

juillet 2004/2005



N° d'ordre : 2035

50376  
1997  
215

**THESE DE DOCTORAT**

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

Préparée au  
**Laboratoire de Mécanique de Lille (U.R.A 1441)**  
**Département Sols - Structures**  
**Ecole Centrale de Lille**

Spécialité  
**GENIE CIVIL**

TITRE  
**ETUDE EN LABORATOIRE DU COMPORTEMENT  
DES SABLES SOUS FAIBLES CONTRAINTES**

par  
**Marwan AL MAHMOUD**

soutenu le 11 juillet 1997 devant le jury composé de:

Messieurs:

- |                     |  |                    |
|---------------------|--|--------------------|
| <b>BIAREZ J.</b>    | Ecole Centrale de Paris                          | Président          |
| <b>HICHER P.Y.</b>  | Ecole Centrale de Nantes                         | Rapporteur         |
| <b>MEIMON Y.</b>    | Institut Français du Pétrole                     | Rapporteur         |
| <b>DESAXCÉ G.</b>   | Université des Sciences et Technologies de Lille |                    |
| <b>LANCELOT L.</b>  | Université des Sciences et Technologies de Lille |                    |
| <b>LANDJERIT B.</b> | Université des Sciences et Technologies de Lille |                    |
| <b>SHAHROUR I.</b>  | Ecole Centrale de Lille                          | Directeur de thèse |

## *Avant-propos*

*Ce travail a été effectué au département Sols et Structures du Laboratoire de Mécanique de Lille à l'École Centrale de Lille sous la direction du Professeur Isam SHAHROUR. L'aide qu'il m'a apportée, les conseils qu'il m'a prodigués m'ont été précieux. Je le remercie vivement et l'assure de ma profonde reconnaissance.*

*J'adresse mes plus vifs remerciements à Monsieur LANCELOT, Maître de Conférences à l'Université des Sciences et Technologies de Lille, pour l'aide efficace et le soutien qu'il m'a apportés tout au long de ce travail.*

*Monsieur le Professeur BIAREZ m'a fait l'honneur d'assurer la présidence du jury. Qu'il trouve ici l'expression de ma profonde gratitude.*

*Monsieur P. Y. HICHER, professeur à l'École Centrale de Nantes, et Monsieur Y. MEIMON, docteur habilité à l'Institut français du Pétrole ont assuré la tâche de rapporteur, et m'ont fait profiter de leur grande expérience. Qu'ils trouvent ici l'expression de ma profonde reconnaissance.*

*Mes sincères remerciements vont à Messieurs B. LANDJERIT et G. DESAXCÉ, professeurs à l'Université des Sciences et Technologies de Lille, pour avoir accepté de participer au jury.*

*Je tiens par ailleurs à remercier l'ensemble du personnel du laboratoire ainsi que mes collègues qui m'ont soutenu tout au long de ce travail et m'ont entouré de leur amabilité et de leur cordialité.*

**SOMMAIRE**

<b>Résumé</b> .....	<b>1</b>
<b>Notations</b> .....	<b>3</b>
<b>INTRODUCTION GENERALE</b>	<b>5</b>
<b>CHAPITRE I :</b>	<b>7</b>
<i>Dispositif expérimental et mode opératoire</i>	
I.1 La mise au point d'un appareillage triaxial adapté aux faibles contraintes	8
I.1.1 La cellule triaxiale .....	8
I.1.2 Le moule de fabrication des échantillons .....	9
I.1.3 La presse .....	9
I.1.4 Instrumentation de la cellule .....	9
I.1.5 Acquisition .....	11
I.2 Matériau utilisé .....	14
I.3 Choix du système d'antifretage .....	16
I.3.1 Position du problème .....	16
I.3.2 Etude expérimentale .....	17
I.4 Mode opératoire .....	23
I.4.1 Préparation des éprouvettes .....	23
I.4.2 Remplissage et mise en pression de la cellule .....	24
I.4.3 Saturation de l'échantillon .....	25
I.4.4 Application du déviateur .....	26
I.5 Analyse des sources d'erreurs et d'incertitudes .....	30
I.5.1 Prise en compte de la rigidité de la manchette .....	30
I.5.2 Erreurs dues aux appareils de mesure .....	33
I.5.3 Erreurs dues au mode opératoire .....	33
I.6 Répétabilité des essais .....	35
I.7 Conclusion .....	35
<b>CHAPITRE II :</b>	<b>37</b>
<i>Présentation des essais drainés en compression</i>	
II.1 Essais isotropes .....	38
II.2 Essais monotones drainés en compression .....	41
II.2.1 Effet du confinement .....	41
II.2.2 Effet de la densité initiale .....	45
II.3 Analyse des caractéristiques mécaniques .....	48

II.3.1	Module de déformation .....	48
II.3.2	Angle de frottement .....	54
II.3.3	Dilatance .....	58
II.3.4	Plasticité parfaite .....	64
II.4	Conclusion .....	69
<b>CHAPITRE III :</b>		<b>70</b>
<i>Essais sur chemins particuliers</i>		
III.1	Introduction .....	71
III.2	Essais non drainés .....	73
III.2.1	Effet du niveau de confinement .....	73
III.2.2	Effet de la densité initiale .....	76
III.2.3	Etat caractéristique .....	78
III.3	Essais à déformations proportionnelles .....	80
III.3.1	Introduction .....	80
III.3.2	Résultats obtenus .....	82
III.3.2.1	Effet du taux de déformation volumique imposé .....	82
III.3.2.2	Effet du niveau de confinement initial .....	87
III.3.2.3	Effet de la densité initiale .....	90
III.3	Détermination du critère de rupture .....	95
III.3.1	Introduction .....	95
III.3.2	Résultats obtenus .....	95
III.4	Conclusion .....	99
<b>CHAPITRE IV :</b>		<b>100</b>
<i>Etude de l'instabilité des sables sous faibles contraintes</i>		
IV.1	Introduction - position du problème .....	101
IV.2	Analyse bibliographique .....	102
IV.2.1	Concepts de base .....	102
IV.2.2	Etudes antérieures .....	103
IV.2.2.1	Etudes sur chemin drainé .....	103
IV.2.2.2	Etudes sur chemin non drainé .....	104
IV.2.2.3	Etudes sur chemins à déformations proportionnelles .....	108
IV.3	Etude expérimentale de l'instabilité .....	112
IV.3.1	Dispositif expérimental .....	112
IV.3.2	Mode opératoire .....	115
IV.3.2.1	Préparation des échantillons .....	115
IV.3.2.2	Application du chargement .....	115
IV.3.3	Résultats obtenus .....	116
IV.3.3.1	Observations générales .....	117

## Sommaire

IV.3.3.2	Essais sur sable lâche .....	121
IV.3.3.3	Essais sur sable dense .....	123
IV.3.4	Analyse de l'instabilité sur les essais en déformations proportionnelles ·	125
IV.3.5	Domaine d'instabilité .....	132
IV.4	Conclusion .....	134
<b>CONCLUSION GENERALE</b>		<b>135</b>
<b>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES</b>		<b>137</b>

## RESUME

Le présent travail porte sur l'étude du comportement des matériaux granulaires sous faibles contraintes. Il comprend quatre chapitres:

Le premier chapitre est consacré à la présentation d'un appareillage triaxial qui a été mis au point pour l'étude du comportement des matériaux granulaires sous faibles contraintes. Cet appareillage permet d'effectuer des essais triaxiaux suivant des chemins de sollicitations variés (isotrope, drainé et non drainé, à déformations proportionnelles, etc.). Après une présentation du mode opératoire suivi pour la réalisation des essais, on étudie les différentes sources d'incertitudes pouvant influencer les résultats expérimentaux.

Dans le second chapitre, on présente les résultats des essais triaxiaux drainés effectués sur le sable d'Hostun (RF) sous de faibles confinements. On présente, tout d'abord, des essais isotropes pour la détermination de la compressibilité et de la contrainte de préconsolidation du sable étudié. Puis, on présente les essais triaxiaux de compression drainée réalisés sur des échantillons dense et lâche sous des pressions de confinement comprises entre 20 et 100 kPa. Le chapitre s'achève par une détermination, à partir des essais effectués, des caractéristiques du sable dans le domaine des faibles contraintes (module de déformation, angle de frottement interne, dilatance et plasticité parfaite). Ces résultats seront comparés à ceux obtenus sur d'autres sables et à ceux obtenus sur le sable d'Hostun sous des confinements plus élevés.

Le troisième chapitre comporte une présentation des essais triaxiaux effectués suivant des chemins particuliers. Ces essais apportent des informations complémentaires sur la rhéologie du matériau et servent comme base de validation et de développement des modèles rhéologiques. On présente, tout d'abord, les résultats des essais triaxiaux de compression non drainée, puis les résultats des essais triaxiaux à déformations proportionnelles pour deux confinements (20 et 50 kPa). En fin de chapitre, on présente les résultats des essais particuliers permettant la détermination de la surface de rupture en un seul essai.

Le dernier chapitre est consacré à l'étude en laboratoire du phénomène d'instabilité des sables sous faibles confinements. Après une synthèse des travaux réalisés sur ce phénomène sous des confinements usuels, on décrit le dispositif expérimental utilisé pour la réalisation des essais d'instabilité. En utilisant les résultats des essais d'instabilité et des essais en déformations proportionnelles du troisième chapitre, on étudie le domaine d'instabilité du sable d'Hostun dans le domaine des faibles contraintes.

**Mots clés:** Essais en laboratoire, sables, faibles contraintes, chemin triaxial drainé, chemin triaxial non drainé, chemins proportionnels, angle de frottement, dilatance, liquéfaction, instabilité des sols.

## ABSTRACT

This report deals with the study of the behaviour of granular materials at low confining pressures. It features 4 chapters:

The first chapter is dedicated to the presentation of a triaxial apparatus designed for the study of the behaviour of granular materials at low stresses. This apparatus allows various stress or strain paths (isotropic stress, drained or undrained stress path, radial strain paths). Following a presentation of the method for the realization of our tests, the experimental errors are reviewed and analyzed.

In the second chapter, the results of drained triaxial tests on Hostun RF sand at low stresses are presented. First, isotropic triaxial tests for the determination of compressibility and consolidation stress for RF sand are presented, then drained triaxial compression tests for loose and dense sand for confining pressures between 20 and 100 kPa. This chapter ends with the determination of characteristic properties of this sand at low stresses (deformation modulus, internal friction angle, dilatancy and perfect plasticity). These values are compared to those obtained on other sands, and on Hostun sand at higher stresses.

The third chapter is devoted to the presentation of triaxial tests on special strain paths. They bring information on the rheology of materials and can be used as a development and a validation tool for rheological models. They include undrained triaxial compression tests, then other radial strain compression tests for confining pressures of 20 and 50 kPa. Lastly, the results of a special test for the determination of the failure surface are presented.

The last chapter deals with the experimental study of instability of sand. First, a review of different works, devoted to instability at usual stresses in the literature, is presented. Then the experimental setup used in our study is described. The results obtained are appraised together with the results of radial strain path tests presented in the third chapter, and the existence of a domain of instability for Hostun RF sand at low stresses is discussed.

**Key words:** laboratory test, sand, low stresses, drained triaxial test, undrained triaxial test, proportionnel strain path, friction angle, dilatancy, liquefaction, instability of soils.

## NOTATIONS

### Alphabet latin

B	Coefficient de Skempton
$C_u = D_{60}/D_{10}$	Coefficient d'uniformité
$D_{50}$ (mm)	Diamètre moyen des grains
$d^2_w$	Second incrément du travail total
$d^2_{we}$	Second incrément du travail élastique
$d^2_{wp}$	Second incrément du travail plastique
E (MPa)	Module de déformation
e	Indice des vides
f	Fonction de charge
g	Potentiel plastique
$H_0$ et $V_0$	Hauteur et volume initiaux de l'échantillon
$I_D$	Densité relative
$p'$ (kPa)	Pression effective moyenne $p' = \text{trace}(\sigma)$ , pour un essai triaxial: $p' = (\sigma_3 + 2\sigma_2) / 3$ où $\sigma_1 = \sigma_2$
PP	Droite de plasticité parfaite
CI	Droite de plasticité isotrope
q (kPa)	Déviateur, pour un essai triaxial: $q = \sigma_3 - \sigma_2$
S	Section de l'échantillon
u (kPa)	Pression interstitielle

### Alphabet grec

$\alpha_0$	Niveau de préchargement précédant les tests d'instabilité
$\zeta$	Taux de déformation volumique, $\zeta = \frac{\Delta \varepsilon_v}{\Delta \varepsilon_3}$
$\zeta_i$	Taux de déformation volumique imposé
$\zeta_f$	Taux de déformation volumique correspondant à la dilatance maximale, mesuré à la rupture en condition drainée
$\varepsilon$	Tenseur de déformations
$\varepsilon_{ij}$	Composantes du tenseur de déformations
$\varepsilon_3, \varepsilon_2, \varepsilon_1$ (kPa)	Déformations principales, majeure, intermédiaire et mineure
$\varepsilon_v$	Déformation volumique $\varepsilon_v = \text{trace}(\varepsilon)$ , pour un essai triaxial: $\varepsilon_v = \varepsilon_3 + 2\varepsilon_2$ où $\varepsilon_1 = \varepsilon_2$
$\tau$ (kPa)	Contrainte de cisaillement



## Notations

$\psi$	(°)	Angle de dilatance: $\text{tg}\psi = -\frac{\partial\epsilon_v}{\partial\epsilon_3}$
$\psi_{\text{max}}$	(°)	Angle de dilatance maximal (à la rupture)
$\sigma$		Tenseur de contraintes
$\sigma_{ij}$		Composantes du tenseur de contraintes
$\sigma'_{ij}$		Composantes du tenseur de contraintes effectives
$\sigma_3, \sigma_2, \sigma_1$	(kPa)	Contraintes principales, majeure, intermédiaire et mineure
$\sigma_c$	(kPa)	Pression appliquée dans la cellule
$\sigma'_c$	(kPa)	Contrainte effective de confinement
$\sigma'_{c0}$	(kPa)	Contrainte effective initiale de confinement
$\delta_{ij}$		Tenseur de Kronecker
$\Delta\epsilon_3$		Variation de la déformation axiale
$\Delta\epsilon_v$		Variation de la déformation volumique
$\gamma_d$	(kN/m <sup>3</sup> )	Poids volumique sec
$\gamma_s$	(kN/m <sup>3</sup> )	Poids volumique des grains
$\phi'$	(°)	Angle de frottement
$\phi'_{\text{max}}$	(°)	Angle de frottement maximal (à la rupture ou au pic)
$\phi'_{\text{limit}}$	(°)	Angle de frottement à l'état limite

## INTRODUCTION GENERALE

En mécanique des sols classique, on s'intéresse généralement à la conception et au calcul des ouvrages où le niveau de contraintes est de l'ordre de 100 kPa. Compte tenu de cet intérêt, la majorité des travaux antérieurs a été consacrée à l'étude du comportement des sols sous ces niveaux de contraintes. Or, pour certains types de problèmes (ouvrages peu profonds, pistes d'aéroports, routes, liquéfaction statique, stabilité de talus, problèmes de stockage et de transport des matériaux granulaires etc.), les ingénieurs sont confrontés à des niveaux de contraintes plus faibles (de l'ordre de 10 kPa). La résolution de ces problèmes requiert la prise en compte de la spécificité du comportement des sols pour ce niveau de contraintes et éventuellement l'adaptation des modèles de comportement existants ou le développement de nouveaux modèles. En effet, des études expérimentales ont montré que les sables soumis à des faibles confinements peuvent présenter un comportement particulier caractérisé par une augmentation de l'angle de frottement ou l'existence d'une faible cohésion et une amplification de la dilatance.

