

50376  
1994  
207

50376  
1994  
207

Laboratoire de Mécanique de Lille  
École Universitaire des Ingénieurs de Lille



## THESE DE DOCTORAT

présentée à

**l'Université des Sciences et Technologies de Lille**

Spécialité: Modélisation dans les études de Génie Civil

par

**Rochane KHERBOUCHE**

# ETUDE EXPERIMENTALE DU COMPORTEMENT POROELASTOPLASTIQUE DE LA CRAIE

soutenue le 21 Septembre 1994 devant le jury composé de:

<b>M. J.P. HENRY</b>	<b>USTL LILLE</b>	<b>Président</b>
<b>M. O. COUSSY</b>	<b>LCPC PARIS</b>	<b>Rapporteur</b>
<b>Mme. F. HOMAND</b>	<b>EG NANCY</b>	<b>Rapporteur</b>
<b>M. P. CHARLEZ</b>	<b>TOTAL PARIS</b>	<b>Examineur</b>
<b>M. I. SHAHROUR</b>	<b>ECL LILLE</b>	<b>Examineur</b>
<b>M. F. SKOCZYLAS</b>	<b>ECL LILLE</b>	<b>Examineur</b>



50376  
1994  
207

GEN 26 1994

50376  
1994  
207



## REMERCIEMENTS

Dans le cadre du travail de thèse qui a fait l'objet de ce mémoire au Laboratoire Mécanique de Lille, j'adresse mes plus vifs remerciements à Monsieur le Professeur J.P. HENRY pour avoir bien voulu m'intégrer au sein de son laboratoire, et avoir assuré la direction de ce travail.

Que Monsieur Frédéric SKOCZYLAS veuille bien accepter ma gratitude et ma reconnaissance pour m'avoir fait profiter de ses larges connaissances, lesquelles ont grandement contribué au bon aboutissement de ce mémoire.

Que Monsieur Jianfu SHAO soit vivement remercié pour tous les conseils et les encouragements qu'il n'a pas arrêté de m'accorder tout au long de ce travail.

Monsieur Isam SHAHROUR et toute son équipe, du laboratoire de mécanique des sols, m'ont témoigné une grande sympathie en m'accueillant au sein des leurs. Qu'ils reçoivent ici mes sincères remerciements. Parmi eux, Mounir ZAHER et Alain LEBLANC avec qui j'ai partagé le bureau, sans oublier Thierry DUBOIS qui m'a souvent apporté son aide lors du travail expérimental.

Je tiens à remercier également Valentin KONDO et Malek SIBAI pour leur amabilité et leur disponibilité qui m'ont considérablement aidé.

Je ne saurais oublier les membres du jury et plus particulièrement Monsieur O.COUSSY et Madame F.HOMAND pour avoir accepté d'être mes rapporteurs ainsi que le président du jury J.P.HENRY. Qu'ils en soient remerciés.

Que tous mes collègues et amis avec qui j'ai passé d'agréables moments durant ces quatre années au laboratoire trouvent ici l'expression de mes sincères remerciements.

*à Anne,*

## **ABSTRACT**

An experimental study of hydromechanical coupling is performed on a porous chalk whose porosity is about 38%. The aim of this work is to characterize the coupling effect on the plastic behaviour of the chalk. For this purpose, tests with specific loads paths under different draining conditions were carried out. The hydromechanical tests have required development of an autocompensated cell and design of a measurement system. This system is composed of four L.V.D.T displacement transducer.

Drained constant  $p$  compression test, isotropic compression tests in which confining pressure is set equal to interstitial pressure, and Yamada's test have allowed to prove this validity of Terzaghi's effective stress assumption.

In order to check the concept of yield surface in effective stress space, different load paths in which the effective stress is identical were carried out. The obtained results showed the validity of this concept. Therefore, Lade's model slightly modified in which conventional stresses are replaced by effective stresses is used. The simulations showed good agreements with experimental drained and undrained tests.

**SOMMAIRE**

-----

---

<b>INTRODUCTION GENERALE.....</b>	<b>1</b>
<b>CHAPITRE I: APPROCHE THEORIQUE ET EXPERIMENTALE DE LA POROELASTOPLASTICITE.....</b>	<b>3</b>
I.1 INTRODUCTION.....	4
I.2 GENERALITES.....	5
I.3 POROELASTICITE LINEAIRE EN MILIEU ISOTROPE.....	6
I.3.1 Signification des caractéristiques isotropes poroélastiques.....	9
I.3.2 Contrainte effective élastique.....	14
I.4 COMPORTEMENT POROELASTOPLASTIQUE.....	15
I.4.1 Déformation et porosité plastique.....	15
I.4.2 Equations d'état.....	16
I.4.3 Critère de plasticité.....	17
I.4.4 Règle d'écoulement.....	18
I.4.5 Contraintes effectives en poroélastoplasticité.....	19
<b>CHAPITRE II: PROCEDURE ET TECHNIQUE EXPERIMENTALE.....</b>	<b>21</b>
II.1 CARACTERISATION DU MATERIAU .....	22
II.1.1 Mesure de la porosité .....	23
II.1.2 Fluide interstitiel (méthanol) .....	24
II.2 DISPOSITIF EXPERIMENTAL .....	26
II.2.1 Dispositif de mesures .....	29
II.2.2 Préparation et mise en place de l'échantillon .....	31
II.3 CHEMINS DE CHARGEMENT.....	31
II.3.1 Essais drainés .....	31
II.3.2 Essais non drainés .....	33

II.3.3 Essais à $\Delta P_c = \Delta P_i$ .....	34
II.4 ESSAI YAMADA .....	35
II.4.1 Principe théorique.....	36
II.4.2 Mise en oeuvre expérimentale.....	38
II.5 BILAN .....	39
<b>CHAPITRE III: DETERMINATION DES CARACTERISTIQUES RELATIVES A UN COMPORTEMENT POROPLASTIQUE.....</b>	<b>40</b>
III.1 DEFINITION.....	41
III.1.1 Fonction de charge .....	42
III.1.2 Règle d'écoulement plastique .....	42
III.1.3 Règle d'écrouissage .....	42
III.2 INCOMPRESSIBILITE DE LA MATRICE .....	43
III.2.1 Essai à $\Delta P_c = \Delta P_i$ .....	43
III.2.2 Essai Yamada.....	45
III.2.3 Essai à contraintes de confinement identiques .....	47
III.3 ECRITURE DE LA FONCTION DE CHARGE EN CONTRAINTE EFFECTIVE .....	49
<b>CHAPITRE IV: DETERMINATION DES PARAMETRES GENERAUX DE COUPLAGE: EXPLOITATION DES ESSAIS DRAINES ET NON DRAINES.....</b>	<b>53</b>
IV.1 PRESENTATION DES ESSAIS.....	54
IV.2 ESSAIS HYDROSTATIQUES.....	55
IV.2.1 Essais drainés.....	55
IV.2.2 Essais non drainés.....	57
IV.2.3 Calcul du coefficient de Biot $\alpha$ .....	59
IV.2.4 Calcul d'erreurs.....	60
IV.2.5 Bilan.....	61

---

IV.2.6 Essai Yamada.....	62
IV.3 ESSAIS DEVIATORIQUES.....	65
IV.3.1 Essais drainés.....	65
IV.3.2 Essais non drainés.....	70
IV.4 INTERPRETATION PHYSIQUE.....	72
IV.4.1 Observation au M.E.B.....	72
IV.4.2 Variation de la perméabilité au cours d'un essai hydrostatique.....	74
<b>CHAPITRE V: EXTENSION D'UN MODELE POROPLASTIQUE ET VALIDATION SUR CHEMINS HOMOGENES.....</b>	<b>76</b>
V.1 PRESENTATION DU MODELE.....	77
V.1.1 Formulation du modèle "Laderock".....	77
V.1.2 Performance du modèle.....	82
V.2 DETERMINATION DES PARAMETRES DU MODELE.....	84
V.2.1 Mécanisme hydrostatique.....	84
V.2.2 Mécanisme déviatorique.....	85
V.2.3 Simulation des essais drainés hydrostatiques et déviatoriques.....	88
V.2.4 Réalisation et simulation des essais proportionnels drainés.....	92
V.3 VALIDATION DU MODELE SUR CHEMINS NON DRAINES.....	94
V.3.1 Essais hydrostatiques (non drainés).....	95
V.3.2 Essais déviatoriques (non drainés).....	96
<b>CONCLUSION GENERALE.....</b>	<b>98</b>
<b>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....</b>	<b>100</b>
<b>ANNEXES.....</b>	<b>105</b>



---

**NOTATIONS**


---

**Notations uniformisées**

$B$	:	Coefficient de Skempton
$E_B$	:	Module d'Young de l'ensemble fluide + solide en conditions drainées
$G=\mu$	:	Module de cisaillement
$H$	:	Coefficient poroélastique de couplage de Biot
$K$	:	Perméabilité
$K_B$	:	Module d'incompressibilité de l'ensemble solide + fluide en conditions drainées
$K_U$	:	Module d'incompressibilité de l'ensemble solide + fluide en conditions non drainées
$K_S$	:	Module d'incompressibilité de la matrice solide
$M$	:	Module de Biot
$m$	:	Apport de masse fluide
$P_C$	:	pression de confinement
$P'_C$	:	pression de confinement effective
$P_1$	:	Pression interstitielle (pression de pore)

**Notations grecques**

$\alpha$	:	Coefficient de Biot
$\beta$	:	Coefficient de contrainte effective plastique
$\theta$	:	Variation de l'espace poreux ramené au volume total
$\sigma_{ij}$	:	Composantes du tenseur des contraintes totales
$\sigma'_{ij}$	:	Composantes du tenseur des contraintes effectives
$\varepsilon_{ij}$	:	Composantes du tenseur des déformations
$\varepsilon_V$	:	Variation volumique
$\varepsilon^e$	:	déformation élastique
$\varepsilon^p$	:	déformation plastique
$\phi^p$	:	Porosité plastique
$\phi_0$	:	Porosité initiale
$\nu_B$	:	Coefficient de Poisson en conditions drainées

**INTRODUCTION GENERALE**

.....

Dans le secteur industriel pétrolier, l'étude de la distribution des contraintes dans un massif rocheux autour d'un forage pétrolier est très importante. L'extraction ou l'injection du fluide est une opération qui exige, non seulement la connaissance des phénomènes d'écoulement, mais aussi celle des deux variables importantes que sont la température et la déformabilité du milieu poreux.

Les phénomènes de couplage thermohydromécanique qui sont l'interaction entre la pression interstitielle, la déformation et la température conditionnent plus particulièrement la rentabilité d'un forage (quantité d'huile extraite) et le phénomène de subsidence (tassement de la roche pétrolière suite à l'extraction de l'huile) dû au transfert fluide squelette [62]. La prévision de ce phénomène et les remèdes éventuels à apporter par injection massive d'eau dans la roche, dépendent de la connaissance de la loi de comportement complète de la roche, et donc de sa modélisation poroplastique ou poroélastique dans un premier temps.

Contrairement au cas des sols saturés, peu de mesures expérimentales ont été effectuées sur les roches poreuses. Ceci peut s'expliquer par la difficulté de réaliser des essais sur roches au laboratoire dans un domaine de contraintes élevées, avec différentes conditions de drainage.

Dans notre étude, nous avons choisi de privilégier l'approche expérimentale de l'interaction fluide-squelette pour une craie blanche afin de connaître le seuil d'apparition des irréversibilités plastiques par une surface de charge limite  $f(\sigma, p) = 0$ , permettant ainsi de relier l'évolution de la déformation du milieu et de son espace poreux à la variation de la contrainte totale appliquée et à la pression interstitielle.

Les différentes parties de notre travail sont présentées en cinq chapitres :

Le premier chapitre débute par une étude bibliographique sur l'interaction fluide squelette dans les roches poreuses. Cette étude est axée sur la théorie de la poroélasticité linéaire en milieu isotrope afin de mettre en évidence les paramètres caractéristiques essentiels. Dans le cadre d'une extension au comportement poroélastoplastique, les concepts de déformation et porosité plastique sont introduits, la notion de contrainte effective, essentielle dans notre travail, est également présentée.

Le deuxième chapitre est consacré à une présentation de la craie et à la description générale de la technique expérimentale mise au point et particulièrement le dispositif de mesure utilisé. Il sera précisé dans ce chapitre tous les chemins de chargement effectués pour la connaissance des paramètres préalablement définis dans le premier chapitre.

Le troisième chapitre détaille les essais nécessaires à la description du comportement poroplastique permettant ainsi de vérifier expérimentalement, suivant des chemins particuliers, l'hypothèse de la contrainte effective de Terzaghi et l'écriture de la fonction de charge en contraintes effectives.

Nous consacrons le quatrième chapitre à la présentation des résultats obtenus pour des essais hydrostatiques et déviatoriques drainés ou non drainés. Ces résultats montrent clairement les différents mécanismes de plastification de la craie et l'influence de la contrainte moyenne et de la pression interstitielle sur le comportement de la craie. Quelques clichés obtenus à la suite d'une observation de la microstructure à l'aide d'un microscope électronique à balayage permettent finalement de présenter une interprétation physique du comportement du matériau.

Dans le cinquième chapitre, une modélisation poroplastique de la craie est proposée en reprenant les paramètres poromécaniques obtenus à l'aide des différents essais. Cette modélisation est ensuite validée par des simulations d'essais homogènes non drainés et proportionnels.

**CHAPITRE I**

-----

**APPROCHE THEORIQUE ET  
EXPERIMENTALE DE LA  
POROELASTOPLASTICITE**

## I.1 INTRODUCTION

En 1923, Terzaghi a introduit le concept de contrainte effective dans le cadre de la mécanique des sols pour des matériaux essentiellement non cohérents. Dans le cas des roches poreuses, par manque d'expériences, on a généralement admis la validité des lois de Terzaghi, surtout pour des roches subissant des faibles sollicitations, et ayant comme caractéristique intrinsèque une forte perméabilité [57]. En 1941, Biot [1] a introduit pour la première fois de manière explicite le comportement poroélastique linéaire en postulant l'existence d'un potentiel thermodynamique limité au deuxième ordre. La théorie de Biot permet ainsi de faire intervenir la pression de pore dans la relation entre les contraintes totales et les déformations du milieu poreux, et de représenter les phénomènes mécaniques et hydrauliques quasi-statiques couplés. Outre Biot qui a introduit la variable d'apport de masse fluide  $m$ , nous pouvons citer plusieurs auteurs ayant contribué par le biais de leur connaissance et savoir-faire à développer la phénoménologie et l'étude du comportement des matériaux solides poreux en interaction avec un fluide.

Parmi eux, Rice et Cleary [54] (1976) ont confirmé et complété le travail de Biot, ainsi que Geertsma [31] qui a trouvé des résultats semblables à ceux obtenus par Biot en utilisant le théorème de réciprocité.

L'extension phénoménologique aux cas non isothermes des lois de comportement poroélastique peut être trouvée dans Mac Tigue [48] (1986), et Coussy [21] (1989).

Dans la littérature, le comportement des matériaux rocheux poreux saturés a été peu abordé du point de vue thermodynamique. Outre Biot [12] en 1977, Coussy [21], en 1989, a présenté une théorie générale de la mécanique des milieux poreux saturés.

Jusqu'à une date récente, les milieux poreux ont été traités comme thermodynamiquement "clos", justifié par l'hypothèse de petites déformations, mais ces milieux sont en fait ouverts car ils échangent avec le milieu environnant des masses de fluide et de la chaleur au cours de la transformation. Ceci a conduit Coussy [23] à écrire sous une forme Lagrangienne les grands principes de conservation de la thermodynamique.

Quant au couplage fluide-squelette pour des matériaux poreux plastiques, il a été moins étudié. Nous pouvons citer les travaux de Rice, en 1975, et de Yamada [65], en 1981, qui ont approfondi le comportement élastoplastique des roches poreuses, sous conditions non drainées. En 1989, Coussy [23] a donné l'extension du modèle Drucker Prager au cas des milieux poreux saturés, et a également replacé le modèle de Cambridge [23] dans un cadre thermodynamique en l'étendant au cas où l'hypothèse de Terzaghi n'est pas vérifiée.

Dans ce chapitre, quelques définitions entrant dans le cadre des milieux poreux seront présentées ainsi que les caractéristiques poroélastiques et poroplastiques nécessaires à une étude expérimentale. Le concept de la contrainte effective est introduit de manière explicite afin de mieux cerner le rôle de cette contrainte.

## I.2 GENERALITES

Un milieu poreux est un milieu continu contenant des vides connectés ou non (pores + microfissures). Au-delà d'une certaine valeur de chargement hydrostatique, les microfissures se referment complètement et le matériau sera considéré comme un matériau équivalent continu, de porosité volumique  $\phi$ .

$$\phi = \frac{\text{Volume vide}}{\text{Volume total}} \quad (I-1)$$

La matrice rocheuse présente des vides qui peuvent être classés selon leur géométrie : les pores et les fissures .

### *Pores :*

Ce sont des vides de forme irrégulière communiquant souvent entre eux et jouant un rôle essentiel dans la perméabilité de la roche.

### *Fissures :*

Ce sont des vides étroits développés principalement selon deux directions de l'espace et formés selon un processus totalement différent des pores. Les fissures peuvent se fermer sous l'action de faibles contraintes. Elles jouent aussi un rôle important dans la perméabilité. On distingue deux types de porosité (figure 1.1) :

- La porosité ouverte (porosité interconnectée) qui concerne les vides accessibles de l'extérieur ou encore les vides qui contribuent à la perméabilité de la roche,
- La porosité fermée (porosité occluse) qui concerne les vides qui sont inaccessibles de l'extérieur, et qui est donc intégrée dans le comportement de la matrice.

La matrice rocheuse sera constituée du matériau solide et des vides non connectés (figure 1.1).

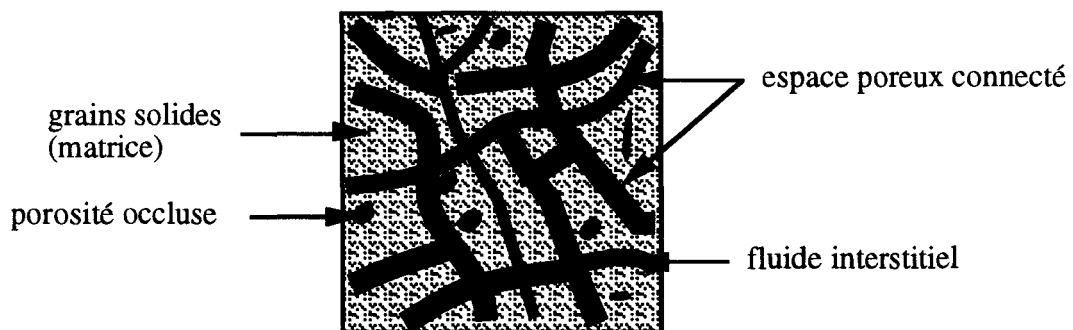


Figure 1.1: Milieu poreux saturé

Sous l'action de forces extérieures, surfaciques ou volumiques, ou de gradients de pression de fluide saturant, les milieux poreux se déforment. La déformation observable est de fait celle du squelette, et c'est celle qu'il convient de décrire. La description de cette déformation est tout à fait identique à celle que l'on peut faire pour un milieu continu classique [23].

Un milieu sera dit saturé si les vides connectés sont complètement remplis de fluide. Il est considéré comme la superposition dans le temps et dans l'espace de deux milieux continus en interaction mécanique (squelette + fluide).

Lorsqu'un fluide est présent dans la porosité connectée du milieu, on considère deux possibilités :

- Dans un premier cas, le fluide est libre d'entrer et de sortir dans le milieu considéré. La pression interstitielle constitue une variable entrant dans la définition de l'état de contrainte. Elle est donc imposée, et on parle de régime drainé.
- Dans un second cas, le fluide reste confiné dans les milieux poreux, la pression interstitielle dépend de l'état de déformation et de la compressibilité du fluide. On parle de régime non drainé.

### I.3 POROELASTICITE LINEAIRE EN MILIEU POREUX ISOTROPE

Comme pour l'élasticité linéaire classique, on postule l'existence d'un potentiel  $\psi$  qui est une fonction scalaire des variables d'état du système. Biot [1] a montré que les variables d'état sont, pour un milieu poroélastique, la déformation  $\epsilon$  du squelette, la masse fluide  $m$  contenue par unité de volume, et la température  $T$  du système.

Dans cette étude, le système est supposé en équilibre thermique, la température  $T$  est celle du squelette et du fluide.  $\psi$  est une fonction d'état qui représente l'énergie libre du système soit :

$$\psi = \psi (\epsilon, m, T) \tag{I-2}$$

D'après l'inégalité de Clausius Duhem, l'expression de la non négativité de la dissipation intrinsèque  $D$  est donnée sous la forme suivante :

$$D = \dot{\psi}_1 = \sigma : \dot{\epsilon} - S \dot{T} + g_m \dot{m} - \dot{\psi} \geq 0 \tag{I-3}$$

Le comportement thermoporoélastique est défini par la nullité de la dissipation intrinsèque dans toute évolution, par conséquent les équations d'état s'écrivent :

$$\sigma = \frac{\partial \psi}{\partial \epsilon} \quad g_m = \frac{\partial \psi}{\partial m} \quad \text{et} \quad S = - \frac{\partial \psi}{\partial T} \quad (\text{I-4})$$

avec :

- $\sigma$  : tenseur des contraintes totales
- $g_m$  : enthalpie libre du fluide
- $S$  : entropie du système

Dans notre étude nous nous plaçons dans le cadre de la théorie de la poroélasticité avec les hypothèses suivantes :

Hypothèse 1 : isotropie et homogénéité du matériau

Hypothèse 2 : linéarité de la loi contrainte déformation

Hypothèse 3 : les déformations et les déplacements sont petits

Hypothèse 4 : les transformations sont supposées isothermes ou adiabatiques

Si on prend pour base la loi de Hooke décrivant l'élasticité linéaire et isotrope, et si on introduit de façon linéaire l'effet de la pression interstitielle sur les déformations, alors on obtient :

$$\epsilon_{ij} = \frac{1 + \nu_B}{E_B} \sigma_{ij} - \frac{\nu_B}{E_B} \text{tr} \sigma \delta_{ij} - \frac{\alpha}{3 K_B} (p - p_o) \delta_{ij} \quad (\text{I-5})$$

$E_B$  : module d'Young en conditions drainées

$\nu_B$  : coefficient de Poisson en conditions drainées

$\alpha$  : coefficient de Biot

$K_B$  : module d'incompressibilité volumique en conditions drainées

$$K_B = \frac{E_B}{3(1-2\nu_B)} \quad (\text{I-6})$$

L'hypothèse d'isotropie implique que la pression interstitielle  $p$  donne les mêmes effets, dans les trois directions de l'espace, et sachant que le fluide ne reprend pas de cisaillements, on a :



$$\frac{m}{\rho} = \frac{1}{M} \left( 1 + \frac{\alpha^2 M}{K_B} \right) (p - p_0) + \frac{\alpha}{3 K_B} \text{tr } \sigma \quad (\text{I-7})$$

$\rho^{\text{fl}}$  : masse volumique du fluide à l'état initial

$M$  : module poroélastique de Biot : il représente la variation de la pression interstitielle s'exerçant sur le fluide  $\Delta P_i$  par rapport à la variation de masse fluide  $\Delta m$  dans une expérience isochore ( $\Delta \varepsilon_V = 0$ ) et isotherme .

En introduisant le potentiel d'énergie de déformation élastique  $W$ , on peut écrire :

$$W = \frac{1}{2} \left[ \sigma_{jk} \varepsilon_{jk} + p \frac{m}{\rho} \right] \quad (\text{I-8})$$

A l'aide des égalités suivantes :

$$\sigma_{jk} = \frac{\partial W}{\partial \varepsilon_{jk}} \quad \text{et} \quad P = \frac{\partial W}{\partial \left( \frac{m}{\rho} \right)} \quad (\text{I-9})$$

On obtient :

$$\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^0 = \left( K_U - \frac{2 G_U}{3} \right) \text{tr } \varepsilon \delta_{ij} + 2 G_U \varepsilon_{ij} - \alpha M \left( \frac{m}{\rho^{\text{fl}}} \right) \delta_{ij} \quad (\text{I-10})$$

Où  $K_U$  et  $G_U$  ( $G_U = G_B$ ) représentent respectivement le module d'incompressibilité et le module de cisaillement non drainés.  $\sigma_{ij}^0$  étant la contrainte à l'état initial

ou :

$$\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^0 = \left( K_B - \frac{2 G_B}{3} \right) \text{tr } \varepsilon \delta_{ij} + 2 G_B \varepsilon_{ij} - \alpha (p - p_0) \delta_{ij} \quad (\text{I-11})$$

ou :

$$p - p_0 = M \left[ -\alpha \text{tr } \varepsilon_{ij} + \frac{m}{\rho} \right] \quad (\text{I-12})$$

Dans les équations d'état précédentes, certaines constantes poroélastiques ont été privilégiées par rapport à d'autres dans le but de faciliter le dépouillement des paramètres lors des études expérimentales à venir.

### I.3.1 Signification des caractéristiques isotropes poroélastiques

Le comportement poroélastique linéaire isotrope nécessite la connaissance de 4 coefficients poroélastiques isothermes (indépendants). En raison des relations qui lient les coefficients poroélastiques isothermes, on peut les choisir de la manière suivante :

- 2 coefficients non drainés parmi les coefficients  $\lambda_U, G_U, E_U, \nu_U$  et  $K_U$

ou

- 2 coefficients drainés parmi les coefficients  $\lambda_B, G_B, E_B, \nu_B$  et  $K_B$

et

- $\alpha$  : coefficient des contraintes effectives de Biot

et

- $M$  : paramètre poroélastique appelé généralement module de Biot

ou alternativement

- 2 coefficients non drainés (respectivement drainés), 1 coefficient drainé (respectivement non drainé) et  $\alpha$  ou  $M$

Les constantes poroélastiques  $K_B, K_U, E_B, E_U, \nu_B, \nu_U$  peuvent être mesurées dans des expériences classiques drainées ou non drainées comme il sera montré dans le chapitre II. Nous allons dans un premier temps les définir dans le cadre d'essais effectués sur le calcaire de Lavoux saturé par du Kerdane [38]:

- Le module d'incompressibilité drainé  $K_B$  relie linéairement la variation de pression de confinement  $\Delta P_c$  à la variation volumique totale du squelette  $\Delta \epsilon_v$  (figure 1.2) dans un essai de compression isotrope drainé ( $\Delta P_i = 0$ ) isotherme :

$$K_B = \frac{\Delta P_c}{\Delta \epsilon_v} \quad (I-13)$$

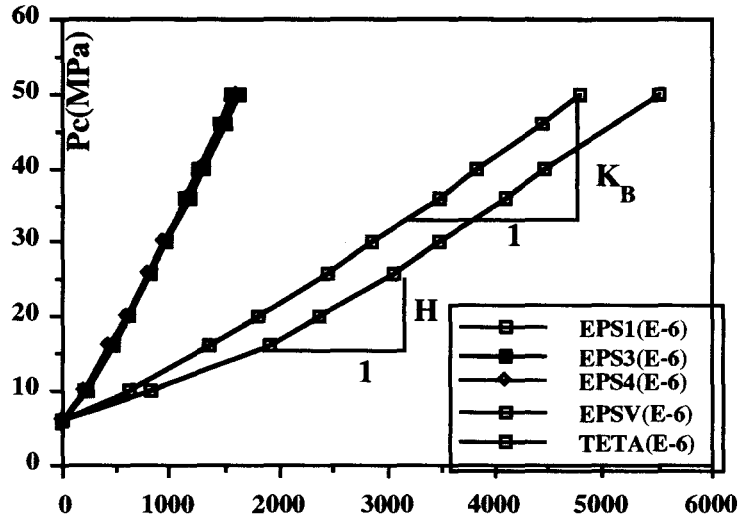


Figure 1.2: Essai de compression isotrope drainé (calcaire de Lavoux)[39]

- Le paramètre :

$$H = \frac{\Delta P_c}{\Delta \theta} \quad (I-14)$$

relie linéairement la variation de pression de confinement  $\Delta P_c$  à la variation de masse fluide par unité de volume  $\Delta \theta$  (figure 1.2) dans un essai de compression isotrope drainé ( $\Delta P_i = 0$ ) isotherme .

Le module d'incompressibilité non drainé  $K_U$  relie linéairement la variation de pression de confinement  $\Delta P_c$  à la variation volumique totale du squelette  $\Delta \epsilon_v$  (figure 1.3) dans un essai de compression isotrope non drainé ( $\Delta m = 0$ ) isotherme :

$$K_U = \frac{\Delta P_c}{\Delta \epsilon_v} \quad (I-15)$$

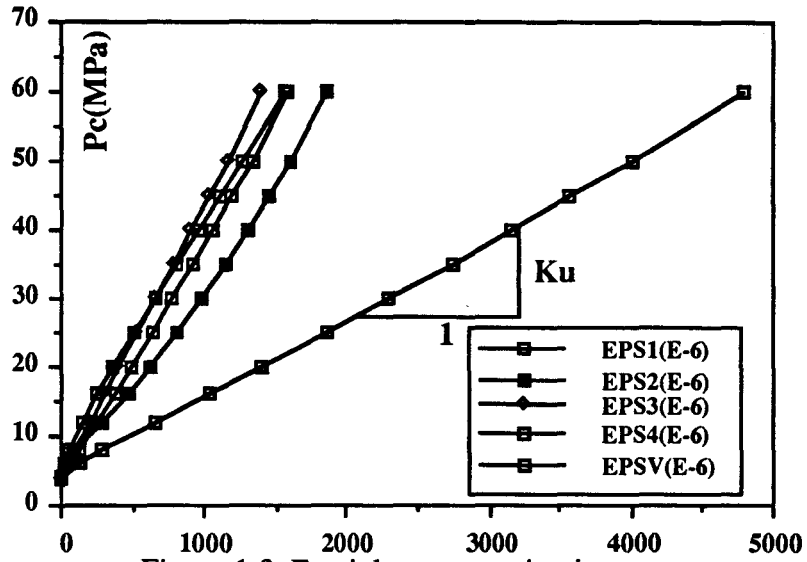


Figure 1.3: Essai de compression isotrope non drainé (calcaire de Lavoux)[39]

\* Le coefficient de Skempton  $B$  est le rapport de la variation de pression de confinement  $\Delta P_c$  et de la variation de pression interstitielle  $\Delta P_i$  (figure 1.4) lors d'un essai non drainé ( $\Delta m = 0$ ) isotherme, il est défini par :

$$B = \frac{\Delta P_i}{\Delta P_c} \tag{I-16}$$

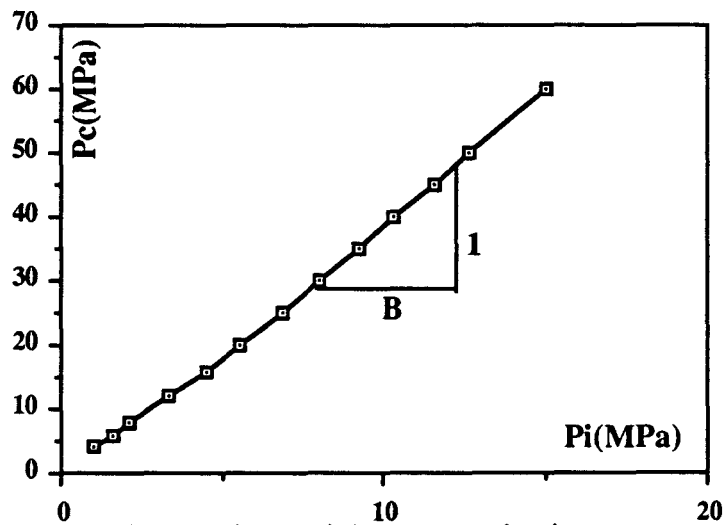


Figure 1.4: Essai de compression isotrope non drainé Pc-Pi (calcaire de Lavoux)[39]



\* Le module d'incompressibilité de la matrice  $K_S$  relie linéairement la variation de pression de confinement  $\Delta P_c$  à la variation volumique totale de la matrice  $\Delta \varepsilon_v^s$  (figure 1.5) dans un essai de compression isotrope à  $\Delta P_c = \Delta P_i$  (voir chapitre II) isotherme :

$$K_S = \frac{\Delta P_c}{\Delta \varepsilon_v^s} \quad (I-17)$$

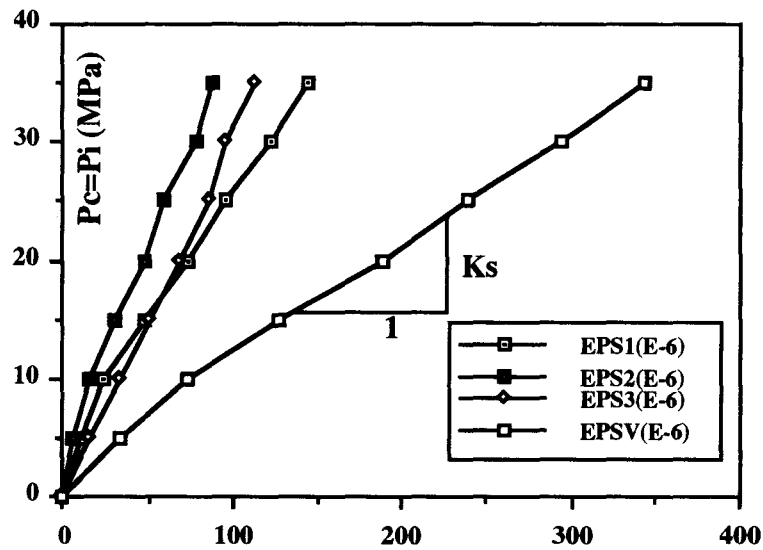


Figure 1.5: Essai de compression isotrope à  $\Delta P_c = \Delta P_i$  (calcaire de Lavoux)[39]

Dans le cas de l'incompressibilité du squelette, l'essai mené à  $\Delta P_c = \Delta P_i$  permet de déterminer le module de Biot  $M$  par la relation :

$$M = \frac{\Delta P_i}{\Delta \theta} \quad (I-18)$$

$M$  peut être également déterminé par la formule suivante :

$$K_B = K_U - \alpha^2 M \quad (I-19)$$

ou encore, si  $K_{fl}$  est l'incompressibilité du fluide saturant, et dans le cas où la matrice est incompressible :

$$M = \frac{K_{fl}}{\phi_o} \quad (\phi_o : \text{porosité initiale}) \quad (I-20)$$

Le coefficient de Biot  $\alpha$  peut être déterminé de différentes manières (sous l'hypothèse de transformations infinitésimales)

$$\alpha = 1 - \frac{K_B}{K_S} \quad (I-21)$$

- l'équation (I-5), d'après Biot, peut s'écrire de la manière suivante :

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1 + \nu_B}{E_B} \sigma_{ij} - \frac{\nu_B}{E_B} \text{tr } \sigma \delta_{ij} + \left( \frac{1}{K_B} - \frac{1}{K_S} \right) \frac{P}{3} \delta_{ij} \quad (I-22)$$

en posant :

$$\frac{1}{H} = \frac{1}{K_B} - \frac{1}{K_S} \quad (I-23)$$

D'après (I-13) et (I-14), on peut déduire une deuxième formulation du coefficient de contraintes effectives de Biot  $\alpha$  tel que :

$$\alpha = \frac{K_B}{H} \quad (I-24)$$

- Dans une expérience non drainée après avoir déterminé  $K_U$  et  $B$  on obtient:

$$\alpha = \frac{1}{B} \left( 1 - \frac{K_B}{K_U} \right) \quad (I-25)$$

Il faut souligner que dans le cadre de la poroélasticité tous les chemins de chargement adoptés lors de cette étude ont été inspirés des travaux de M.Sibai [60] qui ont constitué une excellente banque de données dans l'étude expérimentale du comportement poroélastique de plusieurs matériaux poreux.

### I.3.2 Contrainte effective élastique

La loi de comportement correspondant à l'équation ( I-22 ) peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1 + \nu_B}{E_B} (\sigma_{ij} + \alpha P \delta_{ij}) - \frac{\nu_B}{E_B} \text{tr} (\sigma_{ij} + \alpha P \delta_{ij}) \quad (\text{I-26})$$

L'équation (I-26) fait apparaître une contrainte :

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} + \alpha P \delta_{ij} \quad (\text{I-27})$$

qui agit effectivement sur le squelette poreux provoquant une déformation globale  $\varepsilon_{ij}$  et qui s'appelle contrainte effective. Cette contrainte produit les déformations observables du squelette. La notion de contraintes effectives est liée à la loi de comportement. Ce n'est pas un concept statique, mais un concept rhéologique [17]. Seule, la contrainte totale peut être utilisée pour l'écriture des lois de conservation. Le coefficient de Biot  $\alpha$  représente la proportion dans laquelle la pression de pore soulage le squelette de l'effet de la contrainte totale.

Dans le cas où la matrice est très raide, le module d'incompressibilité  $K_S$  est beaucoup plus important que le module d'incompressibilité  $K_B$  et le coefficient de Biot  $\alpha$  sera proche de 1 (cas d'une matrice à très faible porosité occluse).

L'encadrement de ce coefficient pour un matériau isotrope et homogène [23] montre que:

$$\frac{3 \phi_0 (1 - \nu_s)}{2 (1 - 2 \nu_s)} \leq \alpha \leq 1 \quad (\text{I-28})$$

où  $\nu_s$  représente le coefficient de Poisson de la matrice solide. Le coefficient de Biot  $\alpha$  est d'autant plus proche de la borne inférieure que la porosité  $\phi_0$  est faible.

## I.4 COMPORTEMENT POROELASTOPLASTIQUE

Certains matériaux poreux saturés se déforment d'une manière irréversible. Ces déformations concernent le squelette ainsi que le contenu en masse fluide à cause d'une évolution irréversible de la porosité dans un sens qui sera précisé ci-dessous. L'apparition de ces déformations et de cet apport de masse fluide se fera quand les contraintes et la pression interstitielle atteignent un certain seuil pouvant être décrit par un critère de type  $f(\sigma, P) = 0$ . On parlera d'un comportement poroélastoplastique du système, si, dans l'état actuel, il existe un domaine (dans un espace  $(\sigma, P)$ ) correspondant à une évolution poroélastique du système [23].

### I.4.1 Déformation et porosité plastique

Pour décrire le comportement thermoporoélastoplastique d'un système, la connaissance des variables d'état, en l'occurrence le tenseur de déformation  $\varepsilon$  l'apport de masse fluide  $m$  et la température  $T$ , n'est plus suffisante. Il est nécessaire de déterminer l'évolution des variables internes rentrant dans la description des irréversibilités et l'histoire du matériau. Ces variables internes sont la déformation plastique  $\varepsilon^P$ , la porosité plastique  $\phi^P$ , et éventuellement des variables d'érouissage  $V_K$  [23].

$\varepsilon^P$  et  $m^P$  sont définis comme étant les intégrales des incréments  $d\varepsilon^P$  et  $dm^P$  tout au long de l'histoire qui a amené le système de l'état initial à l'état actuel (figure 1.6).

