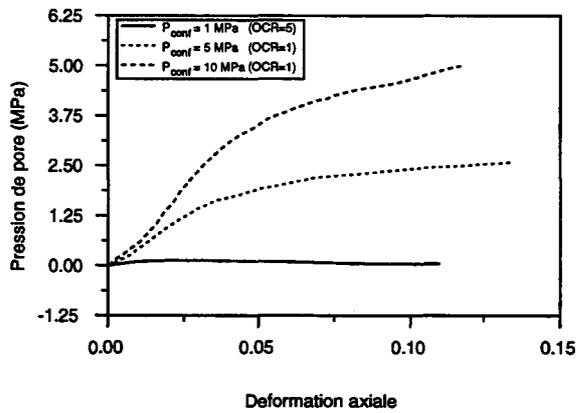
Les figures IV-7 présentent le résultat d'essais de laboratoire réalisés sur une kaolinite en compression triaxiale non drainée (Belanteur, 1995). Les deux premiers essais mécaniques considèrent le chargement triaxial d'un matériau normalement consolidé à des pressions de 5 et 10 MPa. Le troisième essai détermine le comportement d'un matériau ayant un degré de sur-consolidation égal à 5, le matériau est tout d'abord consolidé à une pression de 5 MPa et le chargement triaxial s'effectue avec une pression de confinement initiale de 1 MPa.

On observe que la résistance au cisaillement du matériau est fortement dépendante de son degré de sur-consolidation. Lorsque le matériau est normalement consolidé, son comportement, sur un chemin de chargement déviatorique drainé, indique un domaine élastique faible voir même inexistant. Le matériau s'écrouit positivement sans laisser apparaître de pic de résistance. En condition non drainée, l'importance de la contraction volumique plastique induit une augmentation de la pression de pore et donc une diminution de la pression moyenne effective. Cette diminution de pression effective conduit rapidement à la rupture du matériau par cisaillement. Lorsque le matériau est sur-consolidé, on observe l'existence d'une phase élastique initiale dont l'amplitude dépend du degré de sur-consolidation. La rupture du matériau intervient très rapidement après la limite élastique et est caractérisée par de faibles déformations de volume et par l'apparition d'un pic de résistance déviatorique.

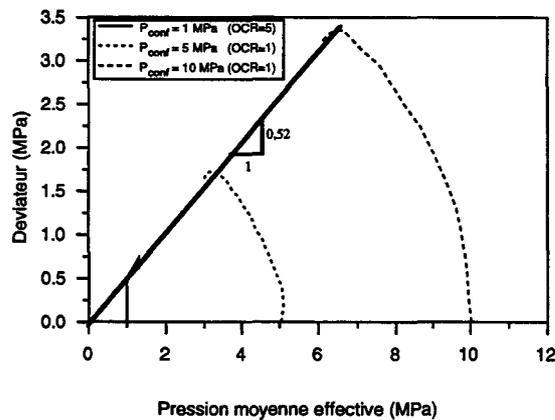
La figure IV-7-c montre que le lieu des pics de résistance du matériau est situé sur une droite dans un diagramme (p',q) dont la pente est ici voisine de 0,5.



a - Déviateur - Déformation axiale



b - Pression de pore - Déformation axiale



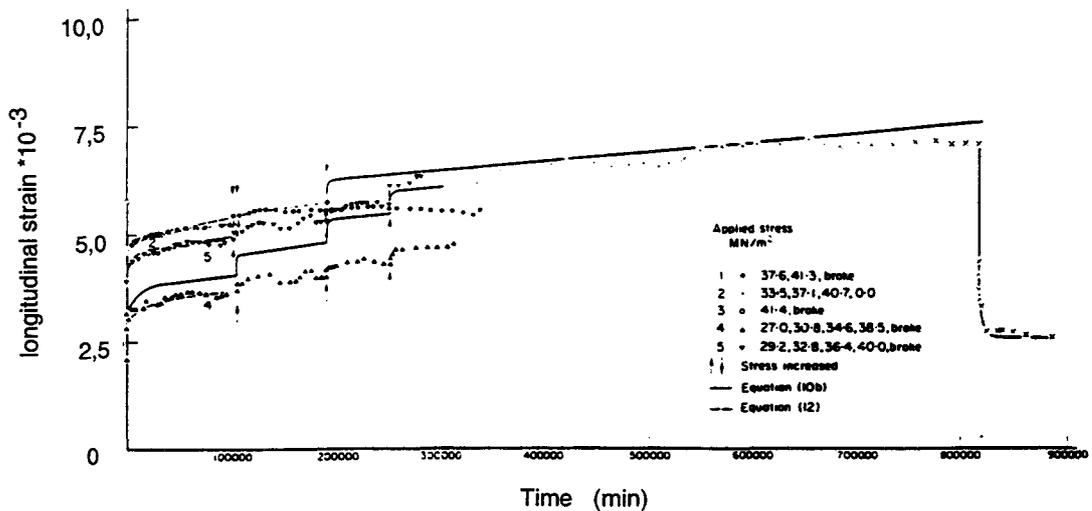
c - Chemin de contrainte dans le plan (p',q)

Fig. IV-7 : Comportement d'une kaolinite en compression triaxiale (Belanteur, 1995)

IV.2.2.3. Essais de fluage

L'essai de fluage a pour objectif d'évaluer la déformation différée pouvant témoigner d'une viscosité du matériau. Il est toutefois nécessaire de préciser que le caractère différé d'une déformation n'est pas uniquement lié à la viscosité du matériau, mais peut provenir, par exemple, d'une évolution du matériau avec le temps. La figure IV-8 montre le comportement en fluage d'un échantillon d'argile (Hobbs, 1970).

L'étude de la déformation d'un échantillon sous charge constante montre l'existence de deux modes de déformation. On observe une déformation instantanée lors du chargement puis une phase de déformation différée où la vitesse décroît jusqu'à l'annulation. Cette vitesse de déformation joue alors un rôle important car elle détermine le temps nécessaire à la stabilisation des déformations. L'essai de fluage permet de connaître l'évolution de la vitesse de déformation en fonction du temps et de la contrainte appliquée.



IV-8 : Comportement en fluage d'un échantillon d'argile
(Hobbs, 1970)

IV.2.3. Influence de la composition minéralogique

Nous étudions ici l'influence de la composition minéralogique d'une argile sur son comportement mécanique. Cette étude est basée sur des essais de laboratoire réalisés en condition œdométrique. Nous étudions tout d'abord le comportement des argiles pures, c'est à dire l'influence du type de minéral argileux puis le comportement de mélanges de sable et de kaolinite et de différents minéraux argileux.

IV.2.3.1. Influence du type de minéral argileux

La figure IV-9 présente le résultat d'essais de compaction œdométrique à haute pression réalisés sur des minéraux purs, la Montmorillonite (Smectite), l'Illite et la Kaolinite (Chilingar et al., 1960). Les minéraux purs présentés se distinguent tout d'abord par leurs différences d'indices des vides initiaux. L'indice initial des vides relativement élevé de la Smectite s'explique par l'importance des possibilités d'hydratation de ce matériau due à sa forte affinité avec l'eau.

Dans un espace liant la déformation volumique et le logarithme de la contrainte verticale effective, on constate que le tracé de la réponse mécanique de la Kaolinite et de l'Illite sous chargement œdométrique est linéaire sur une gamme de contrainte relativement importante. Dans le cas de la Smectite, le comportement peut être décrit par deux segments de droite. On observe un changement de pente pour un niveau de contrainte situé entre 10 et 40 MPa. Pour les faibles contraintes, la Smectite se déforme beaucoup plus rapidement que les deux autres minéraux et évolue ensuite, pour des contraintes plus importantes vers un comportement semblable à l'Illite et la Kaolinite. La transformation de la Smectite en Illite, à contrainte importante, peut expliquer l'analogie observée dans le comportement.

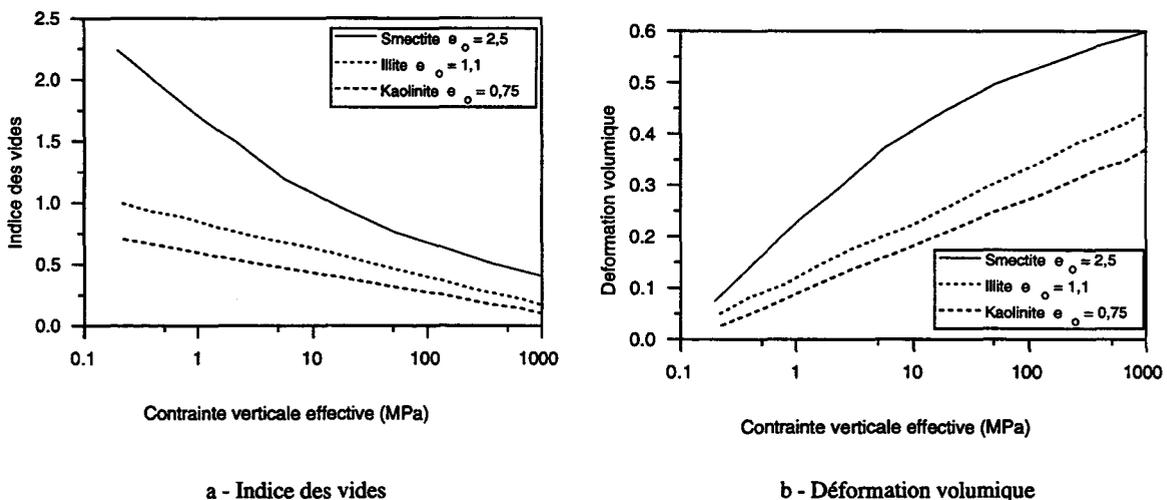


Fig. IV-9 : Influence du type de la composition minérale sur le comportement mécanique des argiles en chemin œdométrique (Chilingar et al., 1960).

Le tableau IV-2 indique les valeurs du module élastoplastique obtenues pour les essais présentés dans figure IV-9.

Matériau	$\Gamma = e _{P=1\text{Mpa}}$	Gamme de contrainte	Valeur de β^{ep}
Smectite	1,7	0-10 MPa	11,3
Smectite	1,7	40-1000 MPa	29,2
Illite	0,8	0-1000 MPa	21,5
Kaolinite	0,6	0-1000 MPa	24,4

Tableau IV-2 : Valeurs du module élastoplastique en fonction du niveau de contrainte et de la composition minéralogique

La figure IV-10 présente le comportement œdométrique de différents minéraux argileux pour de faibles niveaux de contrainte (Caurel et al., 1993). Nous superposons à ces résultats le comportement de la Smectite donné précédemment par la figure IV-9 (Chilingar et al., 1960). Ces essais permettent de confirmer la déformabilité importante de la Smectite pour les indices des vides importants. Le tableau IV-3 présente les modules élastoplastiques obtenus.

Matériau	$\Gamma = e _{P=1\text{Mpa}}$	Gamme de contrainte	Valeur de β^{ep}
Smectite; $e_0=2,1$	1,7	3-16 MPa	10,6
Smectite; $e_0=3,4$	2,0	0-7 MPa	13
Smectite; $e_0=2,5$	1,7	0-10 MPa	11,3
Smectite; $e_0=2,5$	1,7	40-1000 MPa	29,2
Kaolinite; $e_0=1,2$	1,0	4-20 MPa	11,6

Tableau IV-3 : Valeurs du module élastoplastique en fonction du niveau de contrainte, de l'indice initial des vides et de la composition minéralogique

Les indices des vides initiaux des Smectites utilisées pour les essais œdométriques sont très importants et les valeurs du module élastoplastique obtenues sont proches de 11 pour des contraintes inférieures à 20 MPa.

Le comportement de la Kaolinite présenté dans la figure IV-10 est caractérisé par un module élastoplastique de 11,6 pour un indice des vides initial de 1,24 alors que la figure IV-9 indique un module d'écroissage de 24,4 pour un matériau dont l'indice des vides est de 0,75. Ces observations indiquent le lien entre l'évolution du module élastoplastique et l'indice des vides. Les essais présentés permettent de remarquer que, pour des matériaux faiblement consolidés et un faible niveau de contrainte, le module élastoplastique est proche de 11. Ensuite, lorsque le niveau de contrainte augmente, le matériau se consolide et le coefficient se stabilise vers une valeur appartenant à l'intervalle [20-30].

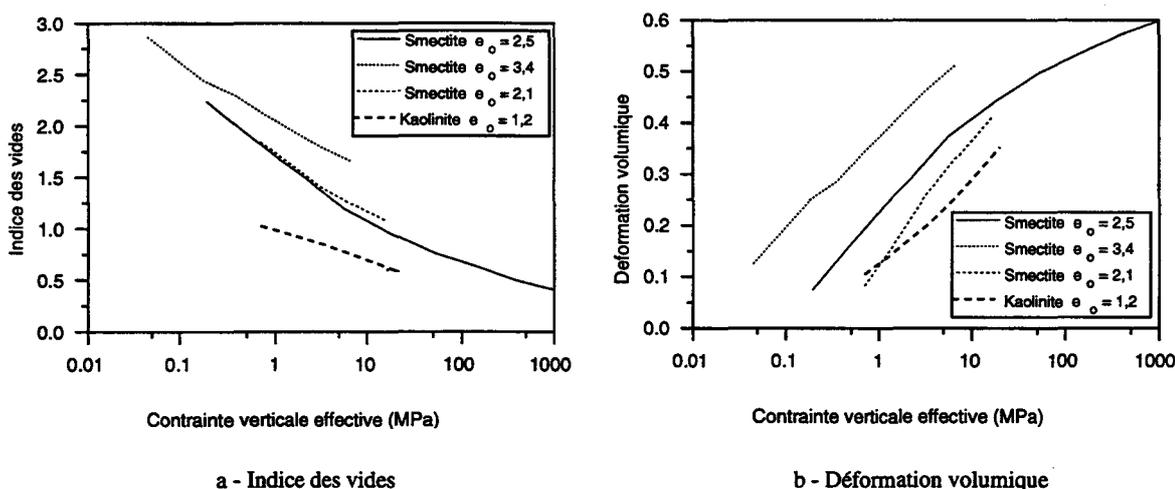


Fig. IV-10 : Influence du type de la composition minérale sur le comportement mécanique des argiles en chemin œdométrique (Caurel et al., 1993).