Les résultats publiés dans ce domaine sont peu nombreux. On peut citer les travaux de Ponce et Bell (1971), Stroud (1971), Fukushima et Tatsuoka (1984), Tatsuoka et al. (1986), Kong et al. (1986) et Lancelot (1990). Les travaux de Ponce et Bell (1971) sur les sables montrent une forte diminution des angles de frottement et de dilatance avec l'augmentation du confinement. Pour interpréter ce phénomène, Ponce et Bell suggèrent l'existence d'une cohésion apparente entre les grains de sable. Fukushima et Tatsuoka (1984) ont trouvé pour des confinements inférieurs à 50 kPa que les angles de frottement et de dilatance n'augmentent que légèrement avec la réduction du confinement, en particulier au voisinage de 10 kPa. Ils notent qu'il n'est pas nécessaire d'introduire une cohésion apparente pour le sable utilisé (sable de Toyoura).

Dans ce travail, on se propose de faire une étude détaillée du comportement du sable sous faibles confinements en travaillant sur le sable d'Hostun RF, utilisé comme matériau de référence dans les laboratoires de recherche en France. L'objectif de cette étude est de constituer une base de données comportant des essais sur divers chemins: drainé, non drainé et proportionnel, pour différentes densités. Ces essais sont nécessaires pour comprendre le comportement des matériaux granulaires sous faibles contraintes, vérifier et éventuellement développer des modèles de comportement pour cette gamme de contraintes.

Par ailleurs, pour des faibles niveaux de confinement, des risques d'instabilité peuvent exister sous certains chemins de chargement. Cet aspect a été abordé par différents auteurs pour les confinements élevés. A notre connaissance, aucune étude de ce phénomène

n'a été effectuée pour les faibles confinements. Ainsi une partie de ce travail a été consacrée à ce phénomène.

Ce rapport comporte quatre chapitres:

Le premier chapitre est consacré à la présentation d'un appareillage triaxial qui a été mis au point pour l'étude du comportement des matériaux granulaires sous faibles contraintes. Cet appareillage permet d'effectuer des essais triaxiaux suivant des chemins de sollicitations variés (isotrope, drainé et non drainé, à déformations proportionnelles, etc.). Après une présentation du mode opératoire suivi pour la réalisation des essais, on étudie les différentes sources d'incertitudes pouvant influencer les résultats expérimentaux dans le faible niveau de confinement.

Dans le second chapitre, on présente les résultats des essais triaxiaux drainés effectués sur le sable d'Hostun (RF) sous de faibles confinements. On présente, tout d'abord, des essais isotropes pour la détermination de la compressibilité et de la contrainte de préconsolidation du sable étudié. Puis, on présente les essais triaxiaux de compression drainée réalisés sur des échantillons dense et lâche sous des pressions de confinement comprises entre 20 et 100 kPa. Le chapitre s'achève par une détermination, à partir des essais effectués, des caractéristiques du sable dans le domaine de faibles contraintes (module de déformation, angle de frottement interne, dilatance et plasticité parfaite). Ces résultats seront comparés à ceux obtenus sur d'autres sables et à ceux obtenus sur le sable d'Hostun sous des confinements plus élevés.

Le troisième chapitre comporte une présentation des essais triaxiaux effectués suivant des chemins particuliers. Ces essais apportent des informations complémentaires sur la rhéologie du matériau et servent comme base de validation et de développement des modèles rhéologiques. On présente, tout d'abord, les résultats des essais triaxiaux de compression non drainée, puis les résultats des essais triaxiaux à déformations proportionnelles pour deux confinements (20 et 50 kPa). En fin de chapitre, on présente les résultats des essais particuliers permettant la détermination de la surface de rupture en un seul essai.

Le dernier chapitre est consacré à l'étude en laboratoire du phénomène d'instabilité des sables sous faibles confinements. Après une synthèse des travaux réalisés sur ce phénomène sous des confinements usuels, on décrit le dispositif expérimental utilisé pour la réalisation des essais d'instabilité. En utilisant les résultats des essais d'instabilité et des essais en déformations proportionnelles du troisième chapitre, on étudie le domaine d'instabilité du sable d'Hostun dans la gamme des faibles contraintes.

## ***Chapitre I***

### ***DISPOSITIF EXPERIMENTAL ET MODE OPERATOIRE***

*Ce chapitre est consacré à la présentation de l'appareillage mis au point au cours de ce travail pour étudier le comportement des sables sous faibles confinements. Après une description de cet appareillage, on présente le mode opératoire suivi pour la réalisation des essais. Le chapitre s'achève par une analyse des sources d'erreurs et de leur influence sur les résultats expérimentaux.*

## **I.1 MISE AU POINT D'UN APPAREILLAGE TRIAXIAL ADAPTE AUX FAIBLES CONTRAINTES**

La détermination des caractéristiques mécaniques des sables sous faibles contraintes pose des problèmes particuliers au niveau de la préparation des échantillons, de l'instrumentation de la machine et du mode opératoire. Pour surmonter ces difficultés, on a procédé à l'adaptation d'un appareil triaxial conventionnel. Ce dispositif est présenté schématiquement dans la figure I.1. Il comprend une cellule triaxiale et son instrumentation, un moule de fabrication des échantillons, une presse asservie et un système d'acquisition. Nous allons, ci-après, décrire ces différents éléments.

### **I.1.1 LA CELLULE TRIAXIALE**

Le schéma global de la cellule triaxiale est présenté dans la figure I.2. Il s'agit d'une cellule classique qui a été modifiée. L'originalité de cette cellule réside dans les possibilités qu'elle offre pour la mesure des faibles contraintes et pour contrôler les variations de volume de l'échantillon avec une bonne précision.

Elle est constituée d'une chambre cylindrique et d'un socle. Les deux parties sont assemblées à l'aide de trois tirants se logeant dans trois colonnes et se vissant dans le socle. Les parois de la chambre sont en Plexiglas ce qui permet de suivre visuellement la déformation de l'échantillon au cours de l'essai. La pression maximale que peut supporter la cellule est de 1700 kPa.

La cellule communique avec l'extérieur par l'intermédiaire d'un conduit percé dans le socle. La sortie du conduit bifurque en deux voies, contrôlées par deux vannes grâce à un T en bronze. La première voie est destinée à remplir la cellule alors que la deuxième sert à appliquer la pression de confinement dans la cellule.

Le remplissage de la cellule et la saturation de l'échantillon sont réalisés à l'aide d'un réservoir en plexiglas contenant de l'eau déminéralisée et désaérée grâce à une pompe à vide. A la fin du remplissage, la différence entre le niveau de l'eau dans le réservoir et celui du milieu de l'échantillon (niveau de référence) est limitée à 40 cm.

Les embases sont deux plaques circulaires en aluminium de 84 mm de diamètre. Leur diamètre est supérieur à celui de l'échantillon (70 mm de diamètre et de hauteur) pour que ce dernier reste en contact avec les embases au cours de sa déformation. Elles sont revêtues d'une couche en téflon et percées au centre par un orifice. Ce dernier est équipé

d'une pastille en bronze fritté de 8 mm de diamètre et relié par un tube en plastique souple à des conduits ménagés dans le socle et ouverts à l'extérieur.

La charge axiale est appliquée à l'embase supérieure à l'aide d'un piston de charge en acier inoxydable. Ce piston est relié à la traverse de la presse par une rotule à bille.

### **I.1.2 LE MOULE DE FABRICATION DES ECHANTILLONS**

Le moule est constitué de deux coquilles semi-cylindriques (Figure I.3). Les deux coquilles peuvent être assemblées ou repoussées l'une de l'autre facilement à l'aide d'un collier de serrage. Dans le but de maintenir la manchette en latex le long des parois du moule, quatre conduits d'aspiration sont percés dans les coquilles. Ces conduits communiquent avec l'intérieur du moule par des rangées de petits trous (1 mm de diamètre). Ils sont reliés à des tuyaux souples qui sont assemblés dans un seul tube. Ce dernier peut être raccordé à une pompe à vide.

Sachant que l'épaisseur de la manchette est de 0,2 mm, il est prévu qu'on fabrique avec ce moule des échantillons de 70 mm de diamètre et de hauteur.

### **I.1.3 LA PRESSE**

La presse utilisée est de type électromécanique à vis (INSTRON modèle 4206). Sa capacité est de 150 kN. La vitesse de fonctionnement varie de  $10^{-4}$  à 50 mm/min. Elle peut être contrôlée manuellement à l'aide d'un tableau de commande digital ou par ordinateur (Interface IEEE-488).

### **I.1.4 INSTRUMENTATION DE LA CELLULE**

On mesure, au cours d'un essai, les variations de volume de l'échantillon, la pression interstitielle, la variation de la force axiale et du déplacement axial.

#### **Mesure des variations de volume de l'échantillon et application des pressions**

En mécanique des sols, deux méthodes sont généralement utilisées pour mesurer les variations de volume d'un échantillon. La première est basée sur la mesure du volume d'eau échangée avec l'échantillon saturé. C'est la méthode utilisée dans notre travail. La deuxième est basée sur la mesure directe des déformations axiale et radiale de l'échantillon. Ces dernières peuvent être mesurées par des colliers de déformations à jauges (Kolymbas et Wu, 1990), à LVDT (Mohkam, 1983) ou par des capteurs de proximité (Dupas et al., 1988).

La mesure des variations de volume de l'échantillon et la mise en pression de la cellule sont effectuées à l'aide de deux contrôleurs de pression et de volume (GDS). Il s'agit d'une pompe hydraulique contrôlée par un microprocesseur (Menziès, 1988). Ce contrôleur permet de régler et de mesurer la pression et la variation de volume d'un fluide. Il est présenté schématiquement dans la figure I.4. Il est constitué d'un cylindre dans lequel l'eau désaérée est mise en pression et déplacée par un piston coulissant dans ce cylindre. Le piston est actionné par un moteur pas-à-pas avec une boîte de vitesse, se mouvant sur un guidage longitudinal à billes. La pression d'eau est mesurée grâce à un capteur de pression. La mesure des variations de volume dérive directement du nombre de pas du moteur.

L'appareil est muni d'un microprocesseur lui permettant de contrôler la pression avec mesure des variations de volume ou de contrôler le volume avec mesure de la pression.

Il peut être commandé manuellement à l'aide d'un tableau de commande numérique ou par ordinateur (Interface Standard: IEEE-488). Deux GDS sont utilisés. Le premier, d'une gamme de 0 à 200 cm<sup>3</sup> pour le volume (avec une précision de 1 mm<sup>3</sup>) et de 0 à 400 kPa pour la pression (avec une précision de 0,1 kPa), est relié à l'intérieur de l'échantillon. Le deuxième, qui diffère du premier par sa gamme de pression (0-2 MPa avec une précision de 1 kPa), est utilisé pour maintenir une pression constante dans la cellule. Les deux GDS communiquent avec la cellule par des tubes souples, transparents, courts et de 8 mm de diamètre.

### **Mesure de la force axiale**

Pour une mesure fiable de la force axiale dans le domaine de faibles contraintes, il est nécessaire d'utiliser un capteur de bonne précision et de réduire au maximum les efforts parasites. Afin de s'affranchir de l'effet du frottement piston-couvercle, un capteur de force étanche a été installé sous l'échantillon, à l'intérieur de la cellule.

Le capteur employé est de type capteur à jauge de contrainte (marque FGP, type FN 3043), d'une étendue de mesure de 250 daN et d'une non-linéarité de 0,5% de l'EM. Il est alimenté par un courant continu de 10 Volts.

### **Mesure du déplacement axial**

La mesure du déplacement axial peut être effectuée à partir de la presse. Pour améliorer la précision de mesure, un capteur de déplacement à jauge de type LSCT ("Linear Strain Conversion Transducer") a été utilisé. Le corps de ce capteur est fixé sur une tige vissée dans le couvercle de la cellule. Le noyau du capteur, munie d'un ressort, est poussé

par une butée d'acier. Cette dernière est fixée sur la tête reliant le piston de charge et la traverse de la presse.

Le capteur est caractérisé par une étendue de mesure de 25 mm et une non-linéarité de 0,1% de l'EM. Il est alimenté par un courant de 10 Volts.

### **I.1.5 ACQUISITION**

La chaîne d'acquisition (Figure I.1) est constituée d'un micro-ordinateur compatible PC relié, par une liaison type HP-IB (Norme IEEE 488), à une centrale d'acquisition HP3421A. Cette dernière est munie d'une carte de 8 entrées analogiques et 2 relais "tout ou rien" (option 020) et reçoit des signaux des capteurs de force et de déplacement. Le PC est également relié directement aux contrôleurs GDS et à la presse.

Ce dispositif permet de mesurer :

- la variation de la force axiale ( $\Delta F$ ),
- la variation de la hauteur de l'échantillon ( $\Delta H$ ),
- les variations de volume de l'échantillon ( $\Delta V$ ),
- la pression interstitielle ( $u$ ),
- la pression de confinement dans la cellule ( $\sigma_c$ ).