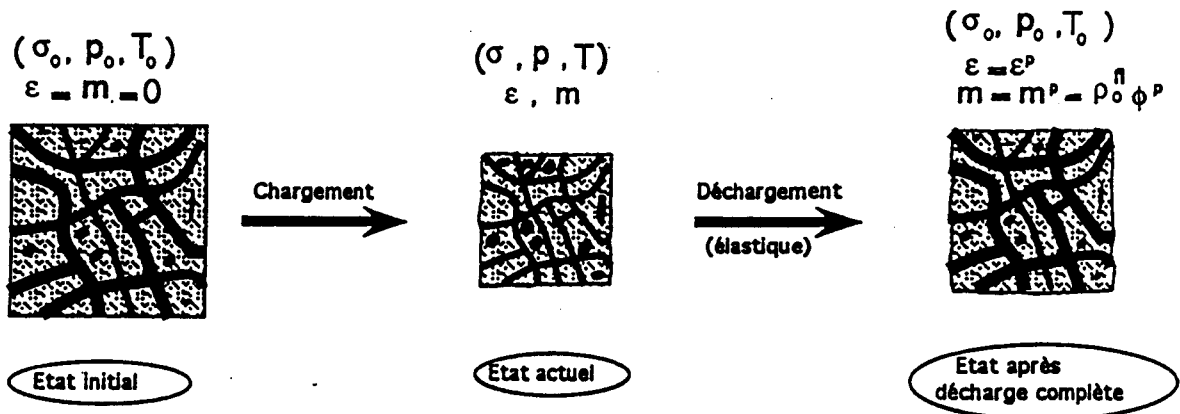


Figure 1.6: Caractérisation des irréversibilités [23]



$$\begin{cases} d\varepsilon = d\varepsilon^{el} + d\varepsilon^P & \text{(I-29)} \\ dm = dm^{el} + dm^P & \text{(I-30)} \end{cases}$$

$$\begin{cases} \varepsilon = \varepsilon^{el} + \varepsilon^P & \text{(I-31)} \\ m = m^{el} + m^P & \text{(I-32)} \end{cases} \quad \left( \begin{array}{l} \text{en petites} \\ \text{déformations} \end{array} \right)$$

Notons que le fait d'obtenir les valeurs des sollicitations initiales, après une décharge totale, n'implique pas forcément que cette déformation et cet apport de masse fluide puissent être mesurés car une décharge de ce type pourrait faire évoluer les deux paramètres  $\varepsilon^P$  et  $m^P$  [23], et par conséquent, elle ne correspondra plus à une évolution purement poroélastique. Donc, seule, une définition par intégration des incréments  $d\varepsilon^P$  et  $dm^P$  le long de l'histoire du matériau permettra la mesure de  $\varepsilon^P$  et  $m^P$ .

Coussy [23] définit le rapport  $(dm^P/\rho^{fl})$  ( $\rho^{fl}$  est la densité volumique du fluide saturant) comme étant l'incrément de porosité irréversible ou plastique  $d\phi^P$ . Par intégration, la porosité plastique  $\phi^P$  qui est obtenue, est une variable indépendante de la nature du fluide saturant et de toute linéarisation de sa loi de comportement. C'est donc une variable relative à l'état du squelette.

La relation mettant en évidence la variation volumique plastique observable du squelette (en transformation infinitésimale) est la suivante [23] :

$$\varepsilon_v^P = \phi^P + (1 - \phi_0) \varepsilon_{sv}^P \quad \text{(I-33)}$$

Cette variation volumique observable totale  $\varepsilon_v^P$  correspond à la variation irréversible de l'espace poreux  $\phi^P$ , et de la matrice  $\varepsilon_{sv}^P$ . Si la matrice est plastiquement incompressible ( $\varepsilon_{sv}^P = 0$ ), la variation volumique observable plastique  $\varepsilon_v^P$  s'identifiera uniquement à la variation de l'espace poreux  $\phi^P$  ( $\varepsilon_v^P = \phi^P$ ).

#### I.4.2 Equations d'état

Dans le cas où le matériau est isotrope, et dans des conditions isothermes, en remplaçant simplement  $\varepsilon$  par  $\varepsilon^{el} = \varepsilon - \varepsilon^P$  et  $m^{el}$  par  $m - \rho^{fl} \phi^P$  (poroélasticité), la loi de comportement devient :

$$\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^o = \left( K_U - \frac{2 G_U}{3} \right) \text{tr} (\epsilon_{ij} - \epsilon_{ij}^p) \delta_{ij} + 2 G_U (\epsilon_{ij} - \epsilon_{ij}^p) - \alpha M \left( \frac{m}{\rho} - \phi^p \right) \delta_{ij} \quad (\text{I-34})$$

ou alternativement

$$\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^o = \left( K_B - \frac{2 G_B}{3} \right) \text{tr} (\epsilon_{ij} - \epsilon_{ij}^p) \delta_{ij} + 2 G_B (\epsilon_{ij} - \epsilon_{ij}^p) - \alpha (p - p_o) \delta_{ij} \quad (\text{I-35})$$

et

$$p - p_o = M \left[ -\alpha \text{tr} (\epsilon_{ij} - \epsilon_{ij}^p) + \left( \frac{m}{\rho} - \phi^p \right) \right] \quad (\text{I-36})$$

Ces équations s'inversent pour donner :

$$\epsilon_{ij} - \epsilon_{ij}^p = \frac{1 + \nu_B}{E_B} (\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^o) - \frac{\nu_B}{E_B} \text{tr} (\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^o) \delta_{ij} - \frac{\alpha}{3 K_B} (p - p_o) \delta_{ij} \quad (\text{I-37})$$

$$\frac{m}{\rho} - \phi^p = \frac{1}{M} \left( 1 + \frac{\alpha^2 M}{K_B} \right) (p - p_o) + \frac{\alpha}{3 K_B} \text{tr} (\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^o) \quad (\text{I-38})$$

En plus des équations d'état, la description des évolutions d'un système ayant un comportement poroélastoplastique nécessite la formulation de relations complémentaires permettant de connaître le seuil d'apparition des déformations et porosité plastiques (critère de plasticité), et leur évolution (règle d'écoulement).

### I.4.3 Critère de plasticité

Pour un matériau plastique écrouissable, le domaine de poroélasticité n'est pas fixe et évolue au cours du chargement  $(\sigma, p)$  (figure 1.7). Le trajet OA correspond à une évolution poroélastique à partir de l'état vierge ( $d A_K = 0$ ) en A. Le critère de plasticité est atteint.

Le trajet AB s'identifie à une évolution poroélastoplastique ( $dA_K \neq 0$ ), le critère de plasticité  $f = 0$  est vérifié. Enfin, le trajet BC correspond à une décharge poroélastique sans évolution de l'état d'écroutissage  $dA_K = 0$ . En fait, dès que le point de charge atteint la frontière du domaine d'élasticité initial, le chargement ultérieur peut le déformer tout en l'entraînant. C'est l'écroutissage du matériau caractérisé par les variables  $V_K$ .

- $f(\sigma, p, A_K) < 0$  → intérieur du domaine actuel  $C_E$  → critère d'élasticité actuel
- $f(\sigma, p, A_K) = 0$  → frontière du domaine actuel  $C_E$  → seuil de plasticité
- $f(\sigma, p, A_K) > 0$  → extérieur du domaine actuel  $C_E$

Dans l'espace de points de charge  $(\sigma, p, A_K)$ , la surface définie par  $f(\sigma, p, A_K) = 0$  est appelée surface de charge actuelle.

#### I.4.4 Règle d'écoulement

Le concept de critère de plasticité nous permet de connaître le seuil des irréversibilités, alors que la règle d'écoulement caractérise le processus d'évolution de ces irréversibilités dans le cas d'un matériau écroutissable ou non. L'évolution de la déformation plastique  $d\epsilon^P$  et de la porosité plastique  $d\phi^P$  doit obéir à la non négativité de la dissipation intrinsèque.

$$\sigma : d\epsilon^P + p d\phi^P + A_K dV_K \geq 0 \tag{I-39}$$

Ce concept indique que dans le plan  $(\sigma, p, A_K)$  les incréments  $d\epsilon^P$ ,  $d\phi^P$  et  $dV_K$  auront des directions thermodynamiquement admissibles.

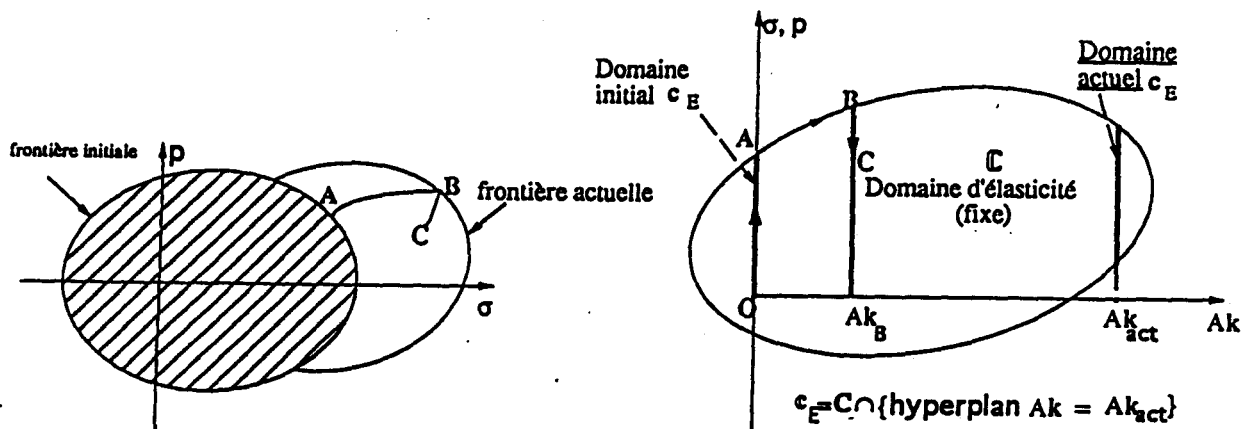


Figure 1.7: Trajets de chargements domaines d'élasticité initial et actuel [23]

#### I.4.4.1 Matériau standard

Dans ce cas, l'hypothèse du travail plastique maximal est vérifiée. La règle d'écoulement vérifie la normalité ou encore la règle est associée au critère. La fonction de charge  $f$  suffit à définir la règle d'écoulement puisqu'elle est similaire au potentiel  $g$  qui lui est associée.

$$g = f \quad \rightarrow \text{loi associée}$$

Pour une loi associée, on a :

$$(d\varepsilon^p, d\phi^p, dV_K) = d\lambda \left( \frac{\partial f}{\partial \sigma}, \frac{\partial f}{\partial p}, \frac{\partial f}{\partial A_K} \right) \quad (\text{I-40})$$

$d\lambda$  est le multiplicateur plastique. C'est un scalaire positif indéterminé entrant dans le choix des directions thermodynamiquement admissibles du vecteur  $(d\varepsilon^p, d\phi^p, dV_K)$  qui assurent la non négativité de la dissipation intrinsèque.

#### I.4.4.2 Matériau non standard [23]

Dans ce cas où les mécanismes dissipatifs en jeu ne vérifient plus la loi de normalité, la règle d'écoulement est alors définie par un potentiel non associé  $g$  différent de la fonction de charge  $f$ .

Dans le cas d'une loi non associée, on aura :

$$(d\varepsilon^p, d\phi^p, dV_K) = d\lambda \left( \frac{\partial g}{\partial \sigma}, \frac{\partial g}{\partial p}, \frac{\partial g}{\partial A_K} \right) \quad (\text{I-41})$$

Remarquons que le potentiel non associé  $h$  indiquant la règle d'écoulement relative à l'écrouissage peut être différent du potentiel non associé  $g$  servant à définir la règle d'écoulement.  $g(\sigma, p, A_K)$  représente les directions permises pour les incréments  $d\varepsilon^p, d\phi^p$  et  $dV_K$  intervenant ainsi dans le respect de la non négativité de la dissipation intrinsèque.

#### I.4.5 Contraintes effectives en poroélastoplasticité

Rappelons que la contrainte effective élastique est une contrainte responsable de la déformation élastique du squelette. Elle a été introduite par Biot [1] pour un matériau isotrope comme étant :

$$\sigma^{el} = \sigma + \alpha p I \quad \alpha \text{ étant le coefficient de Biot.}$$

Existe-t-il donc une contrainte responsable de la déformation plastique du squelette?

A cette question, Coussy [23] a essayé de répondre par l'hypothèse d'existence d'un scalaire noté  $\beta$  dans le cas isotrope, tel que, dans toute évolution plastique, la relation suivante soit vérifiée :

$$d\phi^P = \beta d\varepsilon_v^P \quad (I-42)$$

Cette hypothèse apporte un nouvel éclairage sur la règle d'écoulement, et non pas sur le critère de plasticité. Elle permet d'établir la puissance plastique dissipée par :

$$\Phi_p = \left( \sigma + \beta p I \right) : \dot{\varepsilon}^P \quad (I-43)$$

La force thermodynamique associée à  $\dot{\varepsilon}^P$  est assimilée à un tenseur :

$$\sigma'^P = \sigma + \beta p I \quad (I-44)$$

appelé tenseur des contraintes effectives plastiques.

La notion de contraintes effectives élastiques ou plastiques est un concept rhéologique ou thermodynamique sans origine mécanique. Il ne peut être associé à aucun effort extérieur, contrairement au tenseur de contraintes totales.

Sans informations supplémentaires à l'hypothèse de Coussy sur le comportement, la connaissance du tenseur de contrainte  $\sigma$  et de la pression interstitielle  $p$  ne suffit pas à caractériser un tenseur de contraintes effectives. En fait, on ne peut absolument pas affirmer qu'en raison de l'hypothèse (I-42) le critère de plasticité pourra se mettre sous la forme  $f(\sigma + \beta p I) = 0$  ou  $f(\sigma + \beta p I, A_K) = 0$ , sauf pour les matériaux standard puisque  $g = f$ , il faut donc établir une hypothèse supplémentaire permettant ainsi d'écrire le critère en contraintes effectives. Ce point particulier sera un des objectifs des essais que nous effectuerons. Dans le cas où la matrice (partie solide du squelette + porosité occluse) est élastiquement et plastiquement incompressible, alors  $\alpha = \beta = 1$  et  $\sigma'^{el} = \sigma'^P = \sigma + p I$ . Cette contrainte est la contrainte effective de Terzaghi utilisée souvent en mécanique des sols.

Sans être nécessairement égaux,  $\alpha$  et  $\beta$  ont toutefois des domaines similaires de valeurs admissibles.

**CHAPITRE II**

-----

**PROCEDURE ET TECHNIQUE**

**EXPERIMENTALE**

## II.1 CARACTERISATION DU MATERIAU

La craie étudiée est une craie blanche, provenant de la carrière de Lezennes dans le Nord de la France. Cette craie est caractérisée par une forte teneur en  $\text{CaCO}_3$  (96 %). Sa porosité est relativement élevée (38 %), et sa densité sèche est de l'ordre de 1,6.

L'observation faite au microscope électronique à balayage, (photo 2.1) montre comment les cristaux sont juxtaposés tout en laissant entre eux des pores. Cette microstructure est formée de grains élémentaires de 2 000 à 3 000 Å associés en amas compacts, séparés par de gros pores de tailles comprises entre 4 000 et 5 000 Å. La morphologie des éléments carbonatés présente trois groupes distincts, en fonction de la forme, de la dimension et de l'arrangement : les nanofossiles, les particules issues de la destruction des fossiles et les particules néoformées [56].



Photo 2.1

La porosité est une caractéristique intrinsèque importante pour expliquer le comportement mécanique de la craie. Sous l'effet de sollicitations externes, le fluide de drainage génère une pression interstitielle et emprunte des canaux de connexion formés entre les pores ayant déjà ou non (porosité occluse) une communication entre eux. Il est donc important de connaître l'espace

poreux afin de comprendre et analyser l'interaction fluide squelette dans les roches. Il faut préciser que la forte porosité de la craie est le facteur dominant et responsable du comportement anélastique sous fortes pressions hydrostatiques.

### II.1.1 Mesure de la porosité

#### *Mesure au méthanol sous vide*

Cette méthode consiste à prendre un échantillon de craie sec, le peser et mesurer son volume. Ensuite, l'échantillon est saturé sous vide pendant 24 heures à la suite desquelles on mesure l'apport de fluide. "La porosité ouverte au méthanol sous vide" est de  $34 \% \pm 5 \%$ .

#### *Mesure au mercure*

La porosité ouverte totale de la craie a été mesurée par porosimétrie au mercure (porosimètre Carlo Erba 200 MPa). Cette porosité est la somme de la macroporosité, c'est-à-dire du volume correspondant aux pores de rayon supérieur à  $75\ 000 \text{ \AA}$  et de la microporosité (figures 2.1 et 2.2). La porosité  $\phi_0$  est égale à 39%.

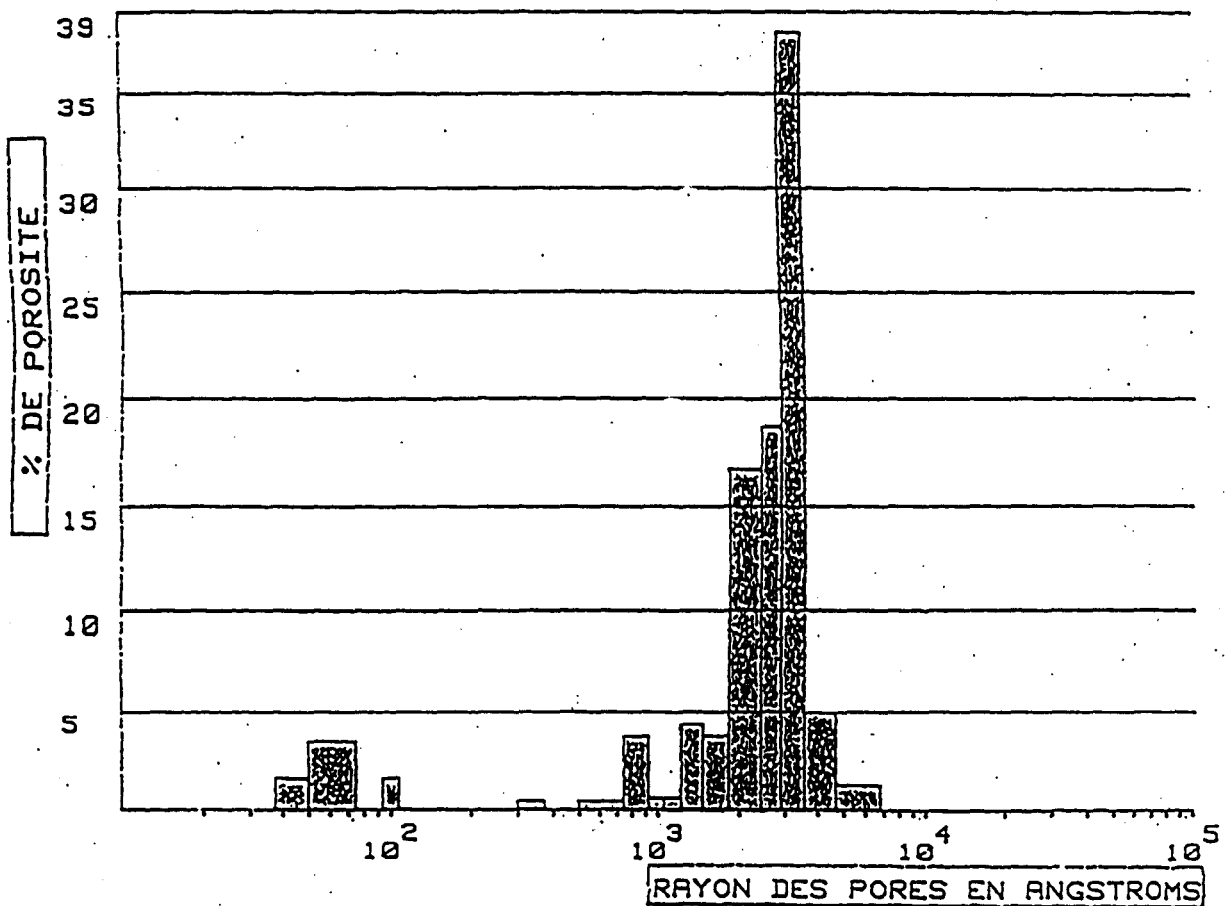


Figure 2.1: Histogramme de la distribution du pourcentage de volume poreux



A noter que la porosité piégée représente le pourcentage de porosité totale n'ayant pas restitué le mercure à la fin de l'essai, ce qui provoque une légère sous estimation de la porosité réelle.

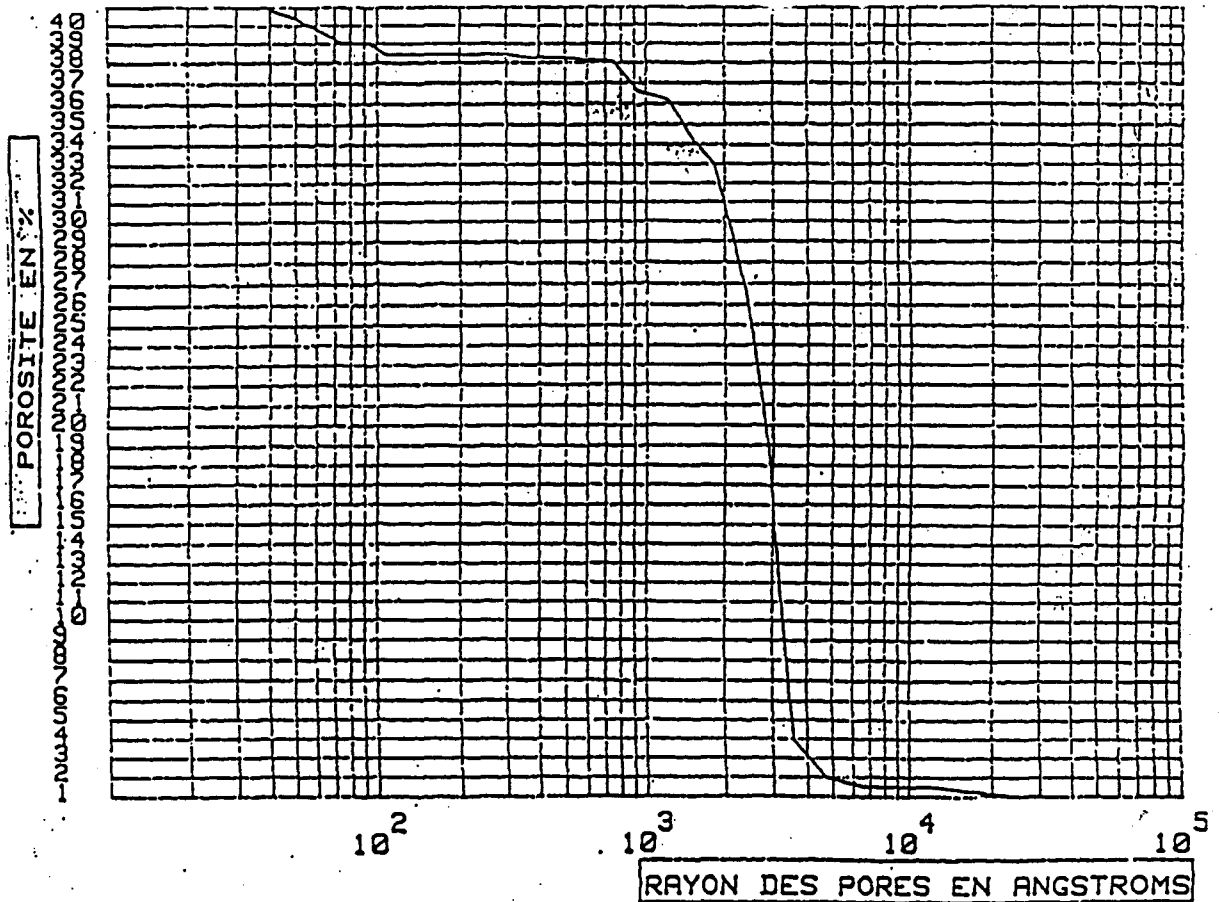


Figure 2.2: Courbe de porosité cumulée en fonction du rayon d'entrée de pore R

### II.1.2 Fluide interstitiel (méthanol)

Lors des différents essais effectués, le fluide servant à la saturation de l'échantillon et à l'asservissement de la pression interstitielle est le méthanol, car contrairement à l'eau, c'est un fluide non polaire, ayant peu d'actions chimiques sur les craies (dissolution, gonflement). Les principales caractéristiques du méthanol sont les suivantes :

\* densité 0,7914 à pression atmosphérique et à  $t^{\circ} = 20^{\circ}$

\* viscosité Variable en fonction de la température et de la pression. Elle est de 0,6 centipoises à  $20^{\circ}\text{C}$ , et sous pression atmosphérique.

$K_{fl}$  est le module d'incompressibilité volumique du méthanol. Ce module varie avec la température (figure 2.3) et les pressions utilisées.

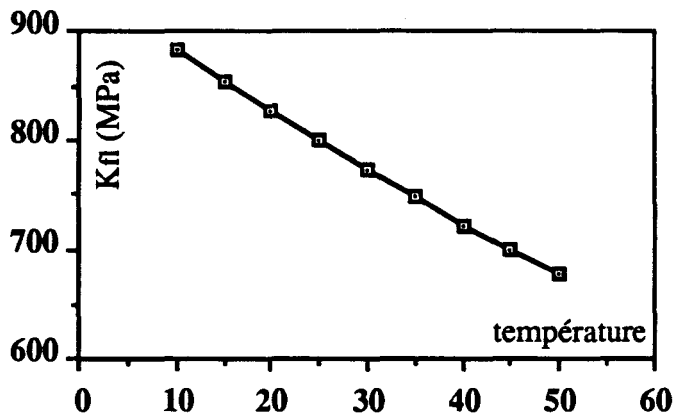
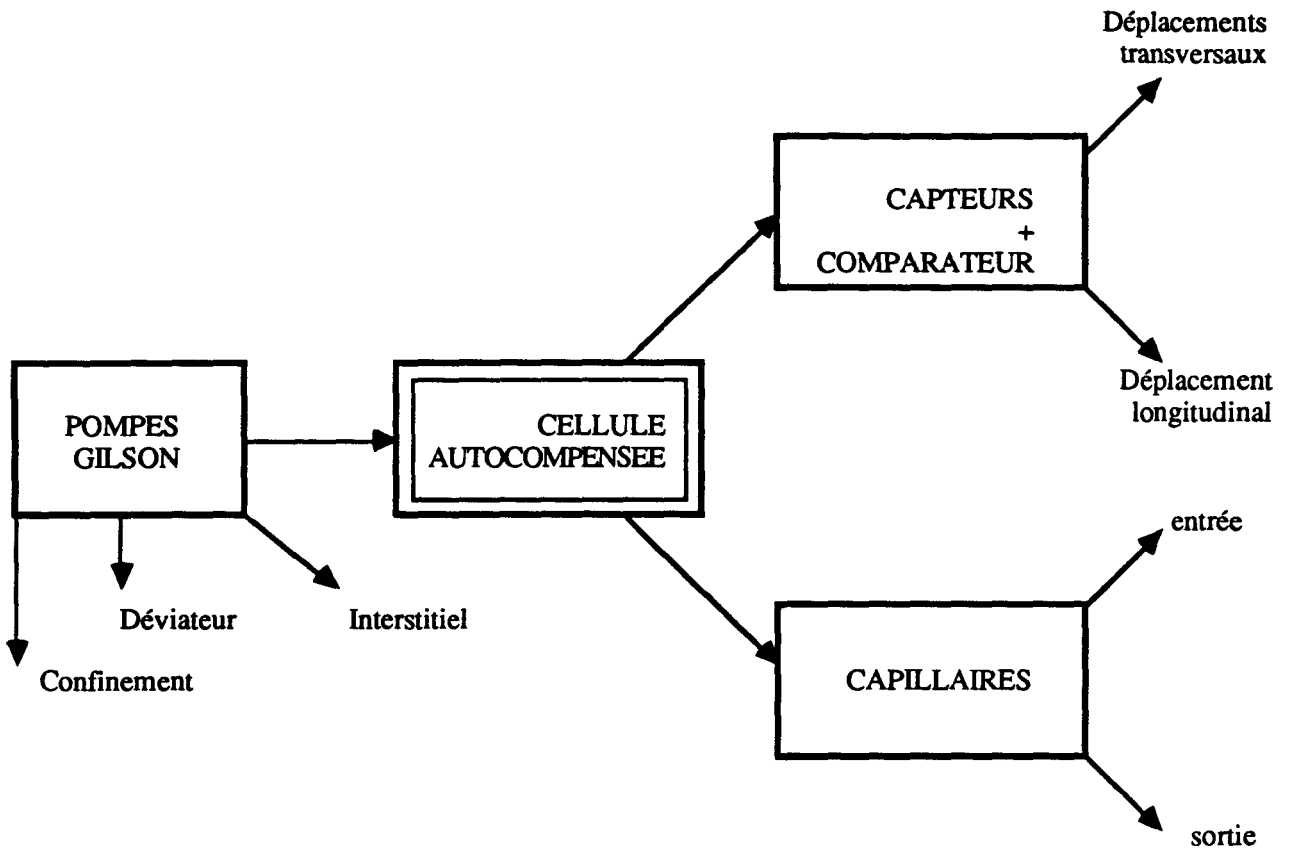


Figure 2.3: Variation de l'incompressibilité du fluide en fonction de la température à pression atmosphérique

Toutes nos expériences en laboratoire ont été menées à une température constante de  $15^{\circ}\text{C}$ . Par conséquent, le module d'incompressibilité à pression atmosphérique sera égal à 830MPa.

**II.2 DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL ( PHOTOS EN ANNEXE D)**



Le schéma précédent explique le principe d'asservissement, ainsi que le type de raccordement entre les différents organes de notre dispositif expérimental. Une part importante de notre travail a consisté en la conception et la mise au point des composants d'acquisition tel que la conception de la boîte multiplexeur représentée dans la figure 2.6.

Le dispositif expérimental utilisé pour les différents essais est composé de :

- Une cellule autocompensée et autonome (figure 2.4) qui dispose d'une chambre d'autocompensation permettant d'obtenir une pression de confinement constante au cours de l'enfoncement du piston. La contrainte appliquée sur le piston est donc purement déviatorique. L'autonomie de cette cellule est caractérisée par une chambre supérieure qui permet d'obtenir une force axiale (contrainte déviatorique), sans utiliser une presse externe.

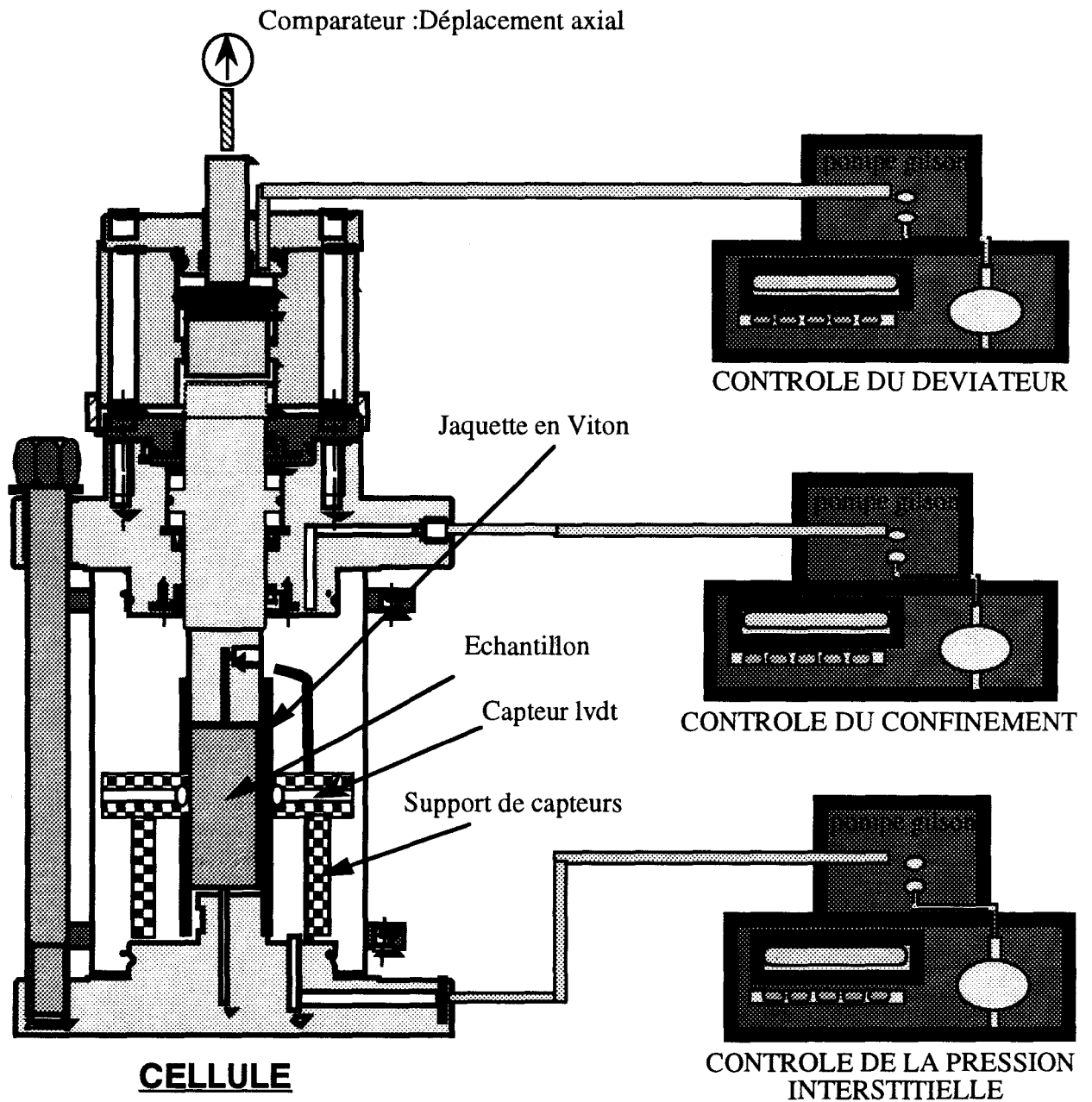


Figure 2.4: Dispositif expérimental

Cette cellule, conçue par le Laboratoire de Mécanique de Lille, est destinée à étudier le comportement des roches sous contraintes mécaniques et thermiques. De nombreuses sorties de fils électriques sont prévues pour la saisie des mesures provenant des jauges ou des différents capteurs.



- pompes haute pression.

Elles sont au nombre de trois. Ce sont des pompes type Gilson de capacité maximale 60 MPa, connectées à la cellule, et servant au contrôle du déviateur, du confinement et de la pression interstitielle.

- Des appareils auxiliaires dont le dispositif de mesures est composé de :

- capteurs L.V.D.T. (voir ci-dessous)
  - support de capteurs en nylon
  - comparateur
  - capillaires
  - système d'acquisition (voltmètre, conditionneur, boîte multiplexeur)
- et d'autres pièces nécessaires au dispositif expérimental (figure 2.5):

- jaquettes en viton
- embases métalliques percées pour la circulation du fluide
- filtres métalliques et filtres en papier

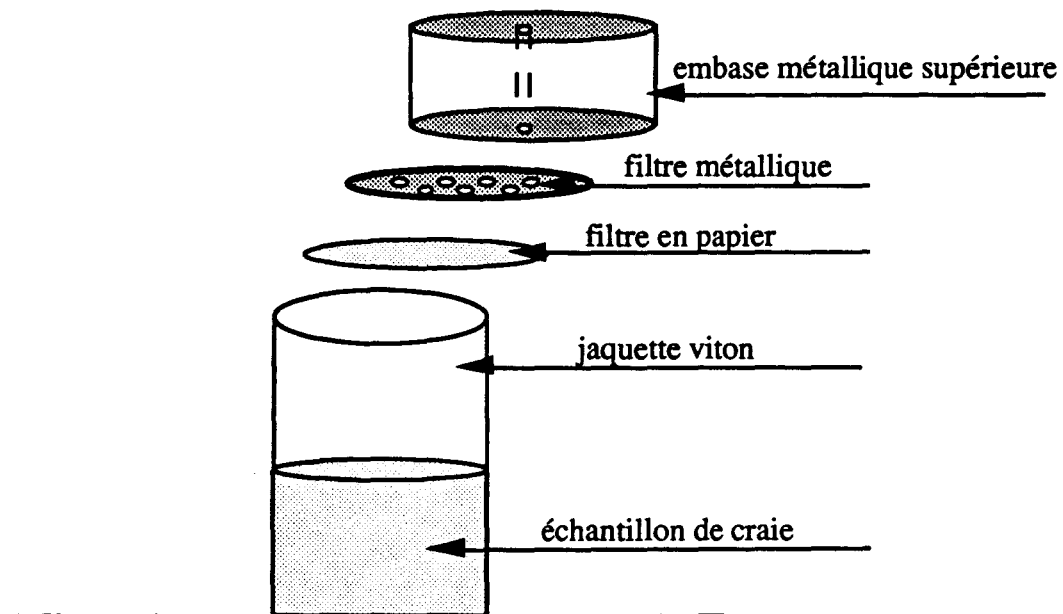


Figure 2.5: Pièces auxiliaires

## II.2.1 Dispositif de mesures

Pour mesurer les déformations de l'échantillon sous différentes sollicitations, nous avons utilisé :

Des capteurs de déplacement L.V.D.T., haute pression,

Des capillaires

Un comparateur

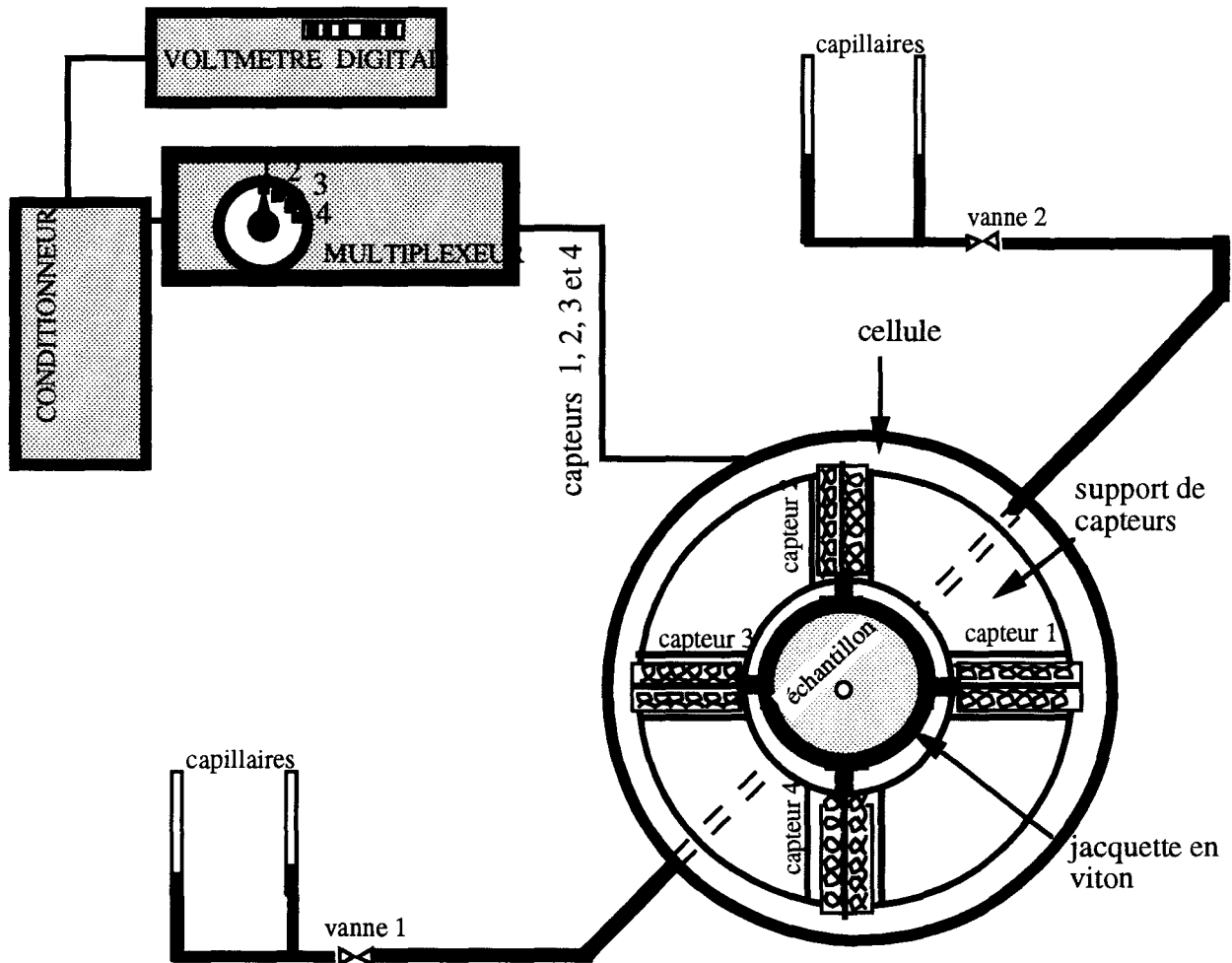


Figure 2.6 : Dispositif expérimental de mesure

### II.2.1.1 Capteurs de déplacement

Sachant que les jauges ne tiennent pas sur la craie, malgré un traitement spécifique de surface, à partir d'une contrainte effective de 14 MPa [60], nous avons opté pour l'utilisation de 4 capteurs L.V.D.T., hautes pressions (050 MH.R  $\pm$  1,25 mm - Schaevitz).