Les résultats expérimentaux (Sergeev, 1970) présentés dans la figure IV-11 confirment nos observations en montrant un lien entre l'évolution de la compressibilité C_c et l'indice des vides pour des minéraux argileux purs. Le coefficient de compressibilité définit, lors d'un essai œdométrique, l'évolution de l'indice des vides de la façon suivante:

$$e = e_o - C_c \log_{10} \sigma'_v \quad \text{(IV-9)}$$

avec : e indice des vides
 σ'_v contrainte verticale effective

Le coefficient β^{ep} est alors obtenu en utilisant la relation suivante:

$$\beta^{ep} = \frac{(1+e_o) * \ln 10}{C_c} \quad \text{(IV-10)}$$

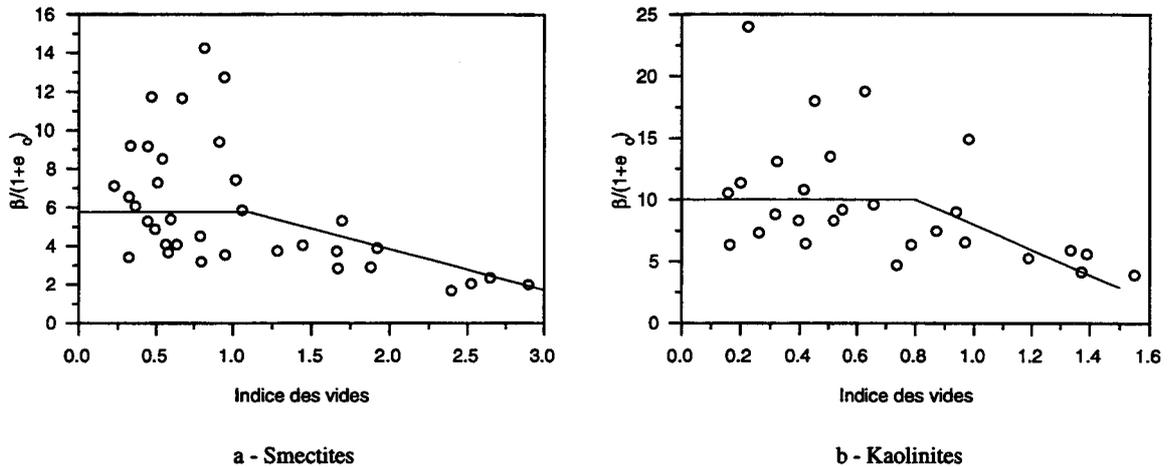


Fig. IV-11 : Evolution du module élastoplastique avec l'indice des vides pour les Kaolinites et les Smectites (Sergeev, 1970)

Les courbes montrant l'évolution de β^{ep} en fonction de l'indice des vides confirment l'existence de deux zones de part et d'autre de la droite $e=1$. Pour des indices des vides supérieurs à un, on observe que la pente β^{ep} tend à augmenter au fur et à mesure que l'indice des vides diminue. Pour de faibles indices des vides ($e < 1$), la pente semble se stabiliser indépendamment de l'évolution de l'indice des vides (Sergeev, 1970). La connaissance de l'indice des vides permet une estimation de l'évolution du module d'écroutissage des matériaux argileux.

IV.2.3.2. Influence de la teneur en argile

Après avoir estimé l'évolution du module élastoplastique pour les principaux minéraux argileux, il est intéressant de connaître l'influence de la teneur en minéraux argileux. Nous utilisons les résultats des essais sur des matériaux constitués d'un mélange, à différentes proportions, de Sable et de Kaolinite et sur des mélanges de minéraux argileux. Cette étude se limite aux matériaux qualifiés par *argiles franches* et plus particulièrement ceux dont la teneur en argile est supérieure à 60%. Pour des teneurs en argile suffisamment élevées, les grains de sable et de silt flottent dans une matrice argileuse, ces particules n'ont alors plus d'influence sur le comportement global du mélange.

La figure IV-12 montre le comportement de mélanges de proportions différentes en Sable et en Kaolinite lors d'essais œdométriques (Bonheur, 1993). Le tableau IV-4 présente les modules élastoplastiques obtenus.

On constate que le module élastoplastique n'est pas sensible à la teneur en Kaolinite du mélange. Cette constatation reste toutefois valable tant que la teneur en minéraux argileux reste supérieure à 40% (Bonheur, 1993). En effet, pour de faibles teneurs en argile, le comportement mécanique du sable modifierait la réponse du matériau.

Matériau	$\Gamma = e _{P=1\text{MPa}}$	Gamme de contrainte	Valeur de β^{ep}
40% Kaolinite	0,4	0-1,6 MPa	12,7
60% Kaolinite	0,5	0-1,6 MPa	12,7
80% Kaolinite	0,7	0-1,6 MPa	12,7

Tableau IV-4 : Valeurs du module élastoplastique en fonction de la teneur en argile

La teneur en argile du mélange modifie l'indice des vides initial du matériau, mais la faible affinité avec l'eau de la kaolinite fait que celui-ci reste malgré tout relativement faible. Il serait intéressant de connaître le résultat d'une étude similaire réalisée avec un mélange à différentes proportions de sable et de Smectite.

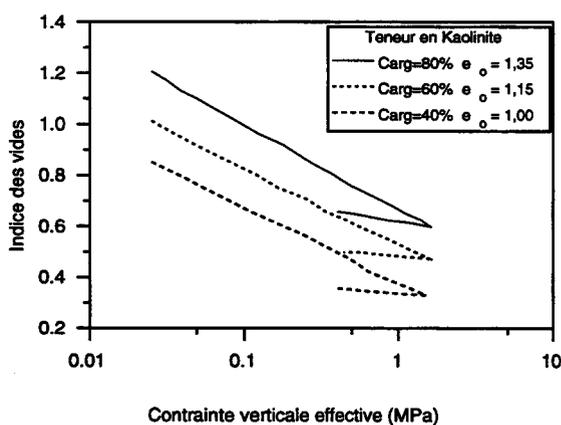


Fig. IV-12 : Influence de la teneur en argile sur le comportement mécanique du matériau (Bonheur, 1993)

La figure IV-13 présente le comportement de mélanges de minéraux argileux nommés Tunu et Dunbar lors des essais œdométriques (Caurel et al., 1993). Les compositions sont données dans le tableau IV-5 et les modules élastoplastiques dans le tableau IV-6.

	Chlorite	Illite	Kaolinite	Smectite	I/S
Tunu	15%	42%	32%	-	11%
Dunbar	-	6%	23%	71%	-

Tableau IV-5 : Composition minérale des mélanges Tunu et Dunbar

On constate que le comportement mécanique des mélanges de minéraux argileux vérifie les observations réalisées sur les minéraux purs. Le comportement du matériau Tunu s'apparente à celui observé à contraintes faibles pour les minéraux purs qui le constituent.

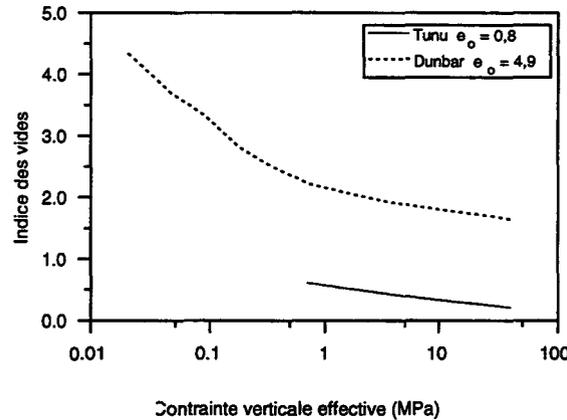


Fig. IV-13 : Influence de la composition minérale sur l'évolution de l'indice des vides au cours du chargement (Caurel et al., 1993)

Le mode de préparation et la forte teneur en Smectites expliquent l'indice des vides relativement élevé du matériau Dunbar. Son comportement vérifie les observations précédentes à savoir l'existence d'un changement de pente. On mesure un module initialement faible dû à un indice des vides initial élevé et finalement un module similaire à celui des minéraux purs à plus forte contrainte (Tableau IV-6).

Matériau	$\Gamma = e _{P=1Mpa}$	Gamme de contrainte	Valeur de β^{ep}
Tunu	0,6	1-40 MPa	14,1
Dunbar	2,1	0-1 MPa	7,0
Dunbar	2,1	3-40 MPa	23,4

Tableau IV-6 : Valeurs du module élastoplastique en fonction du niveau de contrainte et de la composition minérale du mélange

La figure IV-14 montre les résultats des essais isotropes drainés à une pression de pore de 1 MPa, réalisés sur des mélanges à différentes proportions de sable et de Kaolinite (Bonheur, 1993). Les modules élastoplastiques obtenus sont donnés dans le tableau IV-7.

Les résultats de ces essais confirment les observations réalisées précédemment sur des expérimentations à faible niveau de contrainte. Pour des argiles franches, la teneur en argile d'un mélange Sable-Kaolinite n'a que peu d'effet sur le module d'écroissage. On vérifie ici que cette constatation reste valable pour des niveaux de contrainte plus élevés.

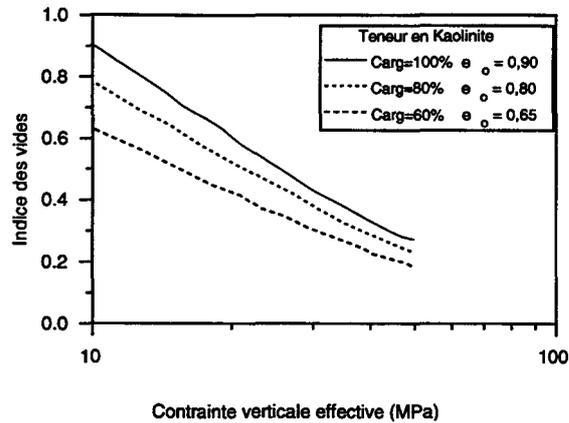


Fig. IV-14 : Influence de la teneur en kaolinite sur le comportement mécanique (Bonheur, 1993)

Matériau	Gamme de contrainte (MPa)	Valeur de $\beta_{isotrope}^{ep}$
100% Kaolinite	10-50	3,91
80% Kaolinite	10-50	4,24
60% Kaolinite	10-50	4,92

Tableau IV-7 : Valeurs du module élastoplastique en chargement isotrope en fonction de la teneur en Kaolinite

IV.2.4. Conclusions

Le comportement mécanique des matériaux argileux est complexe et fortement dépendant de la porosité du matériau et de l'historique des sollicitations. Nous avons montré l'influence des conditions initiales, du chemin de chargement et de la composition minéralogique sur la réponse mécanique du matériau observée en laboratoire. Les différentes compositions minéralogiques testées montrent que la rigidité élastoplastique du matériau se situe, en fonction de l'indice des vides, dans des intervalles déterminés.

IV.3. Modélisation du comportement des argiles

L'étude en laboratoire du comportement des matériaux argileux nous a permis de montrer l'influence du chemin de chargement et de la composition minéralogique sur la réponse mécanique du matériau. Dans cette partie, nous désirons déterminer les concepts les plus aptes à reproduire le comportement mécanique des matériaux argileux vis à vis des études du génie pétrolier. Les modèles basés sur la théorie de l'élastoplasticité permettent de décrire le comportement mécanique fortement irréversible des matériaux argileux. Parmi les modèles adaptés au comportement des matériaux argileux, on distingue les modèles Cam-Clay, développés à l'Université de Cambridge et basés sur le concept d'état critique (Schofield et al., 1968). Nous comparons, dans un premier temps, les prédictions du modèle Cam-Clay Modifié (Burland, 1967) aux résultats de laboratoire. Les résultats obtenus nous permettent de définir les concepts représentatifs du comportement des matériaux argileux et de les situer par rapport à ceux obtenus pour les roches réservoir très poreuses. Nous utilisons le modèle de comportement élastoplastique à deux mécanismes élaboré pour les roches réservoirs très poreuses pour décrire le comportement des matériaux argileux.

IV.3.1. Modèle de Cam-Clay Modifié

Le modèle de Cam-Clay Modifié utilise une surface de charge elliptique dans le plan (p' ; q). Il présente l'intérêt de prendre en compte les principales caractéristiques du comportement des matériaux argileux à partir de trois paramètres facilement déterminables et ayant une signification physique.

Nous désirons comparer les prédictions du modèle aux résultats de laboratoire en compression triaxiale non-drainée présentés dans la figure IV-7 (Belanteur, 1995). On distingue le comportement de matériaux argileux normalement consolidés pour des pressions de confinement de 5 et 10 MPa ainsi que le comportement obtenu pour un degré de sur-consolidation égal à 5, ce qui correspond à une pression de consolidation de 5 MPa et une pression de confinement de 1 MPa au cours de l'essai.

Les paramètres du modèle ont été déterminés à partir de l'essai de compression triaxiale à 5 MPa de confinement. Le module d'écrouissage β a été estimé à 18. La pente de la droite d'état critique M est évaluée à 0,52.

La figure IV-3 montre que le comportement élastique du matériau dans un diagramme contrainte déformation est non-linéaire. Cette non-linéarité est représentée par une évolution des caractéristiques élastiques avec la pression moyenne selon une loi hypo-élastique donnée par la relation :

$$E = E_{ref} * \left(\frac{p'}{p_{ref}} \right)^n \quad (IV-11)$$

avec :

p_{ref} pression de référence

E_{ref} valeur du module d' Young pour $p' = p_{ref}$

Les paramètres sont donnés dans le tableau IV-8 :

E_{ref} (MPa)	P'_{ref} (MPa)	ν	n	M	$2 * p_{co}$ (MPa)	β	M_b (MPa)	$b = \beta_b$
31,6	1	0,4	0,6	0,52	5 ou 10	18	4000	1

Tableau IV-8 : Paramètres du modèle de Cam-Clay modifié déterminé à partir de l'essai de compression triaxiale à 5 MPa de confinement (Figure IV-7)

Nous comparons les prédictions du modèle de Cam-Clay modifié avec les résultats expérimentaux sur l'essai de calage (Figure IV-15) et sur les essais de validation (Figures IV-16 et IV-17).

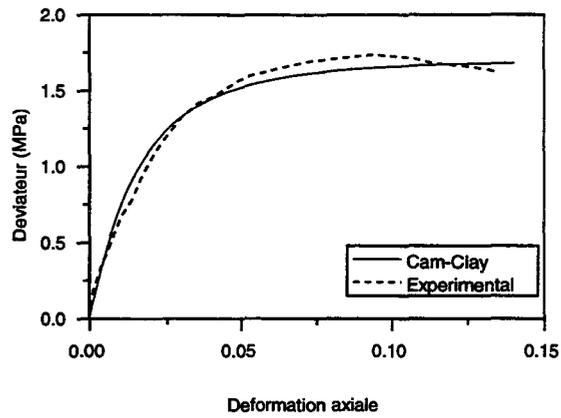
La bonne reproduction de l'essai de calage valide la détermination des paramètres. Les résultats obtenus sur les chemins de validation montrent que le modèle de Cam-Clay modifié représente correctement le comportement des argiles normalement consolidées. La rupture du matériau est bien représentée par le concept d'état critique quelle que soit la pression de confinement. Toutefois, lorsque le matériau est sur-consolidé, on observe que la forme ellipsoïdale de la fonction de charge induit une sur-estimation de la résistance du matériau. De plus, dans la zone de sur-consolidation, la rupture du matériau observée expérimentalement se produit avec une faible dilatance alors que le modèle de Cam-Clay modifié surestime fortement celle-ci ce qui ne permet pas de reproduire correctement l'évolution de la pression interstitielle en condition non-drainée.

Ces tests montrent que le modèle de Cam-Clay, avec un faible nombre de paramètres, permet de décrire correctement le comportement des matériaux normalement consolidés. La signification physique des paramètres facilite leur détermination à partir d'essais conventionnels de laboratoire. Lorsque le matériau est normalement consolidé, on observe qu'un mécanisme volumique associé de forme elliptique dans un diagramme (p',q) ainsi que la loi d'écrouissage du modèle de Cam-Clay permettent de reproduire la réponse du matériau sur des chemins de chargement à forts confinements. Lorsque le matériau est sur-consolidé, cette forme elliptique ne convient pas pour représenter le domaine d'élasticité du matériau. En effet, de nombreux travaux publiés dans la littérature montrent la nécessité d'adjoindre un mécanisme supplémentaire au mécanisme du modèle de Cam-Clay modifié afin de réduire le domaine d'élasticité pour les faibles confinements (Banerjee et al., 1979). Les

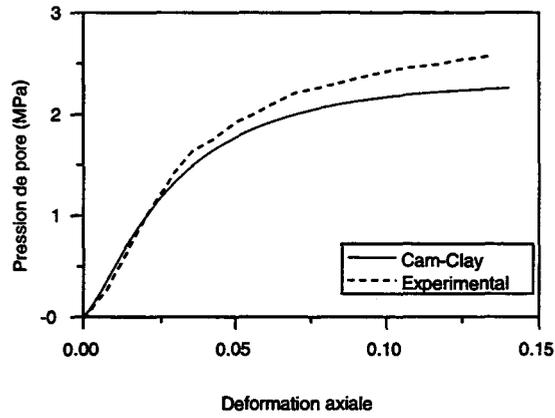
travaux de Hvorslev (Hvorslev, 1969) montrent que pour une série d'échantillons pour lesquels la rupture se produit à volume spécifique identique, les points de rupture sont localisés sur une même droite dans un diagramme ($p';q$). Cette constatation permet de définir le caractère linéaire, dans ce diagramme, du mécanisme supplémentaire. Un mécanisme écrouissable non-associé permet de représenter le domaine élastique du matériau à faible confinement et de définir la direction des déformations plastiques au cours du chargement. Ce mécanisme de déformation doit comporter une surface de charge linéaire dans le plan (p',q). La rupture du matériau doit être accompagnée par des déformations volumiques plastiques nulles.