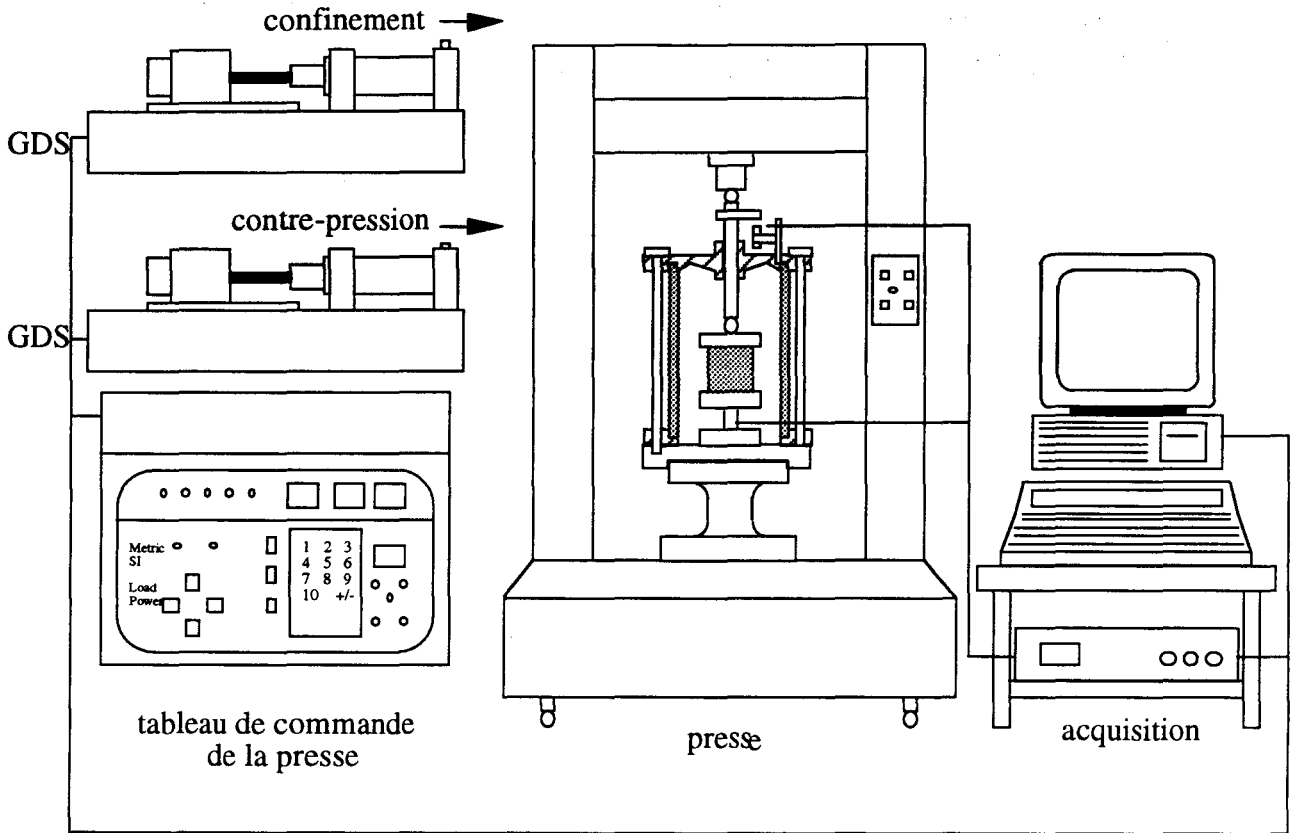


Figure I.1: Dispositif expérimental; appareillage mis au point

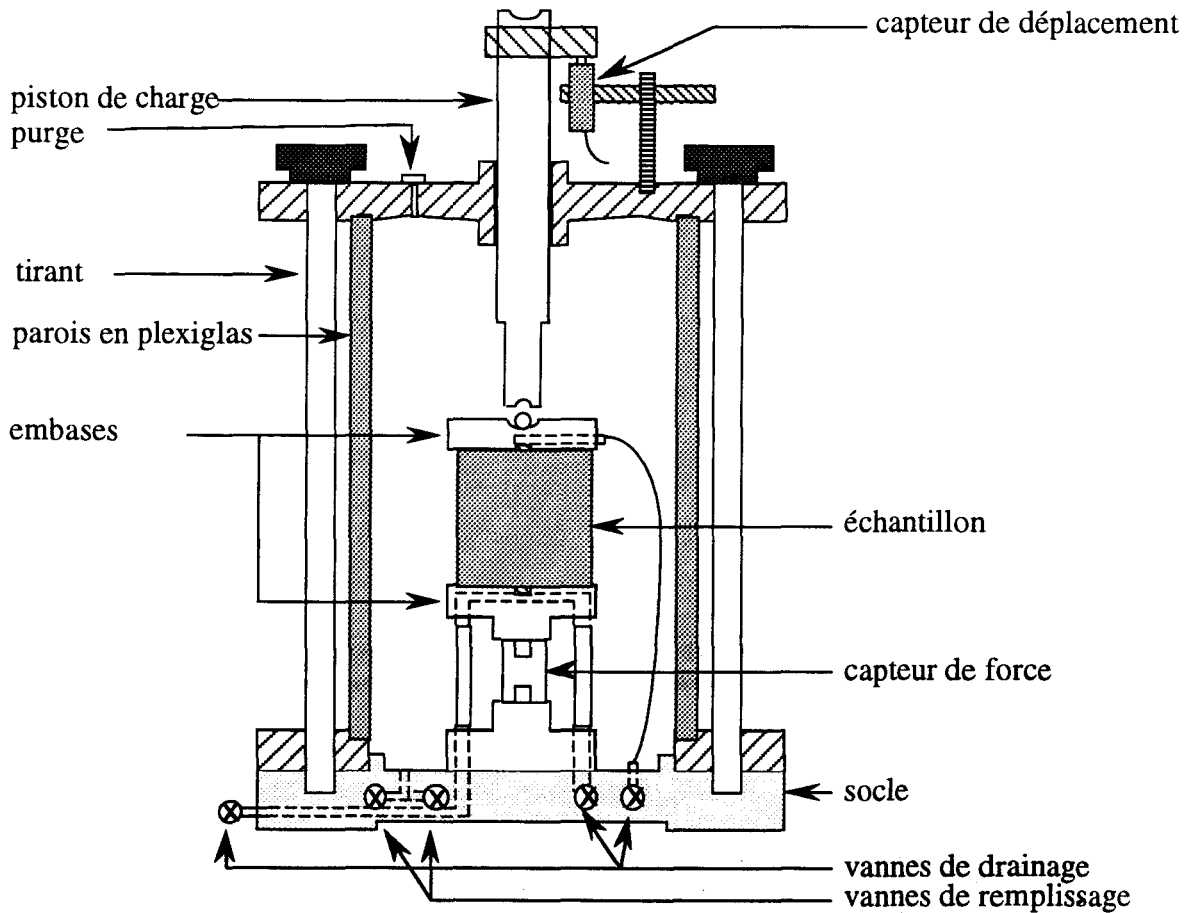


Figure I.2: Cellule triaxiale utilisée

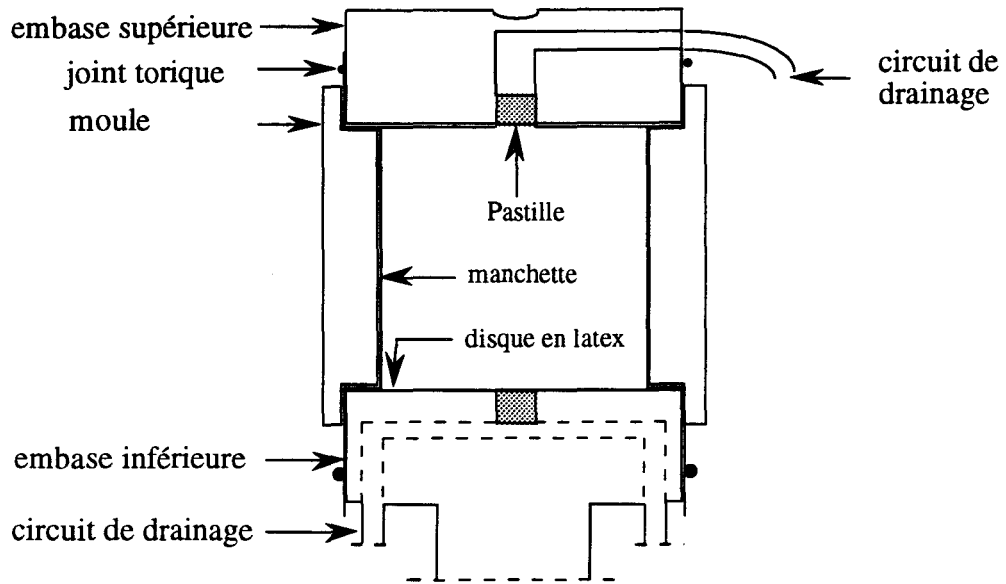


Figure I.3: Embases et moule de fabrication des échantillons

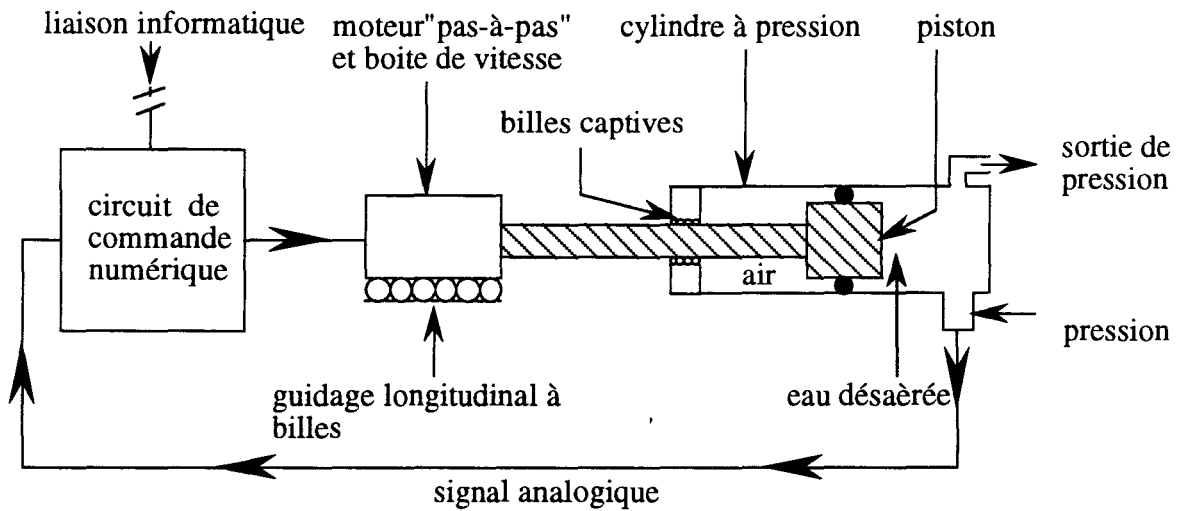


Figure I.4: Présentation schématique d'un contrôleur GDS (Menzies, 1988)

## I.2 MATERIAU UTILISE

Le matériau utilisé dans ce travail est le sable d'Hostun RF, considéré comme matériau de référence dans de nombreux laboratoires en France. Le diamètre moyen de ce sable  $D_{50}$  est égal à 0,35 mm (Flavigny et al., 1990), ce qui le classe comme un sable moyen dans les classifications géotechniques. L'observation en microscopie électronique de ce sable (Colliat, 1986) montre l'angularité des particules. Les compacités maximale et minimale ont été déterminées par différents auteurs: Fargeix (1986) donne:  $e_{\min} = 0,648$  et  $e_{\max} = 1,041$  et Colliat (1986) fournit des valeurs peu différentes:  $e_{\min} = 0,624$  et  $e_{\max} = 0,961$ .

Les caractéristiques de ce sable ont été déterminées dans notre laboratoire (Tableau I.1). La masse volumique des grains est de  $2,654 \text{ g/cm}^3$ . La courbe granulométrique est représentée dans la figure I.5. Sur la même figure on a représenté la courbe granulométrique donnée par le fabricant (cf. Flavigny et al., 1990). On constate que le sable est plus gros que celui indiqué par le fabricant. Les écarts entre les valeurs des indices des vides maximale et minimale données ci-dessus et nos valeurs peuvent être attribués à la difficulté de leur détermination et à la différence remarquée entre les courbes granulométriques.

$\gamma_s$ kN/m <sup>3</sup>	$\gamma_d \text{ min}$ kN/m <sup>3</sup>	$\gamma_d \text{ max}$ kN/m <sup>3</sup>	$e_{\min}$	$e_{\max}$	$D_{10}$ mm	$D_{50}$ mm	$C_u =$ $D_{60}/D_{10}$
25,96	13,36	16,48	0,575	0,943	0,208	0,471	2,26

Tableau I.1: Caractéristiques physiques du sable d'Hostun RF utilisé

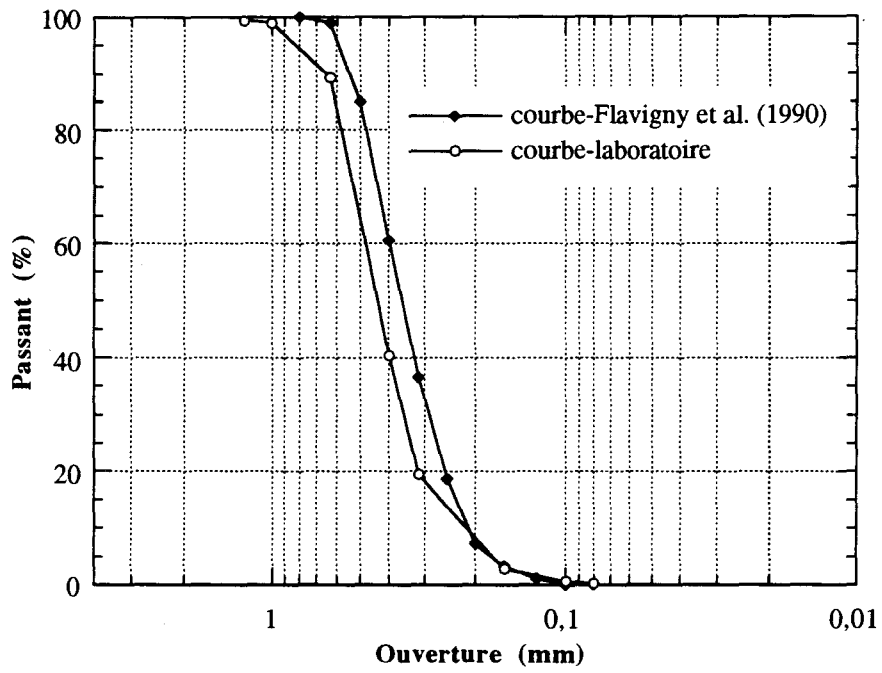


Figure I.5.: Courbes granulométriques du sable d'Hostun RF

## I.3 CHOIX DU SYSTEME D'ANTIFRETTAGE

### I.3.1 POSITION DU PROBLEME

Les hétérogénéités induites au cours de l'essai triaxial sont dues à deux causes. La première est due aux forces de frottement radiales se développant entre le matériau testé et les embases rugueuses. Ces forces peuvent gêner les déformations radiales aux extrémités de l'échantillon: c'est le phénomène de frettage (Figure I.6). La seconde est induite par la localisation des déformations au sein de l'échantillon suivant une ou plusieurs bandes de cisaillement, surtout dans le cas des matériaux denses.

Pour surmonter ces difficultés, de nombreux auteurs (Hettler et al. 1984, Lee, 1978, Robinet et al. 1983, Colliat, 1986) ont conseillé d'utiliser des échantillons peu élancés et un système d'antifrettage. En effet l'utilisation d'embases lubrifiées supprime les zones rigides aux extrémités de l'échantillon et entraîne une plus grande homogénéité de la distribution de contraintes et de déformations au cours de l'essai (l'échantillon garde sa forme cylindrique). Le développement plus uniforme de la dilatance entraîne une tendance vers la formation de plusieurs surfaces, plutôt que le développement prématuré d'une seule bande de cisaillement prédominante.

Le dispositif d'antifrettage consiste à graisser la face des embases, puis à y placer des disques en latex enduits de graisse. L'efficacité du dispositif varie suivant la nature des faces des embases, la nature et l'épaisseur de la graisse, l'épaisseur et le nombre des disques et le matériau constituant l'échantillon.

Tatsuoka et al. (1984 et 1985) ont étudié des dispositifs d'antifrettage entre une surface d'acier et le sable fin de Toyoura ( $D_{50} = 0,162$  mm,  $C_u = 1,46$ ). Les figures I.7 et I.8 représentent l'évolution de l'angle de frottement en fonction de la contrainte normale pour deux types de dispositifs. Le premier est composé d'un disque en latex enduit d'une couche de graisse (Figure I.7); le deuxième est constitué de deux disques enduits de graisse (Figure I.8). On constate que, quel que soit le nombre de disques et le type de graisse utilisés, l'angle de frottement décroît avec l'augmentation de la contrainte. On note également que pour les deux dispositifs la qualité de la lubrification par la graisse de silicone "KS 63G" est meilleure que celle par la graisse "Dow" pour des niveaux de contrainte  $\sigma_v$  inférieurs à 150 kPa. De plus, les courbes ( $\sigma_v - \varphi$ ) des deux types d'antifrettage utilisés sont peu différentes quand la graisse de silicone "KS 63G" est employée. D'après ces résultats, on peut conclure que le meilleur système d'antifrettage, dans le cas du chargement à faible contrainte, est composé d'un disque en latex et d'une couche de graisse de silicone à faible viscosité "KS63G".

Cette étude a été élargie à des sables plus gros (Goto et al., 1993). Dans ce cas, le phénomène d'extraction de graisse durant l'essai, largement influencé par le type de graisse employé et induit par la pénétration des grains dans le latex, est à l'origine de l'augmentation du frottement. Pour un sable moyen comme celui de "Silver Leighton Buzard" ( $D_{50} = 0,62$ ;  $C_u = 1,107$ ), le dispositif d'antifretage présenté ci-dessus reste le plus adapté dans le domaine des faibles contraintes.

### I.3.2 ETUDE EXPERIMENTALE

Dans le but de choisir un dispositif d'antifretage développant de faibles frottements entre les embases et l'échantillon, nous avons effectué une étude expérimentale qualitative. Cette étude est basée sur la simulation du mécanisme de friction entre les embases et les extrémités de l'échantillon dans un essai triaxial.

Le dispositif expérimental utilisé pour réaliser cette étude est présenté schématiquement dans la figure I.9. Il est constitué d'un disque souple en silastène de 10 cm de diamètre et de 2 cm de hauteur. Deux embases rigides en aluminium servent de support pour appliquer des contraintes normales sur le disque à l'aide d'une presse. Une couche de sable d'Hostun ( $D_{50} = 0,47$ ;  $C_u = 2,08$ ) a été placée entre le disque et le système d'antifretage étudié.