Le matériel servant à l'acquisition des mesures de déformations, données par les capteurs, est le suivant :

- Un conditionneur (ATA 101) pour l'amplification du signal,
- Un voltmètre digital 20 000 pts (2 001-ACD4) de grande précision, soit au 1/10 000 ème de volt,
- Un translateur rotatif 4 positions / 8 circuits imbriqués dans une boîte multiplexeur, et permettant ainsi la lecture de mesures des 4 capteurs.

Nous avons disposé nos capteurs L.V.D.T. un à un sur un banc d'étalonnage, afin de convertir la tension lue en unité de déplacement (Annexe A), ce qui revient à déterminer la sensibilité  $s$  des capteurs (sous une excitation de 3 V) :  $s_{moy} = 1,3 \times 10^{-4}$  mm/mv

Les capteurs L.V.D.T., tenus par un support en nylon sont diamétralement opposés deux à deux, et sont placés à mi-hauteur de l'échantillon protégé par une jaquette en viton de 1 mm d'épaisseur. Ils sont connectés à l'ensemble d'acquisition formé par le conditionneur, le voltmètre et la boîte contenant le multiplexeur. Nous avons étalonné l'ensemble en confinant à l'intérieur de la jaquette un échantillon cylindrique d'acier (75 x 37,5 mm) afin de pouvoir corriger les déformations obtenues pour nos échantillons de craie (Annexe B).

### II.2.1.2 Capillaires

Pour rendre plus fiables les mesures, nous avons utilisé en parallèle des capteurs pour la mesure des déformations volumiques, des capillaires calibrés de 3 mm de diamètre. Ainsi, nous avons pu mesurer, selon le type d'essai, les masses de fluide injecté et / ou expulsé de l'échantillon (figure 2.6).

### II.2.1.3 Comparateur

Ce comparateur posé sur le piston (figure 2.4) est d'une grande précision. Il permet de mesurer le déplacement du piston dans le sens vertical donnant ainsi les variations de hauteur de l'échantillon. Ce comparateur monté à l'extérieur du dispositif, solidaire du piston, mesure en plus de la déformation de la roche celle de la cellule (qui reste toutefois petite). Nous avons donc jugé utile de procéder à un étalonnage avec un échantillon d'acier, dont le module d'Young est connu, afin de déterminer correctement la déformation de la cellule (Annexe C). Sachant que le frottement du piston mobile peut être important (augmente généralement avec le confinement). Nous avons enduit tout le système de Téflon [15] afin d'éviter le contact métal-métal souvent à l'origine de ce phénomène de frottement.

## II.2.2 Préparation et mise en place de l'échantillon

Tous les échantillons utilisés dans cette étude sont des cylindres de 37,5 mm de diamètre et d'élanement voisin de 2, taillés dans des blocs provenant de carrières. Le carottage est effectué avec un carottier au diamant. Les carottes sont rectifiées au tour avec une tolérance de 1/10 mm, afin d'obtenir un bon parallélisme des faces et une bonne perpendicularité à l'axe de symétrie. Cette procédure permet d'assurer une bonne homogénéité des contraintes dans l'échantillon. Les éprouvettes sont ensuite saturées sous vide durant 24 heures dans du méthanol. Après saturation, l'échantillon est introduit dans la jaquette en viton, et à chaque extrémité, sont placées deux embases métalliques poreuses afin d'assurer une meilleure distribution du fluide. On y place également des filtres en papier pour éviter de boucher le système de drainage (figure 2.5). Ces embases percées sont reliées aux capillaires de mesures (entrée + sortie) par un tuyau métallique fin de 1 mm de diamètre qui traverse la cellule .

## II.3 CHEMINS DE CHARGEMENT

En fonction des différents types d'essais envisagés, et en tenant compte du fait que dans un matériau poreux, un état de contrainte où la pression interstitielle est supérieure à la pression de confinement crée une instabilité, il est nécessaire d'asservir trois paramètres : la contrainte axiale  $\sigma_1$ , la contrainte de confinement  $\sigma_3$  et la pression interstitielle  $P_i$ . Après avoir défini la déformation et porosité plastique au chapitre I, il est important de signaler que sur le plan expérimental, la détermination des paramètres  $\epsilon^p$  et  $m^p$  doit se baser sur deux remarques [23] :

1. Ces deux variables ne peuvent être déterminées par mesure directe. On ne peut les contrôler contrairement aux variables externes  $\epsilon$  et  $m$ .

2. La nature incrémentale de la plasticité exige une mesure de ces deux variables à partir d'une intégration incrémentale sur des variations volumiques obtenues lors d'un déchargement.

### II.3.1..Essais drainés

L'essai drainé est un essai au cours duquel la pression interstitielle reste uniformément constante dans l'échantillon. Le fluide est libre d'entrer et de sortir dans l'espace poreux du matériau. Le drainage s'effectue par les deux embases (les vannes  $V_1$  et  $V_2$  sont ouvertes) (figure 2.6). Deux chemins sont possibles pour effectuer ce type d'essai.



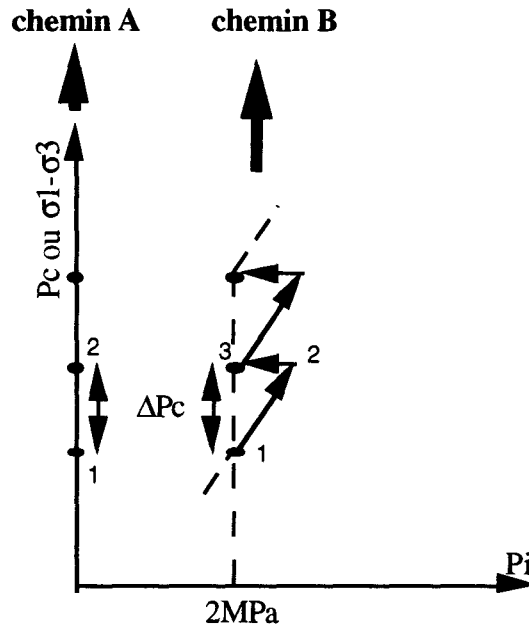


Figure 2.7: Essai drainé

### Chemin A (figure 2.7)

La pression interstitielle au cours de l'essai est nulle. Ce type d'essai est relativement facile à réaliser expérimentalement, car il suffit d'assurer un drainage continu après avoir réalisé la saturation, mais ce type de chemin risque de provoquer une perte de saturation de l'échantillon avec une variation de la pression de confinement ou du déviateur.

### Chemin B

La pression interstitielle  $P_i$  devrait rester uniforme et égale à une constante différente de 0. Ce type d'essai nécessite une utilisation d'une pompe GDS (haute pression), ce que le Laboratoire ne possède pas actuellement. Mais ce chemin a pu être réalisé à partir de deux étapes supplémentaires (figure 2.7).

L'étape 1-2 consiste en une variation de la pression de confinement ou du déviateur en conditions non drainées ce qui entraîne une variation de la pression interstitielle. On revient ensuite à sa valeur initiale (étape 2-3) par injection ou drainage du fluide. Cette étape permet la mesure de la masse fluide injectée ou expulsée. A partir du point 3, le processus est renouvelé identiquement aux étapes précédentes.

Notons que ce chemin B est plus fiable que le chemin A car il permet le maintien de la saturation au sein de l'échantillon. C'est le chemin adopté dans tous les essais drainés avec une pression interstitielle égale à 2MPa.

### II.3.1.1 Chemins de contraintes isotropes

Pour réaliser un essai drainé hydrostatique, il faut maintenir :

$$\sigma_1 = \sigma_3 = P_c = \frac{\text{trace } \sigma}{3} \quad (\text{II-1})$$

Ce type d'essai ne conduit pas à la rupture. On fera l'acquisition des paramètres suivants  $P_c$ ,  $P_i$ ,  $\epsilon_1$ ,  $\epsilon_3$  et  $\theta$  ( $\theta$  étant la variation volumique de fluide par unité de volume).

Dans la partie linéaire de la courbe ( $P_c$ ,  $\epsilon_v$ ) relative à un déchargement, on mesure le module d'incompressibilité volumique  $K_B$ .

De même que dans la partie linéaire de la courbe ( $P_c - \theta$ ), relative à un déchargement, on mesure le paramètre poroélastique de Biot  $H$  (ici  $\theta$  est la variation de masses fluides injectées par unité de volume)

### II.3.1.2 Chemins de contraintes déviatoriques

Ce sont des chemins au cours desquels  $\sigma_1$  et  $\sigma_3$  varient indépendamment. La pression interstitielle étant différente de zéro et constante. Le principe de chargement est exactement le même que pour les chemins de contraintes isotropes en remplaçant simplement la contrainte  $\sigma_3$  par le déviateur  $\sigma_1 - \sigma_3$ . A partir de ces essais, nous pouvons déterminer les coefficients  $E_B$  et  $\nu_B$  pour une contrainte de confinement donnée.

### II.3.2 Essais non drainés

Au cours de ces essais, après saturation complète, les vannes 1 et 2 (figure 2.6) sont fermées. Ainsi, les variations de la contrainte axiale et latérale, selon le chemin désiré, n'entraînent aucun changement de masse fluide. Le circuit de drainage étant fermé, les capillaires ne sont pas utilisés dans ce type d'essais. Seuls, les capteurs de déplacement et le comparateur enregistrent l'état de déformation de l'éprouvette.

L'augmentation de la pression de confinement (ou du déviateur) entraîne une augmentation ou une diminution de la pression interstitielle (si la saturation complète est préalablement établie). On peut ainsi mesurer les déformations longitudinales  $\epsilon_1$  et transversales  $\epsilon_3$ .

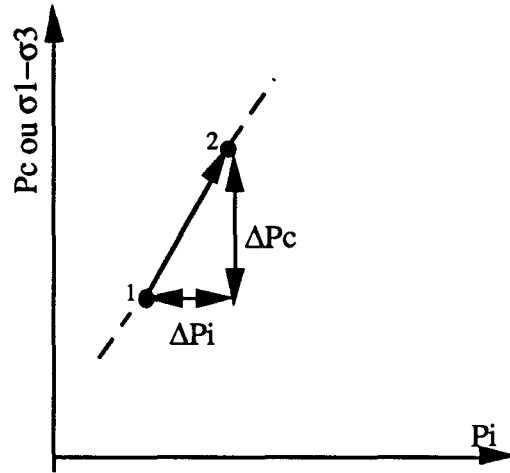


Figure 2.8: Essai non drainé

La pente de la partie linéaire de la courbe ( $P_c - \epsilon_v$ ) donne le module d'incompressibilité volumique  $K_U$  et celle de la courbe ( $P_c - P_i$ ) donne le coefficient de Skempton  $B$ .

Le chemin suivi au cours de l'essai déviatorique demeure le même qu'en essai hydrostatique non drainé. La pression interstitielle variera avec le déviateur à un confinement constant. Ces essais permettent de déterminer la variation volumique  $\epsilon_v$  (calculée par les capteurs de déplacement). On pourra également comparer les résultats obtenus avec la simulation pour ce mécanisme déviatorique. De même que pour les essais drainés, on peut déterminer les paramètres poroélastiques  $E_U$  et  $\nu_U$  à partir d'un déchargement, selon un processus incrémental.

### II.3.3 Essai à $\Delta P_c = \Delta P_i$

Pour solliciter uniquement la matrice (partie solide du squelette), il a été adopté un chargement hydrostatique correspondant à une variation de pression de confinement égale à celle de la pression interstitielle. Tout se passe dans cet essai comme si on exerçait une pression uniquement sur un échantillon de matrice solide (sans porosité connectée). A partir d'un état de sollicitation ( $P_i - P_c$ ) représenté par le point 1, une étape 1-2 en conditions non drainées est effectuée. A partir du point 2, en maintenant la pression de confinement constante, et en faisant varier uniquement la pression interstitielle, on atteint le point 3 correspondant à la variation de pression de confinement  $\Delta P_c$  égale à une variation de pression interstitielle (1-3).

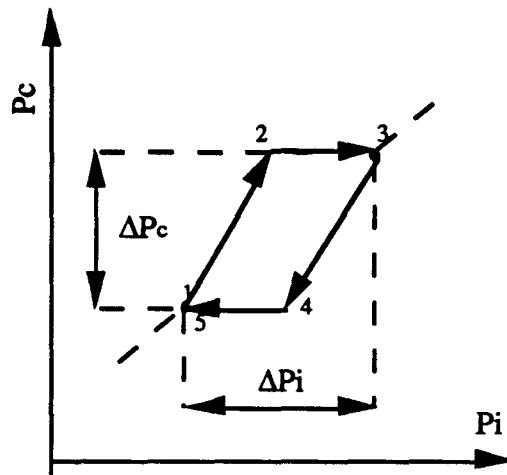


Figure 2.9: Essai à  $\Delta P_c = \Delta P_i$

Le processus de chargement incrémental est poursuivi avec la même méthodologie jusqu'aux points 3, 5, etc. ... Dans cette expérience particulière, la porosité reste ainsi constante et la dilatation volumique moyenne de la matrice s'identifie avec la dilatation volumique  $\epsilon_v$  mesurée. Cet essai permet de mesurer le module d'incompressibilité  $K_S$  de la matrice. Dans le principe de cet essai, il suffit d'enlever la gaine de l'échantillon. Ceci n'est pas possible car les fluides saturants et de confinement sont différents.

## II.4 ESSAI YAMADA [65]

### II.4.1 Principe théorique

En général, les déformations totales sont divisées en deux parties :

$$d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^e + d\epsilon_{ij}^p \quad (\text{II-2})$$

où les exposants  $e$  et  $p$  correspondent respectivement aux parties élastiques et plastiques. D'après Yamada cette décomposition n'est pas tout à fait appropriée aux milieux poreux saturés, car  $d\epsilon_{ij}^p$  n'est pas clairement définie.

Yamada considère une formulation différente de l'équation (II-2). Soit un cycle de chargement-déchargement incrémental appliqué à un matériau poreux saturé (figure 2.10).

Dans ce cycle la pression interstitielle au point B est différente de celle du point A à cause de la compaction plastique. Il faut tenir compte d'une étape supplémentaire (BC) qui permet de revenir à la pression interstitielle du point A et de retrouver ainsi les valeurs initiales  $\sigma_0$  et  $p$ .

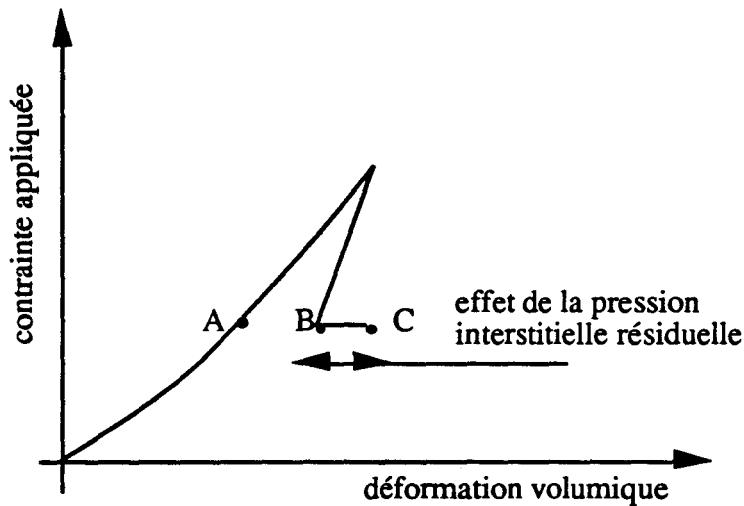


Figure 2.10: Chargement cyclique de Yamada

Prenons un incrément de chargement  $d\sigma_{ij}$  appliqué au matériau poreux saturé; les incréments de déformation et de pression interstitielle seront  $d\varepsilon_{ij}$  et  $dp$  (figure 2.11). Un déchargement purement élastique de  $d\sigma_{ij}$  engendrera un état de déformation  $d\varepsilon'$  et de pression interstitielle  $dp' - dp''$  et  $d\varepsilon_{ij} - d\varepsilon'_{ij}$  seront résiduels dans le système. Pour revenir à la pression interstitielle de départ, un incrément de pression  $-dp''$  doit être effectué. Il correspond à une déformation  $d\varepsilon''_{ij}$ .

Au lieu d'avoir l'équation (II-2), on aura :

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon'_{ij} + d\varepsilon''_{ij} + d\varepsilon_{ij}^p \quad (\text{en chargement}) \quad (\text{II-3a})$$

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon'_{ij} \quad (\text{en déchargement de } d\sigma_{ij}) \quad (\text{II-3b})$$

$d\varepsilon'_{ij}$  est un incrément de déformation élastique obtenu par un déchargement  $d\sigma_{ij}$

$d\varepsilon''_{ij}$  incrément de déformation élastique dû à un comportement plastique engendré par un retour à la pression intrstitielle de départ.

$$dp = dp' + dp'' \quad (\text{II-4})$$

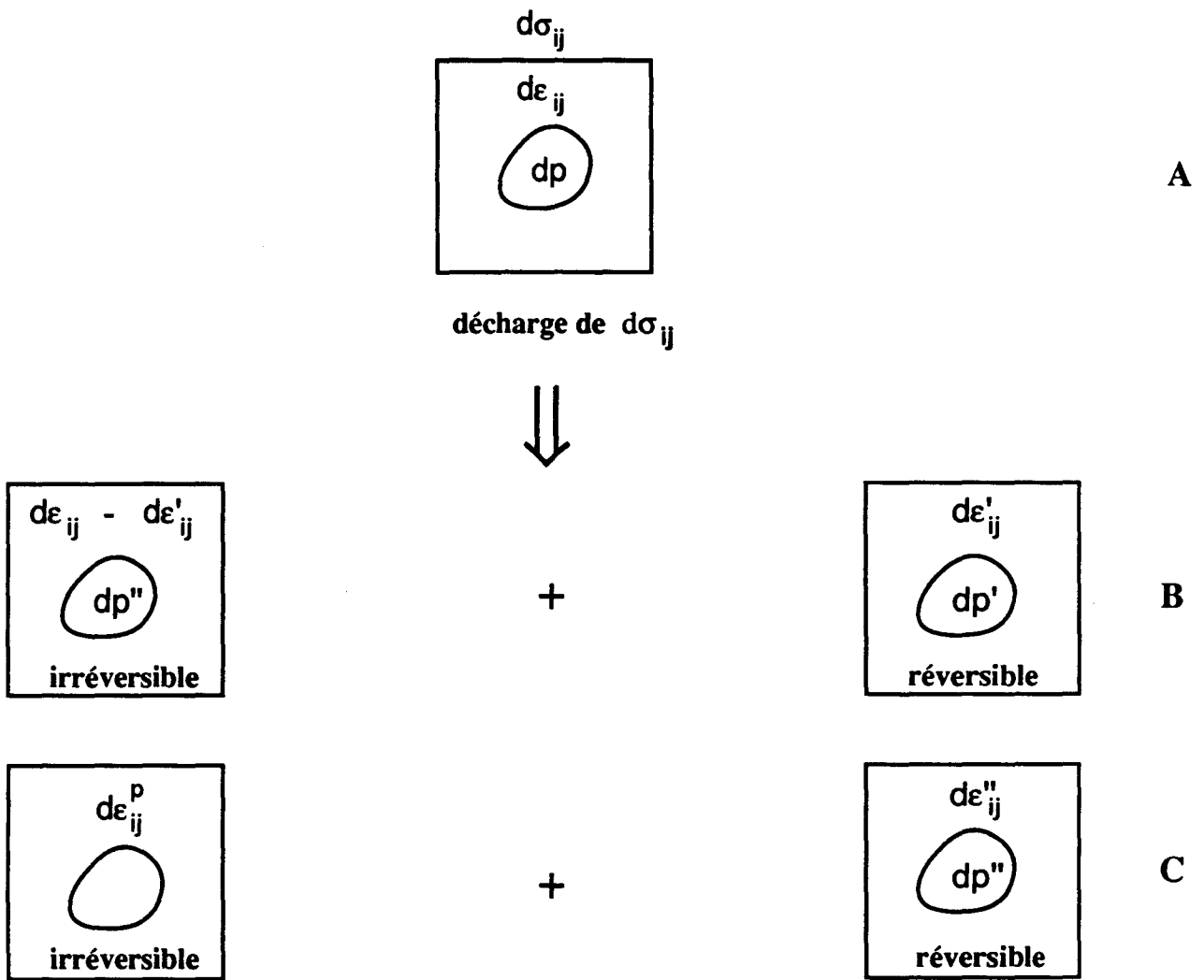


Figure 2.11: Explication schématique du principe de Yamada



### II.4.2 Mise en oeuvre expérimentale

Cet essai utilisé uniquement en chargement hydrostatique consiste en un cycle de chargement-déchargement (figure 2.12 ) suivant un régime non drainé (chemin 1-2 et 2-3), la pression interstitielle en 3 est cependant différente de celle en 1, à cause de la compaction plastique. On revient ensuite à la pression interstitielle (point 4).

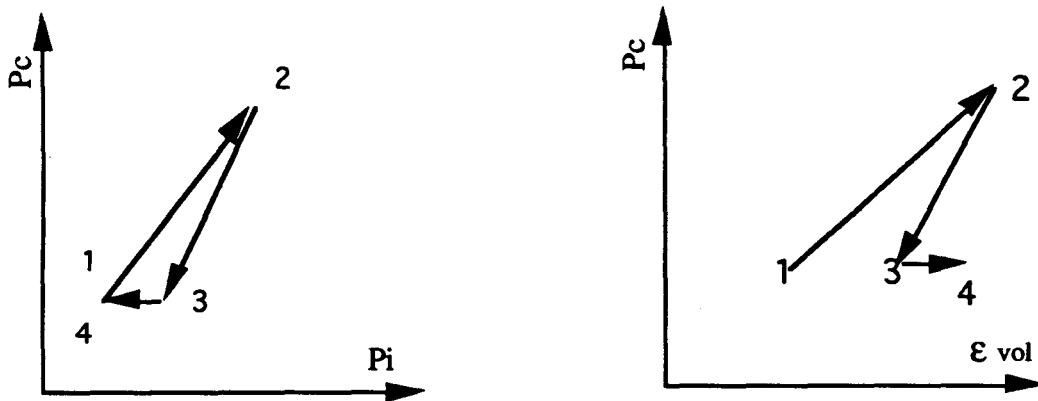


Figure 2.12: Essai de Yamada [65]

**II.5 BILAN**

Le tableau 2.1 résume les différents types d'essais que nous avons effectués.











Type d'essais	Déviateur $\sigma_1 - \sigma_3$	$\sigma_3$	$P_i$	Mesures	Paramètres déduits
Essai drainé Isotrope ( $P_i = 2$ MPa)	Nul		constant	$P_c, P_i$ $\epsilon_1$ $\sigma_3$ $m_{\text{expulsé}}$	$K_B, H$ $\alpha, \beta$ $\epsilon^p, \phi^p$
Essai drainé déviatorique ( $P_i = 2$ MPa)		constant	constant	$\sigma_1, \sigma_3$ $P_i$ $\epsilon_1, \epsilon_3$ $m_{\text{expulsé}}$	$E_B, K_B$ $\nu_B, \beta$
Essai non drainé isotrope	Nul			$P_c, P_i$ $\epsilon_1, \epsilon_3$	$K_U, \alpha$ B
Essai non drainé déviatorique		constante		$\sigma_1, \sigma_3$ $P_i, \epsilon_1$ $\epsilon_3$	$E_U, K_U$ $\nu_U$
Essai à $\Delta P_c = \Delta P_i$	Nul			$P_c, P_i$ $\epsilon_1, \epsilon_3$ $m_{\text{inj}}$ $m_{\text{exp}}$	$K_s, \alpha$ $\beta$
Essai YAMADA	Nul			$P_c, P_i$ $\epsilon_1, \epsilon_3$ $m_{\text{inj}}$ $m_{\text{exp}}$	$K_U$ M, B $\epsilon^p, \phi^p, \beta$

Tableau 2.1 : Récapitulatif des essais effectués



**CHAPITRE III**

.....

**DETERMINATION DES CARACTERISTIQUES  
RELATIVES A UN COMPORTEMENT POROPLASTIQUE**

### III.1 DEFINITION

La description du comportement mécanique d'un matériau poreux saturé est basée sur la superposition de deux milieux : le squelette solide et le fluide saturant. Du point de vue thermodynamique, ce système est ouvert car il échange des masses de fluide avec l'extérieur. Les variables d'état étant le tenseur de déformation du squelette  $\varepsilon$  et l'apport de masse fluide  $m$ . Deux forces thermodynamiques leur sont associées : le tenseur de contrainte totale  $\sigma$  et la pression interstitielle  $P_i$ . Cette dernière étant associée indirectement puisque la force directement associée à  $m$  est l'enthalpie, mais il est préférable, pour l'identification expérimentale, d'utiliser la pression interstitielle  $P_i$ . Pour un comportement poroélastoplastique, Coussy [23] introduit la porosité plastique  $\phi^p$  qui dérive de l'apport de masse fluide plastique  $m^p$  par la relation :

$$m^p = \rho^{fl} \phi^p \quad (III-1)$$

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad ; \quad m = m^e + m^p \quad (III-2)$$

Les équations d'état pour un milieu poreux saturé ayant un comportement plastique sont:

$$\sigma - \sigma_o = D^b (\varepsilon - \varepsilon^p) - \alpha I (P_i - P_{io}) \quad (III-3)$$

$$P_i - P_{io} = M \left[ -\alpha (\varepsilon_{kk} - \varepsilon_{kk}^p) + \left( \frac{m}{\rho_o} - \phi^p \right) \right] \quad (III-4)$$

$(\sigma - \sigma_o)$  et  $(P_i - P_{io})$  sont respectivement les variations de contrainte totale et de pression interstitielle.  $\alpha$  et  $M$  sont le coefficient de Biot et le module de Biot.  $D^b$  est la matrice élastique du squelette. Ces équations ne suffisent pas à la description complète du matériau poreux, et il faut introduire des lois complémentaires pour déterminer la déformation et la porosité plastique.

Cette nécessité impose la détermination de la fonction de charge et de la règle d'écoulement, en fonction du tenseur de contrainte totale et de la pression interstitielle.

### III.1.1 Fonction de charge

Sous une forme générale, la fonction de charge s'écrit :

$$f(\sigma, p, A_K) = 0 \quad (\text{III-5})$$

$A_K$  représente les forces thermodynamiques associées aux variables d'écroissage  $V_K$ .

On peut noter ici que la détermination de la fonction de charge sous la forme ci dessus, nécessite la mise au point d'essais spécifiques permettant de déceler l'apparition d'irréversibilités plastiques pour des chemins de chargement indépendants en contrainte totale  $\sigma$  et en pression interstitielle  $p$ .

### III.1.2 Règle d'écoulement plastique

Pour un matériau non standard, la règle d'écoulement s'écrit :

$$g(\sigma, p, A_K) = 0 \quad (\text{III-6})$$

$$d\varepsilon^p = d\lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma} \quad (\text{III-7.a}) \quad ; \quad d\phi^p = d\lambda \frac{\partial g}{\partial p} \quad (\text{III-7.b})$$

$d\lambda$  est le coefficient multiplicateur plastique déterminé à partir de la condition de consistance. Dans le cas où la loi est associée, on a  $g = f$ .

### III.1.3 Règle d'écroissage

La règle d'écroissage traduit l'évolution des paramètres d'écroissage par:

$$dV_K = d\lambda \frac{\partial h}{\partial A_K} \quad (\text{III-8})$$

$h$  désigne le potentiel précisant la règle d'écroissage. En général  $h \neq f$ , mais dans le cas de matériaux standards généralisés  $f = g = h$  [36].

Il n'est pas facile de déterminer la fonction de charge sous la forme  $f(\sigma, p, A_K)$  à partir de données expérimentales. Par conséquent, Coussy [23] introduit le concept de contrainte effective plastique (voir chapitre I.), défini par  $\sigma^p = \sigma + \beta p I$  où  $\beta$  est un scalaire dans le cas d'un matériau isotrope (il sera pris comme tenseur dans le cas d'un matériau anisotrope [23]). Ce concept découle de l'hypothèse suivante :

$$d\phi^P = \beta d\varepsilon^P I \quad (\text{III-9})$$

Cette hypothèse permet de relier à la force thermodynamique  $\sigma^P$  le tenseur de déformation plastique  $\varepsilon^P$  par le calcul de la dissipation plastique :

$$d\psi^P = \sigma : d\varepsilon^P + p d\phi^P = \sigma^P : d\varepsilon^P \quad (\text{III-10})$$

Cette égalité montre que l'on peut exprimer la règle d'écoulement en utilisant la contrainte effective plastique, soit :

$$g(\sigma, p, A_K) = g(\sigma^P, A_K) \quad (\text{III-11})$$

et si le matériau est standard, il en est de même pour la fonction de charge :

$$f(\sigma, p, A_K) = f(\sigma^P, A_K) \quad (\text{III-12})$$

En revanche pour un matériau non standard, une seconde hypothèse est nécessaire pour pouvoir formuler la fonction de charge en contrainte effective plastique.

Cette hypothèse s'écrit :

$$\frac{\partial f}{\partial p} = \beta \frac{\partial f}{\partial \sigma} : I \quad \text{ou} \quad f(\sigma, p, A_K) = f(\sigma + \beta p I, A_K) \quad (\text{III-13})$$

C'est cette seconde hypothèse que nous allons essayer de montrer expérimentalement par un chemin de chargement particulier dans la seconde partie de ce chapitre.

Si la matrice est incompressible, la porosité plastique sera égale à la déformation plastique, et le coefficient de contrainte effective plastique  $\beta$  égal à 1. Dans ce cas, la contrainte effective de Terzaghi sera introduite dans l'écriture de la fonction de charge. C'est l'objectif de la première partie de ce chapitre.

## III 2 INCOMPRESSIBILITE DE LA MATRICE

### III.2.1 Essais à $\Delta P_c = \Delta P_i$

Avec des incréments de chargement  $\Delta P_c = \Delta P_i$ , la sollicitation n'est appliquée que sur la matrice rocheuse dont on peut ainsi mesurer la déformation. Ce test permet la vérification expérimentale de l'incompressibilité élastique et plastique ou non de la matrice.

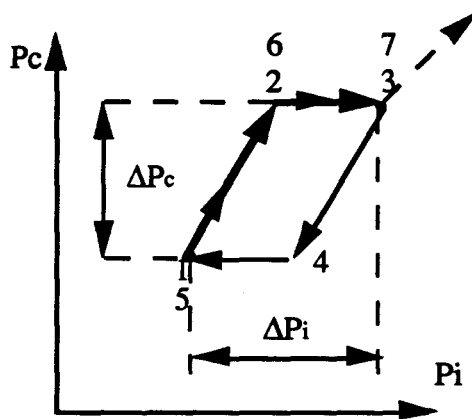


Figure 3.1: Incrément de chargement déchargement à  $\Delta P_c = \Delta P_i$

Chaque cycle est composé d'un chargement incrémental en pression de confinement  $\Delta P_c$  égal au chargement en pression interstitielle  $\Delta P_i$  et d'un déchargement selon le même principe  $\Delta P_c = \Delta P_i$  (figure 3.1). Cette méthode expérimentale permet, en choisissant des incréments  $\Delta P_c$  suffisamment petits, de pouvoir cumuler les incréments de déformation  $\Delta \epsilon_v$  et de masse fluide injectée ou expulsée  $\Delta m$ .

Si la matrice est plastiquement compressible, le retour du point 3 au point 5 étant élastique, il permet la mesure de  $\Delta m^e$  et  $\Delta \epsilon_v^e$ . Le cumul de ces incréments permet alors la détermination expérimentale de  $\epsilon_{vP}^e$  et  $mP$ .

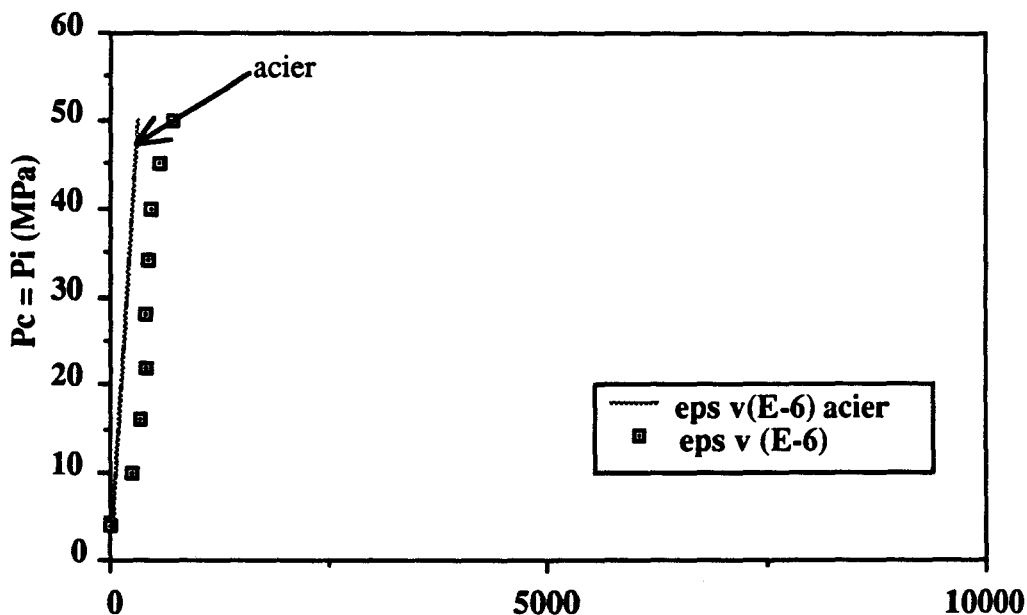
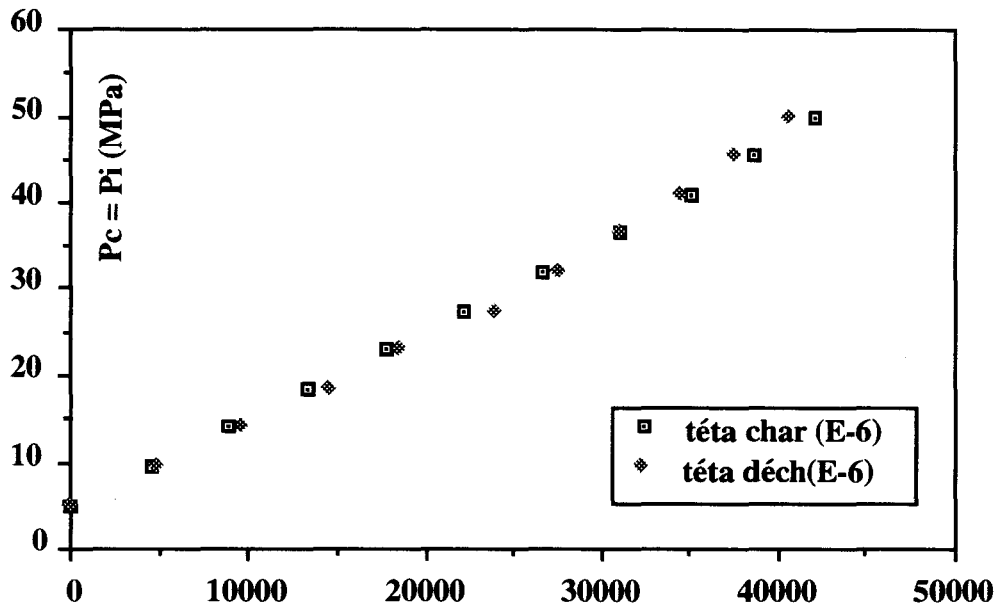


Figure 3.2: Essai à  $\Delta P_c = \Delta P_i$

Figure 3.3: Essai à  $\Delta P_c = \Delta P_i$ 

La figure 3.2 donne la réponse de la matrice  $\varepsilon = f(P_c)$ , et permet de déterminer son module d'incompressibilité  $K_s$  dont la valeur est de 135000 MPa. La variation  $\varepsilon = f(P_c)$  est linéaire et réversible.

La valeur de  $K_s$ , proche du module d'incompressibilité de l'acier ( $K_{\text{acier}} = 170\,000$  MPa), prouve la très faible compressibilité élastique de la matrice rocheuse.

Dans la figure 3.3, deux courbes sont représentées correspondant respectivement à la variation de  $P_c$  (ou  $P_i$ ), en fonction des masses cumulées de fluide injectées selon le trajet 2 - 3 et les masses cumulées de fluide expulsées selon le trajet 4 - 5. Ces deux courbes linéaires sont pratiquement confondues et prouvent ainsi la réversibilité du comportement de la structure granulaire jusqu'à des pressions de confinement de 50 MPa. Jusqu'à cette pression on peut donc considérer que la matrice est plastiquement incompressible.

### III.2.2 Essai YAMADA

L'essai de Yamada est un essai de compression hydrostatique mené avec des cycles hydromécaniques (voire II.4) permettant de déterminer les valeurs de  $\alpha$  et  $\beta$ . Cet essai peut paraître redondant, mais offre d'autres perspectives de dépouillement à l'expérimentateur. Dans cette partie, nous nous limiterons à la démonstration de l'incompressibilité de la matrice (une exploitation complète des paramètres poroélastiques sera présentée au chapitre IV).

Le chargement est appliqué par des cycles composés de 3 phases (figure 3.4).

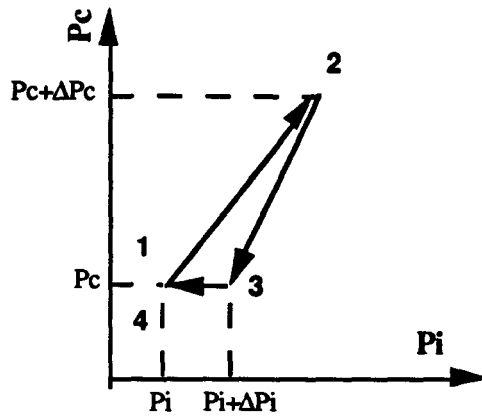


Figure 3.4 : Cycle de chargement -déchargement "Yamada"

A partir du point 1, sur la surface de charge correspondant au mécanisme hydrostatique, on exerce en conditions non drainées un incrément de pression de confinement  $\Delta P_c$  (phase 1 - 2), la pression interstitielle et les déformations volumiques sont enregistrées (la réponse du matériau étant plastique). La phase 2 - 3 consiste à revenir à la pression de confinement  $P_c$  (en conditions non drainées). Le point 3 est atteint, mais les irréversibilités plastiques entraînent que la pression interstitielle n'est plus égale à sa valeur initiale  $P_i$  en 1. On procède alors à une décharge en pression interstitielle jusqu'à  $P_i$  (chemin 3 - 4), en expulsant une certaine masse de fluide. Cette masse représente l'apport de masse fluide plastique  $\Delta m^p$  caractérisant la porosité plastique  $\Delta \phi^p$  induite par le chargement initial  $\Delta P_c$ . Si la phase 2 - 3 ramène la pression interstitielle à sa valeur initiale, le comportement est alors élastique et le point 1 n'était pas sur la surface de charge.