On observe que le comportement des matériaux argileux peut être décrit à partir d'un modèle élastoplastique à deux mécanismes de déformation. On distingue un mécanisme associé reproduisant le comportement du matériau sur les chemins à pression moyenne prépondérante. La loi d'écrouissage du modèle Cam-Clay modifié permet de représenter l'écrouissage de ce mécanisme. Le second mécanisme reproduit la réponse du matériau sur des chemins à déviateur prépondérant. Ce mécanisme est non-associé afin de permettre de réduire la dilatance générée par le modèle Cam-Clay et de réduire l'ampleur du domaine d'élasticité sous chargement déviatorique.

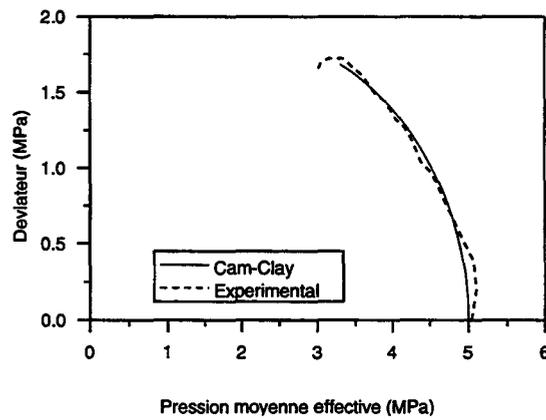
On observe que les concepts représentatifs du comportement mécanique des matériaux argileux sont semblables à ceux obtenus pour les roches réservoir très poreuses. Cette constatation nous amène à tester le modèle de comportement à deux mécanismes de déformation élaboré pour les craies très poreuses pour le comportement des matériaux argileux.



a - Déviateur - Déformation axiale

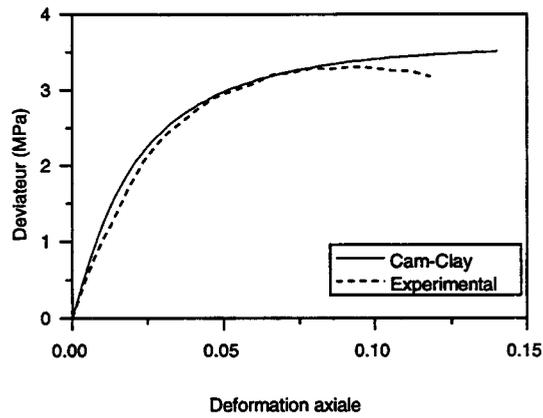


b - Pression de pore - Déformation axiale

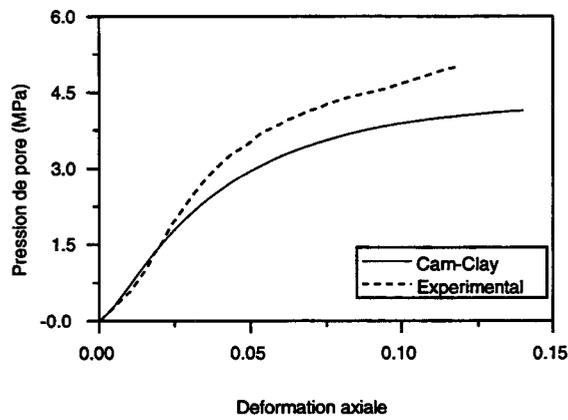


c - Chemin de contrainte dans le plan (p',q)

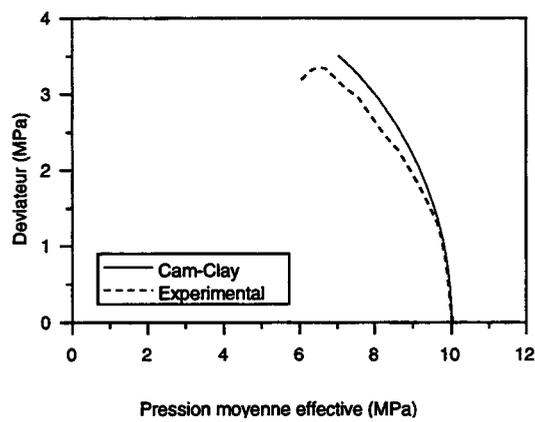
Fig. IV-15 : Reproduction de l'essai de calage avec le modèle Cam-Clay modifié
Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 5 \text{ MPa}$ ($OCR=1$)



a - Déviateur - Déformation axiale

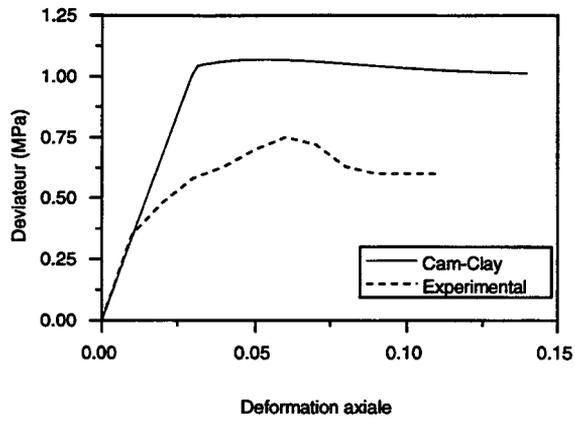


b - Pression de pore - Déformation axiale

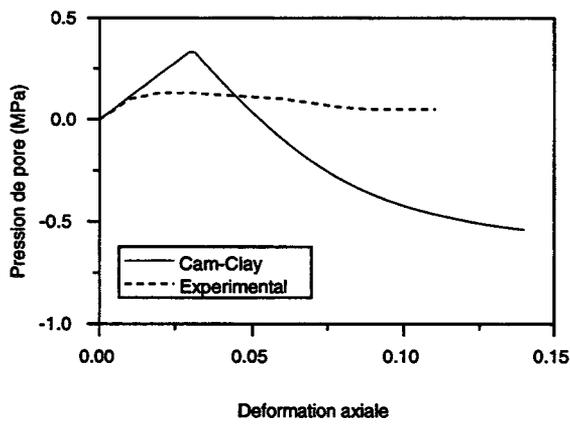


c - Chemin de contrainte dans le plan (p',q)

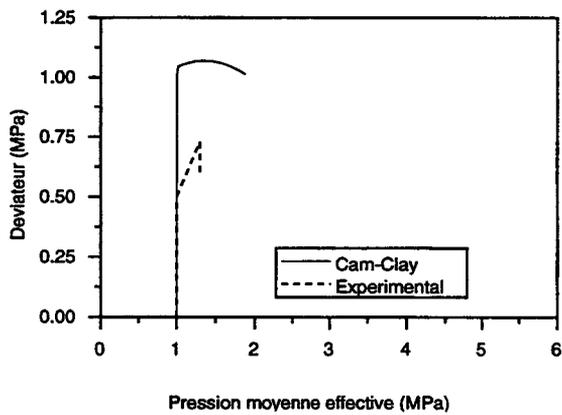
Fig. IV-16 : Vérification du modèle de Cam-Clay sur un chemin de compression triaxiale $P_{conf} = 10 \text{ MPa}$ ($OCR=1$)



a - Déviateur - Déformation axiale



b - Pression de pore - Déformation axiale



c - Chemin de contrainte dans le plan (p',q)

Fig. IV-17 : Vérification du modèle de Cam-Clay sur un chemin de compression triaxiale $P_{conf} = 1$ MPa ($OCR=5$)

IV.3.2. Modèle élaboré pour les craies très poreuses

Le modèle de comportement proposé pour les craies très poreuses comprend deux mécanismes de déformation. Le premier mécanisme, nommé déviatorique, représente le comportement des matériaux sur des chemins à caractère déviatorique prépondérant. Le second mécanisme, nommé volumique, reproduit le comportement des matériaux sur des chemins à pression moyenne prépondérante.

IV.3.2.1. Vérification de la formulation du modèle sur des essais de compression triaxiale réalisés par Belanteur (1995)

Nous désirons vérifier l'aptitude du modèle à reproduire le comportement des matériaux argileux en comparant ses prédictions avec les résultats des essais de compression triaxiale en condition non-drainée réalisés par Belanteur (1995).

Les paramètres du modèle sont déterminés à partir de l'essai de compression triaxiale à 5 MPa de confinement en condition non-drainée. Pour simplifier la détermination des paramètres et afin de vérifier l'apport d'un critère de rupture sous chargement déviatorique, nous considérons que les pentes initiale et finale sont identiques $\alpha_o = \alpha_{lim} = 0,5$. Cette valeur correspond à un angle $\varphi_o = \varphi_{lim} = 13,3^\circ$. Nous supposons que la cohésion C du matériau est nulle. Le potentiel plastique est caractérisé par $\gamma_o = 0$. Le mécanisme volumique est défini par la pression effective maximale de consolidation et le module d'écrouissage. La pression de consolidation maximale est imposée par le trajet de chargement car le matériau testé est un matériau remanié. Le module d'écrouissage est estimé à 18. Les paramètres du modèle sont donnés dans le tableau IV-9.

La figure IV-18 présente la comparaison de la réponse du modèle aux résultats de laboratoire sur l'essai de calage. On constate que la formulation proposée ne permet pas de reproduire le comportement du matériau sur ce trajet de chargement. Dès le début du chargement déviatorique, le modèle surestime le domaine d'élasticité initial observé expérimentalement. Ce domaine d'élasticité est caractérisé par une faible évolution de la pression moyenne effective en condition non-drainée (Figure IV-18-c). Ainsi, la faible contraction volumique due au comportement élastique n'induit pas une augmentation suffisante de la pression interstitielle qui ne permet pas de reproduire le chemin de contrainte observé expérimentalement.

Le mécanisme déviatorique représente la rupture du matériau sur une droite de pente 0,5 passant par l'origine dans le plan (p',q). Cette rupture est définie par l'apparition de la plasticité parfaite.

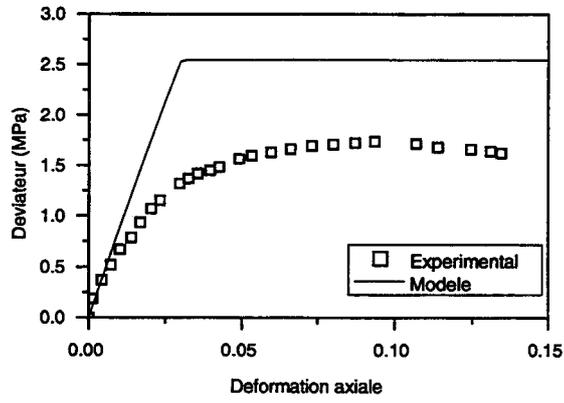
Deux choix peuvent permettre d'améliorer les prédictions du modèle. Le premier consiste à diminuer le paramètre φ_o et donc à diminuer l'ampleur du domaine d'élasticité défini par le mécanisme déviatorique. Toutefois, ce choix augmente le nombre de paramètres à déterminer et le couplage entre les deux mécanismes sur le chemin de calage accroît la difficulté liée à leur détermination. Le second choix, que

nous adoptons pour sa simplicité, consiste à modifier la forme du mécanisme volumique afin de réduire l'ampleur du domaine d'élasticité et de reproduire, sur ce chemin de chargement, le comportement écrouissable du matériau ainsi que la contraction plastique observée expérimentalement.

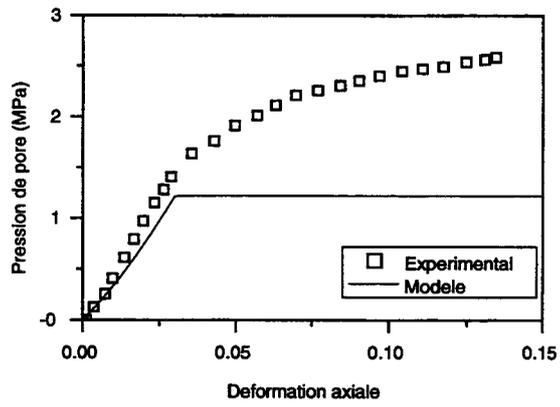
E_{ref} (MPa)	P'_{ref} (MPa)	n	V	Mb (MPa)	b	β^p
31,6	1	0,6	0,4	4000	1	1

C (MPa)	φ_o	φ_{lim}	γ_o	p_o (MPa)	β
0	13,3°	13,3°	0,0	5 ou 10	18

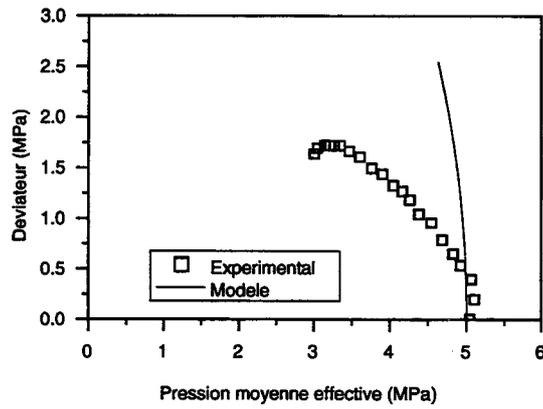
Tableau IV-9 : Paramètres du modèle



a - Déviateur - Déformation axiale



b - Pression de pore - Déformation axiale



c - Chemin de contrainte dans le plan (p',q)

Fig. IV-18 : Reproduction de l'essai de calage par le modèle proposé
Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 5 \text{ MPa}$ ($OCR=1$)

IV.3.2.2. Modification de la surface de charge volumique

L'étude présentée dans la section précédente montre que, sous chargement déviatorique, la formulation du mécanisme volumique tend à surestimer le domaine d'élasticité du matériau. Nous proposons une formulation permettant de mieux représenter le domaine d'élasticité des matériaux. Nous validons ensuite cette formulation par comparaison avec des résultats expérimentaux.

IV.3.2.2.1 Formulation proposée

Nous généralisons l'expression des surfaces définissant le mécanisme volumique en proposant une forme elliptique. La formulation proposée ajoute un paramètre au mécanisme volumique et permet de reproduire plus finement le domaine d'élasticité des matériaux. Ce mécanisme de déformation étant associé, le potentiel plastique est confondu avec la surface de charge. Nous proposons :

$$f = g = q^2 + \omega^2 \cdot (p' - p_{cr})(p' + p_{cr}) \quad (\text{IV-12})$$

La formulation initialement proposée est obtenue en posant $\omega = 1$. Ce paramètre ω peut être déterminé à partir d'un essai de compression triaxiale. Pour une pression de consolidation donnée, un essai de compression triaxiale en condition drainée, réalisé à un confinement proche de celle-ci, permet d'estimer l'ampleur du domaine d'élasticité sous chargement déviatorique et ainsi d'évaluer ce paramètre (Figure IV-19).