Le principe de l'essai consiste à appliquer une charge axiale et à mesurer les variations de diamètre du disque élastique. Lors de l'application d'une contrainte normale, la déformation radiale du bas du disque se trouve influencée par deux facteurs:

- (i) le comportement du matériau du disque et le contact entre ce dernier et l'embase supérieure (contact direct),
- (ii) les forces de frottement entre le système d'antifretage et la surface qui couvre l'embase inférieure.

Compte tenu que l'étude menée est qualitative et que le premier facteur influence les déformations radiales de la même manière dans tous les tests, nous nous intéressons au deuxième facteur. Pour une contrainte verticale donnée, la déformation radiale dans la partie inférieure du disque décroît quand le frottement disque-sable augmente, ce qui nous permet de juger de l'efficacité du système d'antifretage.

Etant donné que le matériau étudié est de granulométrie moyenne et que le niveau des contraintes appliquées dans notre travail est faible, on a utilisé la graisse "KS63G" recommandée par Goto et al. (1993). Les paramètres étudiés sont: le nombre de

couches en latex (d'épaisseur 0,2 mm) et la surface lisse couvrant l'embase inférieure. Trois surfaces différentes ont été examinées: acier, aluminium et téflon. La figure I.10 présente les deux types de dispositif d'antifretage testés.

Les résultats des essais avec le dispositif de type 1 sont présentés dans la figure I.11. Les courbes montrent que, pour une contrainte donnée, la plus grande déformation est obtenue quand le téflon est utilisé comme surface lisse. En revanche, pour les surfaces d'acier ou d'aluminium, les déformations sont presque identiques. Nous pouvons donc conclure que, parmi les trois surfaces examinées, celle en téflon développe le moins de frottement.

La figure I.12 présente les courbes contrainte-déformation pour les essais effectués avec le téflon. Il est à noter que les résultats obtenus avec les dispositifs de type 1 et 2 sont quasiment confondus. Par ailleurs, la pénétration des grains de sable dans les disques en latex composant le dispositif d'antifretage entraîne une erreur sur les valeurs mesurées des déformations axiales et volumiques. Cette erreur devient plus importante quand l'épaisseur de latex augmente. Il est donc préférable de prendre un système d'antifretage avec une faible épaisseur.

D'après les résultats présentés précédemment, nous avons choisi un système d'antifretage composé de:

- une surface lisse de téflon couvrant les embases,
- une couche de graisse de silicone (d'environ 50  $\mu$  d'épaisseur) à faible viscosité "KS63G",
- un disque en latex de 0,2 mm d'épaisseur.

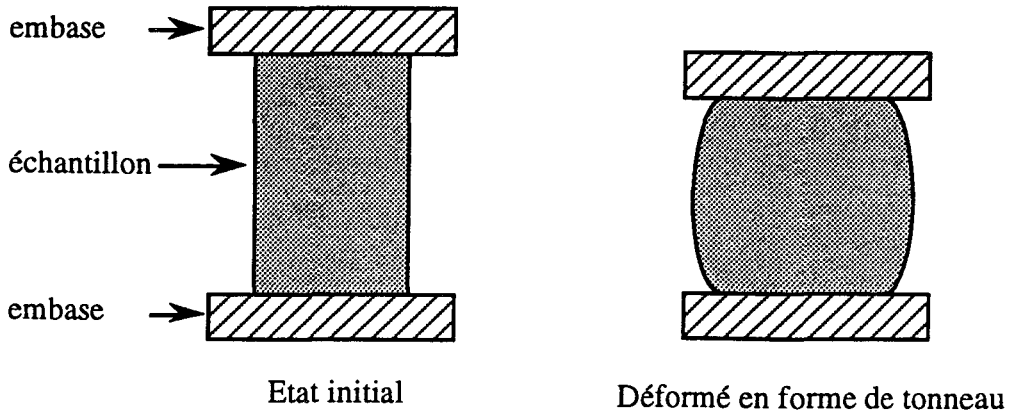


Figure I.6: Phénomène de frettage

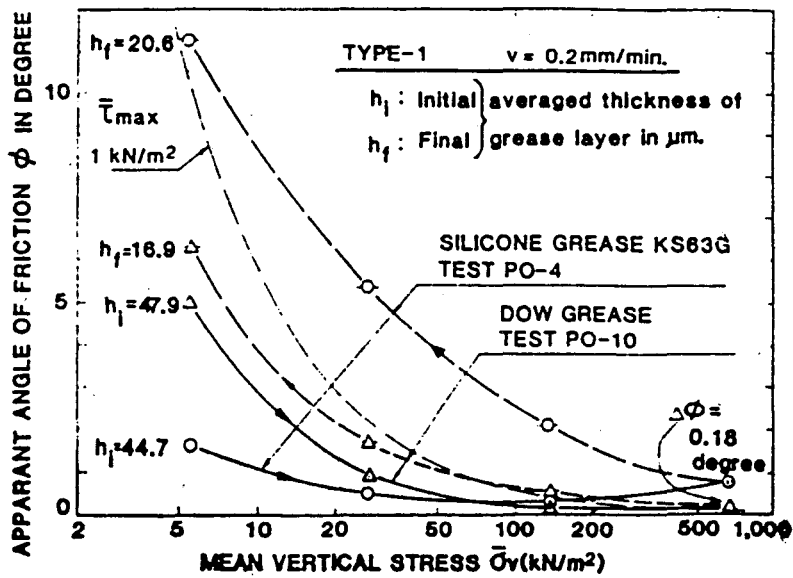


Figure I.7: Essais de cisaillement direct avec le dispositif de type 1; Effet du niveau de la contrainte verticale sur l'angle de frottement (Tatsuoka et al. 1984)



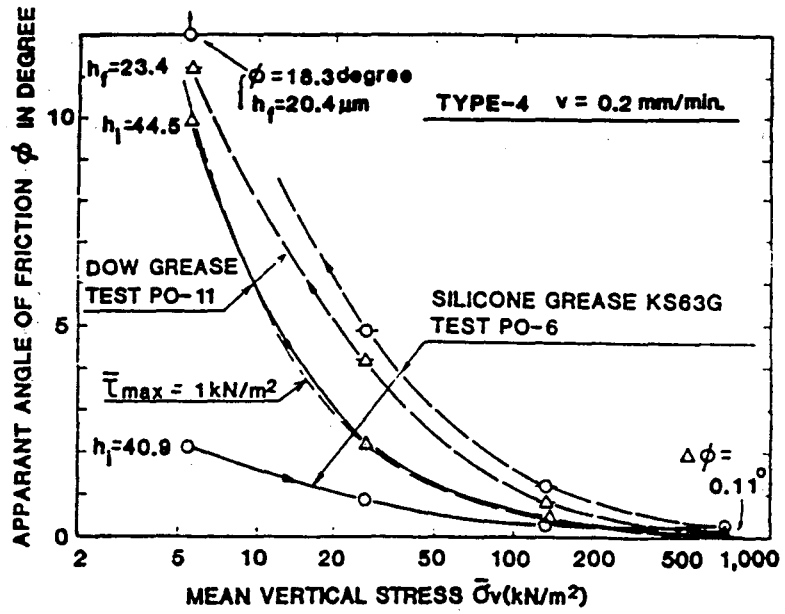


Figure I.8: Essais de cisaillement direct avec le dispositif de type 2: Effet du niveau de la contrainte verticale sur l'angle de frottement (Tatsuoka et al. 1984)

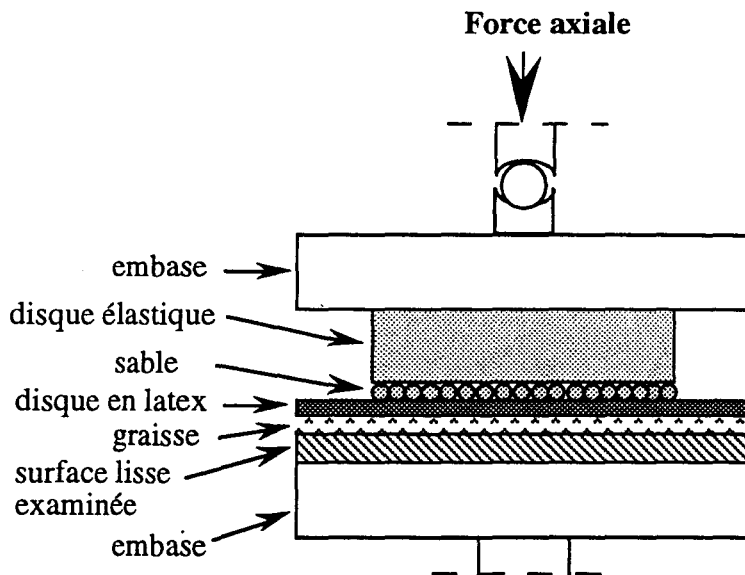


Figure I.9: Dispositif expérimental utilisé pour l'étude du système d'antifretage

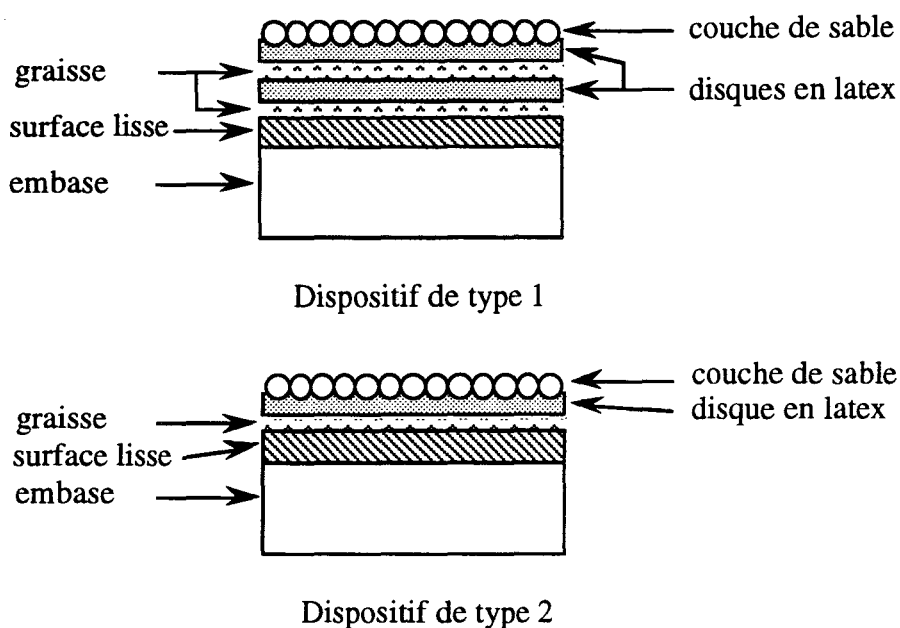


Figure I.10: Dispositifs d'antifrettage examinés

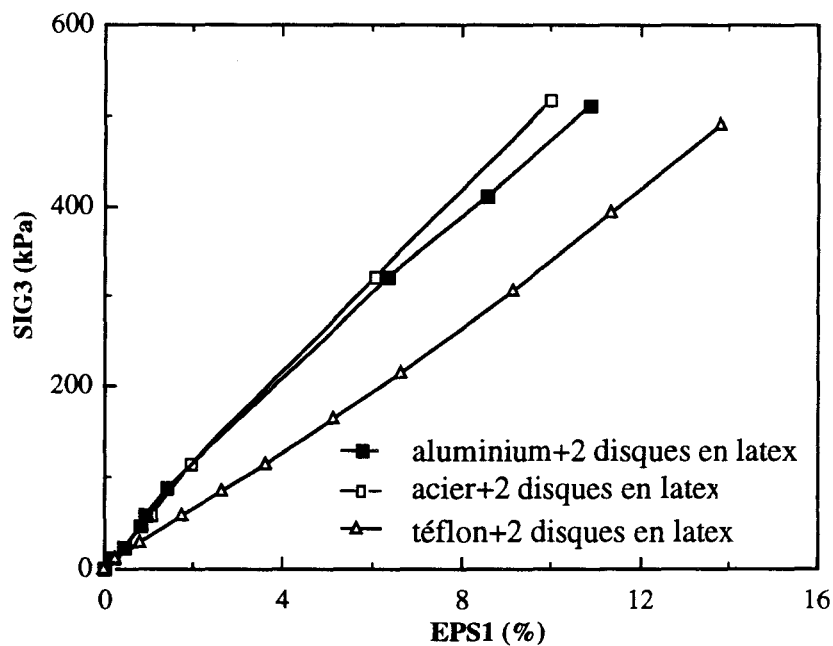


Figure I.11: Etude d'un système d'antifrettage  
Influence de la surface de l'embase sur le frettage

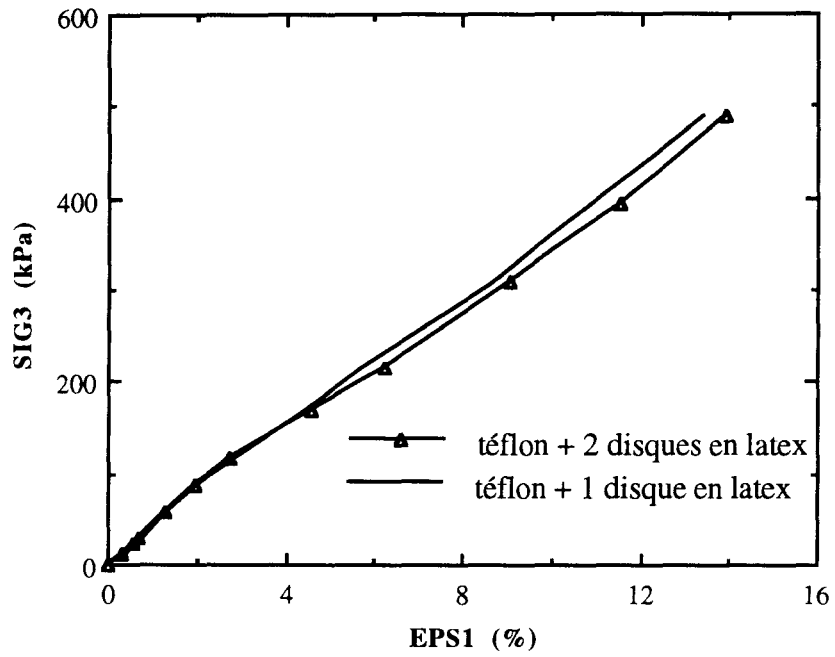


Figure I.12: Etude d'un système d'antifrettage  
Influence du nombre de disques en latex sur le frettage

## I.4 MODE OPERATOIRE

Nous allons exposer dans ce paragraphe le mode opératoire suivi pour la réalisation des essais triaxiaux drainés de compression et des essais triaxiaux à déformations proportionnelles.

### I.4.1 PREPARATION DES EPROUVETTES

Du fait que le matériau utilisé dans ce travail est non-cohérent (sable), l'échantillon doit être maintenu dans un moule cylindrique jusqu'à l'application d'une dépression d'air. Cette dépression doit être inférieure aux contraintes de confinement que subira l'échantillon. Dans le cas d'un faible confinement, la dépression est d'environ 8 kPa. La fabrication des échantillons avec ce niveau de contraintes est très délicate. La manchette, servant à contenir l'échantillon, doit être placée le long des parois du moule de manière à ce qu'elle n'applique pas de contraintes axiales supplémentaires à l'échantillon.

Les essais sont réalisés sur des échantillons de 70 mm de diamètre et de hauteur, avec des manchettes en latex de 0,2 mm d'épaisseur.

Le socle de la cellule est installé sur la presse. Les embases sont lubrifiées par une couche de graisse de silicone "KS63G" d'environ 50  $\mu$  d'épaisseur (3 grammes de graisse pour chaque embase); les orifices de drainage sont couverts par des papiers filtre de 10 mm de diamètre. Les disques en latex d'antifretage sont posés sur les embases. Une manchette en latex est fixée sur l'embase inférieure. On y place également un joint torique qui fait office de collier de serrage pour assurer l'étanchéité.