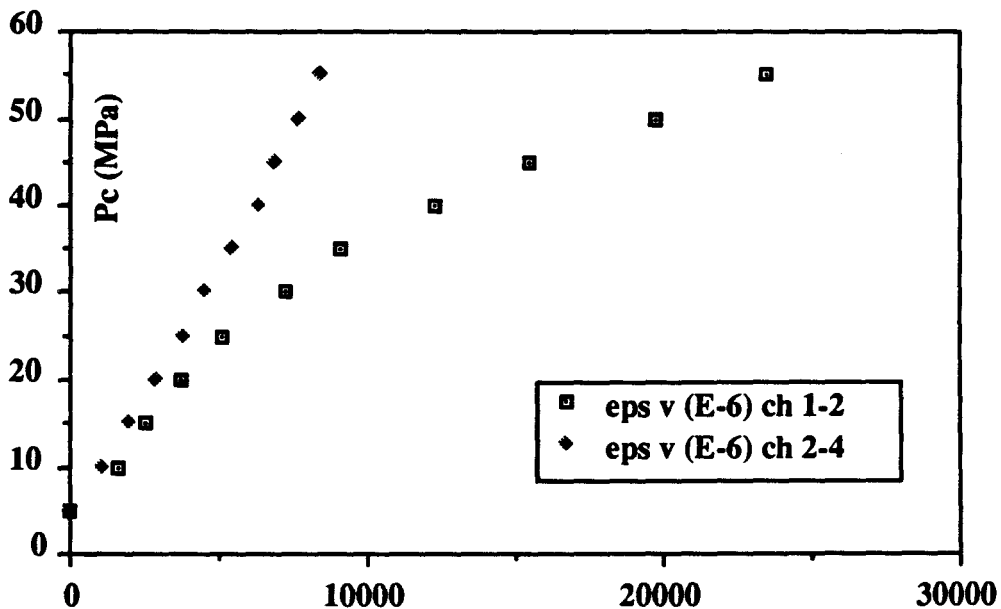


Figure 3.5: Essai Yamada

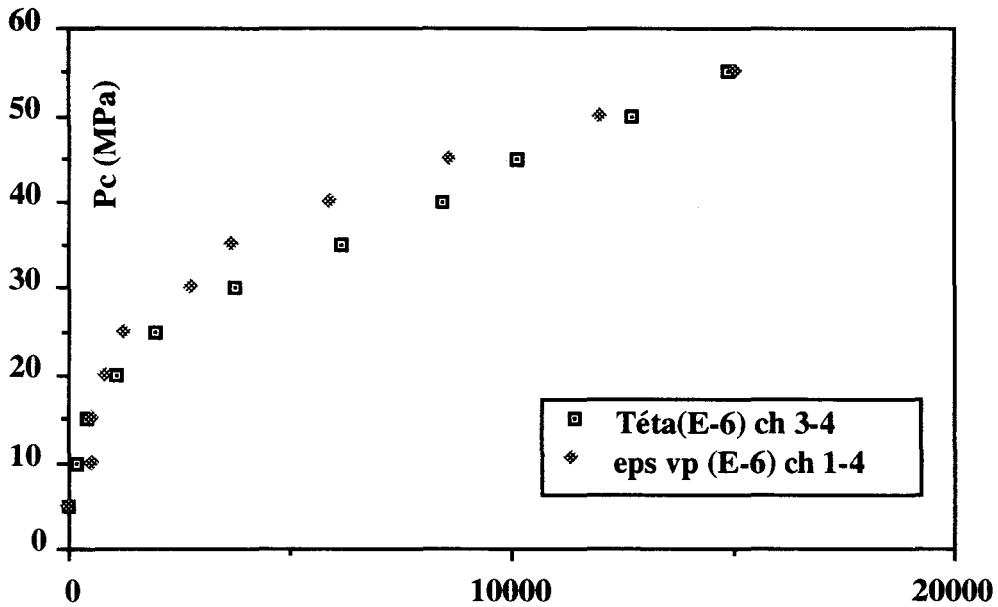


Figure 3.6a : Essai Yamada

A partir d'un tel essai, la comparaison de la déformation volumique plastique et de la porosité plastique est possible, et permet de déterminer la valeur de  $\beta$  (équation III-9).

La courbe présentant la pression de confinement en fonction de la déformation et la porosité plastique est représentée dans la figure 3.6a. On remarque (figure 3.5), qu'en retranchant la déformation élastique  $\varepsilon_v^e$  (cumulée) obtenue durant la phase 2 - 4 à la déformation totale  $\varepsilon_v$  (phase 1 - 2), on obtient la déformation volumique plastique  $\varepsilon_v^p$ . Celle-ci est quasiment identique à la porosité plastique  $\phi^p$ , ce qui prouve à nouveau que la valeur de  $\beta$  est très proche de 1, d'où l'incompressibilité de la matrice.

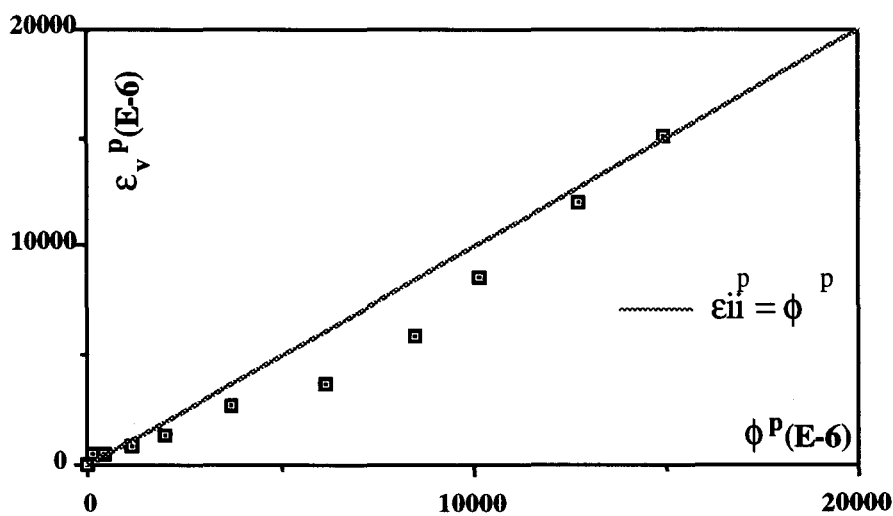


Figure 3.6b: Variation de  $\varepsilon_v^p$  en fonction de  $\phi^p$  (essai Yamada)

La courbe  $\varepsilon^p = f(\phi^p)$  obtenue dans la figure 3.6b est proche de la droite  $\varepsilon_{ii}^p = \phi^p$ , ce qui implique que  $\beta$  est voisin de l'unité.



Ces résultats qui signifient l'incompressibilité plastique de la matrice sont cohérents avec le test  $\Delta P_c = \Delta P_i$ . Ils prouvent que la variation irréversible de la porosité  $\phi^P$  est égale à la déformation volumique plastique du squelette. Ils seront d'une grande utilité pour la suite du travail, et notamment pour la modélisation et l'écriture de la fonction de charge en contraintes effectives.

### III.2.3 Essais à contraintes effectives de confinement identiques

Trois essais déviatoriques drainés à la même contrainte effective (de confinement) de Terzaghi  $P_c - P_i$  sont effectués afin d'apporter un éclairage sur l'écriture future de la fonction de charge. Les réponses du matériau à ces essais seront déterminantes dans le sens où l'emploi de la contrainte effective de Terzaghi dans le critère de plasticité serait envisagé lors de l'écriture de la fonction de charge. Dans le tableau 3.1, sont regroupés les conditions initiales de ces trois essais et les courbes déviateurs - variations volumiques et axiales sont présentées dans la figure 3.7.

Essai	$P_c$ (MPa)	$P_i$ (MPa)	$P_c - P_i$ (MPa)
A	20	2	18
B	28	10	18
C	38	20	18

Tableau 3.1 : Conditions initiales de l'essai à pressions de confinement identiques

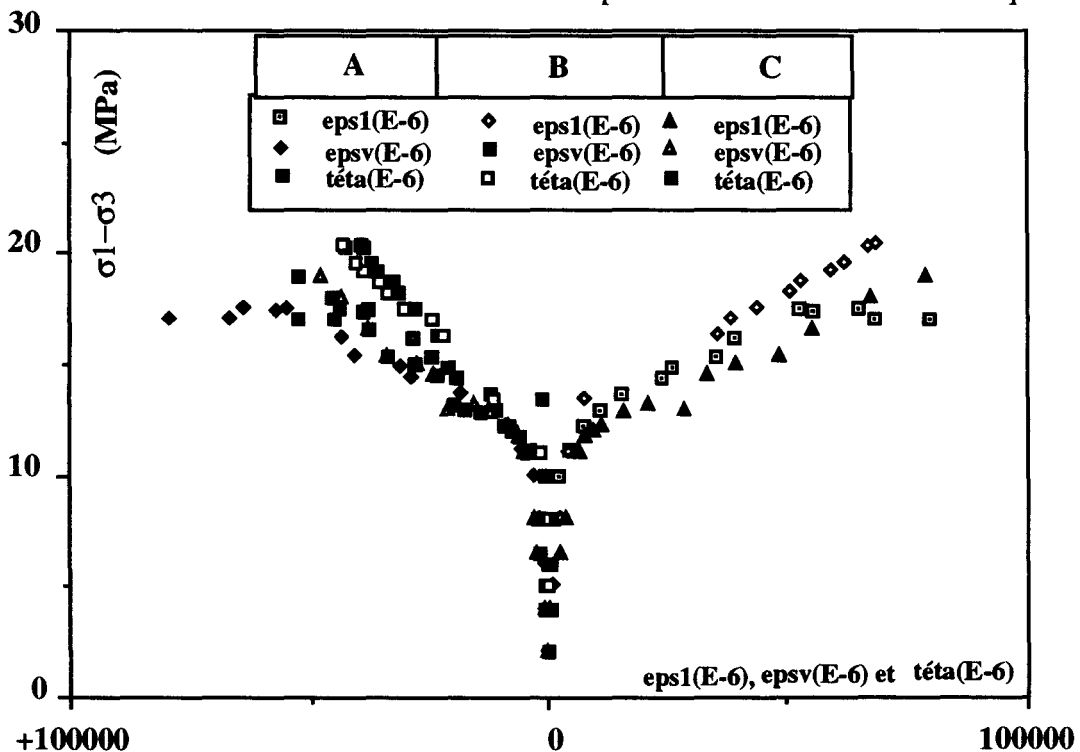


Figure 3.7: Essais drainés à contrainte de confinement effective identique

D'après la figure 3.7, les réponses du matériau sont très proches et semblent justifier l'obtention des surfaces de charges déviatoriques au même déviateurh. D'autres essais viendront confirmer cette affirmation, en particulier pour l'emploi de la contrainte effective sur l'écriture du critère de plastification.

### III.3 ECRITURE DE LA FONCTION DE CHARGE EN CONTRAINTES EFFECTIVES

Dans le cas du mécanisme déviatorique, pour la craie blanche, la règle d'écoulement n'est pas associée [36]. L'incompressibilité de la matrice montre que le potentiel plastique  $g$  ne dépend que de la contrainte effective plastique de Terezaghi (plus les forces d'écrouissage), elle

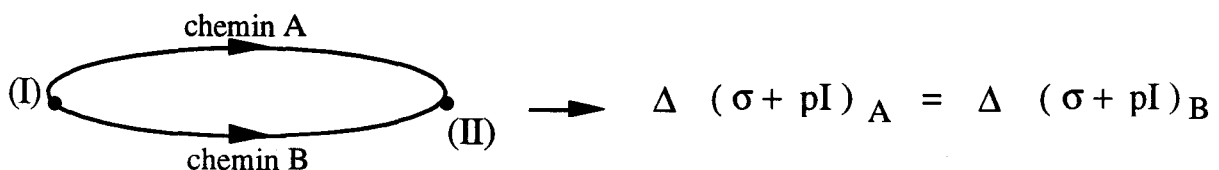
a permis d'écrire la condition (III-9) sous la forme  $\frac{\partial g}{\partial p} = \beta \frac{\partial g}{\partial \sigma} I$ . En revanche, l'écriture de la

fonction de charge en contrainte effective plastique ne peut avoir lieu que si la condition (III-13) est vérifiée, et puisque la matrice est incompressible :

$$\frac{\partial f}{\partial p} = \frac{\partial f}{\partial \sigma} : I \quad \text{ou} \quad f(\sigma, p, A_K) = f(\sigma + pI, A_K) \quad \text{(III-14)}$$

Afin de vérifier cette hypothèse expérimentalement, un essai de compression triaxiale particulier a été effectué dans le but de montrer que la fonction de charge plastique déviatorique ne dépend uniquement que de la contrainte effective plastique  $\sigma^P$  définie par l'équation (I-44).

Nous avons effectué deux chemins différents (figure 3.8), afin que la variation de contrainte effective plastique de Terzaghi, en chemin A, soit identique à celle obtenue en chemin B.



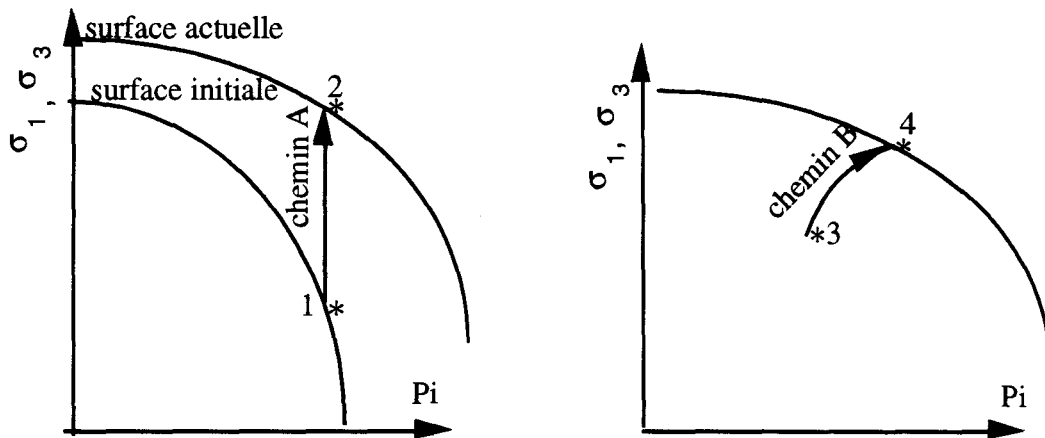


Figure 3.8: Principe de chargement dans l'essai triaxial particulier

L'essai en question est composé d'une série particulière de cycles de chargements et déchargements. Le principe de chaque cycle est présenté en figure 3.9, et explicité dans le tableau 3.2.

A partir d'un point 1 appartenant à la surface de charge déviatorique, un incrément de contrainte axiale  $\Delta\sigma_1$  est appliqué pendant lequel la pression de confinement et la pression interstitielle sont maintenues constantes. Le point 2 est alors atteint. Ensuite, un incrément de déchargement  $-\Delta\sigma_1$  est appliqué dans les mêmes conditions qu'en 1 - 2 (afin de réaliser une décharge élastique), et permettant ainsi de revenir au point initial (point 3).

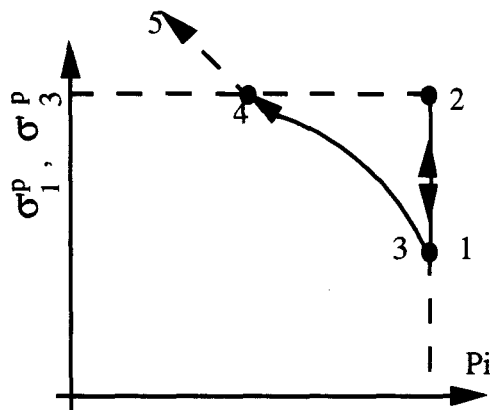


Figure 3.9: Cycle d'un chargement déchargement dans l'essai triaxial particulier

Points	$\sigma_1$	$\sigma_3$	$P_i$	$\sigma^p = \sigma + P_i$
1	$\sigma_1$	$\sigma_3$	$P_i$	
2	$\sigma_1 + \Delta\sigma_1$	$\sigma_3$	$P_i$	$\begin{pmatrix} \sigma_1 + \Delta\sigma_1 - P_i \\ \sigma_3 - P_i \\ \sigma_3 - P_i \end{pmatrix}$
3	$\sigma_1$	$\sigma_3$	$P_i$	
4	$\sigma_1$	$\sigma_3 - \Delta\sigma_1$	$P_i - \Delta\sigma_1$	$\begin{pmatrix} \sigma_1 + \Delta\sigma_1 - P_i \\ \sigma_3 - P_i \\ \sigma_3 - P_i \end{pmatrix}$
5	$\sigma_1$	$\sigma_3 - \Delta\sigma_1 - \Delta P_i$	$P_i - \Delta\sigma_1 - \Delta P_i$	

Tableau 3.2: Différentes étapes d'un essai triaxial particulier

A partir de ce point la contrainte axiale est maintenue constante, la pression interstitielle et la pression de confinement sont simultanément réduites de  $\Delta\sigma_1$  jusqu'au point 4. Si le principe de Terzaghi est vrai pour la fonction de charge, le chemin 3 - 4 doit être élastique, et le point 4 doit correspondre à un retour sur la surface de charge. Tout chargement au-delà de 4 entraînera une plastification par un incrément de déviateur, afin de se retrouver sur une autre surface de charge (point 5), et effectuer ainsi une deuxième montée.

Le tableau 3.3 illustre un exemple d'essai effectué en laboratoire (1ère montée).

points	$\sigma_1$ (MPa)	$\sigma_3$ (MPa)	$P_i$ (MPa)	contrainte effective
1	28	20	10	$\begin{pmatrix} 18 \\ 10 \\ 10 \end{pmatrix}$
2	32	20	10	$\begin{pmatrix} 22 \\ 10 \\ 10 \end{pmatrix}$
3	28	20	10	$\begin{pmatrix} 18 \\ 10 \\ 10 \end{pmatrix}$
4	28	16	6	$\begin{pmatrix} 22 \\ 10 \\ 10 \end{pmatrix}$
5	28	14	4	$\begin{pmatrix} 24 \\ 10 \\ 10 \end{pmatrix}$

Tableau 3.3: Exemple numérique de la première montée d'un essai

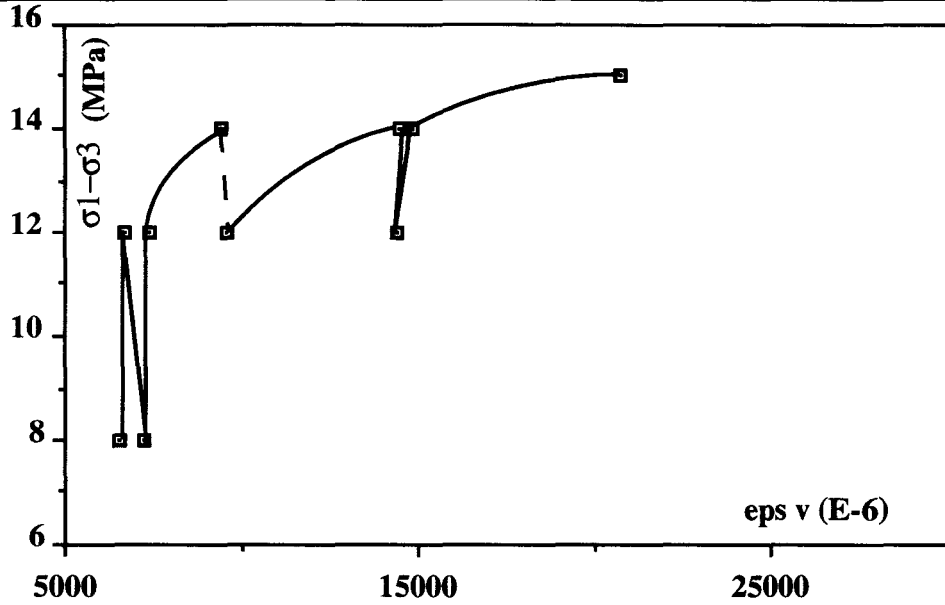


Figure 3.10a: Essai triaxial particulier ( $\sigma_1 - \sigma_3 - \epsilon_v$ )

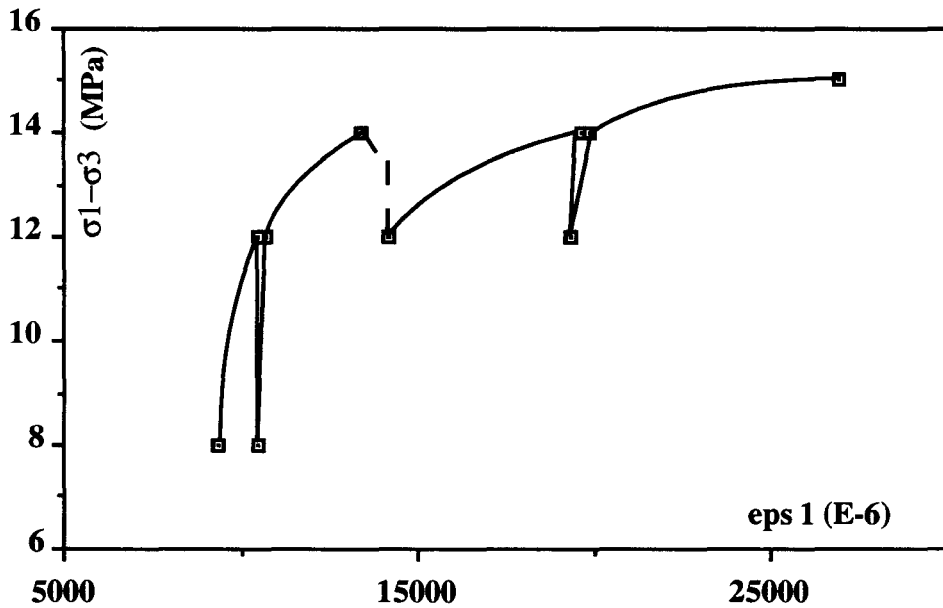


Figure 3.10b: Essai triaxial particulier ( $\sigma_1 - \sigma_3 - \epsilon_1$ )

D'après les figures 3.10.a et 3.10.b, représentant la variation de contrainte déviatorique en fonction de la déformation volumique et axiale, on remarque que les phases 2 - 3 et 3 - 4 sont bien élastiques. La plastification obtenue au-delà de 4 montre alors que les points 2 et 4 sont sur la même surface de charge, sachant que l'état de contrainte effective plastique est le même en ces deux points. Les déformations axiales et volumiques aux points 2 et 4 sont très proches. Par conséquent, il est clair que la fonction de charge plastique dépend seulement du tenseur de contrainte effective. L'hypothèse (III-14) est donc validée pour cette craie et pour ce type de chargement précis. Nous l'admettrons néanmoins, dans le cadre d'une modélisation, pour tout type de chargement.

**CHAPITRE IV**

-----

**DETERMINATION DES PARAMETRES GENERAUX**

**DE COUPLAGE: EXPLOITATION DES ESSAIS**

**DRAINES ET NON DRAINES**

## IV.1 PRESENTATION DES ESSAIS

La plastification de la craie étudiée est décrite à l'aide d'un critère à deux mécanismes : hydrostatique et déviatorique [56].

Les essais hydrostatiques permettent de décrire le comportement de la craie sous sollicitations de compression isotrope :

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = \frac{\text{trace } \sigma}{3} = P_c$$

Le comportement poroélastoplastique de la craie correspondant au mécanisme hydrostatique a été étudié à partir de tous les essais dont les chemins de chargement sont cités au chapitre II. Les pressions de confinement étudiées vont jusqu'à 60 MPa. Ce type d'essai ne conduit pas à la rupture.

L'asservissement de la pression de confinement et de la pression interstitielle se fait à l'aide des pompes haute pression (type Gilson). Pour mesurer les variations volumiques de l'échantillon, nous utilisons des capillaires calibrés et des capteurs de déplacement (enregistrant les variations diamétrales de l'échantillon). Les capillaires permettent d'évaluer les masses de fluide injectées ou expulsées pendant l'essai. Avec ce dispositif, on déduit la déformation volumique  $\varepsilon_v$ , et l'apport de masse fluide par unité de volume  $\theta$ . Trois essais par type de test ont été effectués en moyenne pour vérifier la reproductibilité des résultats.

Ces essais de confinement seront complétés par l'essai "Yamada", qui permet de confirmer par des chemins de chargement appropriés l'ensemble des résultats obtenus à l'aide des essais "classiques".

Parmi les essais triaxiaux effectués on trouve des essais drainés à différentes pressions de confinement afin de déterminer tous les paramètres nécessaires à la modélisation du comportement du matériau selon le mécanisme déviatorique, des essais non drainés dont les résultats seront exploités pour la validation du modèle par une simulation selon ce type de chargement en contraintes effectives, et des essais proportionnels pour différents rapports de  $(\sigma_1 / \sigma_3)$  en vue d'une validation du modèle.

Pour les essais drainés et non drainés déviatoriques, après une variation du déviateur de contraintes à pression de confinement constante, les réponses enregistrées sont :

- la déformation axiale  $\varepsilon_1$  (par rapport à la longueur initiale de l'échantillon), mesurée à l'aide d'un comparateur posé sur le piston de la cellule (chapitre II).
- les déformations latérales  $\varepsilon_2$  et  $\varepsilon_3$  (par rapport au diamètre initial de l'échantillon), mesurées à l'aide des capteurs LVDT opposés deux à deux (chapitre II).
- les variations volumiques de l'espace poreux  $\theta$  quantifiées par les échanges de masses fluides (uniquement en essai drainé) et mesurées à l'aide des capillaires calibrés (chapitre II).

**IV.2 ESSAIS HYDROSTATIQUES**

**IV.2.1 Essai drainé**

L'essai a été mené à une pression interstitielle constante de 2 MPa, selon la procédure de la figure 4.1 (en chargement et déchargement).

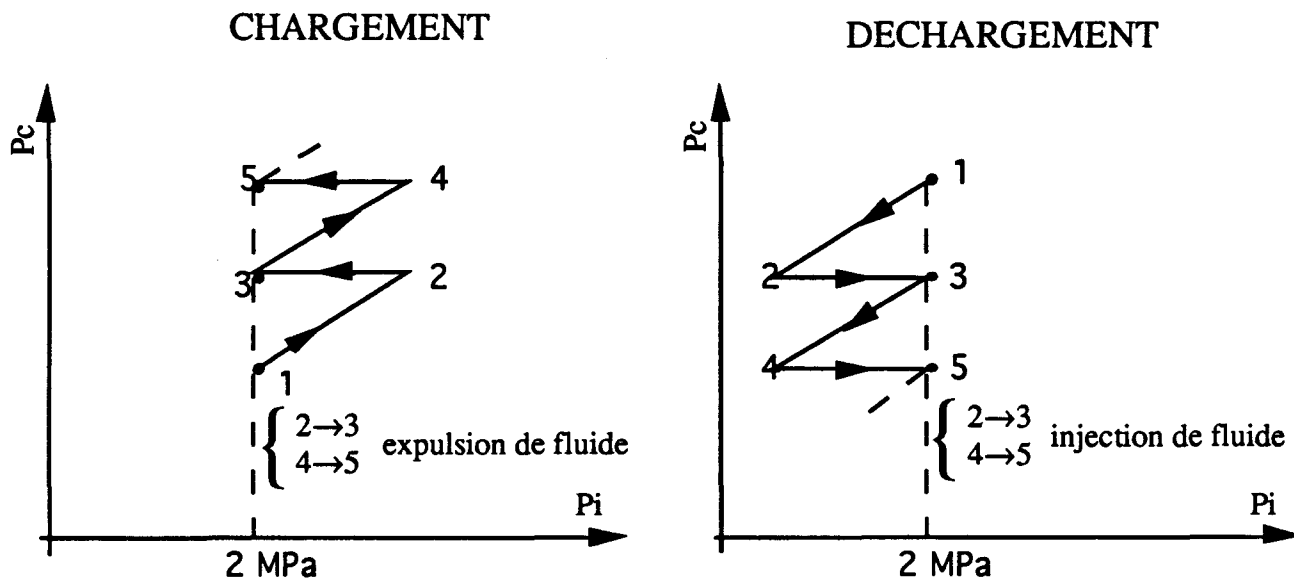


Figure 4.1 : Chemin de chargement et déchargement (essai drainé)

La courbe pression de confinement  $P_c$  en fonction de la déformation volumique observable du squelette  $\epsilon_v$  et de la variation de masse fluide par unité de volume  $\theta$  est représentée sur la figure 4.2.

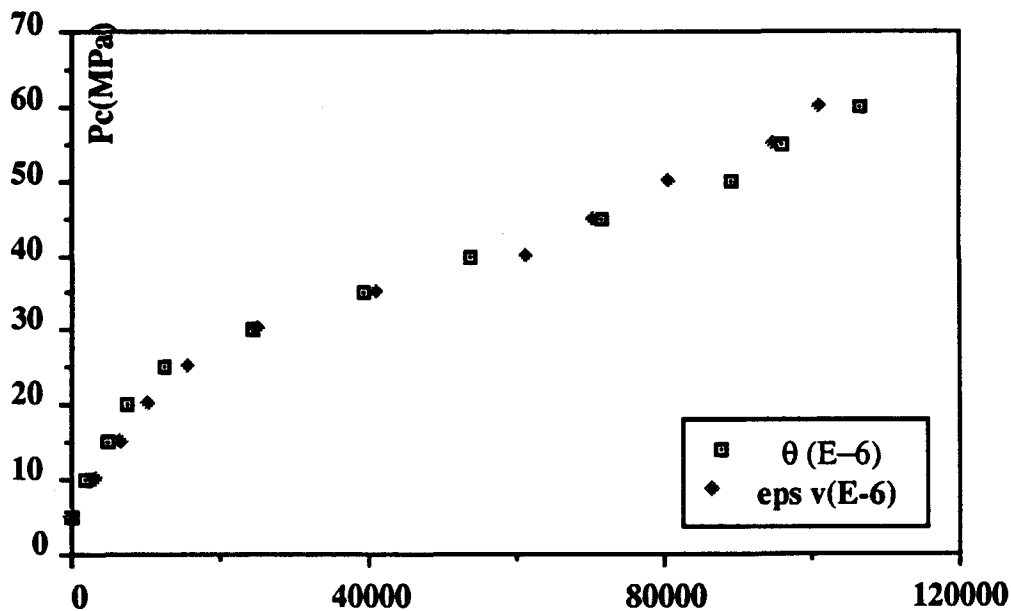


Figure 4.2: Essai drainé monotone





Le comportement de la craie ( $\epsilon_v$ ,  $P_c$ ) sous sollicitations de compression hydrostatique présente trois phases distinctes :

- Une variation linéaire réversible, sans dégradation du matériau se caractérisant par une diminution des espaces interatomiques [56] , jusqu'à un confinement de 20 MPa. Cette pression représente la limite élastique du matériau.
- Au-delà de 20 MPa, une phase de forte contraction plastique apparaît. Elle correspond à une destruction progressive de la microstructure et à une rupture des ponts intergranulaires [56]. Cette phase, qui présente un faible écrouissage, s'étend jusqu'à 40 MPa environ.
- Au-delà de 40 MPa, la surface et le nombre de contacts entre les grains augmentent avec un réarrangement irréversible de la structure granulaire. Cette troisième phase présente un écrouissage beaucoup plus important que la seconde.

La comparaison des variations de la déformation  $\epsilon_v$  et de l'espace poreux caractérisé par  $\theta$ , permet de conclure à l'égalité  $\Delta\epsilon_v = \Delta\theta$  quelque soit la pression de confinement. Cette observation, valable pour la phase élastique et pour la phase plastique, est due au fait que la matrice solide se déforme très peu pendant le chargement. Cette caractéristique d'incompressibilité de la matrice est déterminante dans le comportement de la craie pour de hautes pressions de confinement. Elle est de nouveau confirmée par cet essai drainé.

La détermination des paramètres poroélastiques correspondant à l'essai hydrostatique drainé ( $K_B$  et  $H$ ) est réalisée en procédant à une restauration des sollicitations initiales à partir d'un état de chargement quelconque. Le processus de décharge est également incrémental (figure 4.1) ; les variations de masses fluides sont enregistrées durant l'étape intermédiaire (2 - 3 ; 4 - 5 ; ...). Cette étape correspond à un retour à la pression interstitielle de drainage (soit 2 MPa). ( Elle peut parfois nécessiter une injection de fluide dans l'échantillon.)

D'après la courbe de la figure 4.3, le module poroélastique  $K_B$  (ainsi que  $H$ ) n'est pas constant quand la pression de confinement augmente, le matériau se contracte et devient plus raide entraînant une sensible augmentation de  $K_B$  et  $H$ .

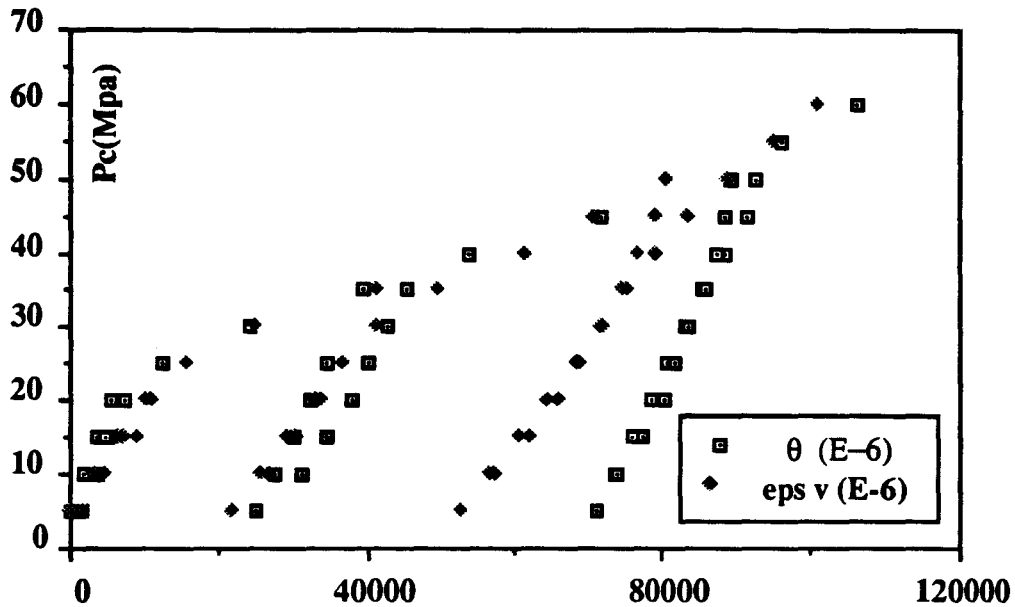


Figure 4.3: Essai drainé avec cycles de charge-décharge

Dans ce chapitre, nous présenterons des valeurs de modules poroélastiques constants ; leur évolution sera explicitée par la suite :

$$K_B = \frac{\Delta P_c}{\Delta \epsilon_v} = 2\,500 \text{ MPa} \quad ; \quad H = \frac{\Delta P_c}{\Delta \theta} = 2\,200 \text{ MPa}$$

Ces valeurs expérimentales varient légèrement lors des différentes décharges:

$$2\,200 \leq K_B \leq 2\,900 \text{ MPa} \quad ; \quad 2\,000 \leq H \leq 2\,450 \text{ MPa}$$

#### IV.2.2 Essais non drainés

Ces essais seront exploités également pour la détermination des paramètres poroélastiques \$K\_U\$ : module d'incompressibilité non drainé et \$B\$ : coefficient de Skempton.

Lors d'un essai non drainé, les échanges de masse de fluide avec l'extérieur sont nuls (\$\Delta m = 0\$), et seules, les variations volumiques du squelette de l'échantillon peuvent être enregistrées.

L'allure de la courbe de la figure 4.4 est similaire à celle d'un essai hydrostatique drainé. Le comportement plastique débute plus tard (\$P\_c = 35\$ MPa).

Cette limite élastique correspond à \$P\_c = 35\$ MPa et \$P\_i = 13\$ MPa (figure 4.5). Elle peut s'exprimer par la contrainte effective de Terzaghi \$P\_c - P\_i = 22\$ MPa qui est très proche de la valeur trouvée en essai drainé (20 MPa).

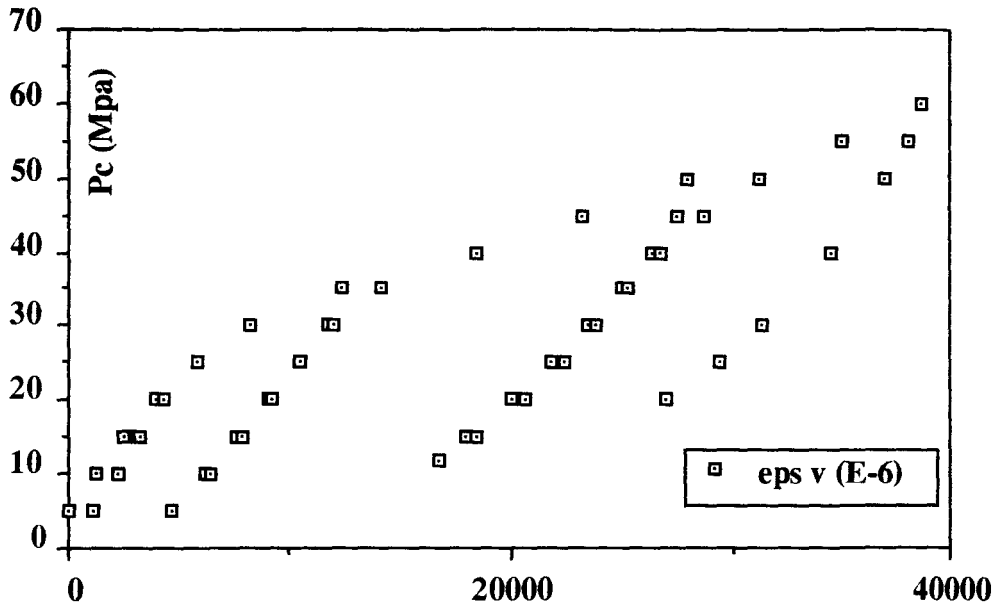


Figure 4.4: Essai non drainé (Pc-eps v)

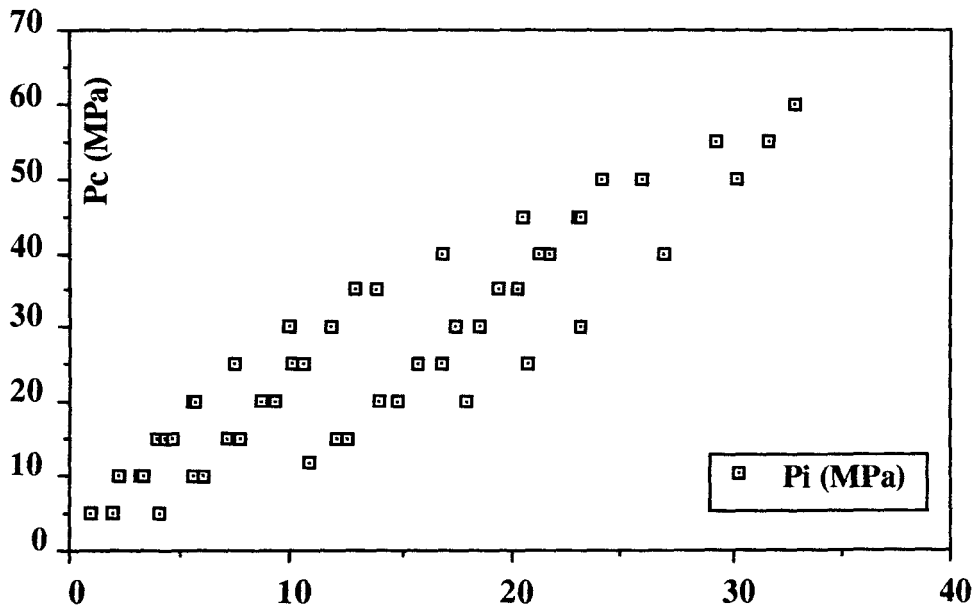


Figure 4.5: Essai non drainé (Pc-Pi)

En essai non drainé, l'augmentation de la pression interstitielle causée par la fermeture des pores engendre une évolution moins rapide de la pression de confinement effective qu'en essai drainé.