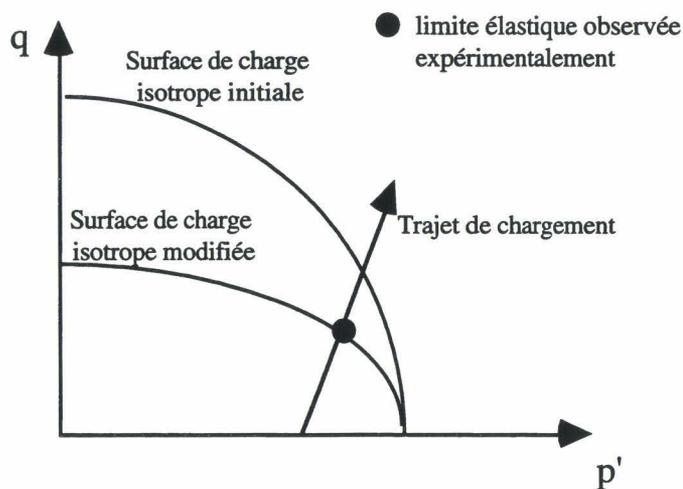


Fig. IV-19 : Détermination du paramètre ω à partir d'un essai à pression moyenne prépondérante

La figure IV-20 montre la forme des surfaces obtenues pour différentes valeurs du paramètre ω . On constate que ce paramètre donne une flexibilité supplémentaire au modèle.

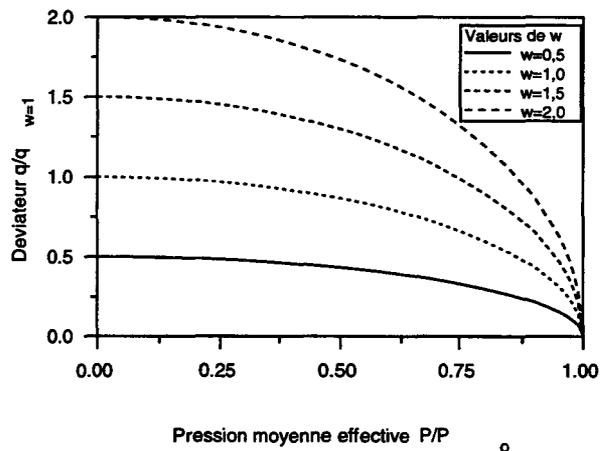


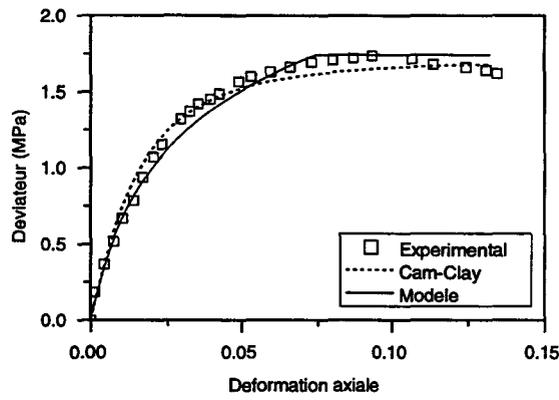
Fig. IV-20 : Evolution de la surface de charge volumique avec le paramètre ω

IV.3.2.2.2 Validation sur les essais réalisés par Belanteur (1995)

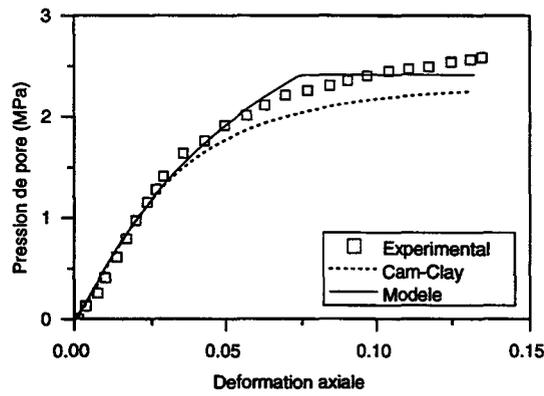
Nous désirons vérifier la validité de la formulation proposée sur les essais triaxiaux de Belanteur (1995). Nous reprenons les paramètres du tableau IV-9. Le paramètre supplémentaire ω a été estimé à 0,3. Cette valeur permet au modèle de reproduire les résultats expérimentaux sur le chemin de calage (Figure IV-21).

Les résultats expérimentaux et de simulations sur les chemins de vérification sont donnés dans les figures IV-22 et IV-23.

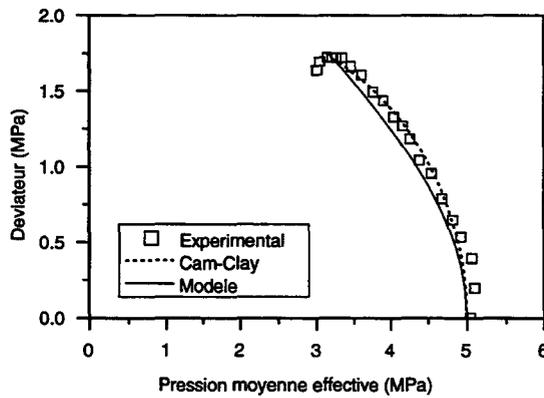
La comparaison de la réponse du modèle avec celle donnée par Cam-Clay modifié montre l'apport de la formulation proposée. Le modèle permet une meilleure description de l'évolution de la pression interstitielle dans le matériau. L'apport le plus significatif réside dans la modélisation du comportement des matériaux sur-consolidés. La formulation proposée permet de mieux représenter le domaine d'élasticité du matériau. L'hypothèse d'une rupture en plasticité parfaite simplifie fortement la formulation du mécanisme déviatorique et donne une bonne description du comportement mécanique des matériaux sur-consolidés. On note que le mécanisme déviatorique ainsi défini par sa formulation et le jeu de paramètres proposé est réduit à un critère de rupture en plasticité parfaite caractérisé par un seul paramètre, l'angle de frottement interne. Cette formulation permet de réduire la dilatance excessive ainsi que la diminution sensible de la pression interstitielle obtenue par la formulation du modèle de Cam-Clay modifié.



a - Déviateur - Déformation axiale

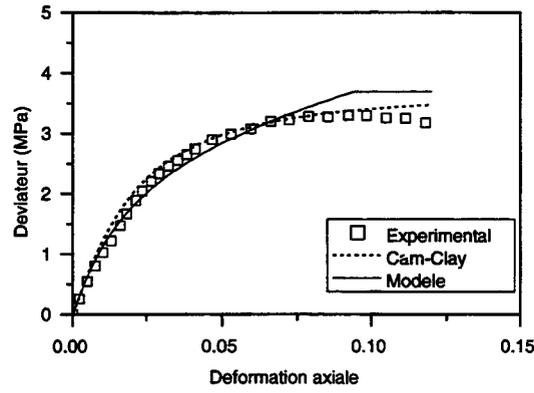


b - Pression de pore - Déformation axiale

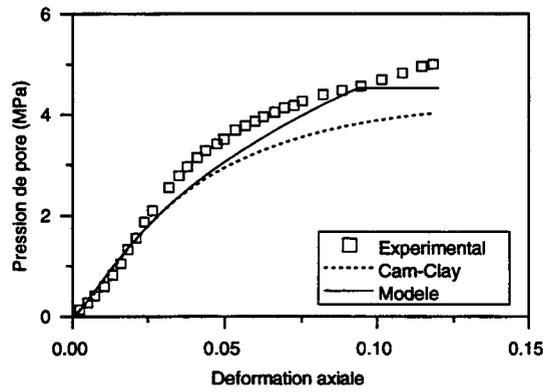


c - Chemin de contrainte dans le plan (p',q)

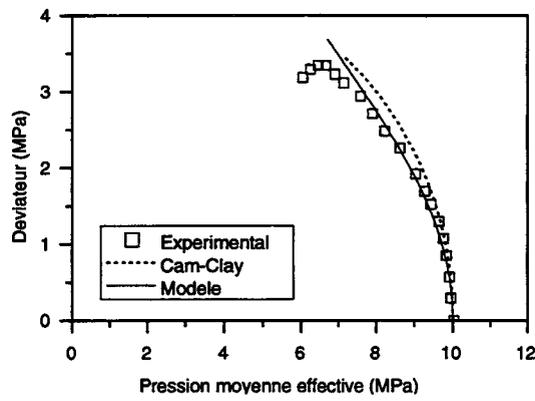
Fig. IV-21 : *Reproduction de l'essai de calage avec la version modifiée du modèle - Essai de compression triaxiale $P_{conf} = 5 \text{ MPa}$ ($OCR=1$)*



a - Déviateur - Déformation axiale

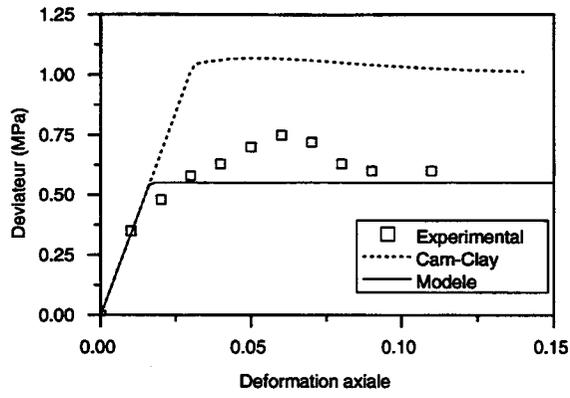


b - Pression de pore - Déformation axiale

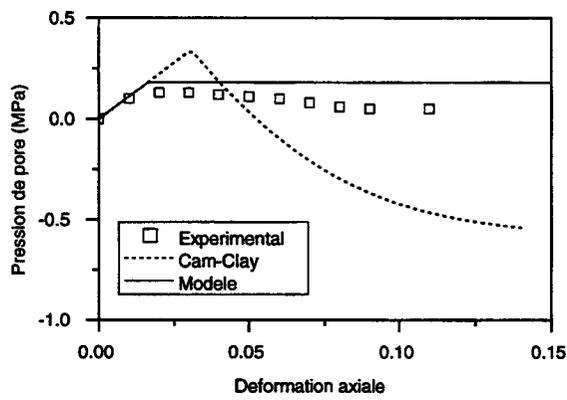


c - Chemin de contrainte dans le plan (p', q)

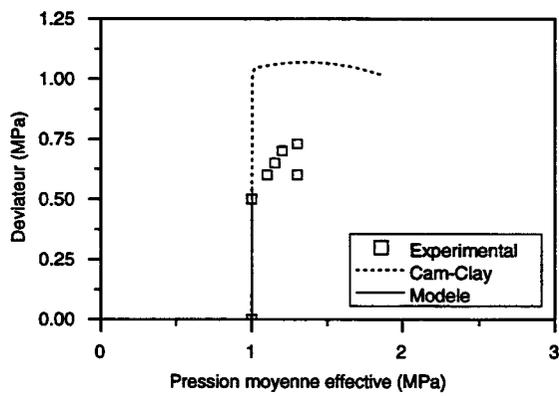
Fig. IV-22 : Vérification de la version modifiée du modèle sur un chemin de compression triaxiale $P_{conf} = 10 \text{ MPa}$ ($OCR=1$)



a - Déviateur - Déformation axiale



b - Pression de pore - Déformation axiale



c - Chemin de contrainte dans le plan (p', q)

Fig. IV-23 : Vérification de la version modifiée du modèle sur un chemin de compression triaxiale $P_{conf} = 1 \text{ MPa}$ ($OCR=5$)

IV.3.3. Conclusions

Dans cette partie du travail, notre objectif était de déterminer les concepts les plus représentatifs du comportement des matériaux argileux. L'utilisation du modèle Cam-Clay Modifié nous a permis de constater que le comportement des matériaux argileux peut être décrit à partir d'un modèle de comportement à deux mécanismes de déformation. Les concepts représentatifs du comportement des matériaux argileux sont semblables à ceux obtenus pour les roches réservoir très poreuses. Nous utilisons le modèle de comportement élastoplastique à deux mécanismes de déformation élaboré pour les roches réservoirs très poreuses pour représenter le comportement des matériaux argileux. La comparaison avec des résultats de laboratoire montre qu'une généralisation de sa formulation lui permet de représenter correctement le comportement des matériaux argileux.

IV.4. Application : Simulation d'une courbe de terrain

IV.4.1. Position du problème

Dans les simulateurs de bassins sédimentaires, la compaction du matériau est introduite au moyen d'une loi liant la porosité à la contrainte verticale effective. Cette loi est généralement calée à partir de mesures de porosité et de pression de fluide à différentes profondeurs dans une zone normalement compactée. Cette méthodologie permet d'éviter l'utilisation d'un modèle pour décrire le comportement mécanique des matériaux mais, en toute rigueur, elle ne permet pas de représenter la réponse mécanique des matériaux sur un trajet de chargement quelconque.

L'étude du comportement du bassin sédimentaire peut être réalisée à partir d'un calcul de compaction mécanique faisant intervenir un modèle de comportement. Les paramètres du modèle doivent être déterminés à partir d'essais de laboratoire réalisés sur des matériaux reconstitués afin d'effacer leur histoire. Il est ainsi possible de reproduire les déformations mécaniques du bassin depuis l'origine en fonction de l'histoire des sollicitations. Or, au cours de l'histoire d'un bassin sédimentaire, l'évolution de la porosité provient en général d'une compaction mécanique à court terme et d'effets différés obtenus à long terme. Dans le cas du bassin sédimentaire, le temps caractéristique est de l'ordre du million d'années et la compaction mécanique ne peut plus à elle seule expliquer les évolutions de la porosité.

On observe ainsi que les deux approches présentées sont complémentaires, l'approche poromécanique représente correctement la compaction mécanique du milieu alors qu'une loi liant la porosité à la contrainte verticale effective prend en compte l'ensemble des phénomènes ayant contribué à une réduction de la porosité au cours de l'histoire du bassin.

Dans cette étude, notre objectif est de proposer une méthodologie faisant intervenir un modèle pour reproduire le comportement instantané du matériau associé à une loi calée sur le terrain permettant de représenter l'ensemble des phénomènes différés autres que mécaniques. Nous commençons tout d'abord par réaliser une comparaison entre les mesures de laboratoire et de terrain afin d'estimer l'importance des phénomènes qui ne sont pas pris en compte par une approche purement mécanique. Nous proposons ensuite une méthode permettant de reproduire les effets différés à partir d'une approche inspirée de celle utilisée en mécanique. Notre objectif est de disposer d'un modèle mécanique et d'un autre modèle permettant de reproduire les phénomènes différés.

IV.4.2. Comparaison des mesures de laboratoire et de terrain

Les essais de laboratoire sont utilisés afin mieux connaître le comportement mécanique des matériaux sous différents chemins de chargement. L'essai en déformation uniaxiale est généralement utilisé pour caractériser le comportement mécanique des matériaux constitutifs des bassins car il est supposé représenter correctement le tassement d'une couche en l'absence d'efforts tectoniques.

Des essais de compaction œdométrique réalisés en laboratoire sur des minéraux purs à des niveaux de contraintes importants montrent que la porosité de ces matériaux ne descend que difficilement au-dessous de 20% (Figure IV-24). On remarque toutefois que de nombreuses mesures sur échantillons indiquent l'existence de porosités faibles d'environ 5%. Désirant vérifier ces observations, nous procédons à la comparaison des mesures de terrain et de laboratoire. La figure IV-24 compare une courbe liant la porosité à la contrainte verticale effective du Delta de la Mahakam (Burrus et al., 1991), représentative du profil général des courbes de terrain, à des courbes de comportement œdométrique à hautes pressions de minéraux argileux purs (Chilingar et al., 1960).