Les deux coquilles du moule sont posées sur l'embase inférieure et jointes à l'aide d'un collier de serrage. Pour faciliter le démoulage, on procède à la lubrification des parties inférieures des coquilles. Le rebord supérieur de la manchette est replié sur le haut du moule. Une dépression est appliquée, à l'aide du dispositif d'aspiration composé d'une pompe à vide et d'un manomètre, pour plaquer la manchette contre les parois du moule.

#### **Remplissage du moule et démoulage**

L'état de densité de l'échantillon est définie par la densité relative:

$$I_D = \frac{e_{\max} - e}{e_{\max} - e_{\min}}$$

Nous évaluons la masse de sable correspondant à la densité souhaitée (le volume initial de l'échantillon est connu). Dans le cas d'un échantillon lâche, on dépose le sable, après l'avoir pesé, à l'intérieur du moule à l'aide d'une spatule (hauteur de chute quasi-nulle) jusqu'au remplissage de celui-ci. Pour les éprouvettes denses ou moyennement denses, la densité initiale est obtenue par un compactage en 5 couches successives à l'aide d'une dame métallique de 60 mm de diamètre.

Le moule est rempli et sa surface est arasée. L'embase supérieure, munie du dispositif d'antifrettage, est posée doucement en appui sur le rebord du moule. La manchette est rebattue sur l'embase puis fixée par un joint torique qui assure ainsi l'étanchéité. En pesant ce qu'il reste du sable, on détermine la densité initiale de l'échantillon.

La dépression dans le circuit d'aspiration est ramenée graduellement à zéro à l'aide du manomètre; puis la liaison entre ce circuit et le tuyau d'aspiration du moule est coupée. On relie le conduit de drainage de l'échantillon (de l'embase inférieure) au dispositif d'aspiration, puis une dépression d'environ 8 kPa est appliquée (le conduit de drainage de l'embase supérieure est fermé). C'est à ce stade seulement, où l'échantillon est sous pression de confinement, qu'il peut être démoulé.

On desserre le collier de serrage joignant les deux coquilles du moule et on tire ces derniers doucement pour libérer l'échantillon. Cette phase est la plus délicate du mode opératoire, car il arrive que la manchette soit pincée ou déchirée à cause des grains de sable coincés entre le moule et les embases. Cela provoque une fuite qui est difficile à détecter à ce stade de l'essai. Au cours de cette phase, on risque également de perturber l'échantillon.

#### **I.4.2 REMPLISSAGE ET MISE EN PRESSION DE LA CELLULE**

La partie supérieure de la cellule triaxiale est disposée sur le socle, les tirants sont serrés, et on raccorde la vanne de remplissage de la cellule au réservoir plein d'eau désaérée et déminéralisée. La vanne du réservoir et celle reliant la cellule au GDS n° 2 sont ouvertes. Quand le niveau d'eau atteint le milieu de l'échantillon, on initialise la pression du GDS à zéro.

Quand l'eau sort au niveau de la purge, on ferme la vanne qui relie la cellule au réservoir. A ce moment, la pression dans la cellule est proche de 2 kPa, et par conséquent, l'échantillon est sous un confinement de 10 kPa. On ferme la purge, on diminue la dépression et on augmente la pression dans la cellule, à l'aide du GDS, simultanément et graduellement. Cela est effectué sans que le confinement appliqué à l'échantillon dépasse 10 kPa.

A la fin de cette phase, la dépression dans le circuit d'aspiration s'annule et l'échantillon subit la pression de confinement exercée par l'eau de la cellule qui est de 10 kPa. A ce point de la procédure, nous pouvons couper la liaison entre l'échantillon et le circuit d'aspiration.

### **I.4.3 SATURATION DE L'ECHANTILLON**

Dans le but d'obtenir une bonne saturation, la technique de saturation par le gaz carbonique est utilisée (Lade et Duncan, 1973). Le principe de cette démarche consiste à faire passer du gaz carbonique dans l'échantillon ainsi que dans les circuits de drainage pour chasser l'air des vides avant de passer l'eau afin de saturer l'éprouvette.

Quand l'eau circule dans l'échantillon, de bas en haut, elle chasse le gaz interstitiel et occupe sa place. En pratique, certains vides restent occupés par le gaz malgré le passage de l'eau. Comme la solubilité du gaz carbonique est élevée, l'eau peut dissoudre ce qu'il reste de gaz carbonique après son passage, et finalement, le degré de saturation peut être amélioré.

Nous faisons passer du gaz carbonique à très faible débit (fourni par une bouteille de CO<sub>2</sub> muni d'un manomètre pouvant régler le débit). Le débit peut être contrôlé en sortie de l'échantillon par le nombre de bulles créées lors de son passage dans un verre d'eau. Comme l'embase inférieure possède deux voies de drainage, on raccorde la deuxième voie au circuit de CO<sub>2</sub> en laissant les deux voies ouvertes (balayage de l'air hors des conduits de drainage de l'embase inférieure). Peu de temps après, on ferme la première voie et on ouvre celle du tube de drainage lié à l'embase supérieure afin que le gaz carbonique passe à l'intérieur de l'échantillon et dans le circuit de drainage supérieur. L'étape dure environ 1 heure. On répète ces étapes en remplaçant le gaz carbonique par l'eau désaérée et déminéralisée du réservoir.

On raccorde un GDS à la première voie de drainage de l'embase inférieure dès que l'eau sort. On laisse l'eau circuler dans l'échantillon, quelque temps après sa sortie du conduit de drainage de l'embase supérieure. Ensuite, on ferme toutes les vannes de drainage sauf celle qui est reliée au GDS contrôlant la pression interstitielle qui est à ce moment nulle. La pression dans la cellule et celle à l'intérieur de l'échantillon sont augmentées graduellement et en même temps, à l'aide des deux GDS, pour appliquer une contre-pression de 200 à 300 kPa. Cette contre-pression améliore sensiblement la qualité de la saturation en comprimant les micro-bulles de gaz interstitiel pouvant subsister après la phase de saturation.

### **Consolidation**

Après la saturation de l'échantillon et l'application d'une contre-pression, on teste la qualité de saturation par la mesure du coefficient de Skempton B.

Pour ce faire, on réalise une faible montée en pression de confinement ( $\Delta\sigma_c = 100$  kPa par exemple) en condition non drainée et on mesure la pression interstitielle. On calcule le coefficient de Skempton ( $B = \frac{\Delta u}{\Delta\sigma_c}$ ). Si  $B \geq 0,96$ , on passe à la phase suivante.

Le test de saturation est terminé. On complète la consolidation de l'échantillon en appliquant le confinement prévu ( $\sigma'_c = \sigma_c - u$ ), en condition drainée, tout en mesurant les variations de volume de l'échantillon.

A ce stade de l'essai, on peut détecter une éventuelle fuite, car après la consolidation, les variations de volume de l'éprouvette doivent se stabiliser rapidement (quelques minutes). Dans le cas contraire, la manchette contenant l'échantillon peut être percée et l'eau pénètre dans l'éprouvette, l'essai doit alors être arrêté.

#### **I.4.4 APPLICATION DU DEVIATEUR**

On fait descendre le piston de charge jusqu'à environ 1 mm de l'embase supérieure. On installe le capteur de déplacement. Puis on lance l'exécution d'un programme permettant d'afficher les mesures du déplacement et de la force axiale. Le piston descend lentement jusqu'à toucher l'embase supérieure (moment où la force axiale "décolle").

Nous présentons, ci-après, le déroulement de deux types d'essais: essai de compression drainée et essai à déformations proportionnelles.

#### **Essai de compression drainée**

Après avoir assuré le contact entre le piston de charge et l'embase supérieure, on lance le programme d'asservissement et d'acquisition. Ce programme permet d'imposer durant l'essai une vitesse de descente du piston de charge, de maintenir la contre-pression et la pression dans la cellule, et de mesurer les variations de la hauteur de l'échantillon  $\Delta H$ , de la force axiale  $\Delta F$  et du volume de l'échantillon  $\Delta V$ . A partir de ces mesures et des caractéristiques initiales de l'échantillon ( $H_0, V_0$ ), les variables caractérisant l'évolution de l'échantillon sont calculées:

$$\begin{aligned}
 \text{déformation axiale:} & \quad \varepsilon_3 = \frac{\Delta H}{H_0} \\
 \text{déformation volumique:} & \quad \varepsilon_v = \frac{\Delta V}{V_0} \\
 \text{déviateur:} & \quad q = \frac{\Delta F}{S} \quad \text{avec} \quad S = \frac{V}{H} = \frac{V_0 - \Delta V}{H_0 - \Delta H} \quad (I.1) \\
 \text{contrainte latérale effective:} & \quad \sigma'_1 = \sigma'_c + \Delta\sigma_c \quad \text{avec} \quad \sigma'_c = \sigma_c - u \\
 \text{contrainte axiale effective:} & \quad \sigma'_3 = \sigma'_1 + q
 \end{aligned}$$

où  $H_0$  et  $V_0$  sont la hauteur et le volume initiaux de l'échantillon,  $\sigma_c$  est la pression dans la cellule,  $u$  est la contre-pression et  $\Delta\sigma_c$  est la contrainte supplémentaire due à la rigidité de la manchette (cf. § .I.5.1).

Le programme permet de visualiser l'évolution de différentes grandeurs au cours de l'essai. Il stocke les données toutes les  $n$  lectures ( $n$  modifiable au cours de l'essai). Au début de l'essai toutes les valeurs sont stockées. Puis, à partir de 0,5 % de déformation axiale, on réduit la fréquence de stockage.

Les échantillons sont cisailés avec un taux de déformation axiale de 0,143 %/minute. Les essais sont menés jusqu'à 20 % de déformation axiale. A la fin de l'essai, on monte le piston de charge et on diminue la pression dans la cellule jusqu'à zéro. On vide la cellule. Enfin, on retire les joints de serrage, on enlève le sable et on nettoie les embases à l'aide d'un solvant.

### **Essai à déformations proportionnelles**

Le principe des essais à déformations proportionnelles consiste à cisailier les échantillons en imposant un rapport des incréments de déformations  $\left(\frac{\Delta\varepsilon_1}{\Delta\varepsilon_3}\right)$  constant.

Comme  $\varepsilon_1 = \varepsilon_2$ , le rapport  $\frac{\Delta\varepsilon_1}{\Delta\varepsilon_3}$  peut être donné par la relation:

$$\frac{\Delta\varepsilon_1}{\Delta\varepsilon_3} = \frac{1}{2} \left( \frac{\Delta\varepsilon_v}{\Delta\varepsilon_3} - 1 \right) \quad (I.2)$$

On peut imposer le rapport des déformations  $\left(\frac{\Delta\varepsilon_v}{\Delta\varepsilon_3} = \zeta_i\right)$  comme un paramètre de chargement. Les déformations volumiques durant l'essai sont données par l'équation suivante:

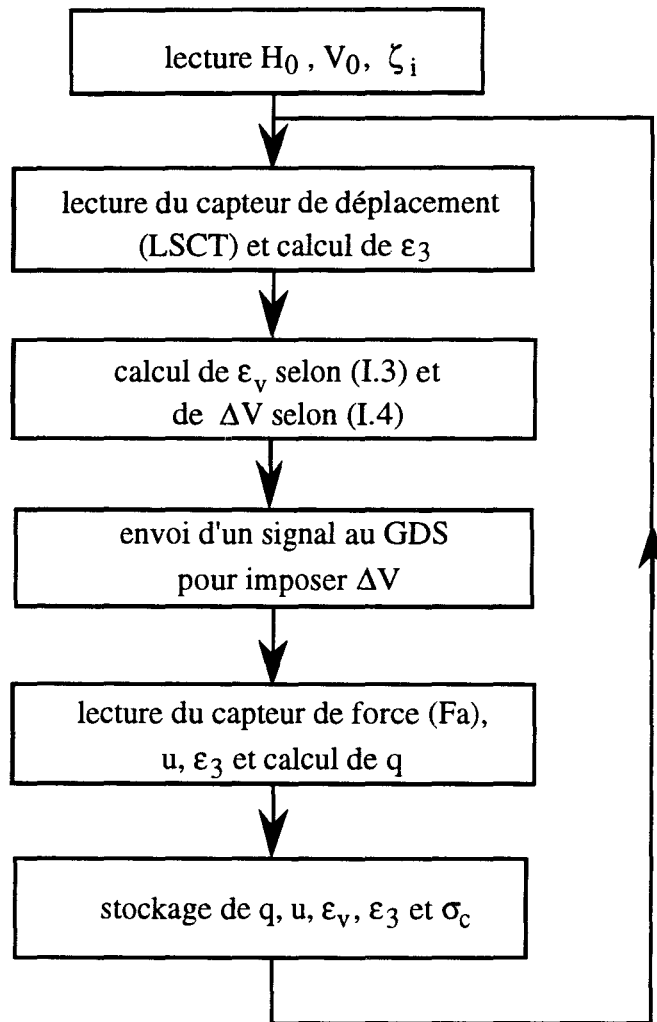


$$\varepsilon_{v_{i+1}} = \varepsilon_{v_i} + \zeta_i (\varepsilon_{3_{i+1}} - \varepsilon_{3_i}) \quad (I.3)$$

Pour un incrément de chargement donné (toutes les deux secondes), on calcule, tout d'abord, la déformation axiale  $\varepsilon_3$  à partir de la mesure du déplacement axial et de la hauteur initiale de l'échantillon. La déformation volumique  $\varepsilon_v$  peut être calculée selon l'équation (I.3) et à partir de cela, on détermine la variation de volume à imposer à l'échantillon  $\Delta V_i$ :

$$\Delta V_i = V_0 (\varepsilon_{v_{i+1}} - \varepsilon_{v_i}) \quad (I.4)$$

où  $V_0$  est le volume initial de l'échantillon. On impose, grâce au GDS, cette variation de volume à l'échantillon et on enregistre les valeurs de la force axiale, de la pression interstitielle, du déplacement axial et de la déformation volumique. Le déroulement de cet essai est décrit dans l'organigramme donné dans la figure I.13.



FigureI.13: Déroulement des essais à déformations proportionnelles.

## I.5 ANALYSE DES SOURCES D'ERREURS ET D'INCERTITUDES

Ce paragraphe est composé de deux parties. Dans la première, on apporte des corrections pour prendre en compte l'influence de la rigidité de la manchette. Dans la deuxième, on présente les sources d'erreurs et d'incertitudes qui peuvent influencer les résultats des essais.

### I.5.1 PRISE EN COMPTE DE LA RIGIDITE DE LA MANCHETTE

Durant un essai triaxial en compression, surtout en faibles contraintes et en grandes déformations, la manchette a une forme complexe à cause des aspérités dues aux grains de sable de l'échantillon et de la formation de plis dans la manchette. Pour ces raisons, il est donc difficile de calculer correctement les contraintes appliquées à l'échantillon par les déformations de la manchette. Nous présentons deux méthodes pour la prise en compte de la rigidité de la manchette.

Dans la première méthode, on suppose que la manchette a une forme de coquille cylindrique mince (Henkel et Gilbert, 1952). Les contraintes engendrées par les déformations de la manchette durant l'essai peuvent être calculées par la théorie de l'élasticité (Fukushima et Tatsuoka, 1984):

$$\Delta\sigma_{3m} = -\frac{8}{3} \left[ E_m \cdot t \left( 2\varepsilon_{3m} + \varepsilon_{\theta m} \right) \right] / d \quad (I.5)$$

$$\Delta\sigma_{rm} = +\frac{4}{3} \left[ E_m \cdot t \left( \varepsilon_{3m} + 2\varepsilon_{\theta m} \right) \right] / d \quad (I.6)$$

où  $\Delta\sigma_{3m}$ ,  $\Delta\sigma_{rm}$  sont les corrections des contraintes axiales et radiales (contraintes supplémentaires induites par les déformations de la manchette),  $E_m$  et  $t$  sont le module d'Young tangent et l'épaisseur de la manchette,  $d$  est le diamètre de l'échantillon, et  $\varepsilon_{3m}$  et  $\varepsilon_{\theta m}$  sont la déformation axiale et circonférencielle de la manchette qui sont supposées égales à celles des déformations axiale et radiale de l'échantillon.