Le module d'incompressibilité volumique  $K_U$  et le coefficient de Skempton  $B$  sont mesurés lors d'une décharge incrémentale élastique (figures 4.4 et 4.5) :

$$K_U = \frac{\Delta P_c}{\Delta \epsilon_v} = 3\,900 \text{ MPa} \quad ; \quad B = -\frac{\Delta P_i}{\Delta P_c} = 0,30$$

Si nous supposons la validité de la contrainte effective de Terzaghi, la comparaison de la réponse  $P_c - P_i = f(\epsilon_v)$ , obtenue à partir d'un essai non drainé, et la réponse  $P_c = f(\epsilon_v)$ , obtenue à partir d'un essai drainé, est très explicite car jusqu'à une pression de confinement effective de 28MPa, les deux réponses sont quasiment identiques (figure 4.6), elles justifient ainsi l'indéformabilité de la matrice selon le chemin hydrostatique non drainé.

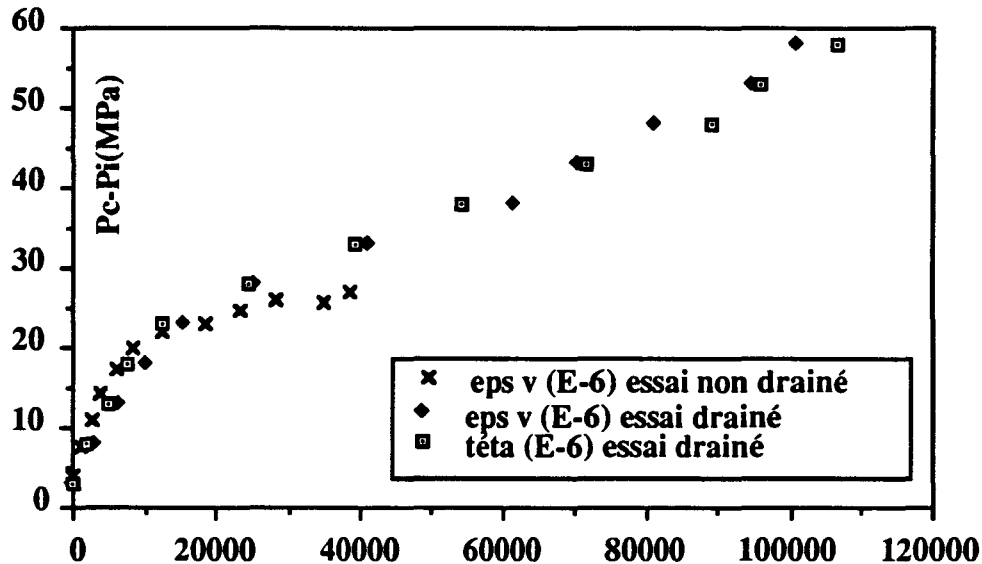


Figure 4.6: Comparaison de deux essais en contrainte effective

#### IV.2.3 Calcul du coefficient de Biot $\alpha$

Le coefficient de Biot  $\alpha$  [6] indique la proportion dans laquelle la pression interstitielle soulage le squelette de l'effet de la contrainte totale. Il peut être déduit à partir de plusieurs paramètres .

$$\alpha = 1 - \frac{K_B}{K_S} = 1 \quad (\text{IV-1})$$

$$\alpha = \frac{K_B}{H} = 1,1 \quad (\text{IV-2})$$

$$\alpha = \frac{1}{B} \left( 1 - \frac{K_B}{K_U} \right) = 1,2 \quad (\text{IV-3})$$

Dans le cas de notre matériau, l'incompressibilité  $K_S$  de la matrice est très élevée. Ceci entraîne que la relation (IV-1), peu sensible à l'erreur commise sur  $K_B$  ou  $K_S$ , nous donne  $\alpha = 1$  - valeur maximale possible de ce coefficient [6] -. En revanche, les relations (IV-2) et (IV-3) font intervenir des paramètres de même ordre de grandeurs et sont donc très sensibles aux erreurs entraînant alors de fortes dispersions sur  $\alpha$  que l'on peut trouver supérieur à l'unité. Cette dispersion avait déjà été soulignée par M.Sibai dans ses essais sur le grès [60]

#### IV.2.4 Calcul d'erreurs

Nous pouvons estimer les erreurs par :

$$\frac{\delta K_B}{K_B} = \frac{\delta K_U}{K_U} = \frac{\delta K_s}{K_s} = \frac{\delta(\Delta P_c)}{\Delta P_c} + \frac{\delta(\Delta \epsilon_v)}{\Delta \epsilon_v}$$

On estime  $\delta(\Delta P_c) = 0,5 \text{ MPa}$  pour  $\Delta P_c = 10 \text{ MPa}$ .

$\frac{\delta(\Delta \epsilon_v)}{\Delta \epsilon_v}$  : erreur relative due aux imprécisions du système de mesure et l'emplacement des capteurs LVDT par rapport à l'échantillon. Cette erreur est estimée à 5 %.

$$\frac{\delta K_B}{K_B} = \frac{\delta K_U}{K_U} = \frac{\delta K_s}{K_s} = 0,05 + 0,05 = 0,1 = 10 \%$$

$$\frac{\delta H}{H} = \frac{\delta(\Delta P_c)}{\Delta P_c} + \frac{\delta(\Delta \theta)}{\Delta \theta}$$

$\frac{\delta \Delta \theta}{\Delta \theta}$  : erreur relative due à l'imprécision de la mesure par capillaires. Cette erreur est estimée à 10 %. (erreur de lecture - variation de température, ...)

$$\frac{\delta H}{H} = 0,05 + 0,1 = 0,15 = 15 \%$$

$$\frac{\delta B}{B} = \frac{\delta(\Delta P_c)}{\Delta P_c} + \frac{\delta(\Delta P_i)}{\Delta P_i} = 0,05 + 0,05 = 0,10 = 10 \%$$

• Si  $\alpha = 1 - \frac{K_B}{K_s}$

$$\frac{\delta \alpha}{\alpha} = \delta K_s \left| \frac{1}{K_s - K_B} - \frac{1}{K_s} \right| + \delta K_B \left| \frac{1}{K_s - K_B} \right|$$

$$K_s = 135\,000 \text{ MPa} \quad ; \quad K_B = 2\,500 \text{ MPa}$$

$$\frac{\delta \alpha}{\alpha} = 0,4 \%$$

• Si  $\alpha = \frac{K_B}{H}$

$$\frac{\delta\alpha}{\alpha} = \frac{\delta K_B}{K_B} + \frac{\delta H}{H} = 0,10 + 0,15 = 25 \%$$

• Si  $\alpha = \frac{1}{B} \left( 1 - \frac{K_B}{K_U} \right)$

$$\frac{\delta\alpha}{\alpha} = \frac{\delta B}{B} + \delta K_U \left| \frac{1}{K_U - K_B} - \frac{1}{K_U} \right| + \delta K_B \left| \frac{1}{K_U - K_B} \right|$$

$B = 0,3$  ;  $K_U = 3\,900 \text{ MPa}$  ;  $K_B = 2\,500 \text{ MPa}$

$$\frac{\delta\alpha}{\alpha} = 46 \%$$

#### IV.2.5 Bilan

Les valeurs des paramètres poroélastiques obtenues à partir des essais drainés, non drainés, et à  $\Delta P_c = \Delta P_i$  sont présentées dans le tableau 4.1.

Paramètres Types d'essais	$K_B$ (MPa)	$K_U$ (MPa)	$K_S$ (MPa)	H (MPa)	M (MPa)	B	$\alpha$
Drainé	2 500 ± 250			2 200 ± 330			1,1 ± 0,3 ?
Non drainé		3 900 ± 390			1 200 ± 120	0,30 ± 0,03	1,2 ± 0,5 ?
$\Delta P_c = \Delta P_i$			135 000 ± 13 500		1 100 ± 170		0,98 ± 0,02

Tableau 4.1 : Paramètres poroélastiques

Ces trois types d'essais ( $\Delta P_c = \Delta P_i$  ; drainés et non drainés) de compression isotrope ont permis de solliciter le matériau hydrostatiquement suivant différents chemins. Ils nous ont fourni les paramètres poroélastiques nécessaires à la connaissance du comportement du matériau et la valeur du coefficient de Biot  $\alpha$  proche de 1, prouvant ainsi l'incompressibilité élastique de la matrice de la craie.

Dans le cas des essais drainés et non drainés,  $\alpha$  est supérieure à 1. Ce résultat étant impossible, on peut l'expliquer par un cumule d'erreurs intervenant dans les autres paramètres.

#### IV.2.6 Essai Yamada [65]

Etant donné la dispersion, parfois importante, des paramètres, il est préférable d'effectuer sur un même échantillon l'ensemble des mesures. En pratique, l'essai Yamada nous permet de tirer beaucoup d'informations sur les paramètres poroélastiques et sur le comportement poroplastique.

En intégrant tous les cycles de chargement et de déchargement d'un essai Yamada (figure 4.7), nous pouvons déterminer les paramètres déjà retrouvés en essai non drainé suivant le chemin 2-3 d'un essai Yamada tels que B, KU et M tirés respectivement des courbes des figures 4.8, 4.9 et 4.10 (en cumulé)

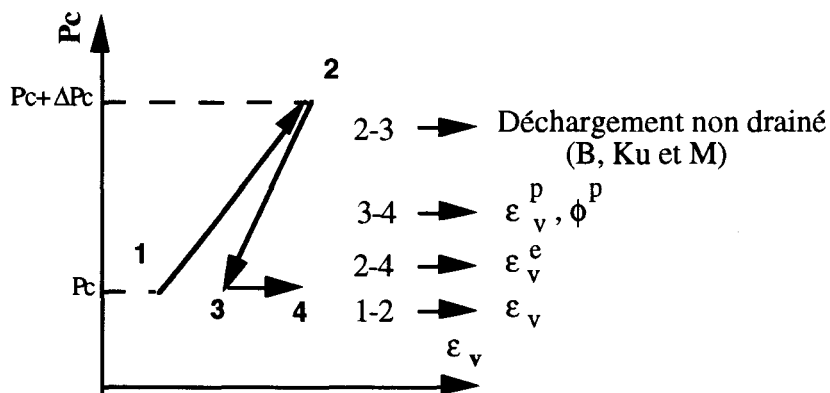


Figure 4.7: Chemins exploitables de l'essai Yamada

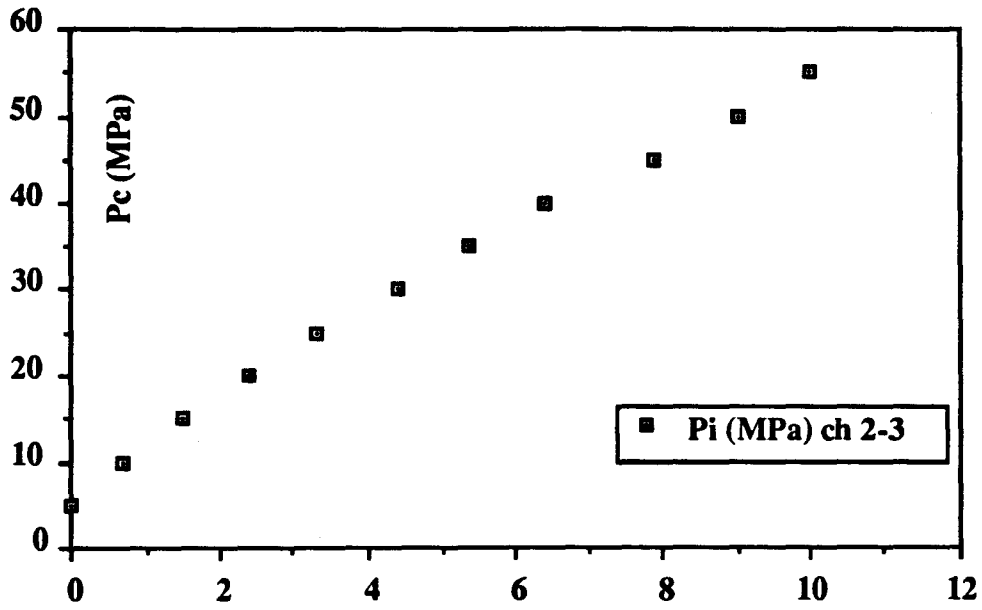


Figure 4.8: Essai Yamada (chemin 2-3)

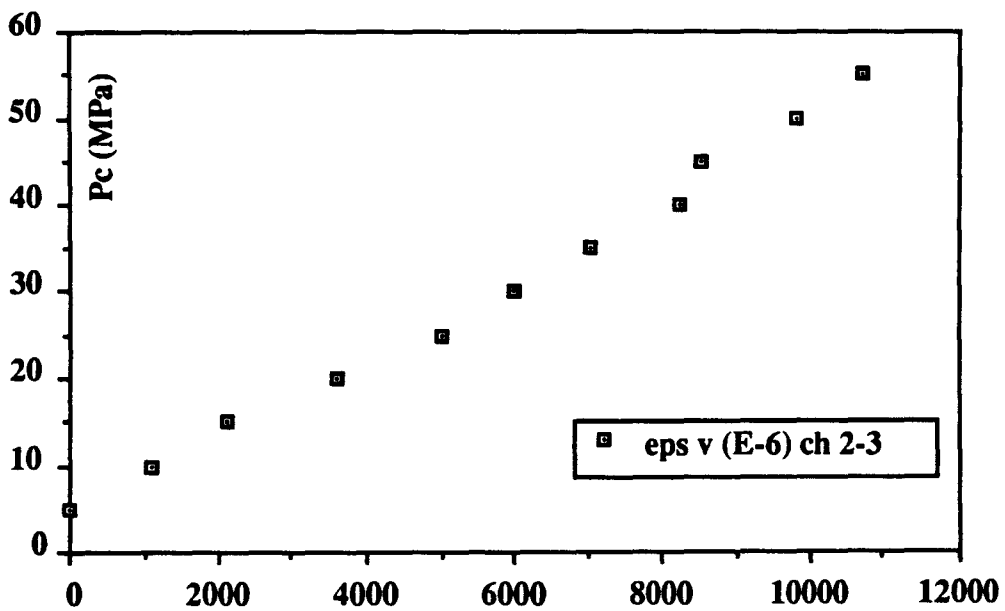


Figure 4.9: Essai Yamada (chemin 2-3)





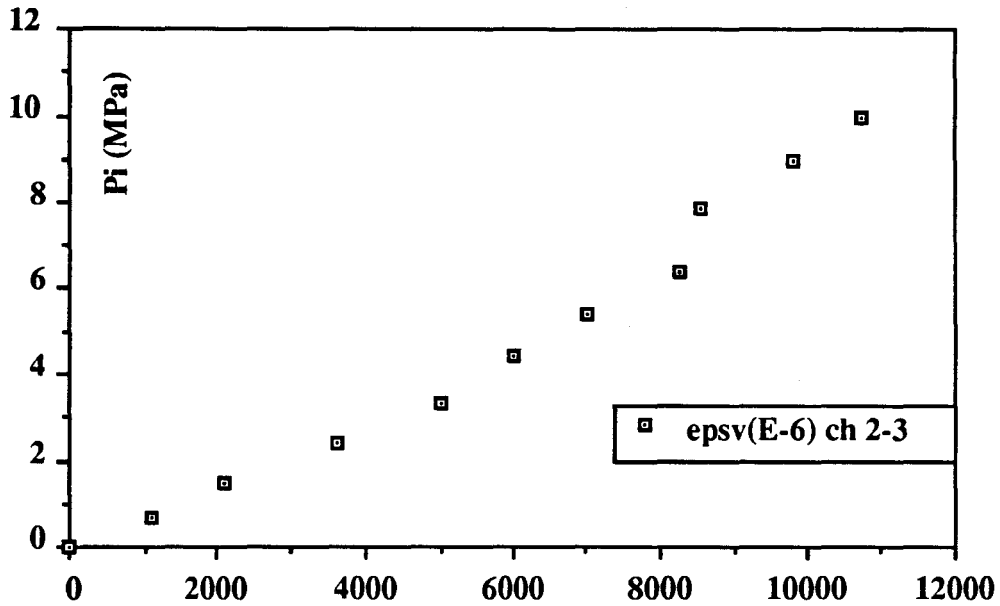


Figure 4.10: Essai Yamada (chemin 2-3)

Comme il a été précédemment précisé, cet essai est riche en informations. Le tableau 4.2 résume l'essentiel des résultats que l'on peut en déduire.

Chemin	Courbe	Paramètres poroélastiques	Déformation	Figure
2 - 3	$P_c - P_i$	$B = 0,22 \pm 0,02$		4. 8
2 - 3	$P_c - \epsilon_v$	$K_U = 4\ 500 \pm 450$		4. 9
2 - 3	$P_i - \epsilon_v$	$M = 1\ 200\ \text{MPa} \pm 120$		4. 10
1 - 2	$P_c - \epsilon_v$		$\epsilon_v^{\text{totale}}$	3. 5
2 - 4	$P_c - \epsilon_v$		$\epsilon_v^{\text{élastique}}$	3. 5
3 - 4	$P_c - \theta$		$m^P, \phi^P$	3. 6
3 - 4	$P_c - \epsilon_v$		$\epsilon_v^P$	3. 6

Tableau 4.2 : Paramètres obtenus de l'essai Yamada

L'essai Yamada a non seulement permis de connaître le comportement du matériau au-delà du seuil d'élasticité confirmant ainsi l'incompressibilité plastique de la matrice ( $\epsilon_v^P = \phi^P$  - figure 3.12), et permettant d'évaluer le coefficient de contraintes effectives plastiques  $\beta$  égal à 1, mais aussi il nous a confirmé les valeurs des paramètres poroélastiques déterminés à partir d'autres essais.

### IV.3 ESSAIS DEVIATORIQUES

#### IV.3.1 Essais drainés

Ces essais sont effectués à différentes pressions de confinement. Après saturation complète, l'échantillon est d'abord soumis à un chargement hydrostatique ( $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ ) jusqu'au confinement désiré, et à une pression interstitielle qui sera maintenue constante au cours de l'essai. On sollicite ensuite l'échantillon à l'aide d'un chargement axial  $\sigma_1 - \sigma_3$ . Le processus du chargement et de l'asservissement de la pression interstitielle sont identiques à ceux d'un essai hydrostatique drainé (voir IV.1.1).

L'attention est portée essentiellement sur le domaine de petites déformations jusqu'à la rupture de l'échantillon qui marque la fin de l'essai.

##### IV.3.1.1 Essais à faible pression de confinement

Deux essais triaxiaux à faibles pressions de confinement sont présentés ci-dessous, l'un à  $P_c = 1$  MPa ( $P_i = 0,3$  MPa), et l'autre à  $P_c = 5$  MPa ( $P_i = 2$  MPa).

Dans les figures 4.11 et 4.12 sont présentées les courbes de variation de contrainte ( $\sigma_1 - \sigma_3$ ) en fonction de la déformation axiale  $\epsilon_1$  ou en fonction de la variation de volume ( $\epsilon_v, \theta$ ).

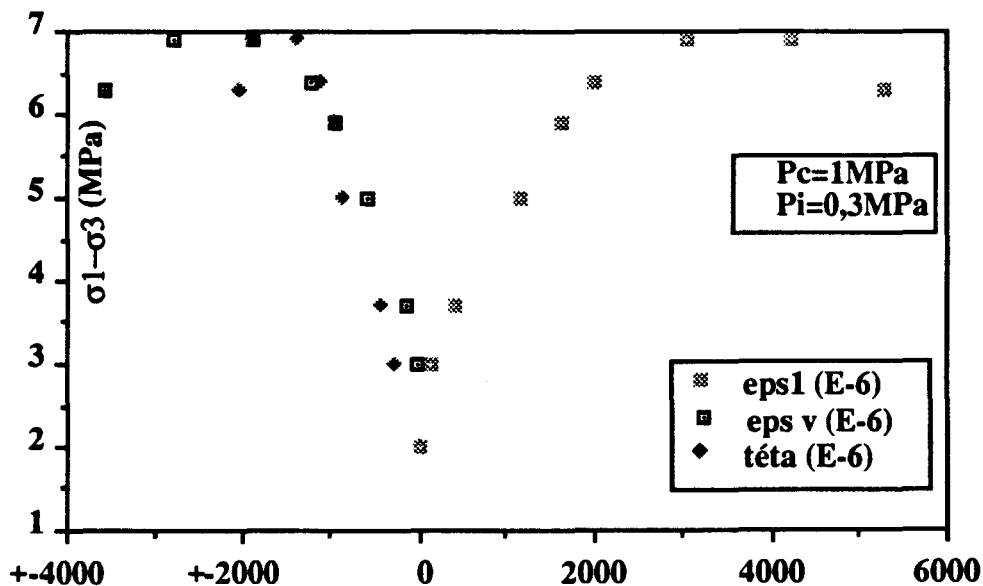


figure 4.11: Essai drainé ( $P_c=1$ MPa,  $P_i=0,3$ MPa)

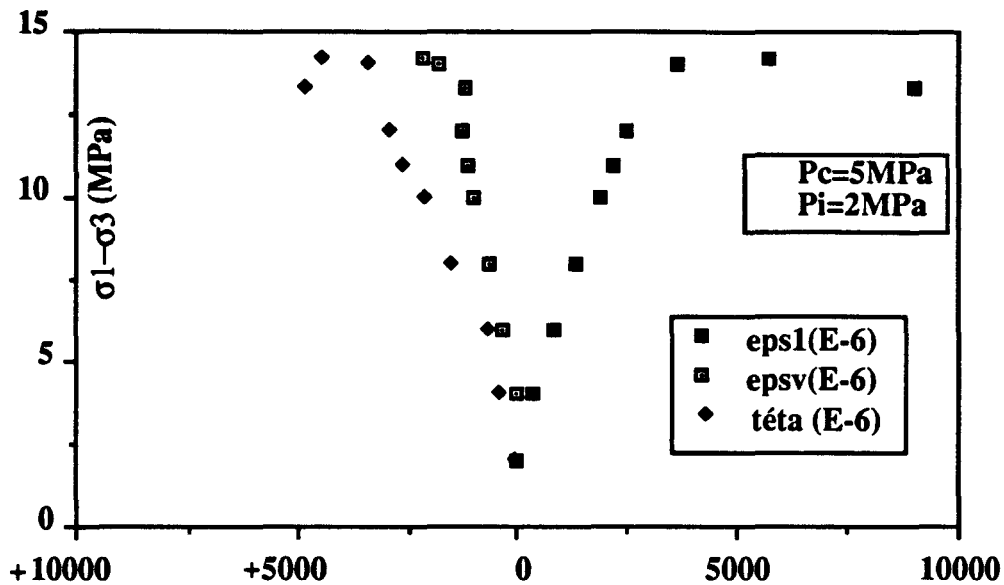


figure 4.12: Essai drainé ( $P_c=5\text{MPa}$ ,  $P_i=2\text{MPa}$ )

La réponse du matériau à ces deux essais permet de dire que jusqu'à une certaine valeur du déviateur de contrainte, les courbes sont linéaires (les paramètres  $E_B$  et  $\nu_B$  seront déterminés à partir d'autres essais), ensuite la rupture caractérisée par le pic apparaît assez rapidement traduisant un comportement de type fragile.

Sous chargement déviatorique, le phénomène de contraction apparaît dès les faibles confinements. Il est confirmé par la quantité de fluide récupéré au niveau des capillaires au cours du chargement.

Les courbes caractérisant les variations volumiques  $\varepsilon_v$  et  $\theta$  des figures 4.11 et 4.12 sont proches en général. Néanmoins, il est délicat de les comparer car les déformations volumiques et les masses de fluides expulsées sont relativement faibles pour de telles pressions de confinement.

#### IV.3.1.2 Essais à pression de confinement modérée

Pour l'essai drainé effectué à une pression de confinement de 20 MPa et à une pression interstitielle de 2 MPa, le comportement est très différent, et le pic de contrainte disparaît (figure 4.13).

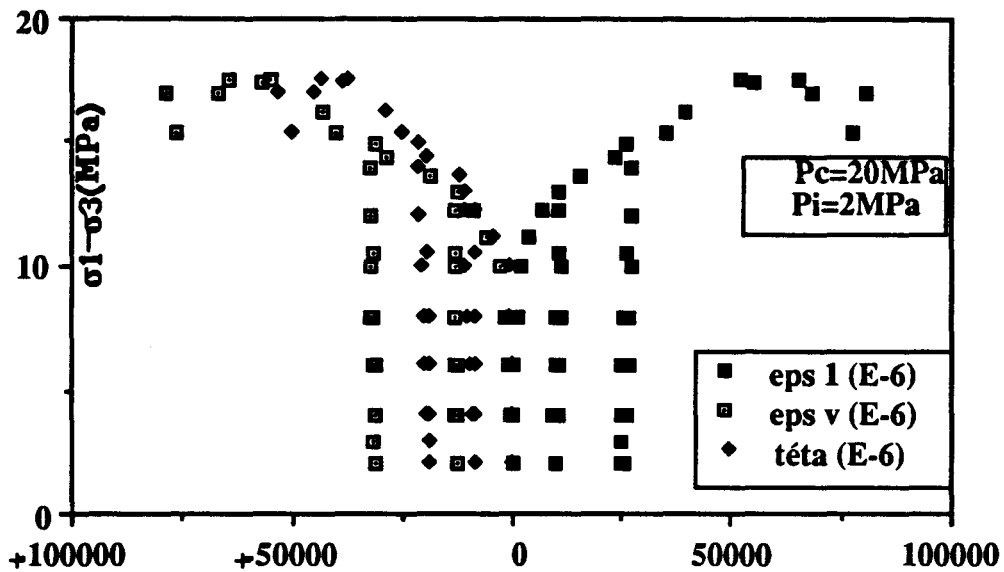


Figure 4.13: Essai drainé avec charge-décharge ( $P_c=20\text{MPa}$ ,  $P_i=2\text{MPa}$ )

Pour cet essai la limite d'élasticité initiale est différente de celle des essais précédents, il existe une dépendance [56] de la limite d'élasticité initiale avec la pression de confinement. Cette caractéristique est propre aux roches poreuses. Pour cet essai, la réponse du matériau indique un comportement élastoplastique écrouissable.

Sachant qu'au cours de cet essai l'écrouissage étant important, nous avons réalisé des déchargements à différents paliers de déviateurs afin de déterminer les caractéristiques poroélastiques de la craie, soit :

$E_B$  : le module d'Young drainé, et

$\nu_B$  : le coefficient de Poisson drainé.

$$E_B = \frac{\Delta(\sigma_1 - \sigma_3)}{\Delta\varepsilon_1} = 4\,300 \text{ MPa}$$

$$\nu_B = -\frac{\Delta\varepsilon_3}{\Delta\varepsilon_1} = 0,20$$

Notons que les valeurs retenues pour  $E_B$  et  $\nu_B$  sont des valeurs moyennes car l'évolution de ces paramètres au cours de l'essai n'aura pas d'impact sur les résultats obtenus lors de la simulation numérique. Par conséquent, une valeur moyenne et constante est parfaitement valable pour la suite du travail.

Les valeurs des paramètres  $E_B$  et  $\nu_B$  déterminés par ces essais sont cohérentes comme le montre le calcul de  $K_B$  [17]

$$K_B = \frac{E_B}{3(1 - 2\nu_B)} = 2\,390 \text{ MPa}$$

Cette valeur est très proche de celle trouvée expérimentalement lors d'un essai drainé hydrostatique (soit  $K_B = 2\,500 \text{ MPa}$ ). Comme précédemment, nous pouvons estimer les erreurs commises sur les paramètres par :

$$E_B = \frac{\Delta\sigma_1}{\Delta\varepsilon_1} \rightarrow \frac{\delta E_B}{E_B} = \frac{\delta(\Delta\sigma_1)}{\Delta\sigma_1} + \frac{\delta(\Delta\varepsilon_1)}{\Delta\varepsilon_1}$$

On estime :  $\delta \Delta\sigma_1 = 0,5 \text{ MPa}$  pour  $\Delta\sigma_1 = 10 \text{ MPa}$ .

$\frac{\delta\Delta\varepsilon_1}{\Delta\varepsilon_1} = 0,10$  : erreur commise sur les déformations provenant du système de mesure (comparateur) et des effets de frottements.

$$\frac{\delta E_B}{E_B} = 0,05 + 0,10 = 0,15 = 15 \%$$

$$\nu_B = \frac{E_B \Delta\varepsilon_3}{\Delta\sigma_1} \rightarrow \frac{\delta\nu_B}{\nu_B} = \frac{\delta E_B}{E_B} + \frac{\delta\Delta\varepsilon_3}{\Delta\varepsilon_3} + \frac{\delta\Delta\sigma_1}{\Delta\sigma_1}$$

$$\frac{\delta\nu_B}{\nu_B} = 0,15 + 0,02 + 0,05 = 0,22 = 22 \%$$

Les valeurs du module d'Young drainé  $E_B$  et du coefficient de Poisson drainé  $\nu_B$  sont présentées dans le tableau 4.3.

$E_B$ (MPa)	$\nu_B$ (MPa)
$4\,300 \pm 645$	$0,20 \pm 0,04$

Tableau 4.3 : Valeurs de  $E_B$  et  $\nu_B$

### IV.3.1.3 Essai à forte pression de confinement

Il nous a paru intéressant de réaliser un essai déviatorique drainé à une forte pression de confinement effective car à ce stade la plastification est établie avant l'application de  $\sigma_1$ . La figure 4.14 indique les réponses obtenues pour un tel essai avec  $P_c = 35$  MPa et  $P_i = 2$  MPa.

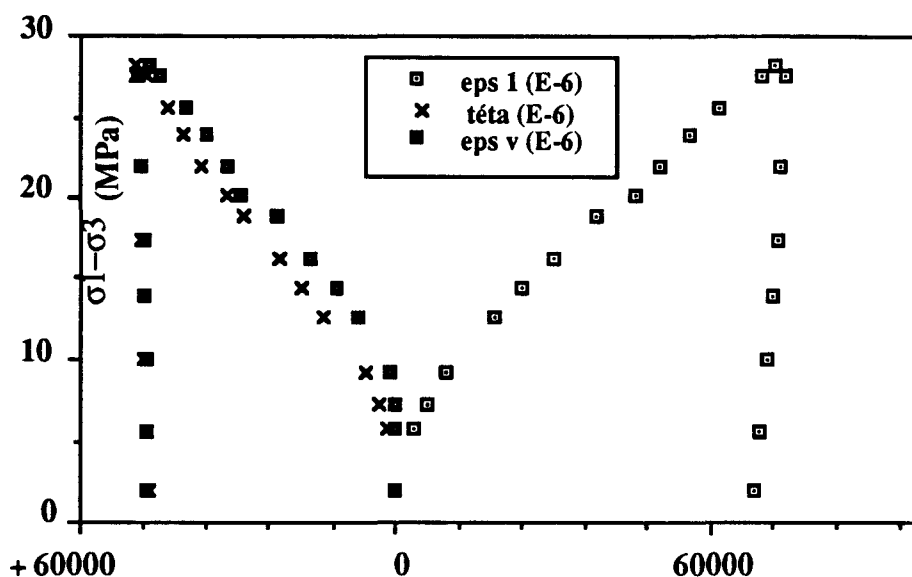


Figure 4.14: Essai drainé ( $P_c=35$ MPa,  $P_i=2$ MPa)

Pour cet essai, on n'observe pas de pic sur la courbe contrainte déformation [56]. Le domaine élastique est inexistant, la plastification est quasi immédiate et l'écroutissement est fortement apparent. De nouveau, la variation irréversible de l'espace poreux suit la déformation totale du squelette ( $\varepsilon_v = \theta$ ).

Suite au déchargement appliqué à un état de déviateur les valeurs de  $E_B$  et  $\nu_B$  sont confirmées, soit dans cet essai :

$$E_B = 4\,000 \pm 600 \text{ MPa,}$$

et  $\nu_B = 0,26 \pm 0,06.$

Ces valeurs sont proches de celles trouvées précédemment.

Dans les essais drainés déviatoriques, on remarque que la résistance de notre matériau dépend fortement de la pression de confinement. Au fur et à mesure que cette dernière augmente, le pic de résistance sur les courbes contraintes déformations disparaît et la limite élastique devient inexistante (cas de  $P_c=35$ MPa).

### IV.3.2 Essais non drainés

Trois essais triaxiaux non drainés sont effectués avec des pressions de confinement différentes 5, 20 et 35 MPa. Pour chaque essai, la procédure comporte trois phases. En première phase, on fait subir à l'échantillon un chargement isotrope drainé jusqu'à la valeur de confinement souhaitée. Durant la seconde phase, tout en maintenant un déviateur nul, et en fermant le drainage, on effectue une montée en pression interstitielle jusqu'à 1 ou 2 MPa. De cette manière, on assure une homogénéisation de la pression dans l'espace poreux avec une meilleure saturation. Le drainage reste fermé au cours de la troisième phase où le confinement est maintenu constant et le chargement axial augmente de façon indépendante. La vitesse de montée en charge (très faible) correspondant à l'avancement du piston est de l'ordre de  $10^{-2}$  MPa / s.

Durant cet essai, on mesure :

- les déformations transversales  $\epsilon_2$  et  $\epsilon_3$  à l'aide des capteurs L.V.D.T.,
- la déformation longitudinale  $\epsilon_1$  à l'aide du comparateur,
- la pression interstitielle  $P_i$ .

Les figures 4.15, 4.16 et 4.17 présentent les courbes  $P_c - \epsilon_v$  et  $P_c - P_i$  respectivement pour trois pressions de confinement "initiales" de 5, 20 et 35 MPa.

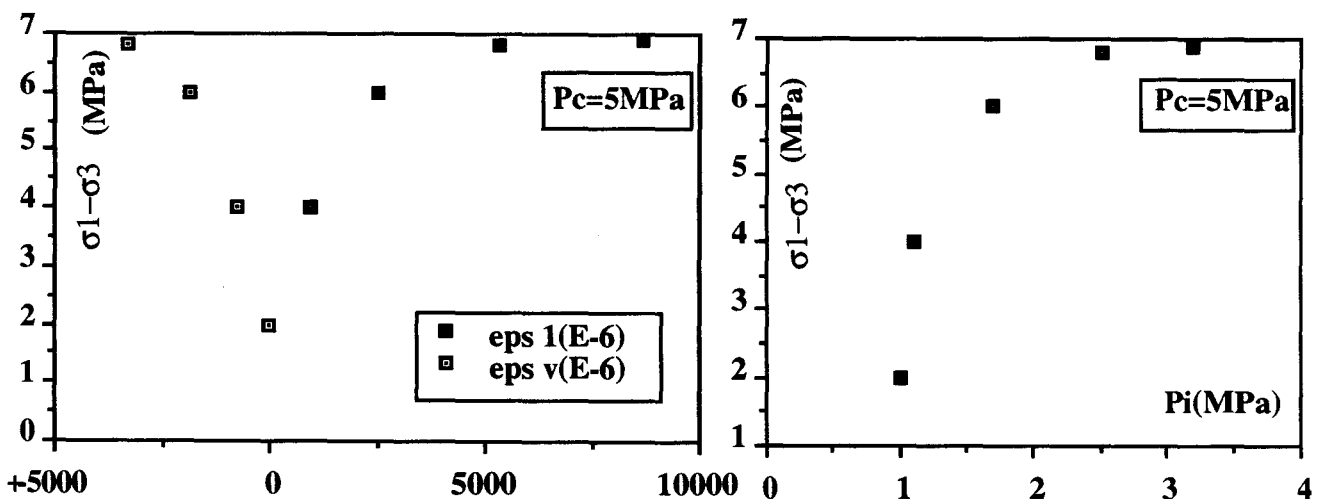


Figure 4.15: Essai non drainé ( $P_c = 5$  MPa)

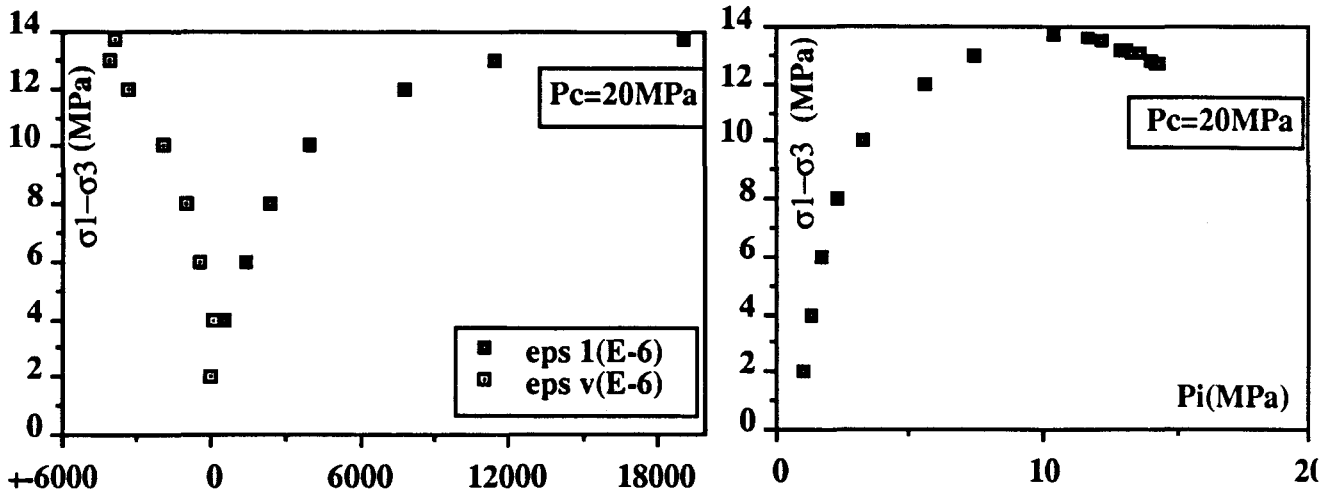


Figure 4.16: Essai non drainé ( $P_c = 20 \text{ MPa}$ )

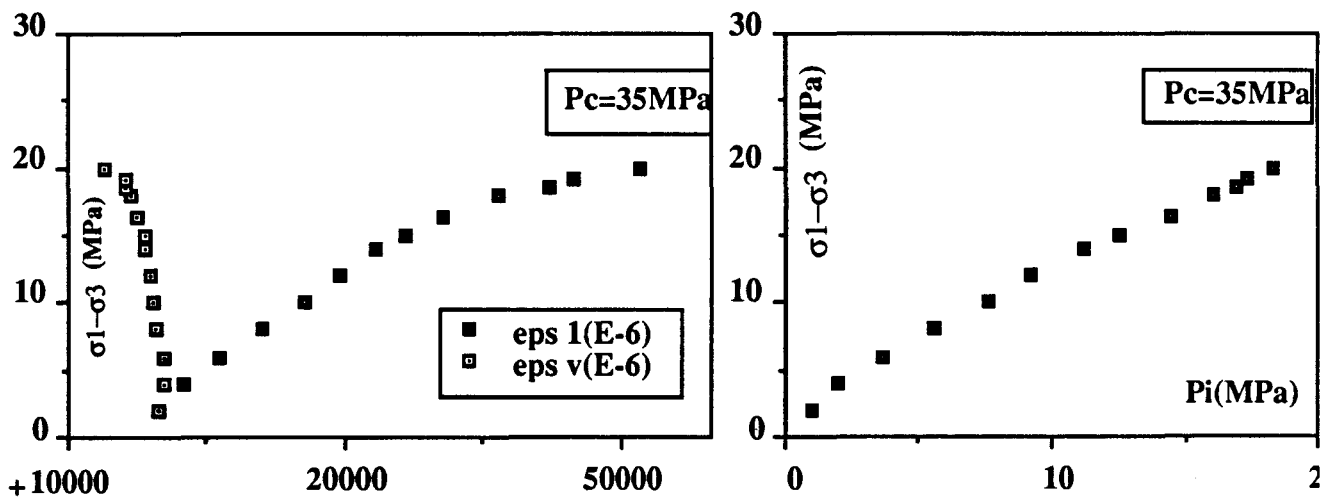


Figure 4.17: Essai non drainé ( $P_c = 35 \text{ MPa}$ )

Les essais déviatoriques en régime non drainé confirment la contractance du matériau mais celle-ci est moins importante qu'en essais drainés car la contrainte effective de confinement chute au fur et à mesure du chargement axial. Cette contractance engendre également un resserrement de l'espace poreux donc une augmentation de la pression interstitielle.