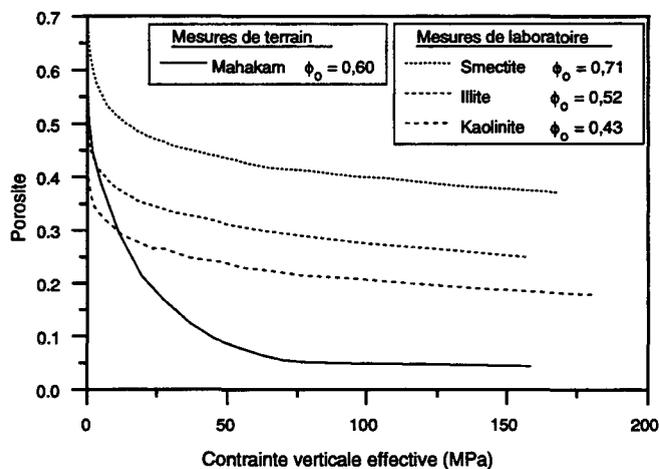


Fig. IV-24 : Comparaison entre les profils de porosité observés sur le terrain et au laboratoire pour un chemin œdométrique

Cette comparaison montre que la porosité de terrain ne suit pas une évolution similaire à celle observée au laboratoire. A partir d'une valeur élevée d'environ 0,6 en surface, la porosité de terrain décroît rapidement et atteint une valeur de 0,05 lorsque la contrainte verticale effective dépasse 70 MPa. Les courbes expérimentales montrent, par contre, une décroissance plus lente de la porosité en fonction de la contrainte. Pour un niveau de contrainte de 50 MPa, la porosité de terrain est de 0,1 alors que parmi l'ensemble des courbes de laboratoire dont nous disposons, aucun matériau n'atteint une porosité aussi faible même à des contraintes bien supérieures. Par exemple, pour un niveau de contrainte de 1000 MPa, le matériau constitué de Smectite présenté précédemment atteint une porosité d'environ 0,3, ce qui reste bien supérieur à la porosité du terrain. Il apparaît donc une grande différence de comportement entre les

courbes expérimentales et les courbes de terrain. Des phénomènes, autres que mécaniques, interviennent dans la compaction des terrains et permettent d'expliquer les différences de comportement.

Des transformations relativement complexes se produisant à grandes profondeurs sont généralement admises comme étant à l'origine des faibles porosités de terrain parfois mesurées, et des importantes pressions de fluide associées (Compton, 1991), (Carsten et al., 1981). Ces transformations engendrent un tassement du matériau accompagné d'une réduction importante de porosité. La perméabilité du milieu se trouve alors considérablement réduite et les pressions interstitielles générées par la diminution de la porosité se dissipent alors très lentement.

Des études indiquent que le degré de compaction des sédiments argileux ne dépend pas uniquement de la contrainte exercée mais aussi du caractère lithologique des sédiments (Hedberg, 1936). Lorsque le matériau devient peu poreux, la déformation mécanique ne permet plus une diminution de la porosité. Les phénomènes de recristallisation, qui se produisent de façon continue au cours de la compaction, deviennent alors prépondérants dans cette réduction de porosité. Les processus qui interviennent dans la compaction des argiles sont relativement complexes, il est pour cela intéressant de connaître les changements progressifs subis par un sédiment depuis son origine jusqu'à l'état compact. Nous reprenons succinctement ici la description des quatre étapes dans la compaction des argiles citées par Hedberg (Hedberg, 1936) :

- 1^{ère} phase: réarrangement mécanique

Chaque particule d'argile en suspension dans l'eau est entourée par un film d'eau adsorbée dont les propriétés diffèrent de l'eau libre. Cette première étape consiste en un réarrangement gravitationnel dans le mode d'empilement et une expulsion massive d'eau libre. Ce phénomène se produit dans les 5 à 10 centimètres sous la surface de déposition.

- 2^{nde} phase: expulsion d'eau

Au début de cette étape, le réarrangement mécanique primaire est terminé. Le film d'eau adsorbé entourant chaque particule supporte le poids des sédiments sus-jacents tant qu'il n'y a pas contact entre ces particules. Toute diminution de volume ne peut être obtenue qu'en réduisant l'épaisseur des films. La compaction est alors obtenue par l'expulsion de la majeure partie de l'eau adsorbée. Le relâchement des contraintes provoque une réadsorption de l'eau expulsée et donc une expansion du milieu. L'élasticité est donc relativement importante au début de cette étape mais diminue avec la compaction progressive. La pression de compaction s'oppose principalement aux forces d'adsorption et à une résistance de la roche à l'expulsion de l'eau.

- 3^{ème} phase: déformation mécanique des grains

Cette troisième étape est atteinte lorsque les particules sont en contact et qu'une cohésion commence à apparaître. On situe la porosité du milieu vers 0,3 à 0,35. Les particules sont en contact dans un état stable et la compaction ne peut se produire que par une altération de leur forme et structure. La déformation

mécanique des particules (flexion, écrasement...) provoque un remplissage de la porosité et une expulsion d'eau adsorbée. De plus, il s'établit à ce stade une tendance à la dissolution aux points de contact et un dépôt dans des endroits de plus faibles contraintes. Dans cette phase, l'élasticité du système décroît rapidement du fait du nombre croissant de points de contact.

- 4^{ème} phase: phase de recristallisation

Suite à la phase de déformation mécanique, les particules sont positionnées de façon stable et permanente et il ne subsiste qu'un très faible volume poreux que la déformation mécanique ne peut diminuer. De façon simultanée, sous l'effet de la pression et de la température, des réajustements chimiques et moléculaires deviennent alors prépondérants. Le volume total est alors réduit par le développement de minéraux plus denses et le volume poreux par la formation de nouveaux minéraux bouchant la porosité résiduelle. L'eau adsorbée résiduelle est très difficilement extractible de la roche en raison de l'importance des forces d'attraction à la surface des particules. La porosité à partir de laquelle le processus de recristallisation devient dominant dépend de la composition initiale de l'argile.

Afin de quantifier l'importance des phénomènes physico-chimiques, il serait intéressant de réaliser des essais de compaction en laboratoire sur des échantillons provenant du Delta de la Mahakam. Cela permettrait alors de comparer les porosités obtenues à contrainte égale entre les données de terrain et de laboratoire.

IV.4.3. Prise en compte des déformations différées lors d'une modélisation mécanique

IV.4.3.1. Généralités

Pour représenter l'évolution d'un bassin à l'échelle géologique, il est nécessaire de tenir compte des transformations subies par le matériau au cours du temps. La complexité de ces phénomènes et les difficultés liées à leur modélisation, nous amènent à assimiler leurs effets à une déformation du matériau évoluant avec le temps et entraînant ainsi une diminution de son volume poreux. Des descriptions existantes considèrent que la vitesse de recristallisation augmente avec le niveau de contrainte supporté par le matériau (Schneider et al., 1994). Toutefois, nous supposons que cette vitesse dépend aussi de la porosité résiduelle et doit diminuer au fur et à mesure que la formation de nouveaux minéraux réduit progressivement la porosité du matériau.

La compaction d'un élément de volume de roche est déterminée, en fonction de la contrainte, comme la superposition d'une compaction mécanique instantanée et d'une compaction différée. Le problème posé présente deux aspects : le premier consiste à quantifier l'évolution de la déformation différée tandis que le second consiste à représenter l'influence de cette déformation différée sur le comportement mécanique du matériau.

IV.4.3.2. Modèle phénoménologique

A un instant donné, la déformation volumique totale du milieu $\varepsilon_v(t)$ est supposée égale à la somme de la déformation élastoplastique instantanée $\varepsilon_v^{ep}(t)$ et d'une déformation différée $\varepsilon_v^{différée}(t)$.

Pour une modification de l'état de chargement, les déformations mécaniques instantanées subies par l'élément de milieu poreux sont évaluées à partir du modèle de comportement mécanique mis au point pour les matériaux argileux.

Pour un état de contrainte donné, le modèle phénoménologique proposé suppose que la vitesse de la déformation différée $\dot{\varepsilon}_v^{différée}$ dépend, d'une part, de l'écart existant entre l'état de déformation actuel $\varepsilon_v(t)$ et l'état de déformation final $\varepsilon_v^{terrain}$ obtenu pour un temps infini (courbe de terrain) et, d'autre part, d'un paramètre η dépendant du matériau.

$$\dot{\varepsilon}_v^{différée} = \frac{\langle \varepsilon_v^{terrain} - \varepsilon_v \rangle}{\eta}$$

avec

$$\begin{aligned} x \geq 0 &\Rightarrow \langle x \rangle = x \\ x < 0 &\Rightarrow \langle x \rangle = 0 \end{aligned} \quad \text{(IV-13)}$$

Nous supposons que la courbe de terrain correspond à un état obtenu au bout d'un temps T correspondant à l'âge du bassin sédimentaire. Ainsi, pour un état de contrainte donné, la courbe de terrain exprime la variation de la porosité d'un élément de milieu poreux par rapport à sa porosité d'origine comme de la superposition d'une déformation mécanique et de la déformation différée obtenue pour un temps T .

$$\varepsilon_v^{terrain} = \varepsilon_v \Big|_{t=T} \quad (IV-14)$$

La relation (IV-13) permet de quantifier l'évolution des déformations différées. Il est nécessaire de prendre en considération l'effet des déformations différées sur le comportement mécanique du matériau.

Dans le cadre de l'élastoplasticité indépendante du temps, l'écroûissage du modèle est, en général, défini par les déformations plastiques générées par le chargement mécanique. Dans le cas présent, l'évolution du matériau dans le temps modifie son état mécanique. Il est nécessaire de considérer une évolution du domaine élastique du matériau car un point de charge initialement situé sur la surface de charge risque de se trouver à l'intérieur de celle-ci suite à la diminution de la porosité.

Nous supposons que les déformations volumiques différées modifient les caractéristiques du matériau. Ces modifications se traduisent par une évolution de sa cohésion et de son degré de consolidation. La variable d'écroûissage mécanique, initialement définie par la déformation volumique plastique d'origine mécanique, devient alors la déformation totale du matériau ε_v . Le mécanisme de déformation différée devient alors associé au mécanisme de déformation mécanique.

Nous présentons ensuite une représentation de l'évolution de la porosité des sédiments au cours des temps géologiques. La déformation des sédiments est représentée par la somme d'une déformation mécanique et d'une déformation différée. La déformation instantanée est représentée à partir des concepts de la mécanique. La déformation différée est calculée à partir de la formulation donnée par la relation IV-13. Nous nous basons sur une courbe de terrain du delta de la Mahakam. Nous présentons l'influence du paramètre η et de la vitesse de sédimentation sur le profil de porosité obtenu.

IV.4.3.3. Représentation de l'évolution de la porosité d'un élément de milieu poreux au cours des temps géologiques

IV.4.3.3.1. Description des hypothèses de modélisation

Le bassin sédimentaire se forme par un processus de sédimentation continu à vitesse constante. Nous considérons que la porosité des sédiments en surface est de 50% pour une contrainte 1 MPa. La vitesse de sédimentation est nommée V_0 . Le chemin de déformation dans le milieu est supposé œdométrique.

Le comportement mécanique du matériau est déterminé à partir d'essais de laboratoire. Les essais œdométriques, présentés dans l'étude de résultats expérimentaux, nous permettent de caractériser le comportement élastoplastique instantané du matériau en chargement monotone. Nous représentons le comportement mécanique du matériau par un module élastoplastique β^{ep} égal à 24.

La figure IV-26 représente une mesure de terrain provenant du Delta de la Mahakam. Nous supposons que cet état est obtenu au bout d'un temps T égal à 10 millions d'années. La vitesse de sédimentation est calculée en considérant une densité apparente du matériau égale à 2 et une profondeur de 8000 m. La vitesse de sédimentation V_0 est égale à 800 m/Ma.

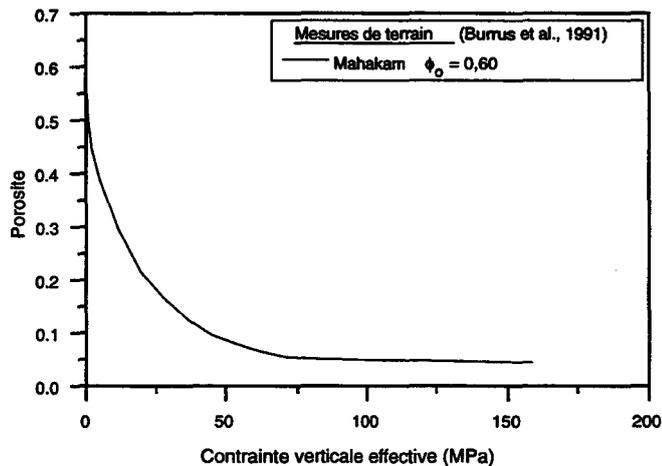


Fig. IV-26 : Courbe de terrain représentant le profil de porosité en fonction de la contrainte verticale obtenu pour un temps T égal à 10 Ma

Nous supposons que cette courbe peut être décrite à partir d'une relation incrémentale permettant d'exprimer la déformation totale d'un élément de milieu poreux, d'une porosité initiale $\phi_0=50\%$, en fonction de la contrainte :

$$\delta(\varepsilon_v^{terrain}) = \frac{1}{\beta^{terrain}} \frac{\delta p'}{p'} \quad (IV-15)$$

Le paramètre $\beta^{terrain} = \beta^{terrain}(p')$ définit l'évolution de la rigidité du matériau avec la contrainte effective permettant de reproduire l'état du matériau obtenu au bout d'un temps T et intégrant les déformations instantanée et différée. Son évolution est guidée par une fonction tangente hyperbolique :

$$\beta^{terrain} = \beta_o^{terrain} + a.tanh(b.p')$$

avec : σ'_v contrainte verticale effective

$$\beta_o^{terrain} = 6$$

$$a = 300$$

$$b = 10^{-3}$$

(IV-16)

Nous présentons tout d'abord une étude de l'influence du paramètre η contrôlant la vitesse des déformations différées devant les déformations mécaniques. Nous présentons ensuite pour un paramètre η donné, l'évolution du profil de porosité en fonction de la vitesse de sédimentation.

IV.4.3.3.2. Influence du paramètre η

Nous calculons, en fonction du paramètre η , le profil de porosité obtenu au bout d'un temps égal à 10 Ma et pour une vitesse de sédimentation égale à 800 m/Ma. Les résultats obtenus sont présentés dans la figure IV-27.

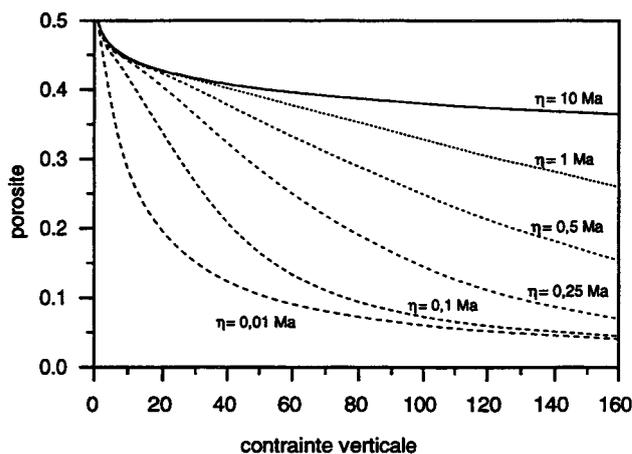


Fig. IV-27 : Influence du paramètre η sur le profil de porosité obtenu au bout de 10 Ma

Lorsque le paramètre η très est important ($\eta = 10$ Ma), l'évolution de la porosité des sédiments est d'origine mécanique et les évolutions différées sont alors négligeables. Lorsque ce paramètre est de l'ordre du million d'années, les déformations différées se produisent essentiellement à grande profondeur. Pour une profondeur

inférieure à 1000 m, on observe que la compaction est essentiellement d'origine mécanique. Lorsque ce paramètre est très inférieur à 1Ma ($\eta = 0,1$ et $0,01$ Ma), on observe que les déformations différées sont très importantes et se produisent très rapidement. En effet, l'essentiel de la réduction de la porosité intervient au cours des premiers millions d'années.