Dans la deuxième méthode, on néglige la résistance de la manchette à la déformation axiale à cause de la formation des plis dans cette dernière au cours des essais en compression (Figure I.14). Dans ce cas, la correction des contraintes est donnée par:

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{3m} &= 0 \\ \Delta\sigma_{rm} &= -2 E_m \cdot t \cdot \varepsilon_{\theta m} / d \end{aligned} \quad (I.7)$$

Pour comparer ces deux méthodes et montrer l'importance de la correction des contraintes induites par la manchette, on présente dans la figure I.15 l'évolution du rapport des contraintes principales en fonction de la déformation axiale pour un essai drainé à un confinement de 10 kPa ( $t=0,2$  mm et  $E_m = 13,2$  MPa). On peut constater que la différence entre les contraintes corrigées par les deux méthodes est négligeable. En revanche, la différence entre le rapport des contraintes corrigées et non corrigées à la rupture est de l'ordre de 7%.

On présente dans la figure I.16 l'influence des contraintes supplémentaires dues à l'expansion de la manchette (évaluées par la deuxième méthode) sur le rapport des contraintes principales, et ceci pour deux confinements différents (10 et 50 kPa). L'effet de la manchette sur l'angle de frottement ( $\varphi'$ ) est montré dans la figure I.17. On constate que l'effet de la manchette est significatif dans le cas de faible confinement (pour  $\sigma'_{c0} < 20$  kPa).

Dans la suite de ce travail, on a adopté la deuxième méthode pour la correction des contraintes.

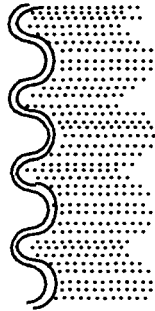


Figure II.14: Plis de la manchette à la fin de l'essai

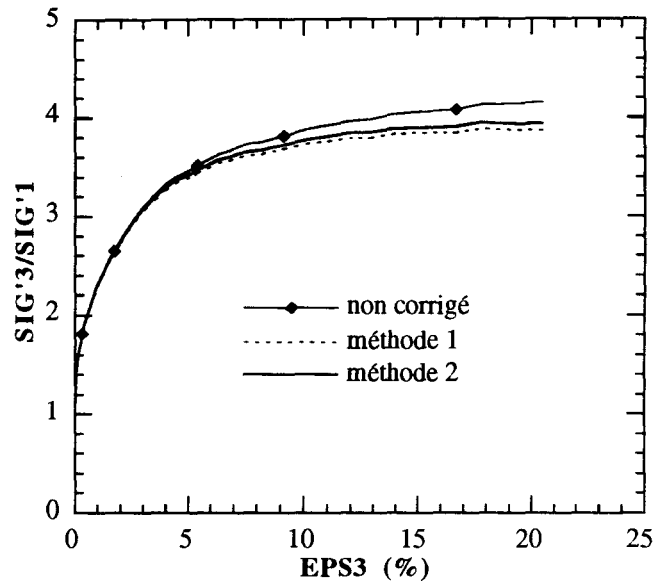


Figure II.15: Effet de la manchette Essai triaxial sur sable lâche ( $\sigma'_{c0} = 10 \text{ kPa}$ )

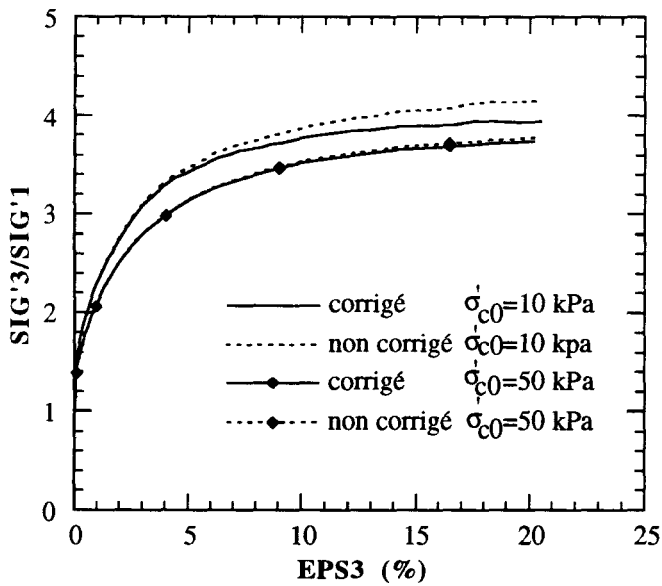


Figure I.16: Effet de la manchette Essais triaxiaux sur sable lâche

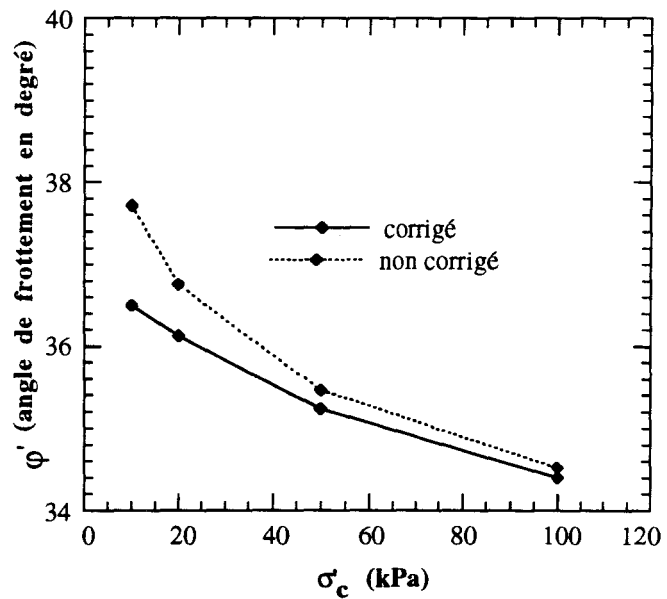


Figure I.17: Effet de la manchette sur l'angle de frottement à la rupture (sable lâche)

### **I.5.2 ERREURS DUES AUX APPAREILS DE MESURE**

Les grandeurs dont nous suivons l'évolution ( $\Delta H$ ,  $F_a$ ,  $\Delta V$ , et  $u$ ) sont mesurées à l'aide d'un capteur de déplacement "LSCT", d'un capteur de force et d'un GDS. Les capteurs de déplacement et de force introduisent de faibles incertitudes sur les résultats (inférieures à 0,5%). Le GDS contrôlant la pression interstitielle et les variations volume de l'échantillon induit des erreurs minimales sur les mesures (0,1 kPa pour la pression et 1 mm<sup>3</sup> pour le volume). La pression dans la cellule est maintenue constante grâce à un deuxième GDS avec une précision de 1 kPa pour la pression. Ceci introduit une incertitude sur la contrainte effective de confinement de l'ordre 5% pour un essai drainé effectué sous un confinement de 20 kPa. L'erreur de mesure des variations de volume est également très faible pour cet essai (environ 0,05% de la déformation volumique maximale).

### **I.5.3 ERREURS DUES AU MODE OPERATOIRE**

#### **Remplissage du moule et démoulage de l'échantillon**

Nous devons signaler la non-homogénéité en densité due au poids propre de l'échantillon. Ceci provoque une petite différence de densité entre le bas et le haut de l'échantillon. Dans le cas des échantillons denses, la préparation de l'éprouvette consiste à compacter 5 couches successives. Ceci peut introduire une certaine différence de densité entre les couches. Il est difficile de quantifier cette différence mais on peut la réduire en dépensant la même énergie de compactage pour chaque couche (échantillons denses) ou en gardant la même hauteur de chute au cours du remplissage du moule (échantillons lâches). La masse du sable remplissant l'échantillon est déterminée avec une précision de 1 gramme, cette incertitude introduit une erreur sur l'indice des vides initial de l'échantillon d'environ 0,3%.

Nous devons citer également les perturbations que peut subir l'échantillon lors du démoulage, lorsque les deux coquilles sont écartées pour libérer le moule. Comme l'embase supérieure est en appui sur les coquilles, un déplacement non symétrique des deux coquilles peut causer l'inclinaison de l'échantillon sur un côté, ce qui entraîne une non-homogénéité des contraintes lors de l'application de la charge axiale. Il peut aussi appliquer un petit moment parasite de torsion sur l'échantillon. Ces perturbations sont difficiles à quantifier. Du fait que les perturbations graves sont en général décelables, on procède alors à l'arrêt de l'essai.

### **Application de la pression de confinement**

La pression de confinement est appliquée à l'aide d'une pression d'eau dans la cellule. Or, la différence de la hauteur d'eau entre le bas et le haut de l'échantillon induit une variation de la contrainte de confinement appliquée. La pression de confinement agissant à un niveau quelconque de l'échantillon est donnée par:

$$\sigma_c = \sigma_{c\ m} - \gamma_w \cdot y \quad (I.8)$$

où  $\sigma_{c\ m}$  est la contrainte de confinement appliquée au centre de l'échantillon;  $y$  est la distance par rapport au centre de l'échantillon et  $\gamma_w$  est le poids volumique de l'eau.

Dans le cas d'un échantillon saturé et soumis à une contre pression, la variation de pression avec la hauteur est la même pour la pression de confinement  $\sigma_c$  et pour la contre pression  $u$ . Par conséquent, la contrainte effective est homogène le long de l'échantillon.

### **Effet du poids de l'échantillon**

En faibles contraintes, il faut évaluer la contrainte due au poids propre des grains composant l'éprouvette. Cette contrainte engendre un déviateur supplémentaire donné par l'expression:

$$\Delta q_1 = \frac{\gamma_s - \gamma_w}{1 + e} \cdot y \quad (I.9)$$

où  $y$  est la distance entre le plan concerné et le centre de l'échantillon,  $\gamma_s$  et  $\gamma_w$  sont les poids volumiques des grains de sable et de l'eau.

L'écart maximal de contrainte déviatorique  $\Delta q_1$ , par rapport au centre de l'échantillon est de l'ordre de 0,3 kPa. Il représente environ 0,4% du déviateur à la rupture dans un essai drainé réalisé sur sable lâche sous un confinement de 20 kPa. Cette source d'erreur est donc très faible.

### **Effet du poids de l'embase supérieure**

Par son poids, l'embase supérieure applique un déviateur constant à l'échantillon. Donc, l'essai ne démarre pas à partir d'un état de contraintes isotropes. La contrainte axiale initiale est donnée par:

$$\sigma'_{30} = \sigma'_{c0} + \Delta q_2 \quad (I.10)$$

où  $\Delta q_2$  est la contrainte due au poids de l'embase supérieure.

Afin de minimiser cet effet, l'embase est fabriquée en matériau léger (aluminium). Dans notre travail,  $\Delta q_2$  est de l'ordre de 0,6 kPa qui représente environ 0,6% du déviateur à la rupture (cas d'un essai drainé sur sable lâche à 20 kPa de confinement). Cette source d'erreur est donc faible.

## I.6 REPETABILITE DES ESSAIS

Nous présentons dans ce paragraphe une série de tests de répétabilité sur deux chemins de sollicitations: triaxial drainé et à déformations proportionnelles.

Dans la figure I.18, on présente les résultats de deux essais drainés effectués sous un confinement de 20 kPa sur sable lâche ( $I_D = 0,09$  et  $0,11$ ). L'écart entre les rapports des contraintes principales en fonction de la déformation axiale est de l'ordre de 3%. Cette différence apporte une erreur de  $0,6^\circ$  sur l'angle de frottement. Les courbes de variations de volume sont pratiquement confondues. Globalement, l'écart entre les deux essais nous paraît acceptable.

Nous présentons dans la figure I.19 les résultats de deux essais à déformations proportionnelles effectués sur sable lâche avec un confinement initial de 20 kPa, et un rapport des déformations imposé  $\zeta_i = -0,1$ . Dans le plan ( $p'$ - $q$ ), on constate une différence entre les deux essais de l'ordre de 1 kPa qui représente 8% de la contrainte maximale.

## I.7 CONCLUSION

Ce chapitre a décrit la mise au point d'un appareillage triaxial permettant l'étude du comportement des matériaux granulaires sous faibles contraintes suivant des chemins variés (isotropes, compression drainée et non drainée et déformations proportionnelles). Une étude sur le choix du système d'antifretage a montré qu'il est préférable d'utiliser un dispositif composé d'une surface lisse couvrant les embases, d'une couche de graisse et d'un disque en latex de 0,2 mm d'épaisseur. L'analyse des sources d'erreurs a montré la nécessité de prendre en compte l'effet de la manchette. Les tests de répétabilité ont permis de vérifier la fiabilité de notre appareillage et de notre mode opératoire.



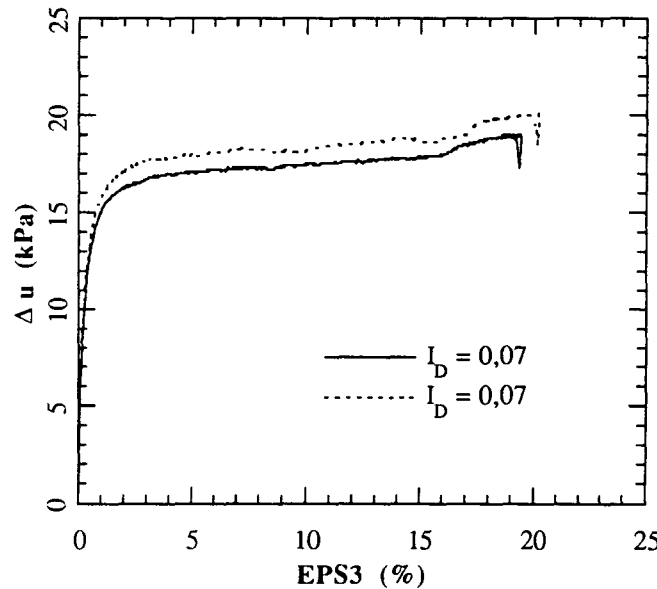
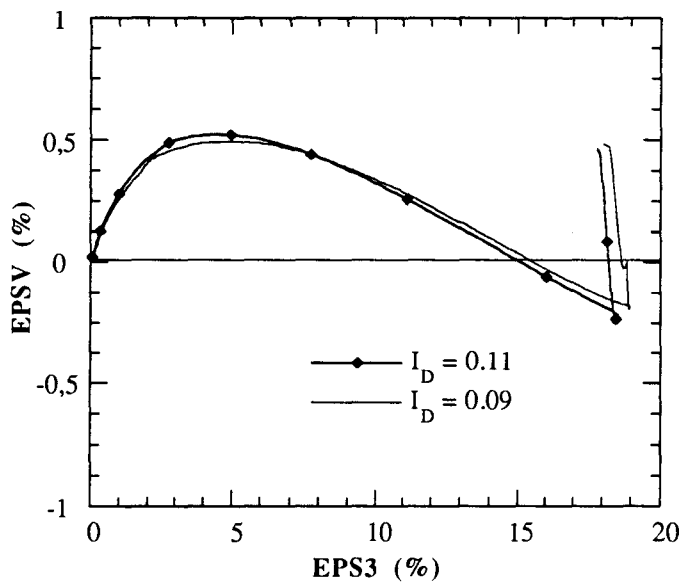
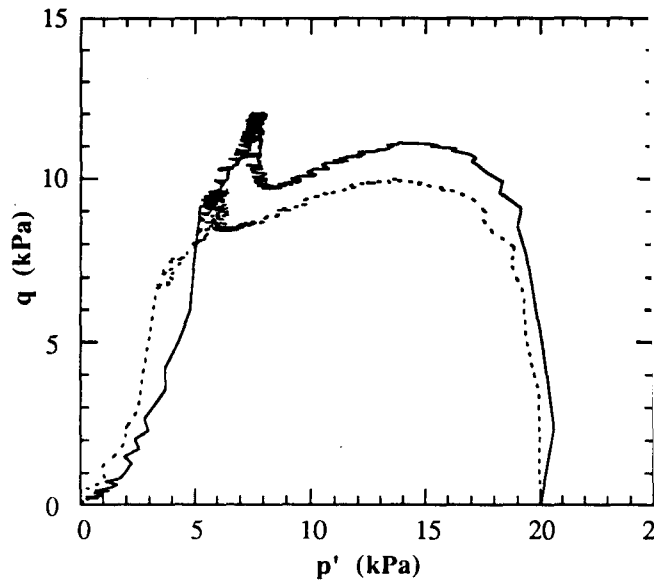
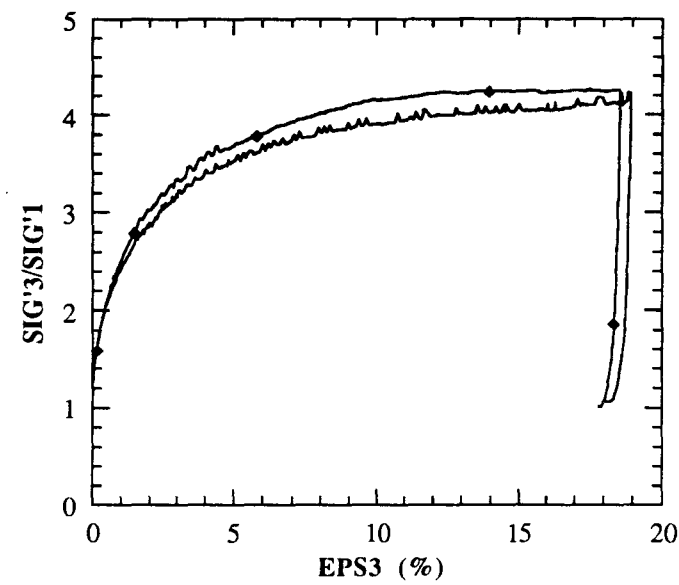