## IV.4 INTERPRÉTATION PHYSIQUE

### IV.4.1 Observation au M.E.B

La visualisation du matériau à l'échelle microscopique semble intéressante pour l'interprétation physique des phénomènes liés à la plasticité. C'est dans ce cadre que trois photos de trois échantillons différents ont été prises au microscope électronique à balayage (M.E.B.).

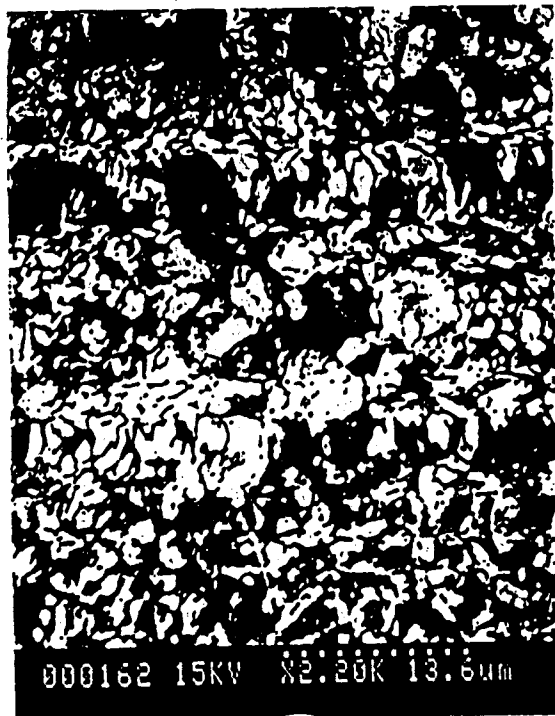


Photo 4.1

Ces photos montrent le réarrangement de la structure granulaire après différents niveaux de sollicitation. Elles justifient également la valeur élevée de  $K_S$  que nous avons mesurée, en montrant que la structure du matériau est composée de grains fins, liés entre eux par des ponts solides, préservant ainsi une très forte proportion de vides connectés (photo 4.1), et donnant la porosité initiale  $\phi_0$  pour le matériau vierge. La porosité occluse est ainsi inexistante [25].

La deuxième photo (photo 4.2) est celle d'un échantillon de craie sollicité à une pression de confinement de 20 MPa, et ensuite complètement déchargé. On remarque que l'état de la structure granulaire entre la 1ère et la 2ème photo n'a pratiquement pas changé, ce qui confirme que la limite élastique n'a pas été atteinte. Par conséquent, les irréversibilités (déformations permanentes) ne sont pas apparues après une décharge complète.

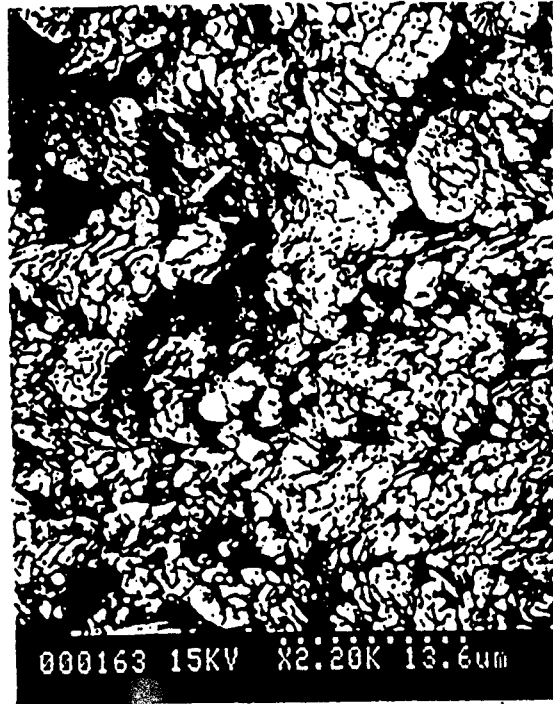


Photo 4.2

En revanche, la troisième photo (photo 4.3) qui a été prise pour un échantillon ayant subi un confinement de 35 MPa, montre bien que la contraction du matériau est en partie irréversible. La surface de contact entre les grains a considérablement augmenté, expliquant l'écroutissement important que l'on observe au-delà de  $P_c = 30 - 40$  MPa, et la diminution irréversible de la porosité. Ces observations justifient la notion de "collapse" ou d'effondrement plastique de la structure de la craie sous fort confinement que l'on peut décrire par un mécanisme de plastification hydrostatique (Shao ,1987 [56]).



Photo 4.3

#### IV.4.2 Variation de la perméabilité au cours d'un essai hydrostatique

De nombreux essais de perméabilité en forage dans les massifs rocheux fracturés ont montré que la fracturation ouverte a un rôle déterminant sur la perméabilité. L'ouverture de ces fractures dépend étroitement des contraintes effectives appliquées au matériau, en particulier de la contrainte normale effective supportée par la fracture. Dans ce cas, une loi exponentielle empirique est généralement introduite pour traduire le comportement hydraulique sous la forme:

$$K = K_0 e^{-a \sigma_v}$$

a: paramètre

$\sigma_v$ : contrainte verticale effective

$K_0$ : perméabilité état vierge

Pour un matériau non fracturé de nombreux essais de perméabilité effectués en cellule de confinement au L.M.L (Laboratoire Mécanique de Lille) ont montré que l'on pouvait adopter une loi similaire en fonction du confinement [62] soit  $K = K_0 e^{-b P_c}$ . Cette relation a été établie sur des matériaux très peu poreux tels que le granite gardant un comportement élastique pendant l'essai. La courbe de la figure 4.18 présente les résultats d'un tel test où l'on peut noter un hysteresis important au déchargement la chute de perméabilité initiale (jusqu'à 15MPa) est attribuée à la fermeture de micro fissures et il apparaît qu'ensuite elle varie très peu.

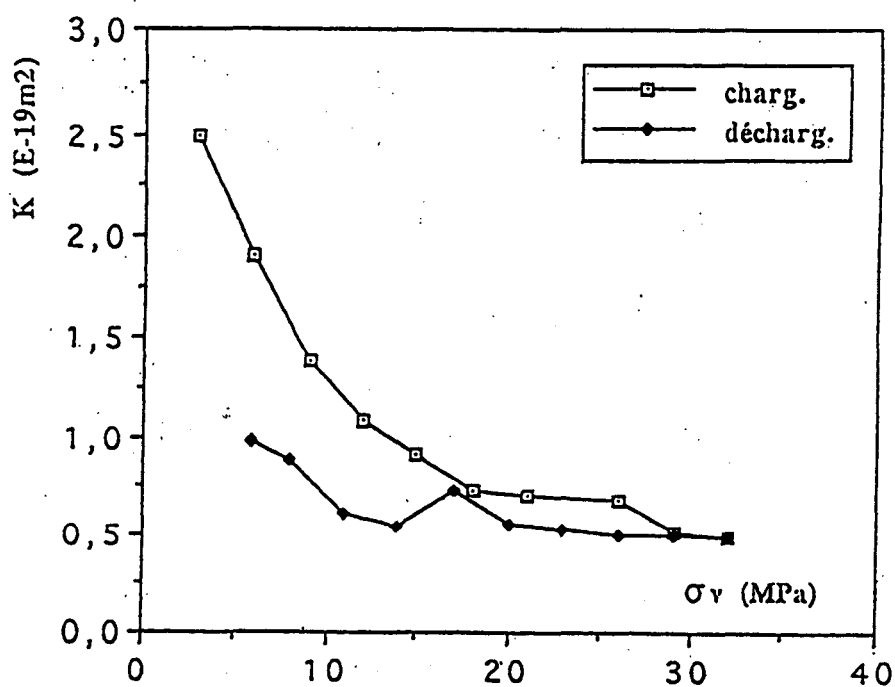


Figure 4.18: Variation de la perméabilité d'un granite en fonction du confinement [62]

Il est intéressant de comparer ici le comportement de la craie dont la structure est très différente et sur laquelle l'application du confinement s'accompagne d'une diminution très élevée de la porosité : Les figures 4.19 et 4.20 donnent la variation de la perméabilité en fonction de  $\epsilon_v$  et  $P_c$ . Ces résultats montrent que la perméabilité chute brutalement, dès le début du confinement pour rester ensuite pratiquement constante alors que la déformation volumique augmente considérablement.

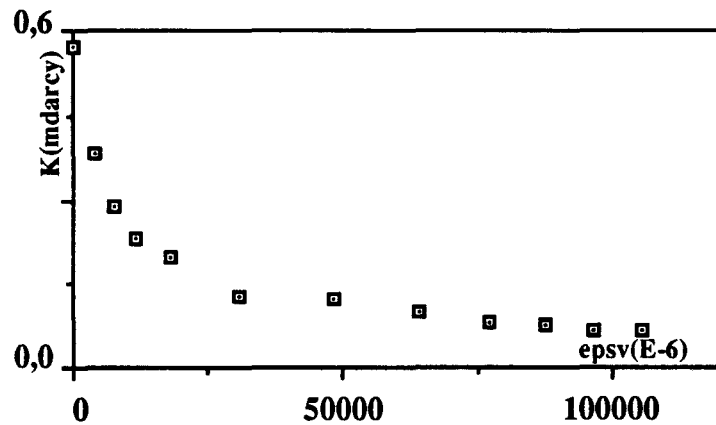


Figure 4.19: Variation de la perméabilité de la craie en fonction de la déformation volumique

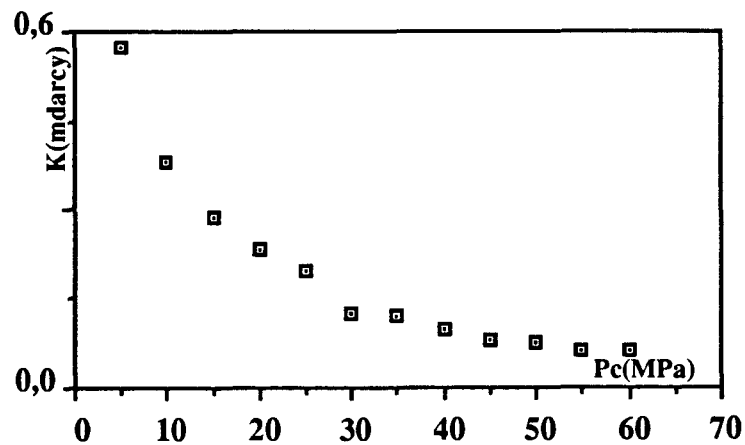


Figure 4.20: Variation de la perméabilité de la craie en fonction du confinement

Il serait judicieux d'étayer davantage le rôle de la porosité dans ce type de roche afin de pouvoir mieux cerner les différents phénomènes liés à la perméabilité.

**CHAPITRE V**

-----

**EXTENSION D'UN MODELE  
POROPLASTIQUE ET VALIDATION  
SUR CHEMINS HOMOGENES**

## V.1 PRESENTATION DU MODELE

La plupart des modèles existant actuellement sont de type élastoplastique. Malheureusement, leur validité reste souvent très limitée à cause de la complexité et de la variété du comportement des matériaux rocheux. Le comportement mécanique de la craie blanche est très complexe et dépend étroitement de la pression de confinement. Il a été l'objet de plusieurs études : Lama et Vutukuri (1978), Grown et Rummel (1980), Smith et Cheatham (1980), Risnes (1985), Da Silva et al (1985), Eliot et Brown (1985), Shao (1987), Jones et Leddra (1989), Monjoie et al (1990), Shao et Henry (1991). Ces études ont prouvé que la plupart des craies poreuses présentent deux mécanismes de déformation plastique distincts : le premier mécanisme (hydrostatique) est relié à l'effondrement des pores, et le second (déviatorique) correspond à la distorsion de la matrice [56].

Dans une étude expérimentale et numérique sur la craie blanche de Liège, Shao et Henry [57] ont pris le modèle de Lade [44] comme modèle de base (initialement développé pour les sols cohérents), et l'ont amélioré et simplifié sous une nouvelle version appelée "Laderock". La performance de ce modèle sous conditions drainées a été vérifiée, et de bonnes simulations numériques ont été obtenues [56]. Quelques unes sont présentées ci-dessous (V.1.2).

### V.1.1 Formulation du modèle "Laderock"

Dans ce modèle, deux mécanismes de déformation plastique sont considérés (Lade (1977), Shao (1991)). La déformation totale est la somme de la déformation élastique  $d\epsilon_{ij}^e$ , de la déformation plastique hydrostatique  $d\epsilon_{ij}^c$  et de la déformation plastique déviatorique  $d\epsilon_{ij}^d$  :

$$d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^e + d\epsilon_{ij}^c + d\epsilon_{ij}^d \quad (V-1)$$

#### V.1.1.1. Déformation élastique :

Sachant que le matériau étant considéré isotrope et homogène, on détermine la déformation élastique à l'aide de la loi de Hooke généralisée :

$$d\epsilon_{ij}^e = D_{ijkl}^b d\sigma_{kl} \quad (V-2)$$

où  $D_{ijkl}^b$  est le tenseur d'élasticité" en conditions drainées.

La détermination expérimentale des paramètres poroélastiques en conditions drainées (pour la craie de Lezennes) permet de remarquer une légère évolution de  $K_B$  et  $E_B$  au cours de

l'augmentation de la pression de confinement. Cette légère variation ne sera pas prise en compte car elle n'a aucune incidence sur la simulation numérique. Par conséquent, nous garderons des valeurs constantes pour  $K_B$  et  $E_B$ , quelque soit le chemin de sollicitation.

### V.1.1.2 Déformation plastique hydrostatique :

L'étude expérimentale a montré que les irréversibilités contractantes apparaissent au-delà d'une certaine pression de confinement pour un essai hydrostatique, ce qui correspond à une variation de la surface de charge hydrostatique à partir d'un état actuel produisant ainsi une déformation plastique.

#### *Fonction de charge contractante :*

La forme de la fonction de charge contractante  $F_c$  (dans tout ce qui suit, cette fonction sera exprimée en contraintes effectives) est semblable à celle proposée par Lade [45].

$$F_c = (I_1')^2 + 2 I_2' - Y_c = 0 \quad (V-3)$$

avec  $I_1'$  et  $I_2'$  : premier et second invariants du tenseur des contraintes effectives.

$$\begin{aligned} I_1' &= \sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3 \\ I_2' &= - (\sigma'_1 \sigma'_2 + \sigma'_2 \sigma'_3 + \sigma'_3 \sigma'_1) \end{aligned}$$

$Y_c$  est une fonction monotone croissante représentant l'état d'écrouissage du matériau au cours de la déformation plastique. La valeur de  $Y_c$  notée  $Y_c^0$  correspond à la limite initiale contractante. Dans l'espace des contraintes principales  $\sigma'_i$ , cette fonction de charge est représentée par une sphère de rayon  $\sqrt{Y_c}$  qui se dilate isotropiquement avec le chargement.

#### *Règle d'écrouissage contractante*

Dans ce modèle l'énergie de déformation plastique contractante  $W_c$  est choisie comme paramètre d'écrouissage (Lade [44]).

$$W_c = \int \sigma'_{ij} d\epsilon_{ij}^c \quad (V-4)$$

A partir d'un essai de compression hydrostatique, on peut déterminer  $W_c$  à l'aide de la pression de confinement effective  $P'_c = P_c - P_i$  et de la déformation volumique  $\epsilon_v$  (figure 5.1).

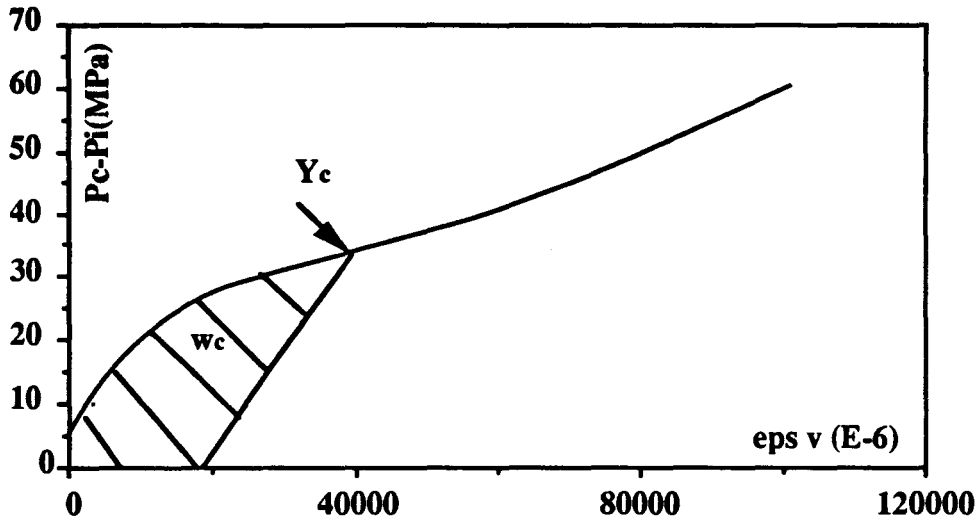


Figure 5.1: Détermination de  $Y_c$  et  $W_c$

$$W_c = \int P'_c d\epsilon_v^c \quad (V-5)$$

$$Y_c = 3 (P'_c)^2 \quad (V-6)$$

La valeur de  $W_c$  correspondant à  $Y_c$  est calculée en traçant une droite de déchargement dont la pente est constante et correspond au module d'incompressibilité drainé  $K_B$ .

$W_c$  est l'aire comprise entre la courbe et la droite.

La règle d'écrouissage contractante s'écrit :

$$Y_c = Y_c^0 + C P_a^2 \left( \frac{W_c}{P_a} \right)^\rho \quad (V-7)$$

$Y_c^0 = 3 (P'_{c0})^2$  où  $P'_{c0}$  définit la limite d'élasticité initiale  $C$  et  $\rho$  sont deux paramètres du modèle prenant deux valeurs différentes dans les deux zones d'écrouissage pour tenir compte du durcissement important du matériau au-delà d'une certaine valeur  $P'_c$ .  $P_a$  est la pression atmosphérique.

### Règle d'écoulement

La règle d'écoulement est associée pour le mécanisme hydrostatique et le potentiel plastique  $Q_c$  s'identifie à la fonction de charge  $F_c$ .

$$Q_c = (I_1)^2 + 2 I_2 \quad (V-8)$$



Dans le cas hydrostatique, on a :

$$Q_c = 3 (P'_c)^2 \quad (V-9)$$

$$d\varepsilon_v^p = d\lambda_c \frac{\partial Q_c}{\partial P'_c} \quad (V-10)$$

où  $d\lambda_c$  est le multiplicateur plastique pour le mécanisme hydrostatique. En dérivant la relation (V-7), on obtient :

$$dW_c = \frac{dY_c}{\rho C P_a} \left( \frac{Y_c - Y_c^o}{C P_a^2} \right)^{\frac{1}{\rho} - 1} \quad (V-11)$$

### V.1.1.3 Déformation plastique déviatorique

La déformation plastique déviatorique décrit la distorsion plastique du matériau caractérisé par les cisaillements des ponts entre les grains. Cette déformation est déterminée par une règle d'écoulement non associée et un écrouissage isotrope [44].

A partir du critère de Lade, la fonction de charge est supposée avoir la même forme que le critère de rupture permettant ainsi de déduire la surface de charge correspondant au mécanisme de déformation plastique.

#### *Critère de rupture*

$$\left( \frac{I_1^3}{I_3} - 27 \right) \left( \frac{I_1}{P_a} \right)^m - Y_d^r = 0 \quad (V-12)$$

avec  $I_1$  et  $I_3$  sont respectivement le premier et le troisième invariant de la contrainte effective plastique.

$Y_d^r$  et  $m$  sont des paramètres du modèle qui caractérisent respectivement l'angle d'ouverture et la courbure de la surface de rupture .

#### *Fonction de charge déviatorique*

L'expression de la fonction de charge déviatorique découle de la surface de rupture :

$$F_d = \left( \frac{\Gamma_1^3}{\Gamma_3} - 27 \right) \left( \frac{\Gamma_1}{P_a} \right)^m - Y_d = 0 \quad (V-13)$$

$Y_d$  est une fonction monotone croissante de l'état d'érouissage du matériau. Cette fonction admet pour valeur ultime  $Y_d^r$ .

Dans le modèle Laderock, pour la craie poreuse étudiée [45], il a été proposé une loi hyperbolique servant à la description de la déformation et de la fonction d'érouissage.

$$Y_d = \frac{Y_d^r \xi_d}{b + \xi_d d} \quad (V-14)$$

où  $d$  est un paramètre sans dimension dépendant de l'état initial de consolidation du matériau due à la contrainte moyenne initiale.

$\xi_d$  représente la déformation déviatorique plastique équivalente. Elle est définie par :

$$d\xi_d = \left( d\varepsilon_{ij} \quad d\varepsilon_{ij} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (V-15)$$

$b$  est un paramètre fonction de la pression hydrostatique s'exprimant :

$$b = \ln \alpha_1 + \beta_1 \left( \frac{\Gamma_1}{3 P_a} \right) \quad b > 0 \quad (V-16)$$

La relation entre  $dY_d$  et  $d\xi_d$  est déterminée à partir de la dérivation de la fonction d'érouissage (V-14).

$$\frac{dY_d}{d\xi_d} = \frac{Y_d^r b}{(b + \xi_d d)^2} \quad (V-17)$$

### *Règle d'écoulement*

La loi n'étant pas associée, l'expression du potentiel plastique  $Q_d$  est différente de la fonction  $F_d$  [43]

$$Q_d = (\Gamma_1)^3 - 27 e^{t \xi_d} (\Gamma_3) \quad (V-18)$$

$t$  est un paramètre déviatorique améliorant la précision de  $Q_d$ , il permet de jouer sur la contractance ou la dilatance du modèle.

A partir de la théorie classique de la plasticité, la déformation plastique déviatorique est :

$$d\varepsilon_{ij}^d = d\lambda_d \left( \frac{\partial Q_d}{\partial \sigma'_{ij}} \right) \quad (V-19)$$

$d\lambda_d$  représente le multiplicateur plastique déviatorique.

### V.1.2 Performance du modèle

Le travail de thèse de Shao [56] a consisté en une étude expérimentale et numérique sur une craie blanche à forte porosité ( $\phi = 45 \%$ ). Des essais drainés de compression isotrope et triaxiale ont été effectués jusqu'à des pressions de confinement de 50 MPa. Les paramètres du modèle Laderock ont été déterminés à partir de ces essais. Afin de valider le modèle dans des problèmes homogènes, des essais de sollicitations proportionnelles (figure 5.3) et triaxiales d'extension latérale (figure 5.4) ont été effectués.

Shao a, en plus, étudié l'influence des paramètres les plus délicats à déterminer afin de les borner dans un intervalle de tolérance dans lequel l'approche du comportement du matériau reste acceptable.

Nous présentons quelques simulations numériques effectuées par Shao dans le cadre de la craie blanche de Liège.

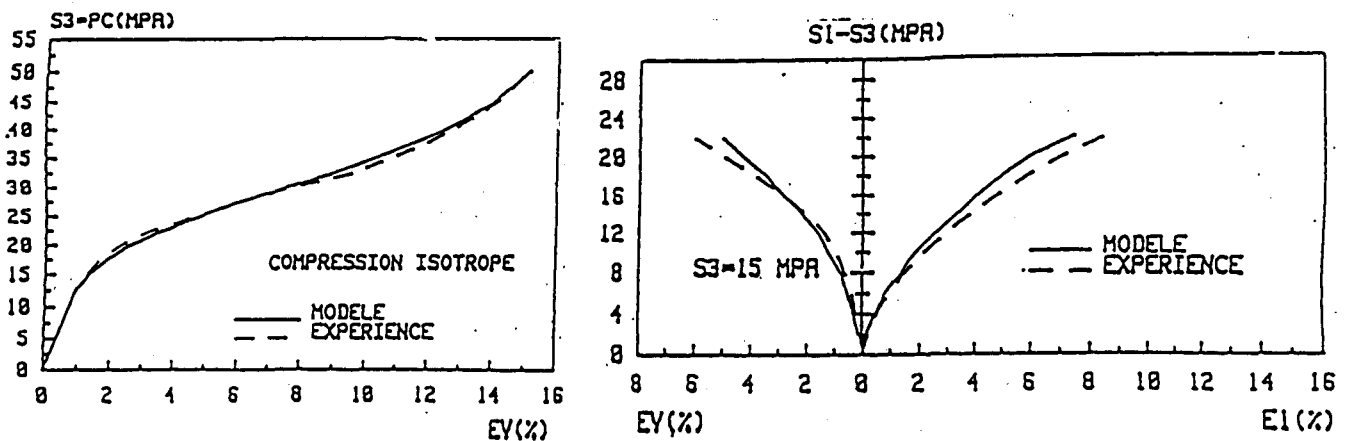


Figure 5.2: Simulation des essais de compression isotrope et triaxiale (Shao[56])

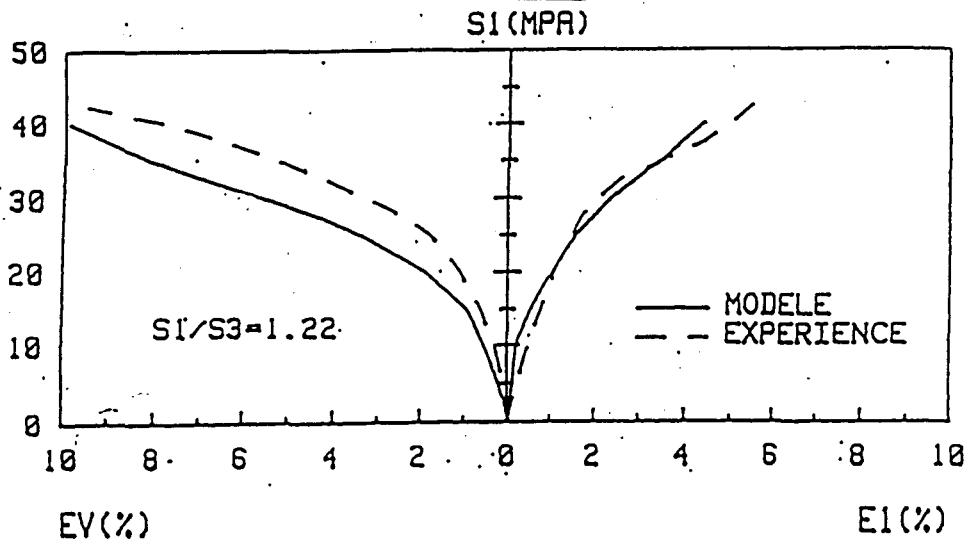


Figure 5.3: Simulation d'un chemin de sollicitations proportionnelles (Shao [56])

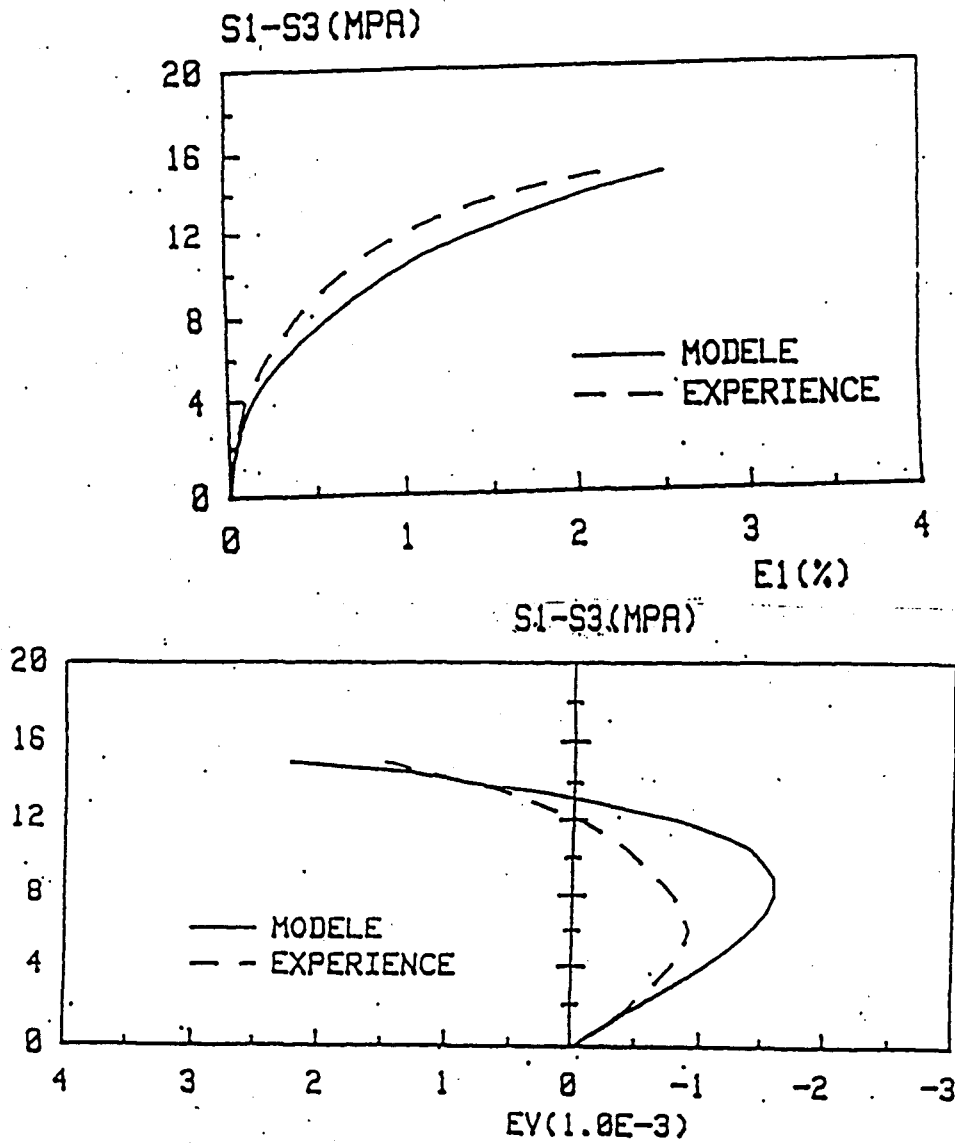


Figure 5.4: Simulation d'un essai triaxial d'extension latérale (Shao[56])

a) déviateur de contrainte-déformation axiale b) déviateur de contrainte-déformation volumique

Les deux chemins de sollicitations drainées des figures 5.3 et 5.4 ont confirmé les bonnes performances du modèle. Néanmoins, il serait nécessaire de le valider sur d'autres chemins de sollicitations plus complexes dans le but d'introduire le phénomène de couplage fluide squelette. Ceci est le cas de notre étude car en effet, dans la suite de ce chapitre, nous déterminerons les paramètres du modèle propre à la craie étudiée, et nous validerons ce modèle sur des essais non drainés. Une simulation sur des essais proportionnels drainés sera également effectuée.

## V.2 DETERMINATION DES PARAMETRES

Outre les paramètres déjà déterminés ( $K_B$ ,  $E_B$ ,  $P_c^o$ ,  $P_c^t$ ) entrant dans la modélisation, onze autres paramètres intervenant dans le mécanisme hydrostatique ou déviatorique sont à déterminer. Il s'agit de  $C_1$ ,  $\rho_1$ ,  $\rho_2$  dans le cadre de la plasticité contractante et de  $m$ ,  $Y_d^t$ ,  $\alpha_1$ ,  $\beta_1$ ,  $d$ ,  $t$ ,  $a$  et  $\gamma$  dans le cadre de la plasticité déviatorique.

### V.2.1 Mécanisme hydrostatique

$C$  et  $\rho$  sont deux paramètres du modèle sans dimension et prenant deux valeurs différentes dans les deux zones d'écroutissage :

$$\begin{aligned} C = C_1 \quad ; \quad \rho = \rho_1 \quad \text{pour} \quad Y_c \leq Y_c^t \\ C = C_2 \quad ; \quad \rho = \rho_2 \quad \text{pour} \quad Y_c \geq Y_c^t \end{aligned} \quad (V-20)$$

où  $Y_c^t = 3 (P_c^t)^2$  et  $P_c^t$  représentant la limite d'effondrement plastique.

Rappelons l'équation(V-7) : 
$$Y_c = Y_c^o + C P_a^2 \left( \frac{W_c}{P_a} \right)^\rho$$

A partir de cette équation, on présente dans la figure 5.5, la variation de

$\ln \frac{Y_c - Y_c^o}{P_a^2}$  en fonction de  $\ln \frac{W_c}{P_a}$ . Les pentes des droites de corrélation déterminent  $\rho_1$  et  $\rho_2$

La valeur de  $C_1$  est identifiée à celle de  $\frac{Y_c - Y_c^o}{P_a^2}$  pour  $\ln \frac{W_c}{P_a} = 0$  et  $\rho = \rho_1$ .

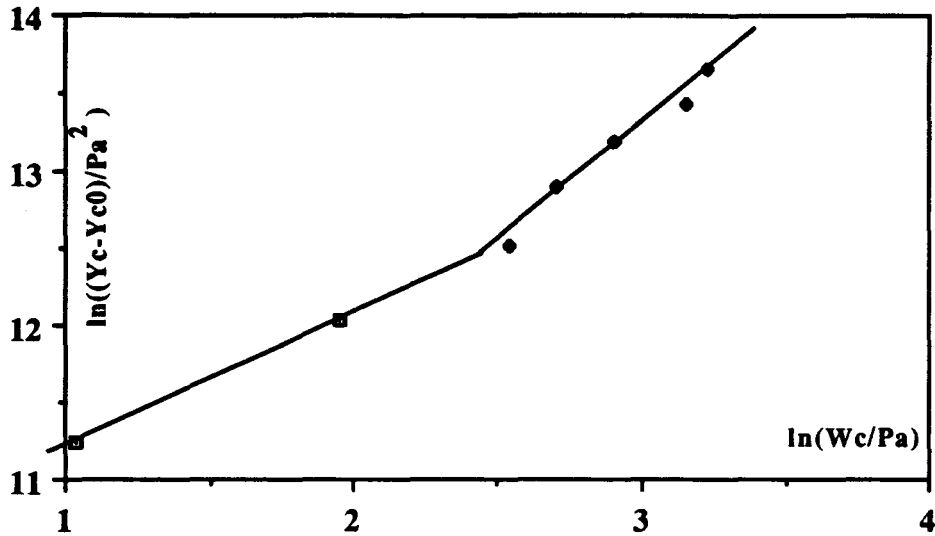


Figure 5.5 : Détermination de  $\rho_1$ ,  $\rho_2$  et de  $C_1$

A partir de la condition de continuité entre les deux zones d'écroutissage :

$$C_2 = \frac{Y_c^t - Y_c^o}{P_a^2} \left( \frac{Y_c^t - Y_c^o}{C_1 P_a^2} \right)^{\frac{\rho_2}{\rho_1}} \quad (V-21)$$

La courbe de la figure (5.5) permet de déterminer :

$$C_1 = 31\,825 \quad , \quad \rho_1 = 0,857 \quad , \quad \rho_2 = 1,506$$

Les valeurs de  $P'_{\infty}$  et  $P'_{ct}$  sont obtenues à partir de la courbe de la figure 4.2 :

$$P'_{\infty} = 20 \text{ MPa} \quad ; \quad P'_{ct} = 40 \text{ MPa.}$$

### V.2.2 Mécanisme déviatorique

Les paramètres  $m$  et  $Y_d^t$  sont déterminés à partir des résistances au pic, obtenues dans une série d'essais triaxiaux. Mais étant donné le peu d'essais donnant un pic de contraintes (deux essais à faible pression de confinement), nous avons procédé de la manière suivante :

A partir de l'ensemble des essais de compression triaxiale, et à un certain état d'écroutissage  $Y_d^t$  correspondant à la même déformation plastique déviatorique équivalente  $\xi_d^t$  on trace la courbe (figure 5.6) faisant intervenir l'équation suivante :

$$\left( \frac{\Gamma_1^3}{\Gamma_3} - 27 \right) \left( \frac{\Gamma_1}{P_a} \right)^m - Y_d^t = 0 \quad (V-22)$$

Dans la figure 5.6, on représente la relation expérimentale entre  $\ln \left( \frac{\Gamma_1^3}{\Gamma_3} - 27 \right)$  et  $\ln \left( \frac{P_c}{\Gamma_1} \right)$ , la pente de la droite de corrélation représente la valeur de la pente  $m$ .

On trouve  $m = 1,37$  à partir des essais à faible pression de confinement en considérant l'équation (5.12) (critère de rupture), on détermine  $Y_d^f = 70\,000$ .

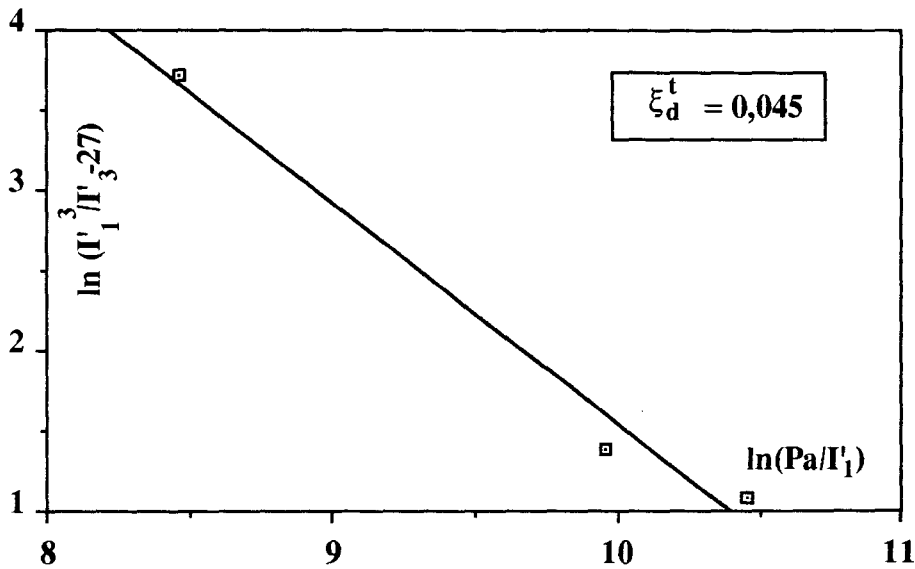


Figure 5.6: Détermination de  $m$  avec  $\xi_d^t = 0,045$

Les paramètres  $\alpha_1$  et  $\beta_1$  décrivent la dépendance entre la fonction d'écroûissage et la pression hydrostatique. La relation (V-16) indique que leur détermination nécessite une série d'essais à  $\Gamma_1$  constant dans un plan déviatorique.