IV.4.3.3. Influence de la vitesse de sédimentation

Nous calculons, en fonction de la vitesse de sédimentation, le profil de porosité obtenu pour une hauteur sédimentée de 8000 m et un paramètre η égal à 0,1 Ma. Les résultats obtenus sont présentés en figure IV-28. La vitesse de sédimentation de référence V_0 est égale à 800 m/Ma.

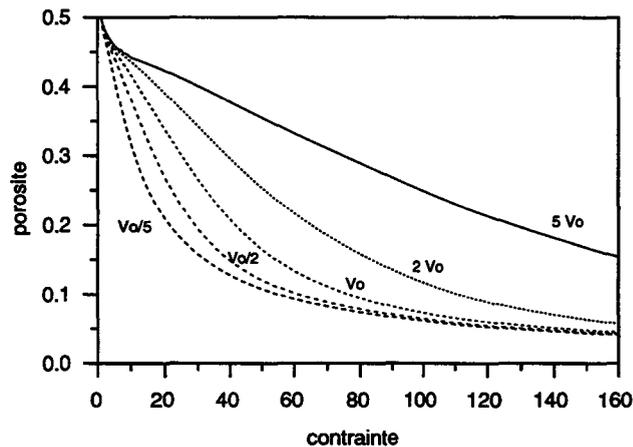


Fig. IV-28 : Influence de la vitesse de sédimentation V_0 sur le profil de porosité

Lorsque la vitesse de sédimentation est très importante, le bassin se forme rapidement. On vérifie, dans ce cas, que la réduction de porosité provenant d'une déformation différée est faible. Lorsque que la vitesse de sédimentation est très faible, la déformation différée s'initie pour un niveau de contrainte faible et conduit à de faibles valeurs de la porosité.

Ces applications simples nous ont permis d'illustrer la formulation décrivant la vitesse de déformation différée des sédiments. Cette formulation permet de représenter la diminution de la porosité des sédiments au cours du temps par une approche phénoménologique.

IV.5. Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons proposé d'étendre les concepts utilisés dans le cas des réservoirs pétroliers au cas des bassins sédimentaires. L'analyse des résultats expérimentaux et de simulation à l'aide du modèle de cam-Clay modifié a montré que le comportement des matériaux argileux peut être décrit à partir d'un modèle à deux mécanismes de déformation. Un mécanisme déviatorique non-associé reproduit le comportement des matériaux sur-consolidés sur des chemins de contrainte à caractère déviatorique. Un mécanisme volumique associé reproduit le comportement du matériau sur des chemins de contrainte à pression moyenne prépondérante et ferme le domaine d'élasticité défini par le mécanisme déviatorique le long de l'axe hydrostatique. La loi d'écrouissage de Cam-Clay Modifié reproduit correctement l'évolution de ce mécanisme volumique. Les concepts représentatifs du comportement des matériaux argileux étant semblables à ceux obtenus lors de l'étude des roches réservoirs, nous avons testé la formulation du modèle élaboré pour les craies très poreuses pour représenter le comportement des matériaux argileux. La comparaison des prédictions du modèle aux résultats de laboratoire a montré qu'une généralisation de sa formulation permet d'obtenir une bonne représentation du comportement des matériaux argileux normalement consolidés et sur-consolidés.

Pour montrer l'apport d'une approche poromécanique dans la modélisation du comportement des bassins sédimentaire, nous avons tout d'abord commencé par comparer les résultats des mesures de laboratoire et de terrain. Cette comparaison a montré que le comportement des matériaux de terrain ne peut pas être reproduit à partir d'une description purement mécanique et qu'il est nécessaire de considérer des phénomènes de recristallisation qui conduisent à une réduction du volume poreux au cours du temps. Lors d'une modélisation poromécanique, il est alors nécessaire de prendre en considération cette évolution différée du volume poreux afin de pouvoir reproduire les mesures de terrain. Nous avons proposé une formulation permettant de reproduire les évolutions différées du volume poreux à partir d'une approche inspirée de celles utilisées pour les aspects de mécanique, ce qui lui permet d'être intégrée dans un code de calcul. Cette formulation a ensuite été utilisée afin de représenter l'évolution de la porosité des sédiments au cours du temps lors de la formation d'un bassin sédimentaire.

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Dans ce travail, nous avons étudié l'intérêt d'une représentation rigoureuse du comportement mécanique des matériaux très poreux en modélisation des bassins sédimentaires et des réservoirs pétroliers. Notre objectif était de montrer l'apport d'une prise en compte des chemins de contrainte et de déformation mécanique sur les estimations de production et de compaction dans le cas des réservoirs pétroliers et sur l'évolution de la porosité du milieu dans le cas des bassins sédimentaires.

Afin de décrire les déformations du milieu poreux et les écoulements de fluide en fonction des sollicitations appliquées, nous nous sommes basés sur les concepts de la poromécanique formulés par Biot (1941) et repris par Coussy (1991). Les équations de la poro-mécanique permettent d'exprimer le couplage entre les sollicitations appliquées sur le milieu poreux et les écoulements de fluide mais nécessitent de représenter correctement le comportement du matériau.

A partir des constatations expérimentales, nous avons élaboré un modèle de comportement élastoplastique adapté au comportement des craies très poreuses et des matériaux argileux. Le modèle proposé comprend deux mécanismes de déformation permettant de reproduire la réponse mécanique des matériaux étudiés. Les concepts physiques simples sur lesquels le modèle est fondé permettent de donner aux paramètres une signification physique et de proposer une méthodologie permettant leur détermination à partir d'un minimum de trois essais conventionnels de laboratoire. La comparaison des prédictions du modèle aux résultats de laboratoire a montré l'aptitude du modèle à représenter le comportement triaxial des craies très poreuses et des matériaux argileux. La formulation simple du modèle a permis son intégration dans un code de calcul de thermoporomécanique couplée.

Nous avons ensuite étudié l'apport d'une approche poromécanique couplée, intégrant un modèle de comportement, dans les modélisations du comportement des réservoirs pétroliers et des bassins sédimentaires.

La modélisation du comportement des réservoirs pétroliers nous a permis d'étudier les chemins de contrainte et de déformation induits par la déplétion en fonction des conditions aux limites et des caractéristiques des matériaux environnants. Nous avons constaté que lorsque la roche réservoir est homogène et que les déplacements radiaux dans le réservoir sont bloqués, le chemin de déformation est homogène et de type œdométrique indépendamment des caractéristiques des matériaux environnant. Dans ce cas, les estimations de production peuvent être réalisées selon une méthode découplée utilisant la compressibilité volumique des pores du matériau selon ce chemin. Toutefois, dans les structures géologiques, la présence de fissures et parfois même de

failles rend le matériau non-homogène et permet les déplacements radiaux dans le réservoir. Ces déplacements radiaux modifient les chemins de contrainte dans le réservoir et les rendent non-homogènes. Le cas extrême correspond à des déplacements radiaux et verticaux libres ce qui conduit au chemin à contrainte totale constante. La condition réelle étant relativement complexe, les résultats obtenus montrent alors l'intérêt d'une approche couplée intégrant un modèle de comportement dans les estimations de production et de compaction du réservoir.

Dans le cas des bassins sédimentaires, la comparaison des mesures de terrain et de laboratoire nous a permis de constater qu'une représentation rigoureuse des déformations mécaniques ne permettait pas à elle seule de reproduire les évolutions de la porosité des sédiments au cours des temps géologiques. A l'aide d'un modèle phénoménologique nous avons pu reproduire les évolutions de la porosité des sédiments avec le temps. Le modèle de comportement élastoplastique reproduit l'évolution instantanée de la porosité sous chargement mécanique et le modèle phénoménologique permet de reproduire la courbe de terrain obtenue au bout d'un temps important. La variable d'écrouissage du modèle élastoplastique a été définie comme la somme de la déformation plastique instantanée et de la déformation due aux effets différés. La formulation simple du modèle phénoménologique a permis son intégration dans un code de calcul.

A ce stade et dans les perspectives liées à l'étude du comportement mécanique des matériaux, il serait intéressant de proposer une classification des roches très poreuses rencontrées dans le domaine pétrolier et de déterminer les paramètres du modèle élastoplastique pour ces classes de matériaux. Du point de vue de l'étude du comportement des réservoirs pétroliers, il paraît intéressant d'étendre cette étude à la totalité d'un réservoir en s'inspirant d'un cas réel. De plus, une perspective importante de ce travail consiste à améliorer la description mécanique dans les estimations de production réalisée en ingénierie de réservoir. L'intégration d'un modèle mécanique dans les codes de calcul d'écoulements permettrait de modéliser le comportement d'un réservoir pétrolier en considérant l'écoulement d'un fluide multiphasique ainsi que les chemins de contrainte et de déformation dans le milieu de production. Dans le cas des bassins sédimentaires, il serait intéressant de recenser les mécanismes à l'origine de l'évolution différée de la porosité et de proposer une rhéologie visqueuse permettant de mieux reproduire leurs effets.

BIBLIOGRAPHIE

- AUBRY D., HUJEU J.C., LASSOUDIÈRE F., MEIMON Y. (1982)
Prediction with an elastoplastic model including multiple mechanisms for cyclic soil behaviour.
Inter. Workshop on Constitutive Relations for Soils, Grenoble
- BANERJEE P.K., STIPHO A.S. (1979)
Associated and non-associated constitutive relations for undrained behaviour of isotropic soft clays.
Inter. J. Num. And Anal. Meth. In Geomechanics, Vol. 2.
- BELANTEUR N. (1995)
Contribution à l'étude des comportements mécanique et thermo-mécanique des argiles remaniées, saturées et fortement consolidées.
Thèse de Doctorat de l'Université d'Orléans.
- BIOT M.A. (1941)
General Theory of Three Dimensional Consolidation.
J. Appl. Phys.
- BONHEUR A. (1993)
Apport des diagraphies différées pour l'évaluation des pressions de pore dans les séries argileuses profondes.
Thèse de Doctorat de l'Université de Bordeaux I.
- BOUTÉCA M. (1992)
Elements of poro-elasticity for reservoir engineering.
Revue de l'Institut Français du Pétrole. vol. 47, Juil.-Août
- BURLAND J.B. (1967)
Deformation of soft clays.
Thèse de Doctorat de l'Université de Cambridge.
- BURRUS J., BROSSE E., KUHFUSS A. (1991)
Modélisation pétrolière régionale dans le Delta de la Mahakam par le modèle Temispack. Rapport I.F.P. n°39036.
- CAMBOU B., JAFARI K. (1988)
Modèle de comportement des soils non-cohérents. Revue Française de Géotechnique, Vol. 44, pp 43-55
- CARSTEN H., DYPVIK H. (1981)
Abnormal Formation Pressure and Shale Porosity.
A.A.P.G. pp 344-350

- CAUREL J., HANNAFORD K. (1993)
Expansion et hydratation des matériaux argileux.
 Rapport ARTEP STAR
- CHARLEZ PH., HEUGAS O., SHAO J.F. (1992)
Effect of Temperature on Mechanical Properties of Chalk.
 Fourth North Sea Chalk Symposium, Deauville.
- CHARLEZ PH., SHAO J.F. (1993)
Mechanical behaviour of soft deep rocks.
 Geotechnical Engineering of Hard Soils - Soft Rocks. Rotterdam.
- CHILINGAR G.V., KNIGHT L. (1960)
Relationship between pressure and moisture content of Kaolinite, Illite and Montmorillonite clays.
 A.A.P.G., vol. 44, n°1, January, pp 101-106
- COMPTON J.S. (1991)
Porosity reduction and burial history of siliceous rocks from the Monterey and Sisquoc Formation, Point Perdernes Area, California.
 Geological Society of America Bulletin, Vol 103, pp 625-636.
- CORIC S., MARKOVIC G., BOZINOVIC D., CAKI L. (1991)
Les caractéristiques contraintes-déformations des argiles et marnes Néogènes.
 Congrès International de Mécanique des Roches.
- COSSÉ R. (1993)
Basics of reservoir engineering. Editions Technip.
- COUSSY O. (1991)
Mécanique des milieux poreux. Editions Technip.
- DAHOU A., SHAO J.F., BEDERIAT M. (1995)
Experimental and numerical investigations on transient creep of porous chalk. Mechanics of Materials.
- DAVIS R.O., MULLENGER F. (1978)
A rate-type constitutive model for soil with a critic state. Inter. J. Num. And Anal. Meth. In Geomechanics, Vol. 2, N°3.
- DAYRE M., DESSENNE J. L., WACK B. (1970)
Variations locales et moyennes de la densité d'échantillons de craie soumis à l'essai triaxial.
 Congrès International de Mécanique des Roches, Béograd.
- DESAI C.S., SALAMI M. R. (1987)
A constitutive model and associated testing for soft rocks.
 Inter. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech., Vol. 24, n°5.
- DESPAX D. (1976)
Influence de la température sur les propriétés mécaniques des argiles saturées. Thèse de Doctorat de l'Ecole Centrale de Paris.
- D'HEUR M. (1984)
Porosity and hydrocarbon distribution in the North Sea Chalk Reservoirs. Marine and Petroleum Geology, Vol. 1.

ENGSTRØM F. (1992)

Rock Mechanical Properties of Danish North Sea Chalk.
Fourth North Sea Chalk Symposium, Deauville.

FOGED CHRISTENSEN H., FOGED N., ENGSTRØM F. (1992)

Absolute horizontal and vertical Permeability Changes under true 3D Reservoir Stress Conditions.

Fourth North Sea Chalk Symposium, Deauville.

HOBBS D.W. (1970)

Stress-strain time behaviour of a number of coal measure rocks.
Inter. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech., Vol. 7.

HEDBERG H.D. (1936)

Gravitational compaction of clays and shales.
American Journal of Science, vol. 31, n°184, pp241-287.

HVORSLEV M. (1969)

Physical properties of remoulded cohesive soils. Vicksburg : US Army Engineer Waterways Experiment Station, Translation 69-5.

JANBU N. (1963)

Soil compressibility determined by odometer and triaxial tests.
Proc. European Conf. Soil Mech. Found. Eng., Wiesbaden. Vol 1.

JOHNSON J.P., RHETT D.W., SIEMERS W.T. (1988)

Rock Mechanics of the Ekofisk Reservoir in the Evaluation of Subsidence. Offshore Technology Conference, art n°5621.

JOHNSON J.P., RHETT D.W., SIEMERS W.T. (1989)

Rock Mechanics of the Ekofisk Reservoir in the Evaluation of Subsidence. Offshore Technology Conference, July 1989.

KHERBOUCHE R. (1994)

Etude expérimentale du comportement poro-élasto-plastique de la craie. Thèse de Doctorat de l'Université de Lille.

KIM M.K., LADE P.V. (1984)

Modelling rock strength in three dimensions
Inter. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech., Vol. 21, n°1.

LADE P.V., DUNCAN J.M. (1975)

Elastoplastic stress-strain theory for cohesionless soil.
Journal of the Geotechnical Engineering Division, Oct. 1975.