Figure I.18: Tests de répétabilité  
essais triaxiaux de compression drainée  
sable lâche ( $\sigma'_{c0} = 20$  kPa)

Figure I.19: Tests de répétabilité  
essais à déformations proportionnelles  
sable lâche ( $\sigma'_{c0} = 20$  kPa,  $\zeta_i = -0,1$ )

## **Chapitre II**

### **PRESENTATION DES ESSAIS DRAINÉS EN COMPRESSION**

*Ce chapitre est consacré à la présentation des résultats des essais triaxiaux drainés en compression effectués sur le sable d'Hostun RF sous des faibles confinements.*

*Nous présentons tout d'abord des essais isotropes. Puis on présente les essais triaxiaux qui ont été réalisés sur des échantillons lâches et denses.*

*Enfin, on détermine à partir des essais réalisés les caractéristiques du sable sous faible confinement. Ces caractéristiques seront confrontées à celles données par d'autres auteurs pour d'autres sables et à celles du sable d'Hostun pour des confinements plus élevés.*

## II.1 ESSAIS ISOTROPES

Un essai isotrope a été réalisé sur un échantillon lâche ( $I_D = 0,12$ ). Le chargement a été appliqué à partir d'une pression de confinement initiale de 10 kPa et a été augmenté jusqu'à 200 kPa. Dans l'évaluation de l'indice des vides initial, on a pris en compte la variation de volume correspondant à l'application de la contrainte de confinement. Cette variation a été déterminée par extrapolation de la courbe de variations de volume. Un seul cycle de charge-décharge a été effectué pour cet essai.

Les figures II.1a et II.1b présentent les résultats de cet essai. On constate que la compressibilité décroît avec le niveau de chargement. Dans le plan ( $\log p' - e$ ), il est difficile d'identifier les parties linéaires, et par conséquent la pression de préconsolidation. Ceci peut être attribué au fait que la pression de préconsolidation de cet échantillon est supérieure à la pression atteinte au cours de l'essai (200 kPa).

Dans le but de déterminer la pression de préconsolidation, un autre essai isotrope a été effectué sur sable lâche ( $I_D = 0,12$ ) où la contrainte isotrope a été augmentée jusqu'à 1,2 MPa. Cet essai a été répété trois fois sur sable lâche ayant la même densité initiale (Figure II.2). La figure II.3 représente les résultats de cet essai dans le plan ( $\log p' - e$ ). La courbe de chargement fait apparaître, à partir d'un certain niveau de chargement, une droite, de pente  $C_c = 0,116$  ("droite de plasticité isotrope"). Elle caractérise le comportement plastique du matériau. Le début de la phase de décharge est assimilé à une droite de pente  $C_s = 0,021$  qui caractérise le comportement élastique. La pression de préconsolidation est évaluée à 0,34 MPa.

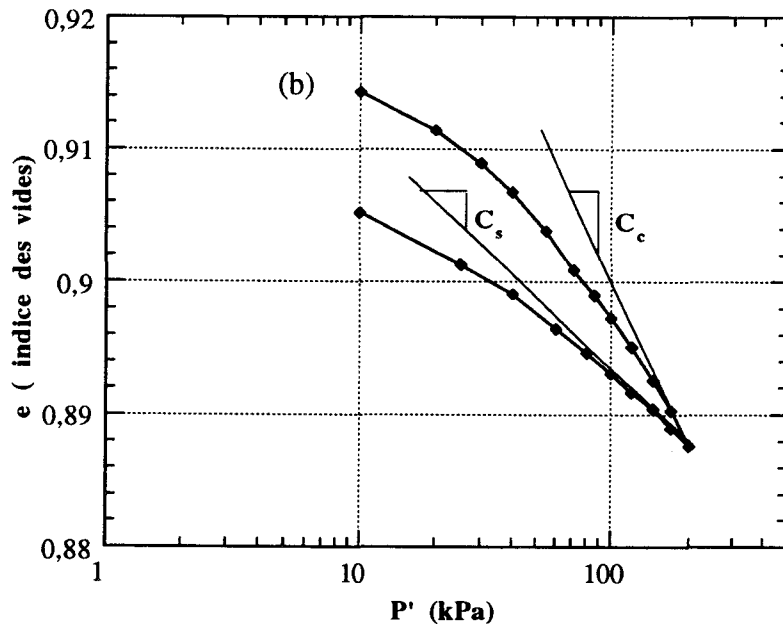
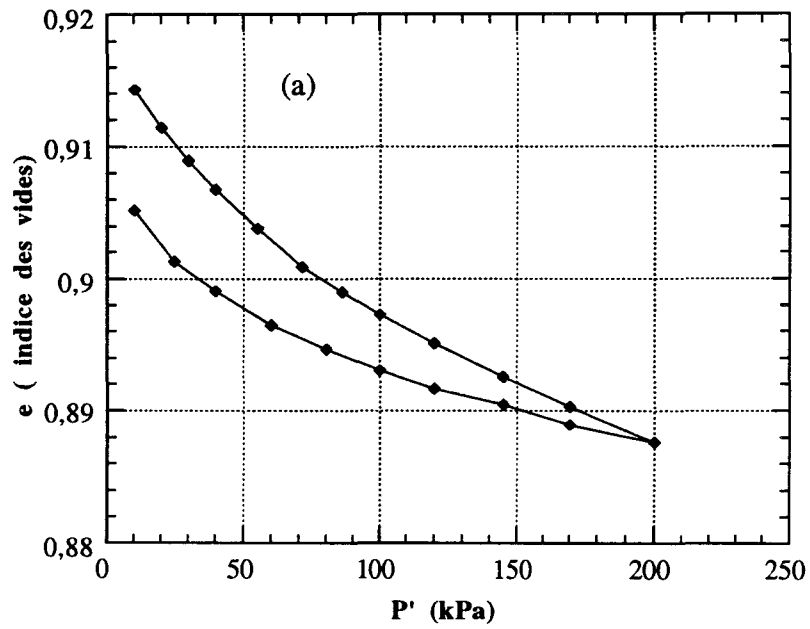


Figure II.1: Essai triaxial isotrope sable d'Hostun lâche ( $I_D = 0,12$ )

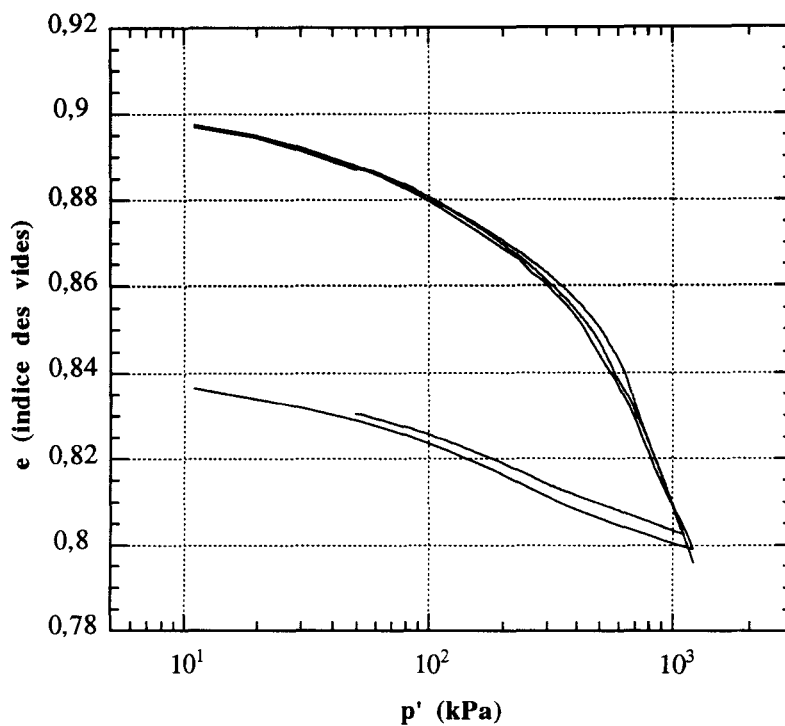


Figure II.2: Reproductibilité des essais isotropes sable d'Hostun lâche ( $I_D = 0,12$ )

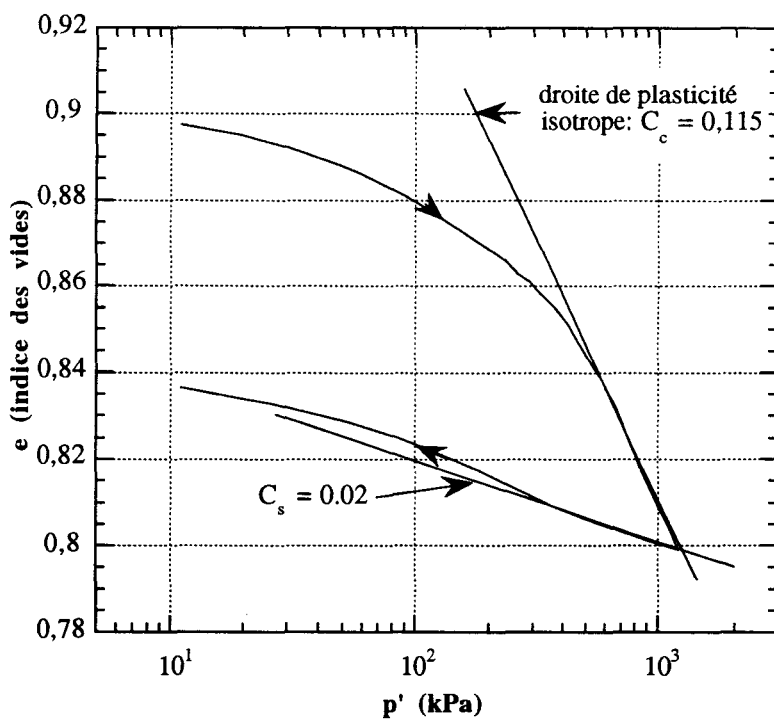


Figure II.3: Essai isotrope sable d'Hostun lâche ( $I_D = 0,12$ )

## II.2 ESSAIS MONOTONES DRAINES EN COMPRESSION

Afin de mieux comprendre le comportement du sable étudié et de déterminer ses paramètres caractéristiques sous faibles contraintes, nous avons réalisé une série d'essais triaxiaux drainés en compression pour deux densités initiales: sable lâche ( $I_D = 0,12$ ) et sable dense ( $I_D = 0,90$ ). Les essais réalisés sont récapitulés dans le tableau II.1. Ils sont effectués avec une contre-pression de 300 kPa.

Nom de l'essai	Type d'essai	Consolidation (kPa)	Densité relative ( $I_D$ )
CID1	Compression triaxial-drainé	20	0,11
CID2		50	0,13
CID3		100	0,13
CID4		200	0,11
CID5		400	0,11
CID6		20	0,90
CID7		50	0,89
CID8		100	0,89

Tableau II.1: Essais triaxiaux de compression drainée

Nous allons, ci-après, examiner l'effet de la pression de confinement et de la densité initiale sur le comportement de ce sable.

### II.2.1 EFFET DU CONFINEMENT

On présente dans la figure II.4 les courbes obtenues lors des essais effectués sur des échantillons lâches à trois pressions de confinement 20, 50 et 100 kPa.

#### Evolution des contraintes

L'évolution du déviateur est représentée dans la figure II.4a. On observe qu'il croît avec la déformation axiale pour atteindre une valeur quasi constante. Les résultats présentés montrent l'influence de la pression de confinement sur les courbes deviateur-déformation axiale. On constate que la résistance au cisaillement, traduite par le déviateur, croît avec l'augmentation de la pression de confinement. On retrouve un résultat classique pour les matériaux frottants sous des confinements plus élevés (Figure II.5a).

Bien que le déviateur augmente à la rupture avec la contrainte de confinement, on constate que le rapport  $q/\sigma'_1$  ( $\sigma'_1$  est la contrainte effective latérale ou la contrainte de confinement) diminue avec l'augmentation du confinement (Figure II.4d). Ceci traduit une diminution de l'angle de frottement à la rupture quand le confinement augmente (Figure II.4b) (Lancelot et al., 1993 et 1996). Ce point sera discuté en détail ultérieurement.

### **Evolution des déformations volumiques**

On présente dans les figures II.4c et II.4e l'évolution des déformations volumiques et de l'indice des vides en fonction de la déformation axiale. Les deux séries de courbes traduisent généralement un comportement connu: une phase de contractance suivie d'une phase de dilatance. Les amplitudes des deux phases dépendent fortement de la pression de confinement. La dilatance augmente avec la réduction du confinement. On constate que les déformations volumiques et l'indice des vides ne se stabilisent pas à la fin des essais (de l'ordre de 20% de déformation axiale) malgré une quasi stabilisation des contraintes. Une comparaison de ces résultats avec ceux obtenus pour des confinements plus élevés montre un changement au niveau de l'évolution des déformations volumiques. En effet, pour des confinements usuels ( $\sigma'_{c0} = 200, 400$  kPa), on note un comportement contractant tout au long du chargement (Figure II.5), alors que pour les faibles confinements, on note la présence de deux phases: contractance et dilatance. Cette différence peut être expliquée par la surconsolidation des échantillons lâches (Biarez et Ziani, 1991; Biarez et al., 1992). Ceci est en accord avec les résultats des essais isotropes qui ont montré que la pression de préconsolidation pour les échantillons lâches se situe autour de 300 kPa, ce qui est nettement supérieur à la pression de confinement employée ici.