Pour chaque essai, on peut obtenir la valeur de  $b$  par la relation (V-14) (figure 5.7).

Ensuite en traçant la courbe  $e^b$  en fonction de  $\frac{\Gamma_1}{3 P_a}$ ,  $\alpha_1$  sera pris au point  $\frac{\Gamma_1}{3 P_a} = 0$

et  $\beta_1$  représentera la pente de la droite de corrélation (figure 5.8).

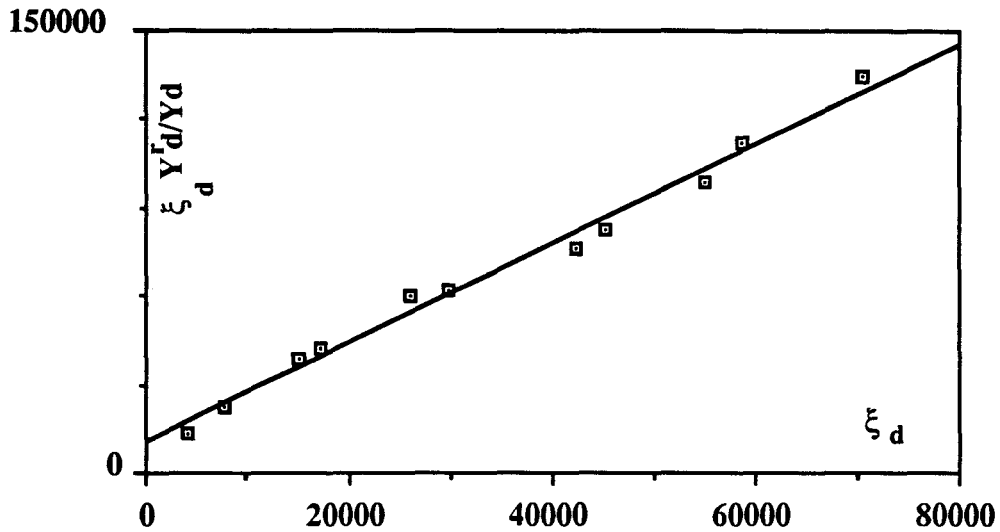


Figure 5.7: Détermination de b et d

Dans la série d'essais triaxiaux effectués, il est impossible de déterminer  $\alpha_1$  et  $\beta_1$  en prenant  $\Gamma_1$  constant. Par conséquent, nous avons substitué aux valeurs de  $\Gamma_1$  [57], la pression effective de confinement  $\sigma'_3$  approximant ainsi les valeurs de  $\alpha_1$  et  $\beta_1$ .

$$\alpha_1 = 0,992 ; \quad \beta_1 = 2,09 \times 10^{-4} \quad \text{et} \quad d = 1,61$$

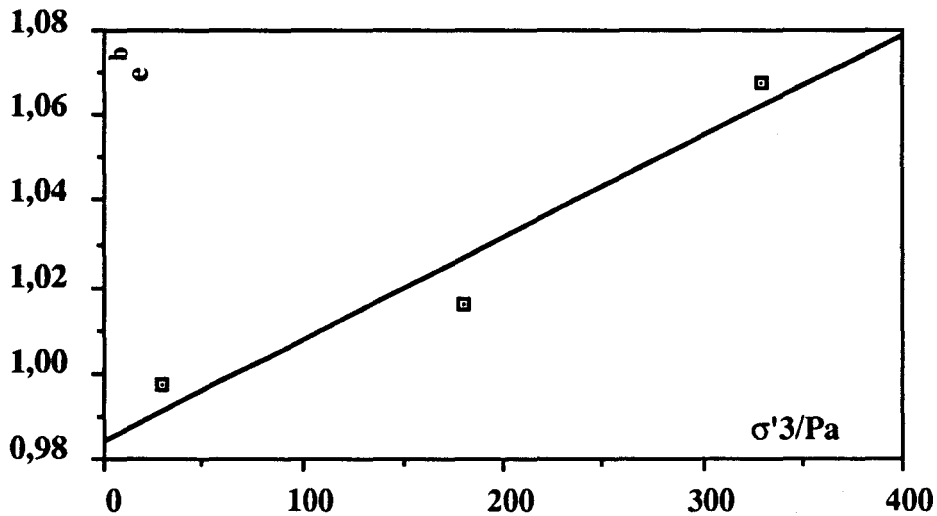


Figure 5.8: Détermination de  $\alpha_1$  et  $\beta_1$

Ces valeurs de  $\alpha_1$  et  $\beta_1$  ont été confirmées lors de la simulation.



Soit  $Y_d^o$  représentant la limite d'élasticité initiale de la roche, cette limite dépend de la pression de confinement effective lors d'un essai drainé.  $Y_d^o$  devient presque nulle quand celle ci dépasse  $P'_{co}$ . La fonction suivante est proposée :

$$Y_d^o = a e^{\frac{-\gamma \sigma'_3}{P_a}} \quad (V-23)$$

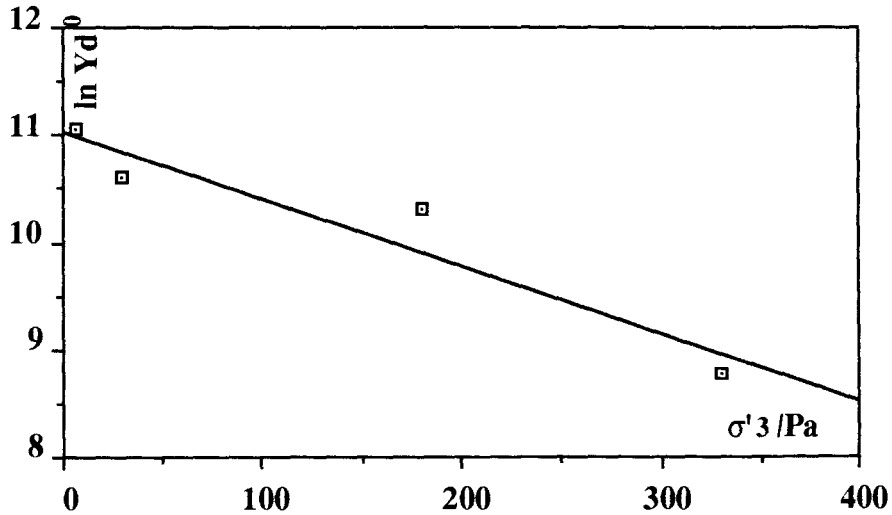


Figure 5.9: Détermination de a et  $\gamma$

La pente de la droite de corrélation de la figure 5.9 représente  $\gamma$  et a est

déterminée par  $\frac{\sigma'_3}{P_a} = 0$ . On trouve :

$$a = 62\,380 \quad \text{et} \quad \gamma = 6,265 \times 10^{-3}$$

Enfin, dans la relation du potentiel plastique déviatorique  $Q_d$  apparaît le paramètre  $t$  (V-18) servant uniquement à améliorer la simulation, afin d'obtenir une meilleure concordance avec l'expérimental :

$$t = -1,5$$

### V.2.3 Simulation des essais drainés hydrostatiques et déviatoriques

Afin de vérifier l'exactitude des valeurs des paramètres, nous avons simulé des essais drainés hydrostatiques et déviatoriques.

Récapitulons dans le tableau 5.1 toutes les valeurs des paramètres nécessaires à la modélisation de la craie blanche de Lezennes.

$K_B$ (MPa)	$E_B$ (MPa)	$P'c_0$ (MPa)	$P'c^t$ (MPa)	$\rho_1$	$\rho_2$	$C_1$	$m$	$Y_d^f$	$\alpha_1$	$\beta_1$	$a$	$\gamma$	$d$	$t$
2500	4500	20	40	0,86	1,51	31825	1,37	70000	0,992	2,09 $\times 10^{-4}$	62380	6,265 $\times 10^{-4}$	1,61	-1,5

Tableau 5.1 : Valeurs des paramètres du modèle

La détermination des paramètres  $K_B$ ,  $P'c_0$ ,  $P'c^t$ ,  $\rho_1$  et  $C_1$ , nous a permis de simuler des essais hydrostatiques drainés à l'aide du modèle de Lade (figure 5.10) jusqu'à une contrainte de confinement de 60 MPa, pour une pression interstitielle constante de 2 MPa.

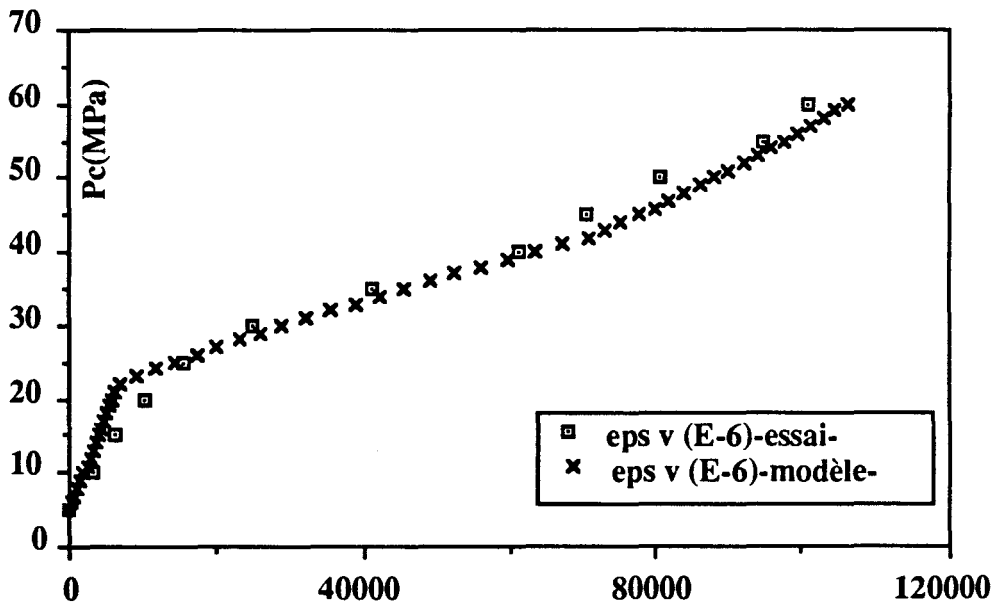


Figure 5.10: Simulation d'un essai hydrostatique drainé

La concordance entre l'essai de compression isotrope drainé et sa simulation numérique est très bonne, ce qui prouve que la détermination des paramètres pour ce mécanisme est correcte. Il en est de même pour le mécanisme déviatorique qui a nécessité la détermination de 8 paramètres  $E_B$ ,  $m$ ,  $Y_d^f$ ,  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $a$ ,  $\gamma$ ,  $d$  et  $t$ . Les figures des courbes 5.11, 5.12, 5.13 et 5.14 confirment les valeurs trouvées pour ces paramètres à partir de la bonne reproduction de presque tous les essais déviatoriques effectués à différentes pressions de confinement.

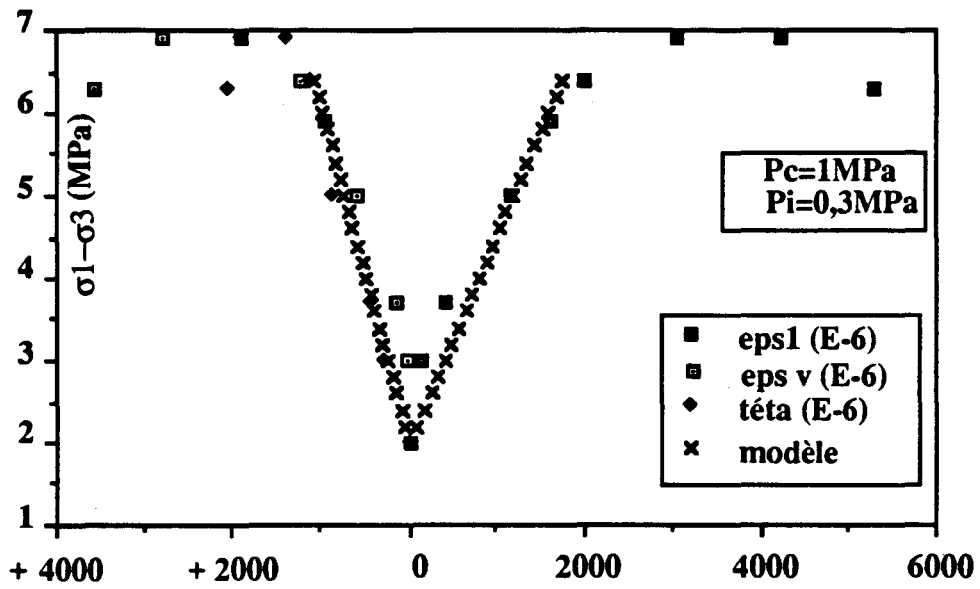


Figure 5.11: Simulation d'un essai déviatorique drainé

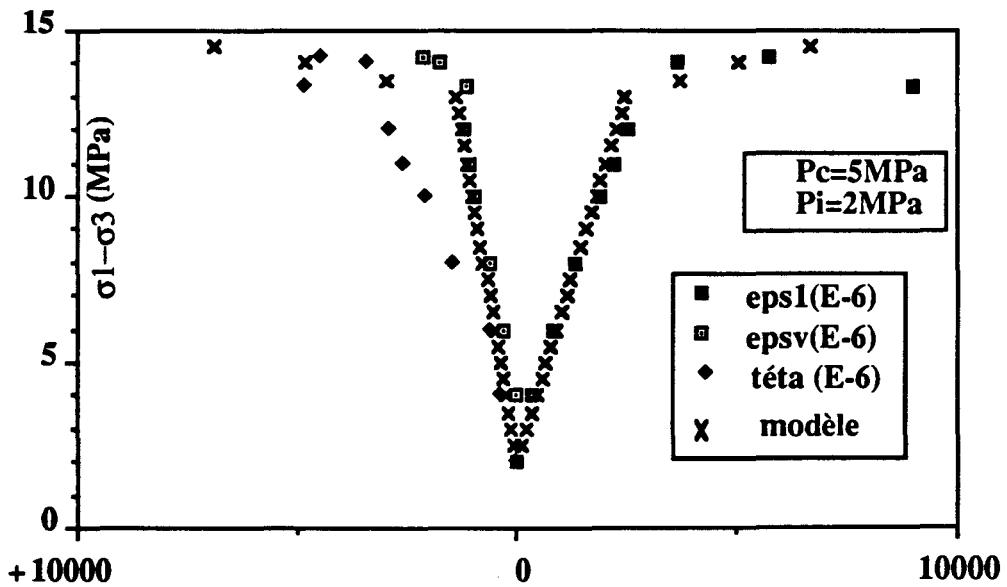


Figure 5.12: Simulation d'un essai déviatorique drainé



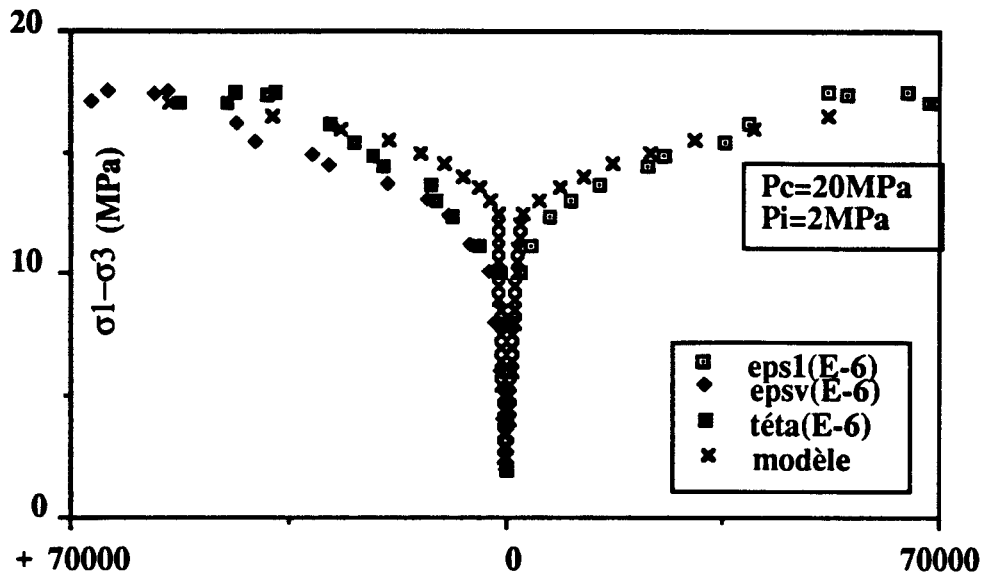


Figure 5.13: Simulation d'un essai déviatorique drainé

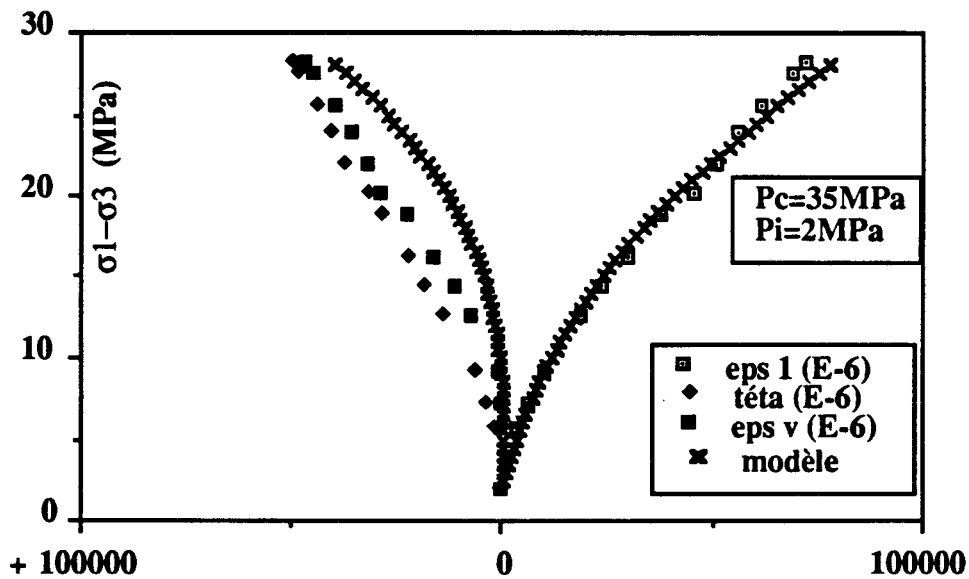


Figure 5.14: Simulation d'un essai déviatorique

Dans les figures 5.11, 5.12, 5.13, et 5.14, nous avons présenté les déviateurs de contraintes en fonction des déformations axiales et volumiques et des variations de masses fluide. Toutes ces déformations ont été obtenues expérimentalement. Leurs comparaisons avec celles obtenues par la simulation montre que la concordance est très bonne.

#### V.2.4 Réalisation et simulation des essais proportionnels drainés

L'essai proportionnel est un essai triaxial de révolution particulier dans lequel on fait varier la contrainte axiale  $\sigma_1$  et la contrainte latérale  $\sigma_3$  avec un rapport constant K tel que:

$$\left( \frac{\sigma_1}{\sigma_3} = K \right)$$

Ces essais sont effectués dans le but de valider numériquement le modèle de comportement dont les paramètres seront issus uniquement des essais triaxiaux drainés.

L'essai triaxial proportionnel est réalisé à l'aide de chargements incrémentaux. Chaque incrément est effectuée la manière suivante :

A partir d'un état de sollicitation ( $\sigma_1 ; \sigma_3 = P_c ; P_i$ ), un incrément de pression de confinement  $\Delta P_c$  est appliqué en condition non drainée ; ensuite, une décharge en pression interstitielle (expulsion de fluide) est effectuée. L'état de sollicitation est ( $\sigma_1, \sigma''_3, P_i$ ) (figure 5.15). L'étape suivante consiste à appliquer un incrément de contrainte axiale  $\Delta\sigma_1$  qui engendre une nouvelle pression interstitielle. Enfin, cette dernière est emmenée à sa valeur de départ, afin d'arriver à l'état de sollicitation ( $\sigma''_1, \sigma''_3, P_i$ ) tel que  $\sigma''_1 = K \sigma''_3$ .

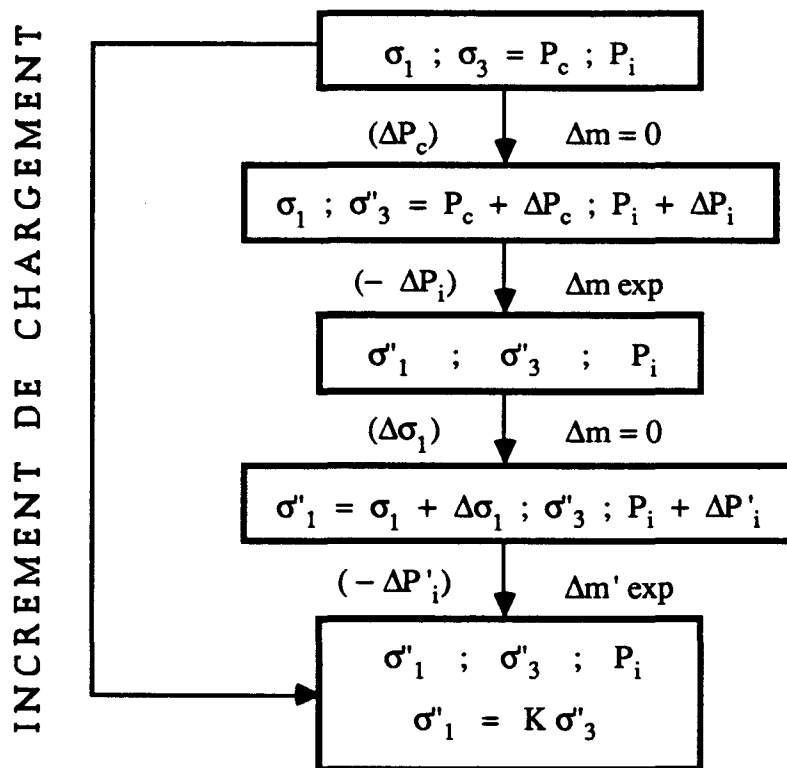


Figure 5.15 : Incrément de chargement pour un essai triaxial proportionnel drainé

Au cours de cet essai, on asservit simultanément la contrainte déviatorique  $\sigma_1 - \sigma_3$ , la pression de confinement  $P_c = \sigma_3$  et la pression interstitielle  $P_i$ . On enregistre le déplacement axial correspondant à la déformation axiale  $\epsilon_1$ , le déplacement latéral correspondant à la déformation latérale  $\epsilon_3$ , et le volume de fluide expulsé correspondant à l'apport de masse fluide par unité de volume  $\theta$ .

Deux essais triaxiaux proportionnels drainés ont été effectués ; l'un à

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_3} = 1,5 \quad \text{et l'autre à} \quad \frac{\sigma_1}{\sigma_3} = 2 \quad (\text{figures 5.16 et 5.17}).$$

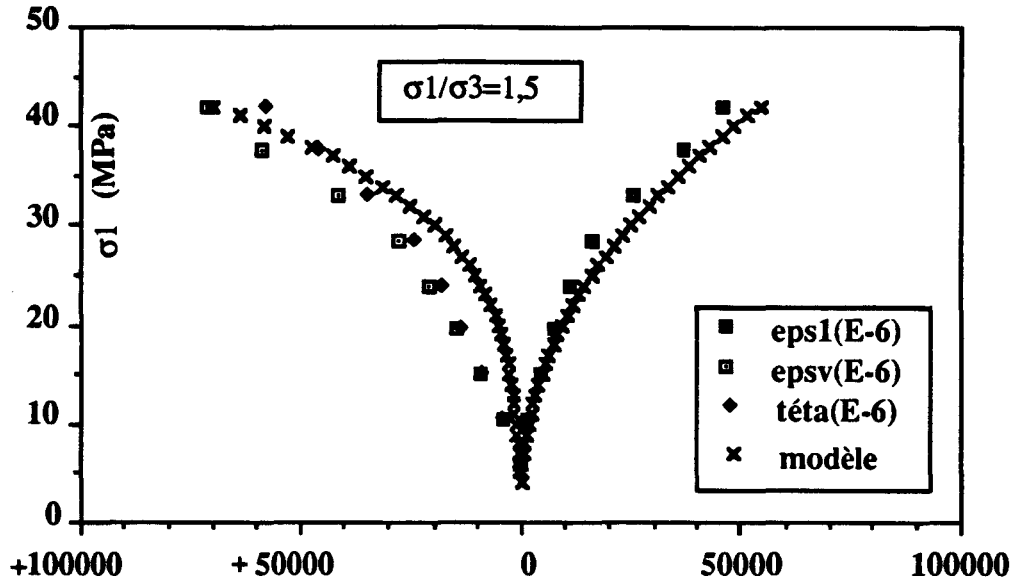


Figure 5.16: Simulation d'un essai proportionnel drainé

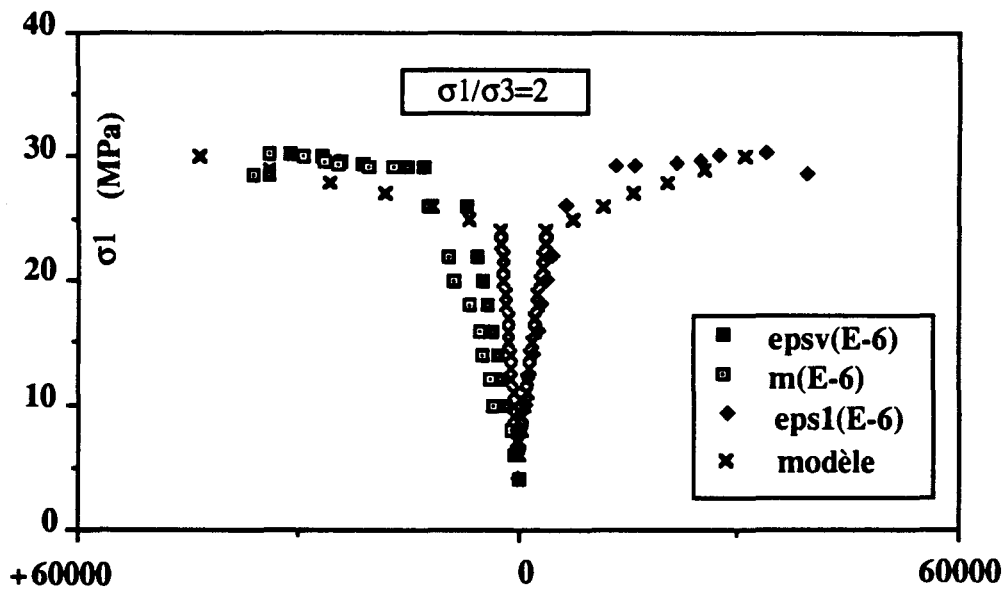


Figure 5.17: Simulation d'un essai proportionnel drainé

Les courbes des figures 5.16 et 5.17 montrent que jusqu'à une déformation axiale supérieure à 5 %, la rupture de l'échantillon ne s'est pas produit

La contrainte moyenne  $\sigma_m = \frac{\sigma_1 + 2\sigma_3}{3}$  croît continuellement et la contractance

devient de plus en plus importante.

Du point de vue numérique, il est clair que le modèle pris nous donne des simulations très satisfaisantes Il apparaît l'importance de la détermination correcte des paramètres du modèle.

### V.3 VALIDATION DU MODELE SUR CHEMINS NON DRAINES

Sachant que dans un essai non drainé, la pression interstitielle ne reste pas constante, il est intéressant de faire intervenir la contrainte effective dans l'écriture de la fonction de charge permettant ainsi de relier la contrainte totale à la pression interstitielle. La validation du modèle sur les essais non drainés a été faite à l'aide des paramètres déterminés sur des chemins drainés. Mais comme il est nécessaire de connaître l'évolution de la pression interstitielle en fonction de la contrainte totale, le paramètre  $B$  (coefficient de Skempton) a été rajouté au jeu de paramètres précédent. L'équation suivante permet de mettre en évidence l'évolution de la pression interstitielle lors de la modélisation :

$$\frac{\Delta m}{\rho_o} - \Delta \phi^p = \frac{1}{M} \left( 1 + \frac{\alpha M}{K_B} \right) \Delta P_i + \frac{\alpha}{3 K_B} \text{tr} (\Delta \sigma) \quad (\text{V-24})$$

Pour un essai non drainé, et dans les conditions d'incompressibilité de la matrice de la craie étudiée, on a :  $\Delta m = 0$ ,  $\alpha = 1$ ,  $\Delta \phi^p = \Delta \varepsilon^p$ , et sachant que  $B = \frac{M}{M + K_B}$ , on déduit de la re-

lation (V-24) :

$$\Delta P_i = B (\Delta \sigma_{\text{moy}} + K_B \Delta \varepsilon_v^p) \quad (\text{V-25})$$

Pour un essai hydrostatique isotrope :

$$\Delta P_i = B \Delta P_c + B K_B \Delta \varepsilon_v^c \quad (\text{V-26.a})$$

Pour un essai déviatorique ( $\Delta \sigma_3 = 0$ )

$$\Delta P_i = \frac{B \Delta \sigma_1}{3} + B K_B (\Delta \varepsilon_v^c + \Delta \varepsilon_1^d + 2 \Delta \varepsilon_3^d) \quad (\text{V-26.b})$$

#### V.3.1 Essais hydrostatiques (non drainés)

Pour une pression hydrostatique allant jusqu'à 60 MPa qui entraîne une évolution de la pression interstitielle, une simulation numérique a été réalisée (figure 5.18 et 5.19). On remarque que la réponse du modèle est très bonne dans les deux cas :  $P_c$  en fonction de  $\varepsilon_v$  et  $P_c$  en fonction de  $P_i$ .

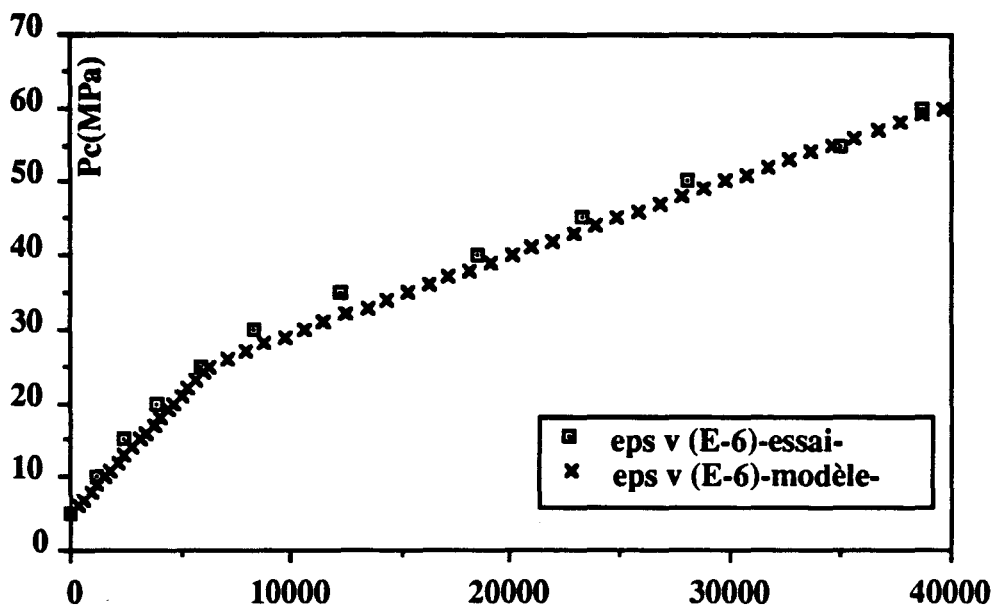


Figure 5.18: Simulation d'un essai hydrostatique non drainé (Pc-eps v)

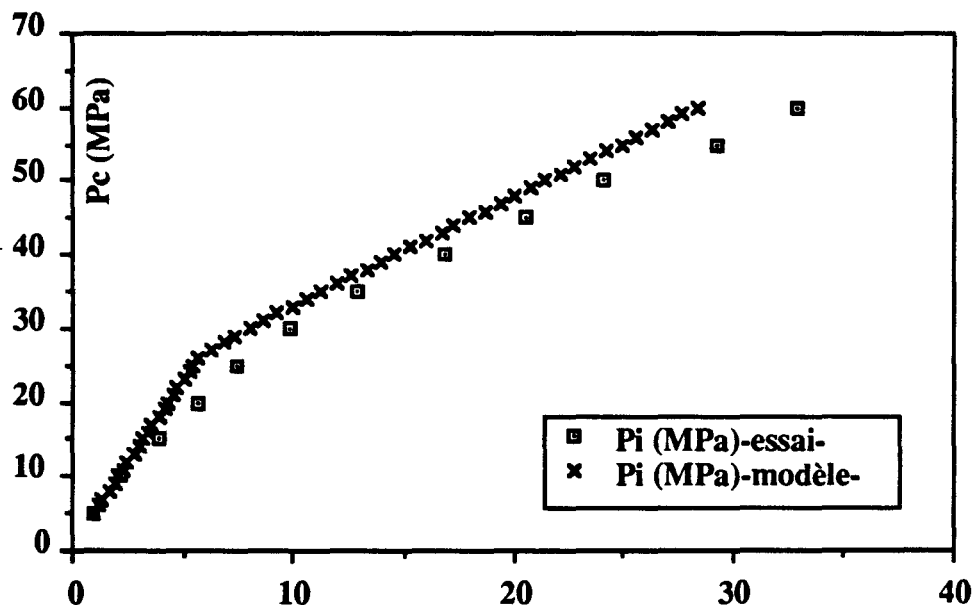


Figure 5.19: Simulation d'un essai non drainé hydrostatique (Pc-Pi)

### V.3.2 Essais déviatoriques (non drainés)

Tous les essais non drainés réalisés à différents pressions de confinement ont été simulés numériquement à l'aide du modèle Laderock, intégrant la fonction de charge en contraintes effectives plastiques (figures 5.20, 5.21 et 5.22).



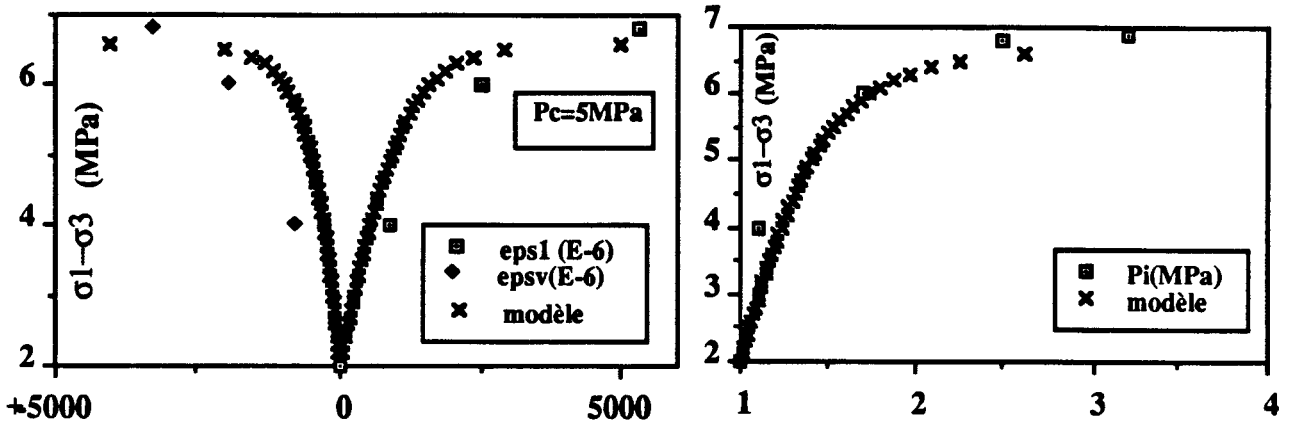


Figure 5.20: Simulation d'un essai déviatorique non drainé ( $P_c=5\text{MPa}$ )

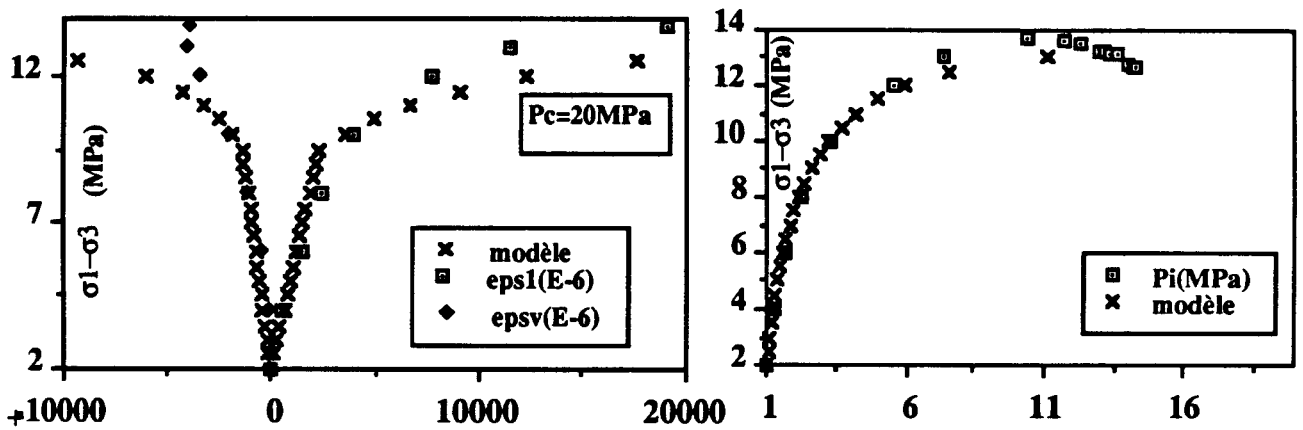


Figure 5.21: Simulation d'un essai déviatorique non drainé ( $P_c=20\text{MPa}$ )

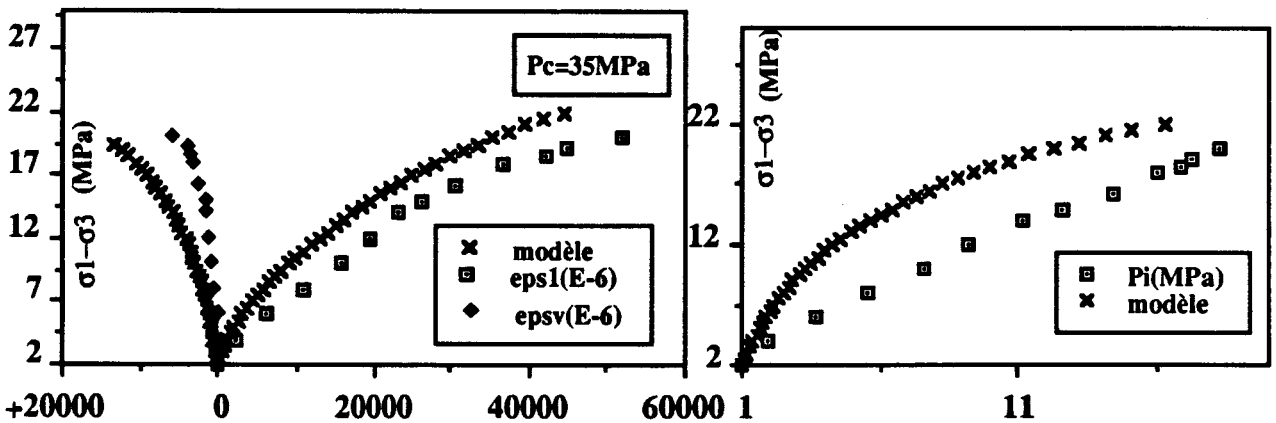


Figure 5.22: Simulation d'un essai déviatorique non drainé ( $P_c=35\text{MPa}$ )

La concordance entre l'expérience et la simulation numérique semble correcte, tant pour la déformation axiale que pour la déformation volumique. Tout cela justifie l'adaptabilité du modèle Laderock à notre type de craie avec les paramètres déterminés à partir d'essais drainés et une fonction de charge déviatorique exprimée en contrainte effective de Terzaghi.