LADE P.V. (1977)

Elastoplastic stress-strain theory for cohesionless soil with curved yield surface. Int. Jour. Solids and Structures, Vol. 13.

LADE P.V., NELSON R.B. (1987)

Modelling the elastic behaviour of granular materials. Inter. J. Num. And Anal. Meth. In Geomechanics, Vol. 11.

LASSOUDIÈRE F., MEIMON Y., HUJEU J.C., AUBRY D., (1982)

Cyclic behaviour of soils and calculations of offshore foundations. 3rd Int. Conf. Behaviour of Offshore Struct., Vol. 2

- LE THIEZ P. (1992)
Physical and thermodynamical aspects in numerical model SARIP. Rapport I.F.P.
- LONGUEMARE P., ONAISI A., SHAHROUR I. (1995)
Elaboration of an elasto-plastic model for high porosity chalks. Revue de l'I.F.P. Vol. 50, n°5, Sept.-Oct.
- LONGUEMARE P., ONAISI A., SCHNEIDER F., SHAHROUR I. (1996)
Study of the behaviour of a petroleum reservoir during depletion using an elasto-plastic constitutive model. Eurock'96, Vol. 2, Sept. 1996, Torino Italy.
- MILLER T.W., CHEATHAM J.B. (1972)
A new yield condition and hardening rule for rocks. Inter. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech., Vol. 9.
- ONAISSI A. (1990)
Couplage des champs de pression et de déformation pour les lois de comportement non-linéaires. Rapport I.F.P. n°38009
- ONAISSI A., BOUTÉCA M.J. (1992)
Rock mechanics contribution to the study of fluid flow properties in a compacting environment. Fourth North Sea Chalk Symposium, Deauville.
- ONAISSI A. (1995)
Poromechanics for reservoir engineering. Mechanics of porous media. A.A. Balkema.
- PERRODON A. (1966)
Géologie du Pétrole. Presses Universitaires de France.
- PRÉVOST J. (1991)
Développement d'un appareillage de torsion-compression sur cylindre creux de roche. Thèse de Doctorat de l'Université de Lille.
- SCHNEIDER F. (1989)
Modèles numériques de bassins sédimentaires en exploration pétrolière. Rapport I.F.P. n°37510
- SCHNEIDER F., POTDEVIN J.L., WOLF S., FAILLE I. (1994)
Modèle de compaction élastoplastique et viscoplastique pour simulateur de bassins sédimentaires. Revue de l'I.F.P. Vol. 49, n°2, Mars-Avril.
- SCHOFIELD A. (1968)
Critical state soil mechanics. Mc Graw-Hill.
- SERGEEV E.M. (1970)
Lithology and engineering geology. Status and Problems of Soviet Lithology, I. Nauka, Moscow, pp 189-199.
- SHAO J.F. (1987)
Etude du comportement d'une craie blanche très poreuse et modélisation. Thèse de Doctorat de l'Université de Lille.

SHAO J.F., HENRY J.P. (1991)

Development of an elastoplastic model for porous rock.
International Journal of Plasticity, Vol. 7.

SMITS R.M.M., DE WALL A., VAN KOOTEN J.F.C. (1986)

Prediction of Abrupt Reservoir Compaction and Surface Subsidence Due to Pore Collapse in Carbonates.
Society of Petroleum Engineers, art. SPE 15642.

TISSOT B.P., WELTE D.H. (1978)

Petroleum Formation and Occurrence. Editions Springer-Verlag.

TSHIBANGU J.P. (1993)

Etude des effets du confinement sur le comportement mécanique des roches pour application au calcul des ouvrages souterrains.
Thèse de Doctorat de la Faculté Polytechnique de Mons.

VEERMER P.A., (1978)

A double hardening model for sand. Geotechnique, Vol. 28, N°4.

ZIENKIEWICZ O.C., LENNY K.H., PASTOR M. (1985)

Simple model for transient soil loading in earthquake analysis.
Inter. J. Num. And Anal. Meth. In Geomech., Vol. 9, pp 453-416.

ANNEXE 1

RÉSOLUTION PAR VOLUMES-FINIS DE L'ÉQUATION DE CONSERVATION DE LA MASSE DE FLUIDE

A1.1 Résolution par volumes-finis de l'équation de conservation

La résolution des équations de conservation selon la méthode des volumes finis consiste en une intégration sur le volume Ω_i de la maille i puis en une discrétisation par différences finies. L'intégration sur la maille i de l'équation de conservation de la masse fluide est donnée par :

$$\iiint_{\Omega_i} \left(\frac{\partial}{\partial t} (\rho^n \phi) + \text{div}(\rho^n \phi \vec{V}^n) \right) d\Omega_i = 0 \quad (\text{A1-1})$$

En faisant apparaître la vitesse de Darcy, nous obtenons :

$$\iiint_{\Omega_i} \left(\frac{\partial}{\partial t} (\rho^n \phi) + \text{div}(\rho^n \phi \vec{V}^s) + \text{div}(\rho^n \vec{U}) \right) d\Omega_i = 0 \quad (\text{A1-2})$$

ce qui donne :

$$\frac{d}{dt} \iiint_{\Omega_i} (\rho^n \phi) d\Omega_i + \iiint_{\Omega_i} \text{div}(\rho^n \vec{U}) d\Omega_i = 0 \quad (\text{A1-3})$$

En utilisant la loi de Darcy et en négligeant les effets de la pesanteur de par les applications traitées, on obtient la relation A1-4. Afin de simplifier les notations, nous désignons la pression de pore par la variable p .

$$\frac{d}{dt} \iiint_{\Omega_i} (\rho^n \phi) d\Omega_i - \iiint_{\Omega_i} \text{div}(\rho^n \frac{k}{\mu} \text{grad}(p)) d\Omega_i = 0 \quad (\text{A1-4})$$

avec : p pression de pore

Les inconnues discrètes sont localisées au centre des mailles : P_i dans Ω_i

La perméabilité, la porosité et la masse volumique du fluide sont considérées constantes par maille ce qui donne respectivement : k_i , ρ_i^n et ϕ_i dans Ω_i .

La relation (A1-4) peut être exprimée sous la forme suivante :

$$\frac{d}{dt} \iiint_{\Omega_i} (\rho^f \phi) d\Omega_i - \iint_{\Gamma_i} \frac{\rho^f}{\mu} \underline{k} \text{ grad}(p) \bar{n}_i d\Gamma_i = 0 \quad (\text{A1-5})$$

La masse volumique du fluide et la porosité étant constantes par maille, nous obtenons :

$$\frac{\Delta(\rho^f \phi \Omega_i)_i}{\Delta t} - \iint_{\Gamma_i} \frac{\rho^f}{\mu} \underline{k} \text{ grad}(p) \bar{n}_i d\Gamma_i = 0 \quad (\text{A1-6})$$

$$\frac{\Delta(\rho^f V_p)_i}{\Delta t} - \iint_{\Gamma_i} \frac{\rho^f}{\mu} \underline{k} \text{ grad}(p) \bar{n}_i d\Gamma_i = 0 \quad (\text{A1-7})$$

Nous développons la relation (A1-7) relativement aux cas unidimensionnel et unidimensionnel axisymétrique.

A1.1.1. Cas unidimensionnel :

$$\frac{\Delta(\rho^n V_p)_i}{\Delta t} - \left[\left(\frac{\rho^n}{\mu} k \text{ grād}(p) \cdot \vec{n} \right)_{i+1/2} - \left(\frac{\rho^n}{\mu} k \text{ grād}(p) \cdot \vec{n} \right)_{i-1/2} \right] = 0 \quad (\text{A1-8})$$

$$\left[\frac{(\rho^n V_p)_{i+1/2}^{n+1} - (\rho^n V_p)_i^n}{\Delta t} \right] + F_{i+1/2} - F_{i-1/2} \quad (\text{A1-9})$$

Le terme $\text{grād}(p) \cdot \vec{n}$ est évalué en utilisant une approximation centrée.

$$\begin{aligned} \text{avec } F_{i+1/2} &= - \frac{\rho_{i+1/2}^n}{\mu} k_{i+1/2}^n \frac{P_{i+1}^{n+1} - P_i^{n+1}}{\Delta x_{i+1/2}} \\ \text{et } \frac{\Delta x_{i+1/2}}{k_{i+1/2}} &= \frac{\Delta x_{i+1}}{k_{i+1}} + \frac{\Delta x_i}{k_i} \\ \rho_{i+1/2}^n &= \frac{\rho_{i+1}^n \Delta x_{i+1} + \rho_i^n \Delta x_i}{\Delta x_{i+1} + \Delta x_i} \end{aligned} \quad (\text{A1-10})$$

$\Delta x_{i+1/2}$: distance entre les centres des mailles i et $i+1$

Δx_i : longueur de la maille i

L'expression de la variation de la porosité étant une fonction non linéaire de la pression interstitielle, le problème est résolu selon une méthode itérative de Newton. A chaque itération k de Newton, le système suivant est résolu :

$$\begin{aligned} \frac{1}{\Delta t} \left[\frac{\partial(\rho^n V_p)_i}{\partial p} \right]^k \Delta p_i - \frac{\rho_{i+1/2}^n}{\mu} k_{i+1/2}^n \frac{\Delta p_{i+1} - \Delta p_i}{\Delta x_{i+1/2}} + \frac{\rho_{i-1/2}^n}{\mu} k_{i-1/2}^n \frac{\Delta p_i - \Delta p_{i-1}}{\Delta x_{i-1/2}} &= -f_i(p^k) \\ f_i(p^k) &= \left\{ \frac{1}{\Delta t} [(\rho^n V_p)_i^k - (\rho^n V_p)_i^n] - \frac{\rho_{i+1/2}^n}{\mu} k_{i+1/2}^n \frac{p_{i+1}^k - p_i^k}{\Delta x_{i+1/2}} + \frac{\rho_{i-1/2}^n}{\mu} k_{i-1/2}^n \frac{p_i^k - p_{i-1}^k}{\Delta x_{i-1/2}} \right\} \end{aligned} \quad (\text{A1-11})$$

avec $\Delta p_i = p_i^{k+1} - p_i^k$

$$\text{et } \frac{\partial(\rho^n V_p)}{\partial p} = V_p \frac{\partial \rho^n}{\partial p} + \rho^n \frac{\partial V_p}{\partial p} = \rho^n V_p c_{\beta}(p) + \rho^n V_p c_p(p) \quad (\text{A1-12})$$

A1.1.2. Cas unidimensionnel axisymétrique :

Dans le cas axisymétrique, l'équation A1-7 conduit à :

$$\left[\frac{(\rho^f V_p)_i^{n+1} - (\rho^f V_p)_i^n}{\Delta t} \right] + F_{i+1/2} - F_{i-1/2} = 0 \quad (\text{A1-13})$$

$$\begin{aligned} \text{avec } F_{i+1/2} &= -\frac{\rho_{i+1/2}^n}{\mu} k_{i+1/2}^n \frac{P_{i+1}^{n+1} - P_i^{n+1}}{\ln(r_{i+1}/r_i)} \\ \text{et } \frac{\ln(r_{i+1}/r_i)}{k_{i+1/2}} &= \frac{\ln(r_{i+1}/r_{i+1/2})}{k_{i+1}} + \frac{\ln(r_{i+1/2}/r_i)}{k_i} \\ \rho_{i+1/2}^f &= \frac{\rho_{i+1}^f \Delta r_{i+1} + \rho_i^f \Delta r_i}{\Delta r_{i+1} + \Delta r_i} \end{aligned} \quad (\text{A1-14})$$

$r_{i+1/2}$: rayon de la frontière entre les mailles i et $i+1$

r_i : rayon du centre de la maille i

Δr_i : longueur de la maille i $\Delta r_i = r_{i+1/2} - r_{i-1/2}$

L'expression de la variation de la porosité étant une fonction non linéaire de la pression interstitielle, la résolution du problème est obtenue selon une méthode itérative de Newton.

$$\begin{aligned} \frac{1}{\Delta t} \left[\frac{\partial(\rho^f V_p)_i}{\partial p} \right]^k \Delta p_i - \frac{\rho_{i+1/2}^n}{\mu} k_{i+1/2}^n \frac{\Delta p_{i+1} - \Delta p_i}{\ln(r_{i+1}/r_i)} + \frac{\rho_{i-1/2}^n}{\mu} k_{i-1/2}^n \frac{\Delta p_i - \Delta p_{i-1}}{\ln(r_i/r_{i-1})} &= -f_i(p^k) \\ f_i(p^k) &= \left\{ \frac{1}{\Delta t} [(\rho^f V_p)_i^k - (\rho^f V_p)_i^n] - \frac{\rho_{i+1/2}^n}{\mu} k_{i+1/2}^n \frac{p_{i+1}^k - p_i^k}{\ln(r_{i+1}/r_i)} + \frac{\rho_{i-1/2}^n}{\mu} k_{i-1/2}^n \frac{p_i^k - p_{i-1}^k}{\ln(r_i/r_{i-1})} \right\} \\ \text{avec } \Delta p_i &= p_i^{k+1} - p_i^k \end{aligned} \quad (\text{A1-15})$$

$$\text{et } \frac{\partial(\rho^f V_p)}{\partial p} = V_p \frac{\partial \rho^f}{\partial p} + \rho^f \frac{\partial V_p}{\partial p} = \rho^f V_p c_{\rho}(p) + \rho^f V_p c_p(p) \quad (\text{A1-16})$$

ANNEXE 2

VALIDATION DE LA RÉSOLUTION PAR VOLUMES-FINIS DE L'ÉQUATION DE CONSERVATION DE LA MASSE DE FLUIDE

A2.1. Validation de la formulation par volumes finis comparativement à SARIP

Nous désirons présenter la validation de la résolution par volumes finis de l'équation de diffusivité hydraulique. Nous comparons pour cela les résultats d'un calcul d'écoulement réalisé en utilisant la formulation proposée et ceux donnés par un code de calcul d'écoulements nommé SARIP développé en Division Gisement (Le Thiez P., 1992).

Le modèle de validation est défini par la description de la géométrie de la structure, du chargement imposé et des caractéristiques poromécaniques.

Géométrie: (Figure A2-1-a,b)

Structure de longueur 1 mètre, comprenant 100 mailles de 0,01 mètre.

Dans le cas axisymétrique, le rayon intérieur de la structure est de 10⁻² mètre.