**CONCLUSION GENERALE**

-----

L'objectif de notre travail a consisté en une étude expérimentale de l'interaction fluide squelette. Cette approche a été privilégiée afin d'apporter de nouveaux éclairages sur le comportement des milieux poreux dans le domaine plastique sous l'effet de contraintes élevées avec différentes conditions de drainage. Le matériau, en l'occurrence la craie blanche de Lezennes, a été choisi en raison de sa forte porosité (39%) et de son comportement non fragile. La difficulté des mesures des déformations et des masses de fluide injectées ou expulsées ont nécessité la mise au point d'un dispositif expérimental spécifique. Ce dispositif, qui s'est avéré très fiable, a permis le suivi de l'évolution de la déformation et de la porosité plastiques au cours des chemins de chargements et déchargements menés de manière incrémentale. Pour assurer la reproductibilité des résultats, un travail important d'étalonnage des capteurs L.V.D.T et leur support, de la cellule auto compensée utilisée et des réseaux capillaires a été effectué.

Les déformations ont été mesurées à l'aide d'essais hydrostatiques et triaxiaux conventionnels. Ces essais ont été réalisés en laboratoire sous différents régimes : drainés, non drainés et à drainage mixte. La détermination des caractéristiques poroélastiques de la craie a été essentiellement effectuée à partir des essais drainés. Ces essais ont confirmé la forte dépendance du comportement de ce matériau avec la pression de confinement (ou la contrainte moyenne). Les essais non drainés ont été un complément important aux essais drainés, d'une part, par le recoupement de mesures du coefficient de Skempton, du coefficient de Biot  $\alpha$ , et d'autre part, par le fait que ces essais serviront à la validation de la loi de comportement en régime non drainé. L'essai Yamada a permis de confirmer, l'ensemble des résultats obtenus avec les autres essais. Il nous a en particulier permis de faire apparaître les différentes phases de retour élastique lors d'une procédure de déchargement en contraintes puis en pression interstitielle

La compressibilité élastique faible et plastique nulle de la matrice solide a été vérifiée à partir de l'essai à  $\Delta P_c = \Delta P_i$  et de l'essai Yamada. En effet, le premier test a montré que le module d'incompressibilité de la matrice était très élevé et le second test a montré que la porosité plastique  $\phi^P$  était égale à la déformation volumique plastique  $\varepsilon_{v^P}$ . Ces deux résultats prouvent ainsi que le coefficient de Biot  $\alpha$  et le coefficient de contraintes effectives plastique  $\beta$ , introduit par Coussy, sont égaux à l'unité. De même, des essais déviatoriques effectués à des pressions effectives de confinement identiques, ont montré que la réponse du matériau était la même indépendamment de la pression de confinement totale initiale.

Le mécanisme déviatorique de la craie étant non associé, l'hypothèse de l'écriture de la fonction de charge en contraintes effectives a nécessité une vérification expérimentale. A cet effet, un test particulier a été adopté, la méthodologie étant de charger l'échantillon suivant deux chemins différents aboutissant à la même variation de contraintes effectives. Le résultat a été concluant et l'hypothèse émise a donc été validée pour la craie et pour le type de chargement mis au point prouvant ainsi qu'une loi de contrainte effective de Terzaghi peut être utilisée pour la craie. Dans le cadre de la modélisation, pour tous les types de chargement, l'hypothèse précédente a été admise. Nous avons étendu le modèle Laderock au cas poroplastique en écrivant la fonction de charge en contraintes effectives et ceci pour les deux mécanismes (hydrostatique et déviatorique) intervenant dans le modèle. Tous les paramètres utilisés dans le modèle ont été obtenus à partir des essais drainés. Nous avons donc utilisé ce modèle poroplastique afin de le valider sur des chemins homogènes tels que des chemins de sollicitations proportionnelles et des chemins non drainés hydrostatiques et déviatoriques. Nous avons obtenu de bonnes concordances globales entre les résultats expérimentaux et ceux obtenus à partir de la simulation.

Ce travail confirme finalement que le principe de contrainte effective de Terzaghi peut être utilisé, pour la craie, dans les domaines élastique et plastique afin d'évaluer et de prévoir les phénomènes de subsidence ou de simuler la réponse du massif rocheux à une injection ou une extraction de fluide.

**BIBLIOGRAPHIE**

-----

- [1] BIOT M.A. (1941) - "General theory of three dimensional consolidation". J. Appl. Phys., Vol. 12, p. 155-164
- [2] BIOT M.A. (1954) - "Theory of stress-strain relation in anisotropic viscoelasticity and relaxation phenomena" - J. Appl. phys., Vol. 25, n° 11, november, p. 1385-1391
- [3] BIOT M.A. (1955) - "Theory of elasticity and consolidation for a porous anisotropic solid". J. Appl. phys., Vol. 26, n° 2, February, p. 182-185
- [4] BIOT M.A. (1956) - "Theory of deformation of a porous viscoelastic anisotropic solid" - J. Appl., phys., Vol. 27, n° 5, May, p. 459-467
- [5] BIOT M.A. (1956) - "General solutions of the equations of elasticity and consolidation for a porous material" - J. Appl. Mech., march., p. 91-96
- [6] BIOT M.A. and WILLIS D.G. (1957) - "The elastic coefficients of the theory of consolidation" - J. Appl. Mech., Vol. 24, décembre, p. 594-601
- [7] BIOT M.A. (1961) - "Incremental elastic coefficients of an isotropic medium in finite strain" - J. of appl. Sci. Res., Section A, Vol. 12, p. 151-167
- [8] BIOT M.A. (1963) - "Theory of stability and consolidation of a porous medium under initial stress" - J. Math. Mech., Vol. 12, p. 521-542
- [9] BIOT M.A. (1965) - "Mechanics of incremental deformation" - John Wiley, New York
- [10] BIOT M.A. (1972) - "Theory of finite deformations of porous solids" - J. of Ind. Univ. Math., Vol. 21, p. 597-620
- [11] BIOT M.A. (1973) - "Non linear and semilinear rheology of porous solids" - J. of Geophy. Res., Vol. 78, n° 23, Aug., p. 4924-4937
- [12] BIOT M.A. (1977) - "Variational Lagrangian thermodynamics of nonisothermal finite strain" - Mechanics of porous solids and thermomolecular diffusion, Int. J. Solids Structures, Vol. 13, p. 579-597
- [13] CARROL M.M. (1979) - "An effective stress law for anisotropic elastic deformation" - J. Geophy. Res., Vol. 84, n° B13, Décembre, p. 7 510-7 512
- [14] CARROL M.M. (1980) - "Mechanical response of saturated porous materials" - Int. Cong. Theoretical and appl. Mech., Toronto, Aug. p. 251-262
- [15] CHARLEZ P. (1989) - "Thermomécanique des milieux poreux saturés" - Rapport interne, n° 1129, Mars TOTAL
- [16] CHARLEZ P. (1989) - "Le problème du puits en thermoporoélasticité" - Rapport interne, TOTAL n° 1153, Août,
- [17] CHARLEZ P. (1989) - "Rocks Mechanics Theoretical Fundamentals" -Volume 1(333p) Editions Technip, Paris
- [18] CORNET F.H. and FAIRHURST C. (1974) - "Influence de la pression de pore sur la déformation des roches saturées" - 3ème Congrès de Mécanique des Roches, Denver, Thème 2, Tectonophysique, p. 1-7
- [19] CORNET F.H. (1977) - "Etude du comportement élastique et fragile des roches saturées par un liquide" -Revue F. de Géo., n° 2, p. 81-98
- [20] COUSSY O. (1988 First proof) - "A general theory of thermoporoelastoplasticity for saturated porous materials" - (received 8 March 1988), TIPM

- [21] COUSSY O. (1989) - "Thermomechanics of saturated porous solids in finite deformation" - European journal of mechanics, A/Solids, Vol. 8, n° 1, p. 1-14
- [22] COUSSY O. (1990)-"Comportement des milieux poreux saturés"- Proceedings of International Symposium Rock at Great Depth, Maury et Fourmaintraux (eds), 1141-1151
- [23] COUSSY O. (1990) - "Mécanique des milieux poreux" - Editions Technip., Paris
- [24] DETOURNAY E., CHENG A.H.D. (1988) - "Poroelastic response of a borehole in a non-hydrostatic stress field". Int. J. of rock mech. min. Sci. & geomech. abstr., Vol. 25, n° 3, P. 171-182
- [25] DOREMUS C. (1978) - "La craie du Nord de la France, corrélation entre la lithostratigraphie de la microstructure et les propriétés mécaniques" - Thèse de 3ème cycle, U.S.T. LILLE
- [26] DROPEK R.K., JOHNSON J.N. and WALSH J.B. (1978) - "The influence of pore pressure on the mechanical properties of KAYENTA sandstone" - J. geophys. Res., Vol. 83, p. 2817-2824
- [27] ELLIOT G. M., BROWN E. T. (1985)-"Yield of a soft high porosity rock, Géotechnique"-35, N°4, 412-423
- [28] ELLIOT G. M., BROWN E. T. (1986)-"Further development of a plasticity approach to yield in porous rock"- Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Abstr., Vol. 23, n° 2, 151-156
- [29] GARG S.K. & NUR A. (1973) - "Effective stress laws for fluid saturated porous rocks" - J. geophys. Res., Vol. 78, p. 5911-5921
- [30] GASSMANN F. (1951) - "Über die elastizität poröser medien" - Vierteljahrsschrift der Naturforschenden gesellschaft in Zurich, 96, p. 1-23
- [31] GEERTSMA J.A. (1957) - "A remark on analogy between thermoelasticity and the elasticity of saturated porous media" - J. Mech. phys. solids, 6, p. 13-16
- [32] GEERTSMA J.A. (1957) - "The effect of fluid pressure decline on volumetric changes of porous rocks" - A.I.M.E., Trans 210, 331
- [33] GILBERT F. (1987) - "Descriptions thermo-mécaniques de milieux à plusieurs constituants et application aux milieux poreux saturés" - Thèse de Doctorat d'Etat, Univ. "Pierre et Marie Curie" Paris VI
- [34] GOURRI.A. (1991)-"Contribution à l'étude de l'influence des conditions de drainage sur les propriétés poroélastiques des roches carbonatées"-Thèse de Doctorat d'Etat, Univ. J. Fourier - Grenoble
- [35] HEUGAS O. (1991) - "Mesures expérimentales des paramètres thermo-poroélastiques du calcaire de Lavoux" - (Total), Rapport n° 1236
- [36] HILL.R (1950) -"The mathematical theory of plasticity"- Clarendon Press,Oxford
- [37] JONES M.E., LEDDRA M.J. (1989)-"Compaction and flow of porous rocks "at depth, Proc. of the international Symposium of Rock Mechanics at great depth, Maury and Fourmaintraux (eds), 891-898
- [38] KHERBOUCHE.R (1990)-"Interaction fluide squelette (calcaire de Lavoux)"- D.E.A de GénieCivil. Univ. Lille Flandre-Artois
- [39] KHERBOUCHE.R.;SIBALM;HENRY.J.P (1991)-"Couplage fluide squelette pour le calcaire de Lavoux" -Rapport scientifique RS.91/01.
- [40] KHERBOUCHE.R; SKOCZYLAS.F;HENRY.J.P (1991)-"Mesures des paramètres thermoporoélastoplastiques pour le calcaire de Lavoux" -Rapport technique RT.91/15
- [41] KHERBOUCHE.R (1993)-"Couplage fluide squelette. Etude du comportement poroélastoplastique de la craie" -Onzièmes rencontres universitaires de génie civil. Nimes 1993. p 35-42

- [42] KHERBOUCHE.R.;SKOCZYLAS.F;HENRY J.P..(1993)-"Etude expérimentale du comportement poroélastoplastique de la craie"-Onzième congrès français de mécanique.Lille 1993. vol 4. p 485-488
- [43] KHERBOUCHE.R.;SHAO J.F.;SKOCZYLAS.F.;HENRY.J.P (1994)-"On the poroplastic behaviour of porous rocks"- European journal of mechanics - (proposé)
- [44] LADE P.V. (1977) - "Elasto-plastic stress-strain theory for cohesionless soil with curved yield surfaces" - Int. J. Solids structures, Vol. 13, p. 1011-1035
- [45] LADE P.V. (1984)-"Modelling of rock strength in three dimensions"- Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 21, 21-33
- [46] LAMA R. D., VUTUKURI V.S. (1978)-"Handbook on mechanical properties of rocks"- TRANS TECH PUBLICATIONS
- [47] LISTTE Q. et JEROME L. (1988) - "Comportement des milieux poreux consolidés dans le domaine élastique" - Rapport interne I.F.P. 36 303, Juillet
- [48] Mac TIGUE D.F. (1986) - "Thermoelastic response of fluide saturated porous Rock" - Journal of Geophysical Research, Vol. 91, n° B9, pp. 9533-9542
- [49] MAIER G. & HUECKEL T. (1979) - "Non associated and coupled flow rules of elasto-plasticity for rock-like materials" - Int. J. Rock mech. min. Sci. & Geom. Abstr., Vol. 16, p. 77-92
- [50] MANDEL J. & DANTU P. (1963) - "Contribution à l'étude théorique et expérimentale du coefficient d'élasticité d'un milieu hétérogène mais statiquement homogène" - Annales de P.C., Vol. 133, Mars-Avril, p. 115-124
- [51] MONJOIE A., SCHROEDER CH. (1990)-"Establishment of constitutive laws of Chalk and long time tests"- Proceedings of the Third North Sea Chalk Symposium, Copenhagen, 11-12 June
- [52] NUR A. & BYERLEE J.D. (1971) - "An exact effective stress law for elastic deformation of rock with fluids" - J. Geophys. res., Vol. 76, p. 6414-6419
- [53] PANET M. (1976) - "Mécanique des roches appliquées aux ouvrages du Génie Civil" - Document de Formation Continue, Paris, E.N.P.C.
- [54] RICE J.R et CLEARY M.P (1976) "Some basic stress diffusion solutions for fluid saturated elastic porous media with compressible constituents" - Reviews of geophysic and space 14, 227 - 241.
- [55] RISNES R. (1985)-"Stress and strain around a wellbore in a chalk reservoir"- Proceedings of the 2nd North sea Chalk Symposium
- [56] SHAO J.F. (1987) - "Etude du comportement d'une craie blanche très poreuse et modélisation" -Thèse de Doctorat, U.S.T. Lille
- [57] SHAO J.F. and HENRY J.P. (1991) - "Development of an elastoplastic model for porous rock" - Int. J. of plasticity, Vol. 7, N°1, 1-13
- [58] SIBAI M., IKOGO S. et HENRY J.P. (1987) - "Comportement du Grès de Fontainebleau, Interaction Fluide-squelette" - Rapport Scientifique, Greco Géomatériaux, p. 63-66
- [59] SIBAI M. (1989) - "Etude de l'interaction fluide-squelette dans les roches" - A.U.G.C. Rennes, p. 73-83
- [60] SIBAI M. (1990) "Etude de l'interaction fluide squelette dans les roches - Méthodes expérimentales et modélisation" - Thèse de Doctorat, UST Lille.
- [61] SKEMPTON.A.W. (1954) -"The pore-pressure coefficients A and B"- Geotechnique, Vol IV, N°4, pp143-152

- [62] SKOCZYLAS.F (1988) "Contribution à l'étude de la distribution de contraintes autour d'un puits pétrolier. Application au calcul de la pression d'initiation de fracture hydraulique"- Thèse de Doctorat, UST Lille.
- [63] SMITH M.B., CHEATHAM J.B.JR. (1980)-"An anisotropic compacting yield condition applied to porous limestone"-Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol 17, 159-165
- [64] THOMAS L.B. (1979) - "Deformation of chalk under confining pressure and pore pressure" - European offshore petroleum conference and exhibition, London, 27 October, P. 327-336
- [65] YAMADA S.E., SCHATZ J.F., ABOU SAYED A. and JONES A.H. (1981) - "Elasto-plastic behavior of porous rocks under undrained condition" - Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 18, p.177-179
- [66] ZIMERMAN.R.W., SOMERTON W.H., KING.M.S. (1986)-"Compressibility of porous rocks"- J.Geophys. Res.; Vol. 91; N°B12; pp 12, 765-12, 777



**ANNEXES**

-----

## ANNEXE A

### SENSIBILITE DES CAPTEURS L.V.D.T (Linear Variational Differential Transducer)

Nous définissons la sensibilité d'un capteur comme étant le rapport entre le déplacement de son noyau (soumis à une excitation électrique) et la tension lue à ses bornes. La disposition des capteurs, un à un sur un banc d'étalonnage, (figure A.1) a permis de convertir la tension lue en unité de déplacement:

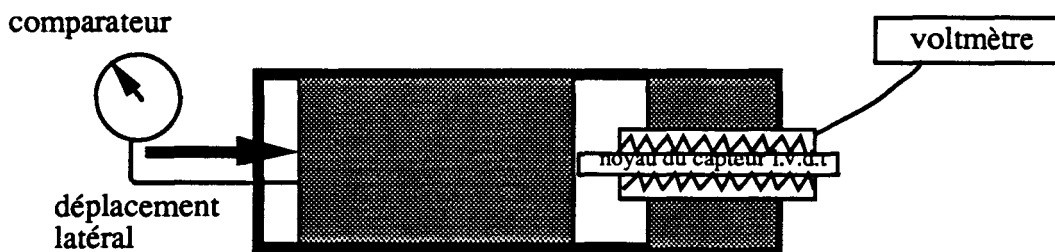


Figure A.1: Banc d'étalonnage

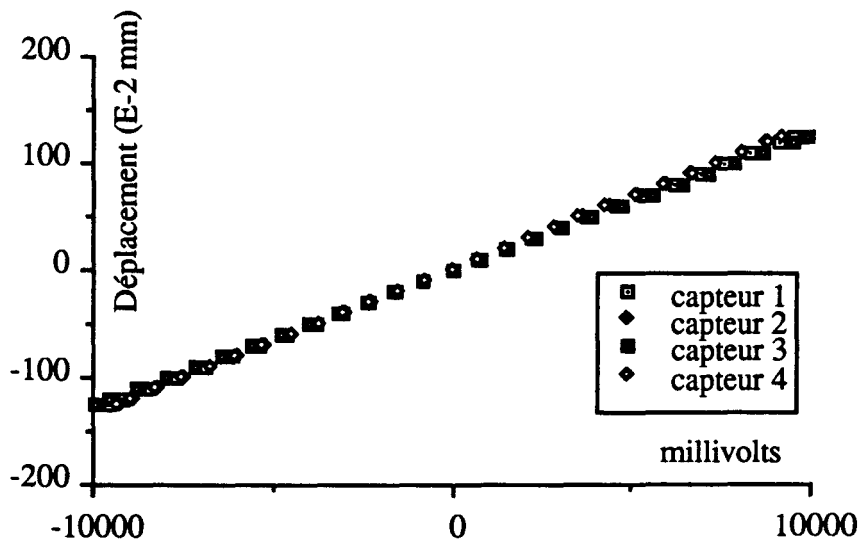


Figure A.2: Détermination de la sensibilité des capteurs

Les quatre capteurs servant à la mesure des déplacements latéraux de l'échantillon, possèdent des sensibilités quasiment identiques (figure A.2). La relation entre le déplacement et la tension est linéaire. Nous prendrons comme sensibilité moyenne:  $1,3 \times 10^{-4} \text{ mm / mv}$

**ANNEXE B****ETALONNAGE DE L'ENSEMBLE DU DISPOSITIF EXPERIMENTAL SOUS  
PRESSION DE CONFINEMENT**

Afin de mesurer les déformations réelles de l'échantillon de craie, nous avons jugé utile de procéder à un étalonnage de l'ensemble du dispositif de mesure se trouvant à l'intérieur de la cellule. Un échantillon cylindrique en acier a été introduit dans la jaquette. Les quatre capteurs ont été disposés autour de l'échantillon (figure B.1)

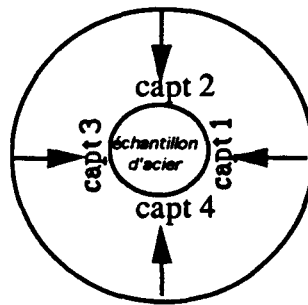


Figure B.1: Disposition des capteurs autour de l'échantillon

Jusqu'à une pression de confinement de 60 MPa, le déplacement de l'ensemble n'est pas négligeable (figure B.2). De ce fait, nous avons corrigé toutes les déformations obtenues au cours des essais où la pression de confinement varie

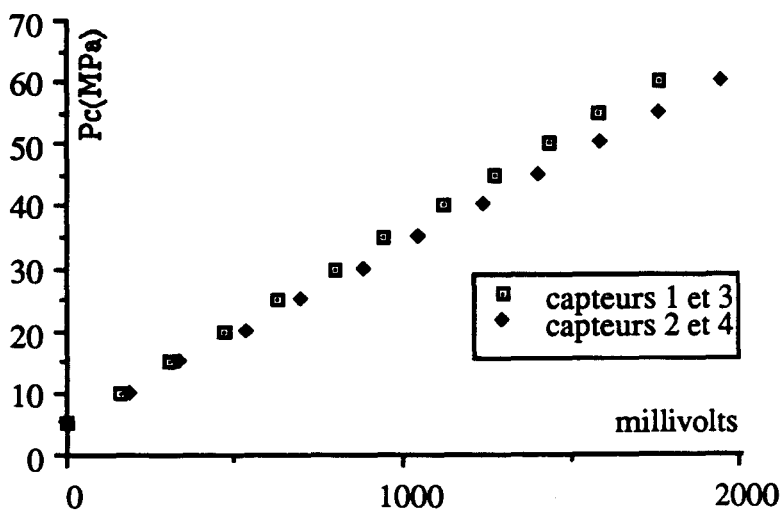


Figure B.2: étalonnage du dispositif expérimentale sous confinement

**ANNEXE C****ETALONNAGE DE L'ENSEMBLE DU DISPOSITIF EXPERIMENTAL SOUS CHARGEMENT AXIAL**

Le comparateur posé sur le piston de la cellule (figure 2.4) mesure en plus de la déformation de la roche celle de la cellule. Nous avons donc procédé à un étalonnage de l'ensemble du dispositif expérimental à l'aide d'un échantillon d'acier en faisant varier le chargement axial et en maintenant la pression de confinement constante.

Les figures présentées ci dessous indiquent le déplacement de l'ensemble du dispositif sous chargement et déchargement et sur différentes pressions de confinement (figures C.1, C.2, C.3, C.4, et C.5)

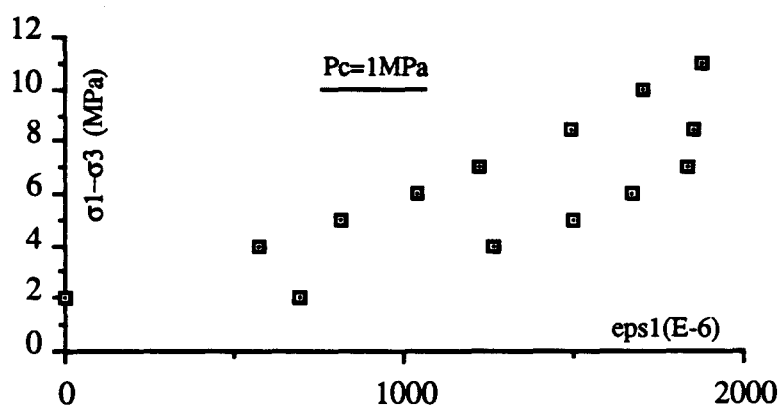


Figure C.1

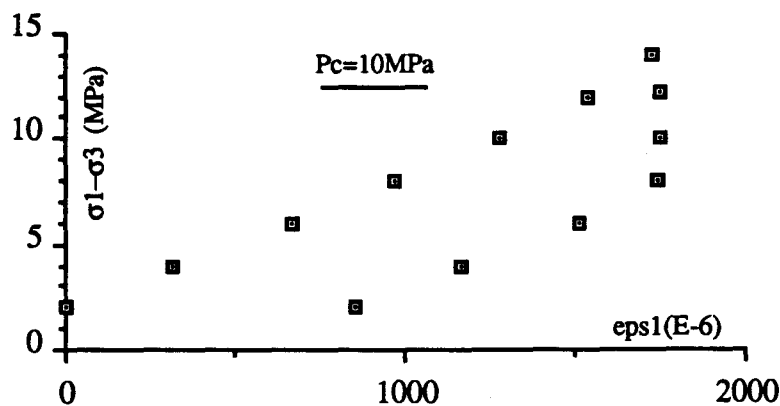
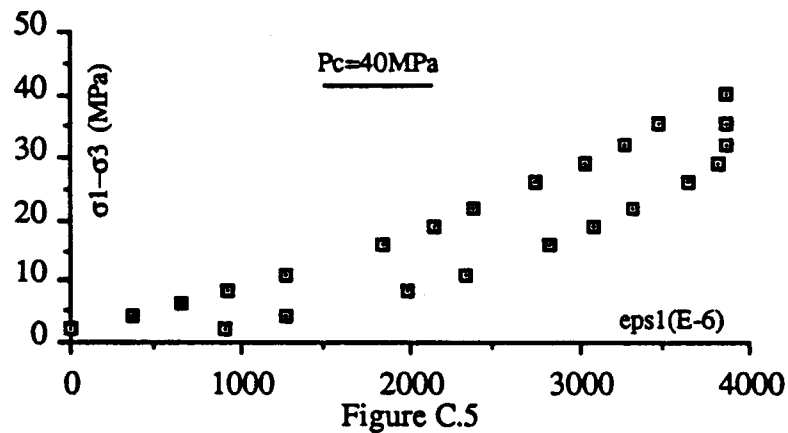
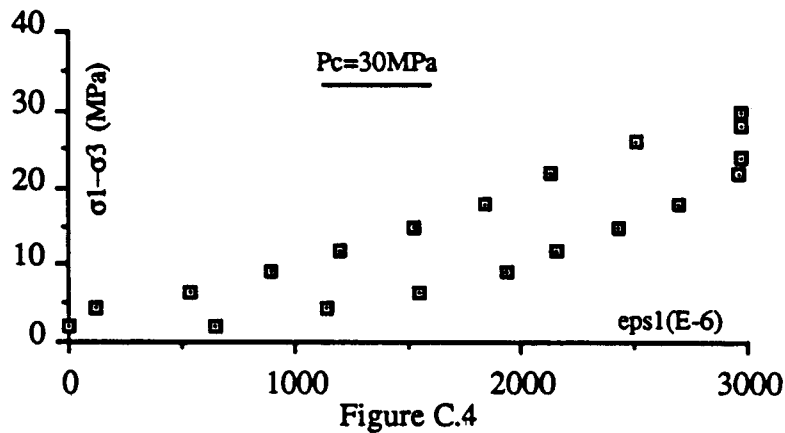
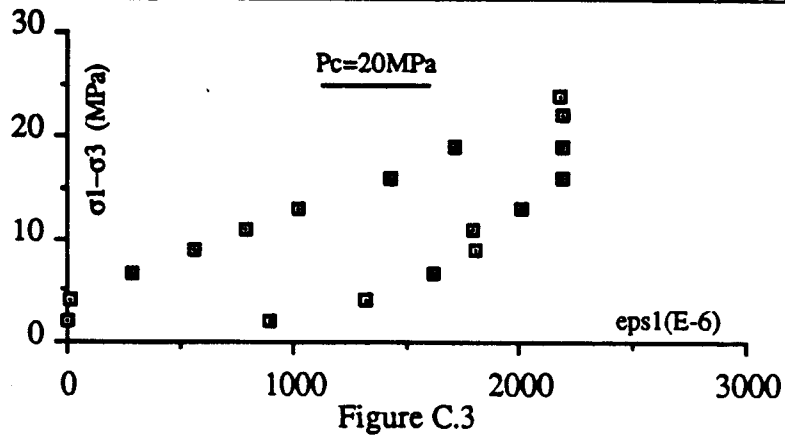


Figure C.2

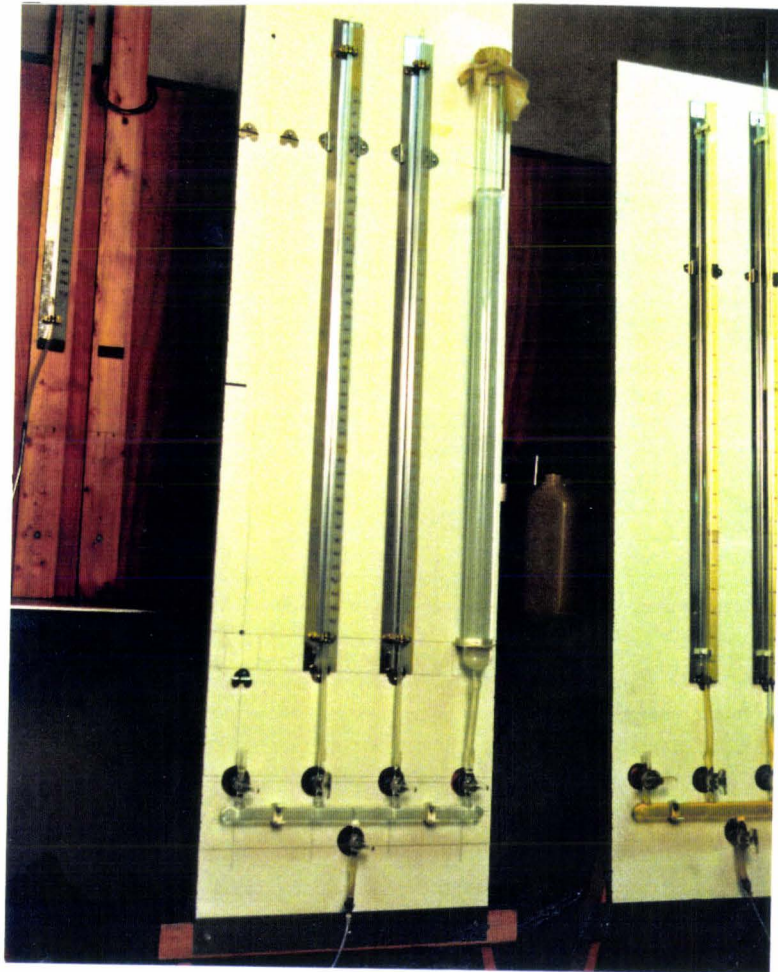
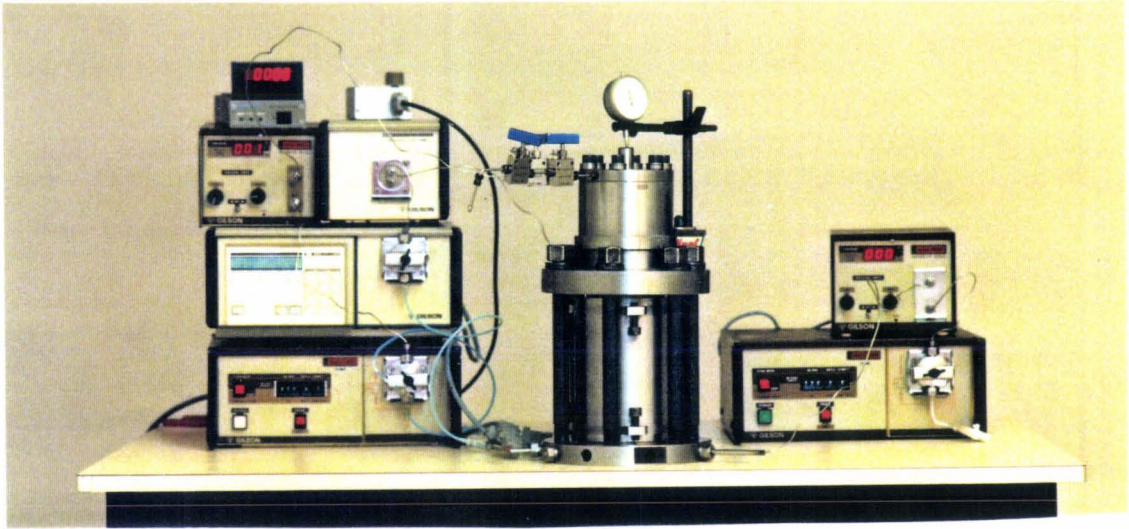


Figures C.1, C.2, C.3, C.4, C.5: Etalonnage en chargement axial et à différentes pressions de confinement

D'après toutes les courbes des figures C, il est clair que lors d'un déchargement, le frottement du piston introduit une incertitude dans la mesure du déplacement axial. Pour cette raison, nous avons enduit tout le système de Téflon afin faciliter le déplacement du piston verticalement. Cette procédure a amélioré les résultats sans toutefois éliminer complètement le phénomène de frottement.

**ANNEXE D**

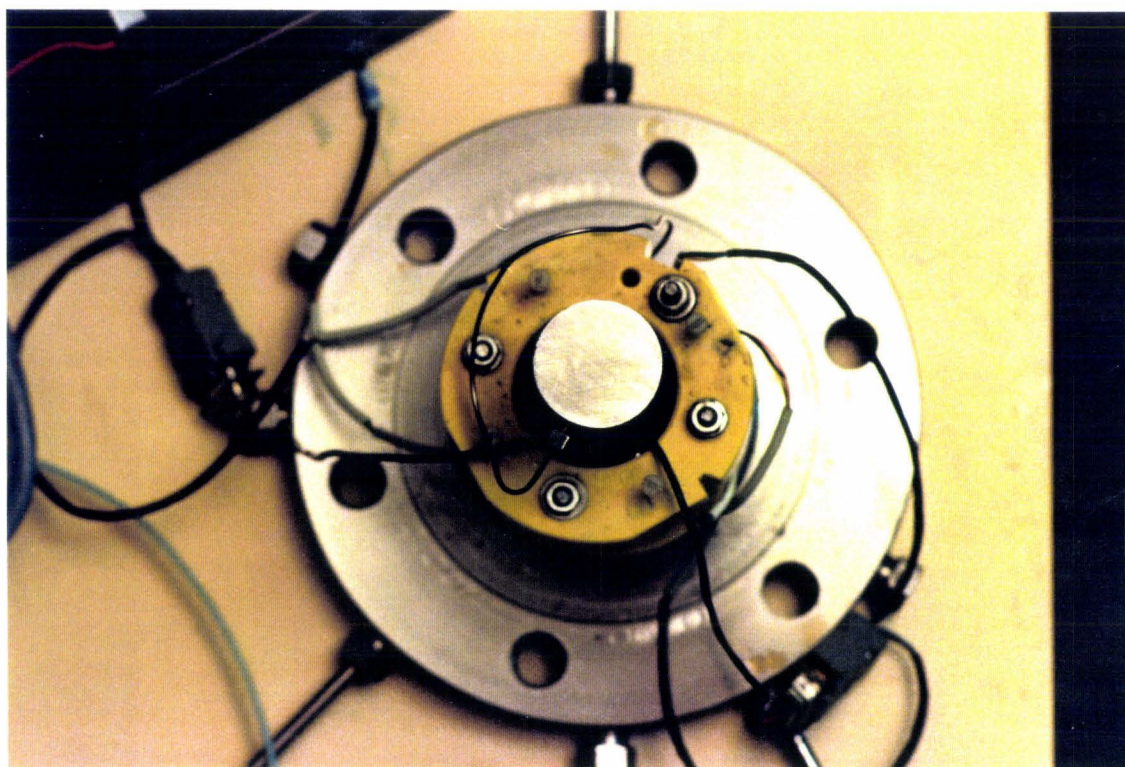
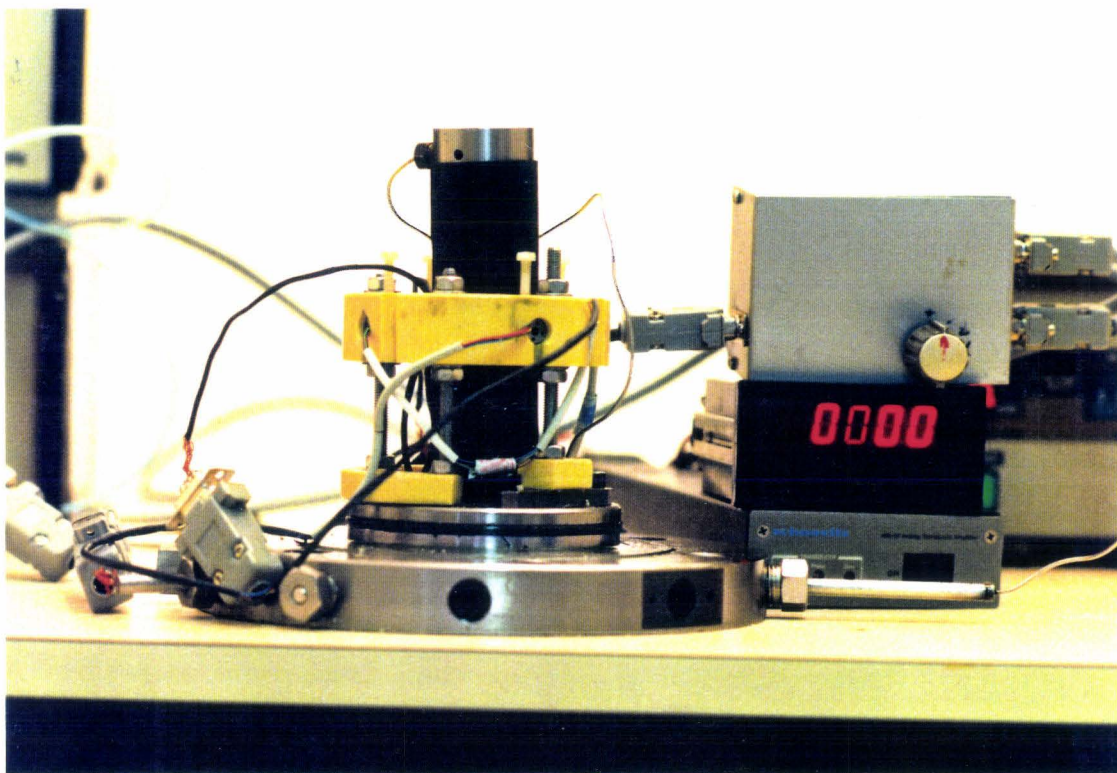
**PHOTOS DU DISPOSITIF EXPERIMENTAL**



Photos D.1: vue générale du dispositif expérimental

a) Cellule, pompes Gilson, comparateur, voltmètre, multiplexeur, conditionneur

b) Capillaires



Photos D.2 Disposition des capteurs autour de l'échantillon