Chargement imposé :

1 tranche de chargement comprenant 10 étapes

durée de l'étape : 10 secondes

Augmentation du débit au puits de $q \text{ m}^3/\text{s}$ à chaque étape

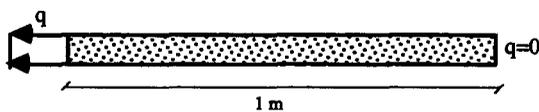
=> étape 1 débit = $q \text{ (m}^3/\text{s)}$

=> étape n débit = $n * q \text{ (m}^3/\text{s)}$

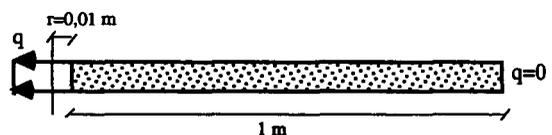
Débit nul imposé en $x = r = 1 \text{ mètre}$

Caractéristiques poromécaniques :

Fluide	Masse volumique ρ_{fl}	10^3 kg/m^3
	Pression de pore initiale : P_0	48.10^6 Pa
Roche :	Porosité initiale ϕ_0	0,5
	Compressibilité $c_r = \phi c_p$	Figure A2-2



a - Modèle 1D plan



b - Modèle 1D axisymétrique

Fig. A2-1 : Modèle retenu pour la validation

Le jeu de paramètres rhéologiques ainsi que le chemin de chargement choisis pour la validation conduisent à la courbe de compressibilité élastoplastique suivante :

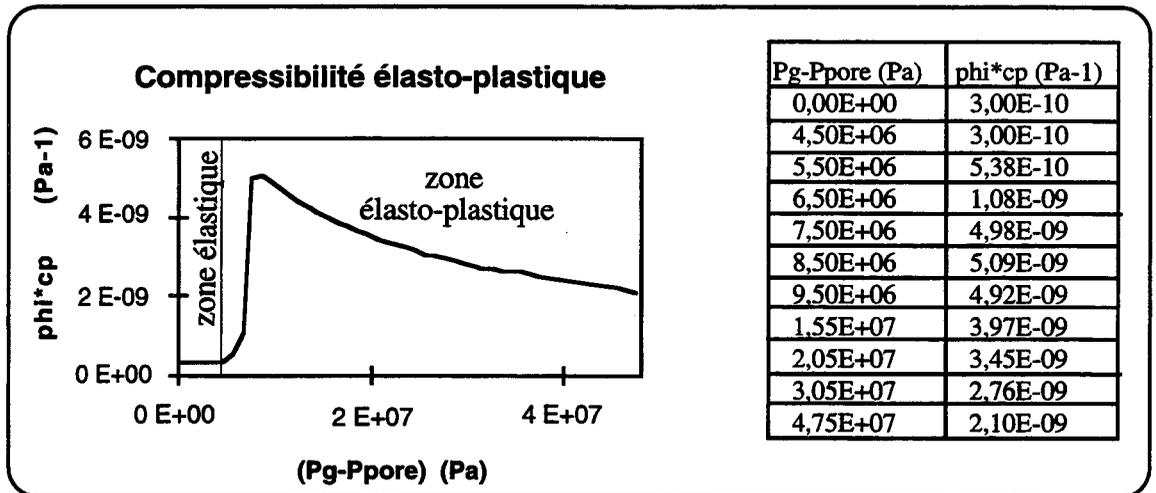


Fig. A2-2 : Courbe de compressibilité élastoplastique utilisée pour la validation de la formulation par volumes-finis de l'équation de conservation de la masse fluide

Plusieurs cas ont été testés en unidimensionnel et unidimensionnel axisymétrique:

Tests : a - d : écoulement d'un fluide compressible dans une roche incompressible

Tests : b - e : écoulement d'un fluide incompressible dans une roche compressible

Tests : c - f : écoulement d'un fluide compressible dans une roche compressible

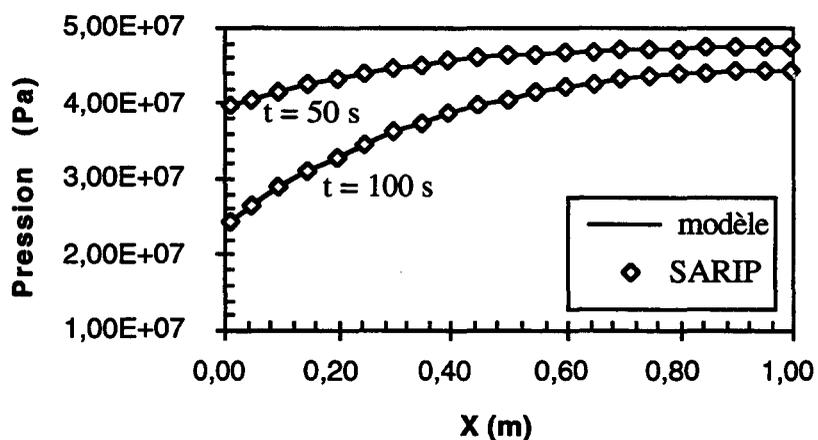
Le tableau A2-1 résume les caractéristiques des modèle de validation.

Test	Type du calcul	c_{fl}	$c_b(p)=\phi c_p(p)$	q	Résultat
a	Plan	$6.10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$	0.	$5.10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$	Fig. A2-3-a
b	Plan	0.	Figure A2-2	$5.10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$	Fig. A2-3-b
c	Plan	$3.10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$	Figure A2-2	$5.10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$	Fig. A2-3-c
d	Axisymétrique	$6.10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$	0.	$5.10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$	Fig. A2-4-a
e	Axisymétrique	0.	Figure A2-2	$5.10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$	Fig. A2-4-b
f	Axisymétrique	$3.10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$	Figure A2-2	$5.10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$	Fig. A2-4-c

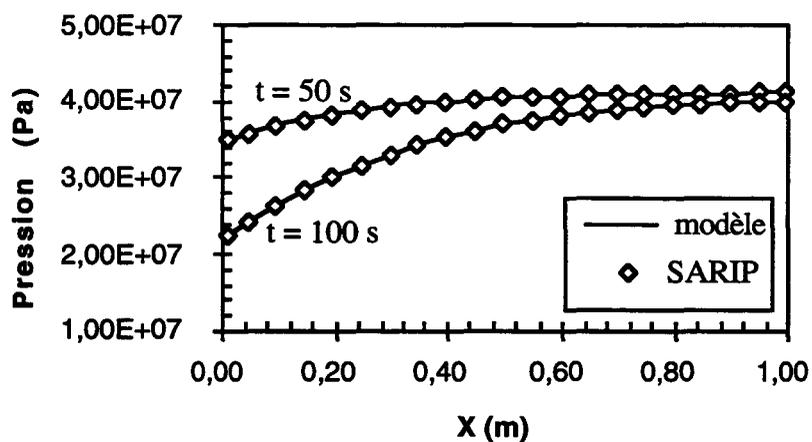
Tableau A2-1 : Caractéristiques des modèles de validation

Les résultats obtenus sont donnés par les figures A2-3 et A2-4 dans lesquelles nous comparons les résultats donnés par notre modèle découplé et SARIP.

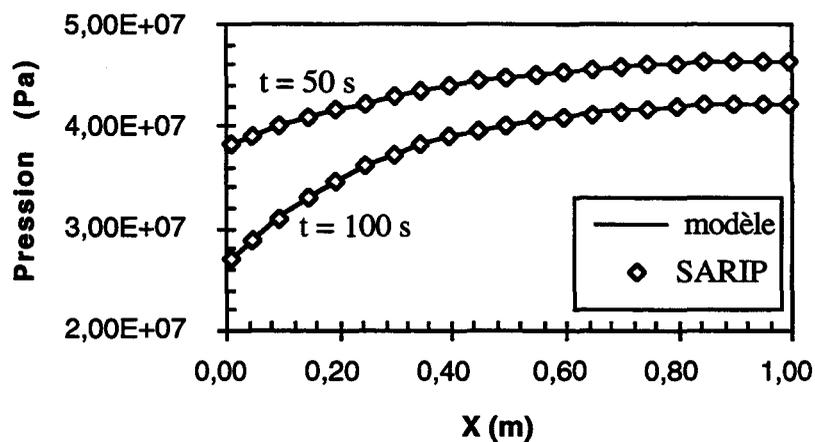
Les résultats obtenus montrent la validité de la résolution de l'équation de conservation de la masse fluide.



a : Cas d'un fluide compressible et d'une roche incompressible

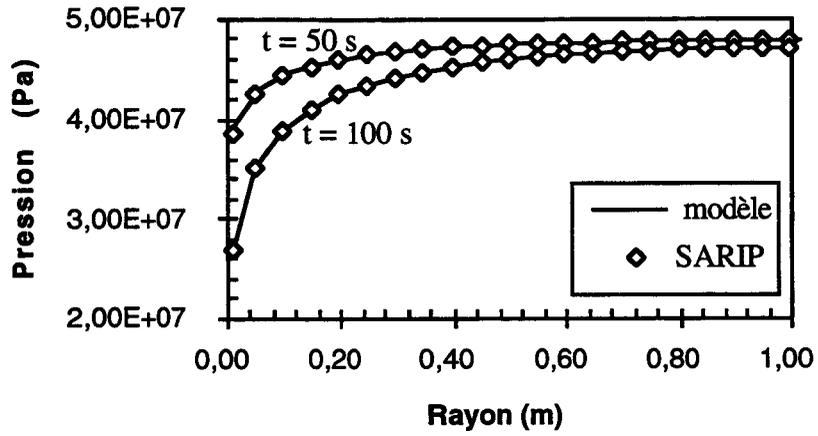


b : Cas d'un fluide incompressible et d'une roche compressible

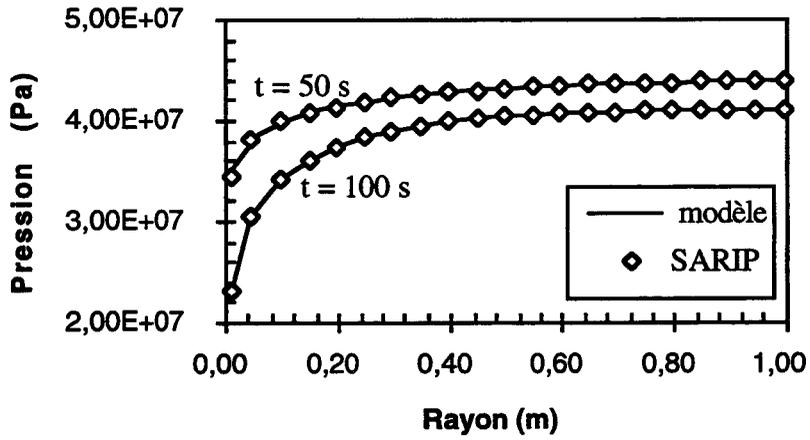


c : Cas d'un fluide compressible et d'une roche compressible

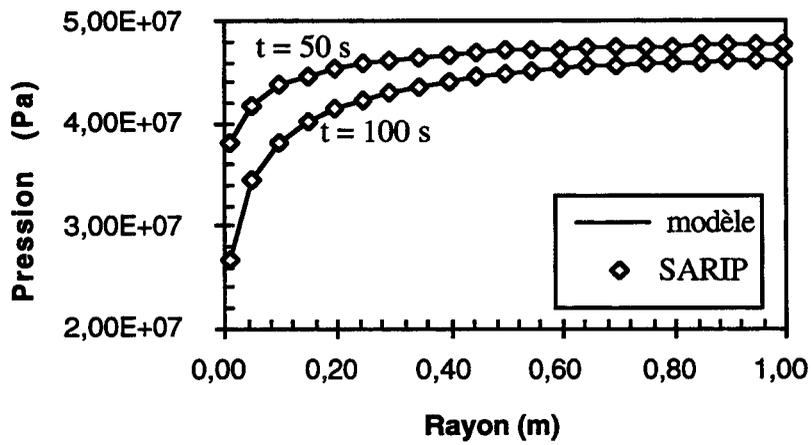
Fig. A2-3 : Validation sur un exemple d'écoulement 1D



a : Cas d'un fluide compressible et d'une roche incompressible



b : Cas d'un fluide incompressible et d'une roche compressible



c : Cas d'un fluide compressible et d'une roche compressible

Fig. A2-4 : Validation sur un exemple d'écoulement 1D axisymétrique

A2.2. Validation de la formulation par volumes finis comparativement à COUPLA

Nous comparons les résultats d'un calcul d'écoulement réalisé en utilisant la formulation proposée et à ceux obtenus en utilisant un code de poromécanique couplée nommé COUPLA (Onaisi, 1990).

Lorsque la roche a un comportement élastique, l'équation de diffusivité couplée s'exprime de la façon suivante :

$$\frac{k}{\mu} \nabla^2 p = \frac{\dot{p}}{M} + btr\dot{\epsilon} \quad (\text{A2-1})$$

En considérant le chemin de contrainte homogène dans le milieu de production et une matrice élastiquement incompressible, nous avons :

$$b = 1 - \frac{K_d}{K_s} \cong 1 \quad (\text{A2-2})$$
$$\frac{1}{M} = \phi c_{\beta} + \frac{b - \phi}{K_s} \cong \phi c_{\beta}$$

Le terme $btr\dot{\epsilon}$ peut s'écrire sous la forme :

$$btr\dot{\epsilon} = \phi c_p \dot{p} \quad (\text{A2-3})$$

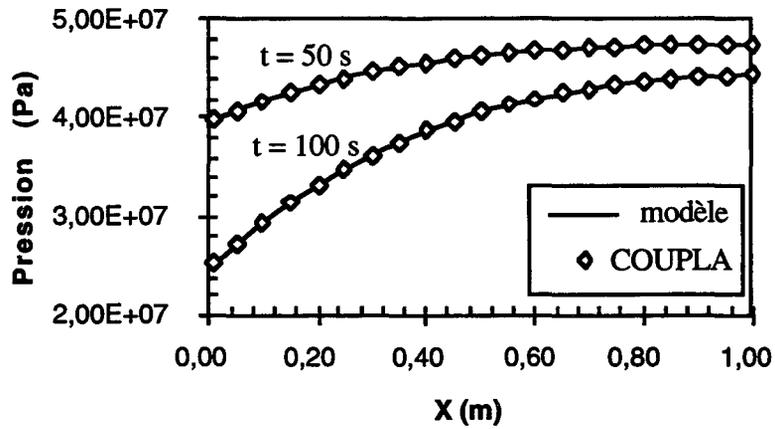
et
$$\frac{k}{\mu} \nabla^2 p = \frac{\dot{p}}{M} + \phi c_p \dot{p} \quad (\text{A2-4})$$

Cette formulation permet de découpler le calcul poromécanique. La validation de la formulation découplée relativement à COUPLA est réalisée en utilisant la structure de validation utilisée précédemment (Figures A2-1-a,b) ainsi que les conditions de chargement et les conditions aux limites. Nous présentons cette comparaison sur des modèles traités en unidimensionnel et unidimensionnel axisymétrique. Le tableau A2-2 résume les caractéristiques de la structure de validation.

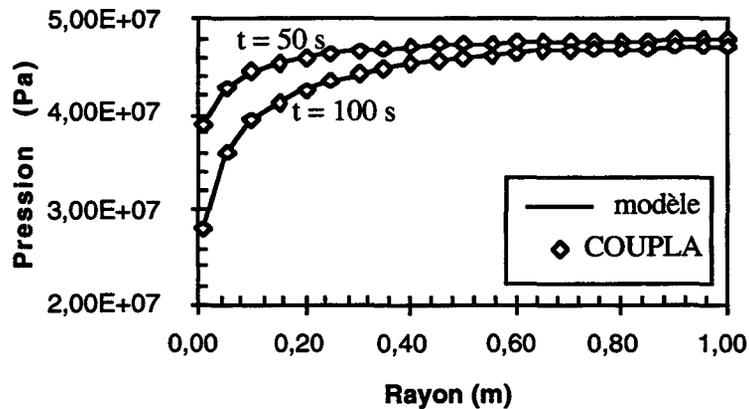
Test	Type du calcul	c_{fl}	$c_r(p)=\phi c_p$	q	Résultat
a	Plan	$3.10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$	$1,5 10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$	$5.10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$	Figure 5-a
b	Axisymétrique	$3.10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$	$1,5 10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$	$5.10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$	Figure 5-b

Tableau A2-2 : Caractéristiques des modèles de validation

Les figures A2-5-a,b montrent que, dans le cas d'un chemin de contrainte homogène donné dans le milieu de production, la formulation découplée traitée par la méthode des volumes finis correspond à celle obtenue par éléments finis. Cette comparaison permet de conforter la validation de la formulation découplée de l'équation de diffusivité hydraulique développée précédemment.



a - Ecoulement 1D



b - Ecoulement 1D axisymétrique

Fig. A2-5 : Validation de la formulation par volumes-finis par rapport à COUPLA dans le cas d'un fluide et d'une roche compressibles