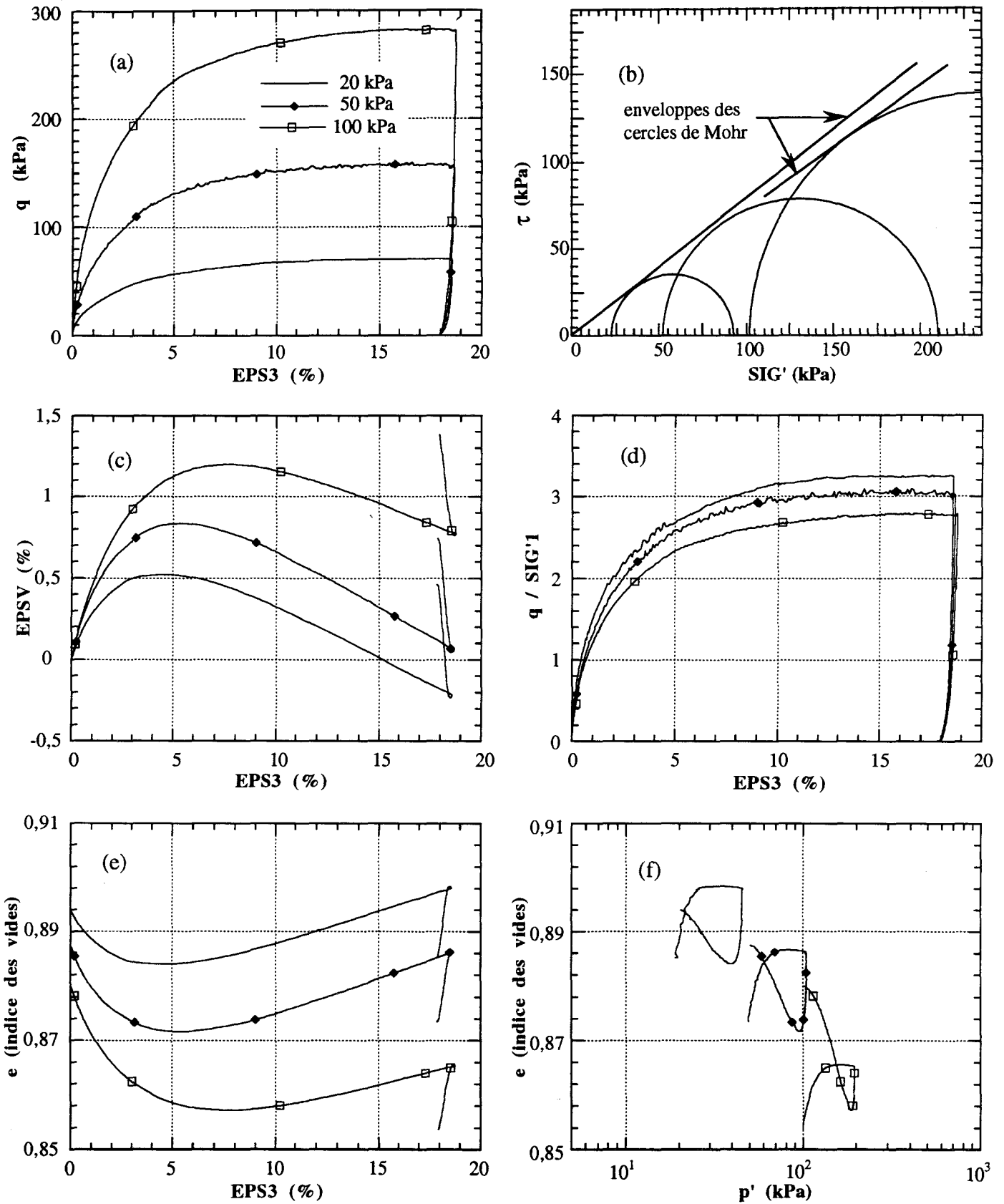


Figure II.4: Essais triaxiaux drainés de compression: sable d'Hostun RF lâche ( $I_D = 0,12$ )



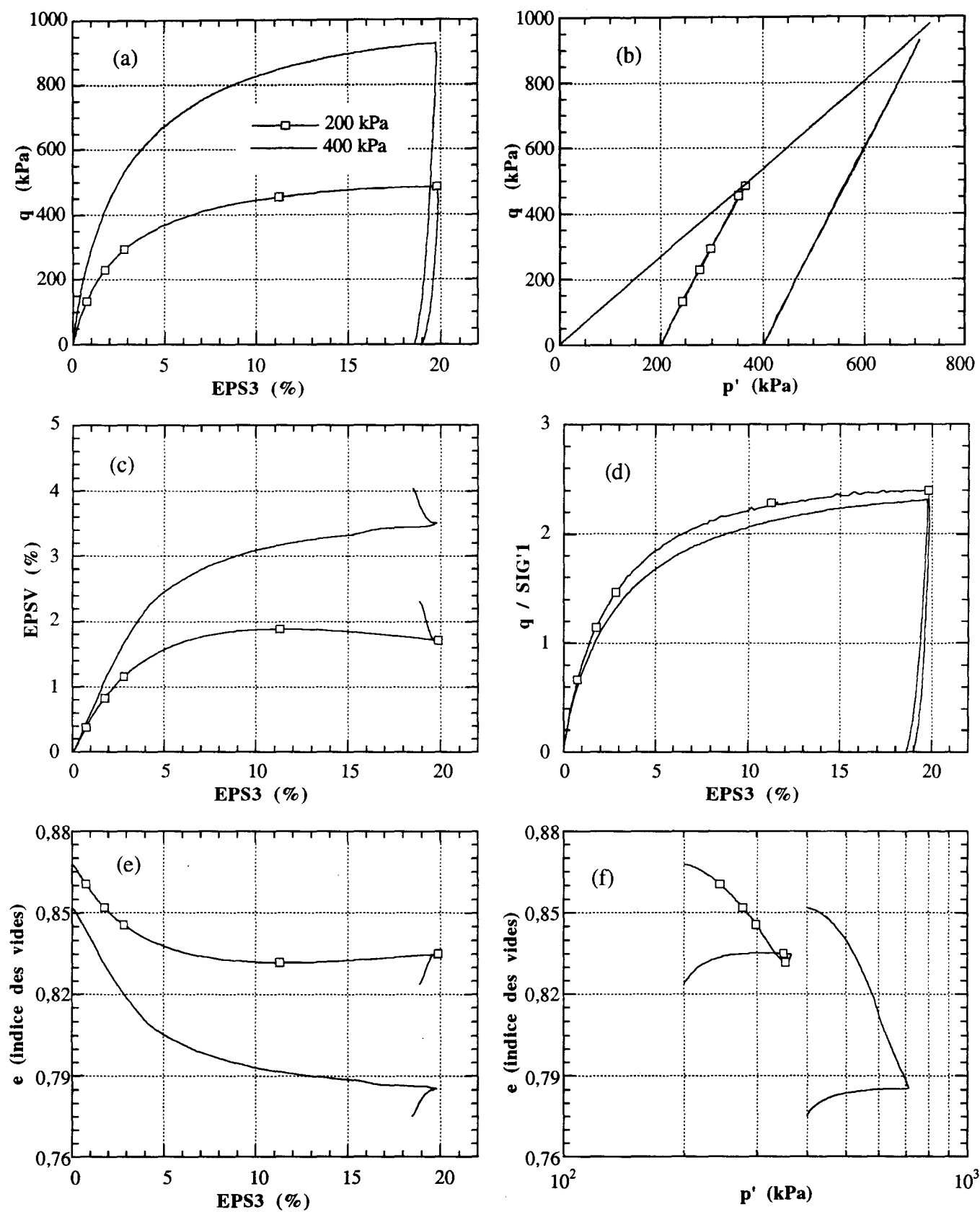


Figure II.5: Essais triaxiaux drainés de compression: sable d'Hostun RF lâche ( $I_D = 0,12$ )

## II.2.2 EFFET DE LA DENSITE INITIALE

La densité initiale du matériau granulaire a un effet très important sur son comportement. Afin de montrer le rôle de celle-ci, nous avons réalisé de nouveaux essais sur sable dense ( $I_D = 0,90$ ). Les résultats de ces essais sont présentés dans la figure II.6. Pour illustrer l'influence de la densité initiale, on donne dans la figure II.7 les résultats obtenus avec les sables lâche et dense.

### Evolution des contraintes

La figure II.6a illustre l'évolution des contraintes lors des essais sur sable dense. On note la présence d'un pic pour une déformation axiale de l'ordre de 4 à 5%, suivi par une diminution du déviateur (radoucissement). On note également que le déviateur des contraintes ne se stabilise pas à la fin des essais, mais son évolution devient très faible. La présence du pic peut être interprétée par l'apparition d'une localisation des déformations dans l'éprouvette. S'il est clair que l'utilisation des échantillons de faible élancement et d'un dispositif d'antifretage efficace retarde et atténue l'apparition du pic, celui-ci subsiste pour les sables denses (Colliat et al., 1986 et Biarez et Ziani, 1991). On note que ce pic s'accroît avec la densité initiale et la diminution de la pression de confinement (Figure II.6 d).

### Variations de volume

On présente dans les figures II.6c et II.6e l'évolution des déformations volumiques et de l'indice des vides en fonction de la déformation axiale des essais sur sable dense. On observe que le comportement est caractérisé par une phase de contractance suivie d'une phase de dilatance qui décroît légèrement avec l'augmentation du confinement. On note également que la phase de dilatance augmente avec la densité initiale. Pour les sables denses, on note que le taux maximal de dilatance  $(-\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial \varepsilon_3})_{\max}$  coïncide avec le pic du déviateur. En fin d'essais, on observe une diminution du taux de variation de l'indice des vides, mais sans stabilisation de celui-ci.

La figure II.7d montre l'évolution de l'indice des vides dans le plan ( $\log p'-e$ ) pour les sables dense et lâche. On note l'absence de la droite de plasticité parfaite (d'indice des vides critique). Cette absence peut être attribuée à la localisation des déformations qui sera discutée en détail dans le paragraphe II.3.4.

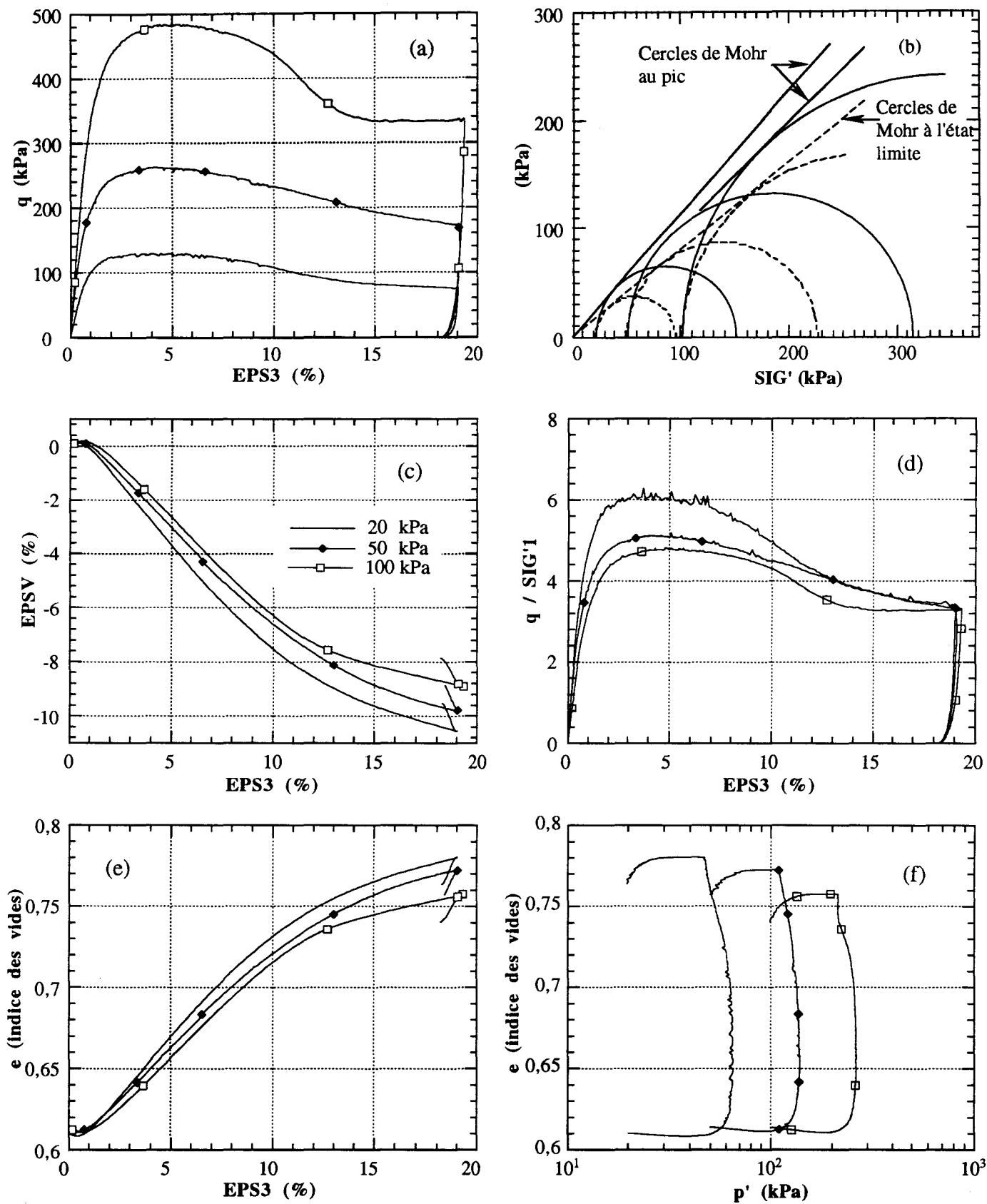


Figure II.6: Essais triaxiaux drainés de compression sable d'Hostun RF dense ( $I_D = 0,90$ )

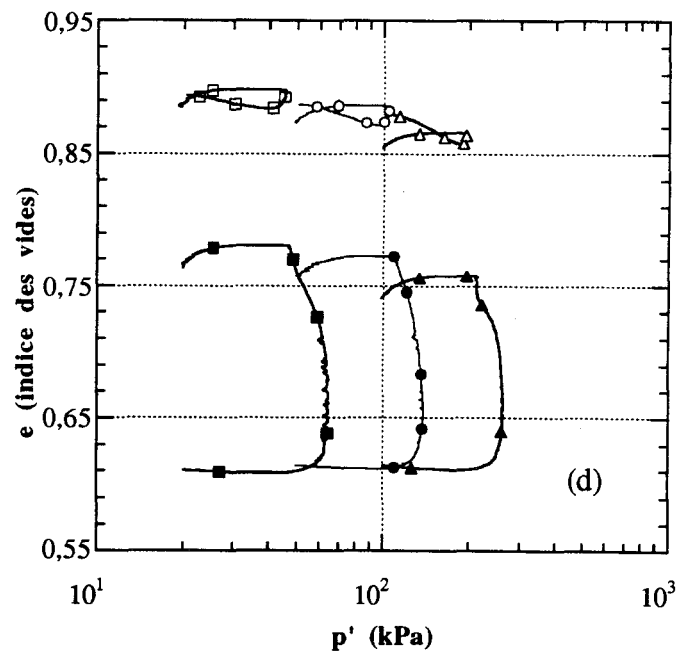
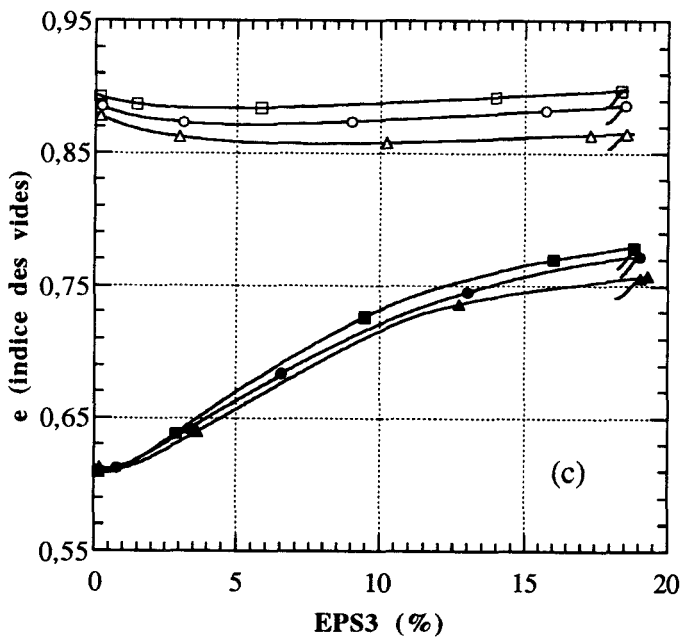
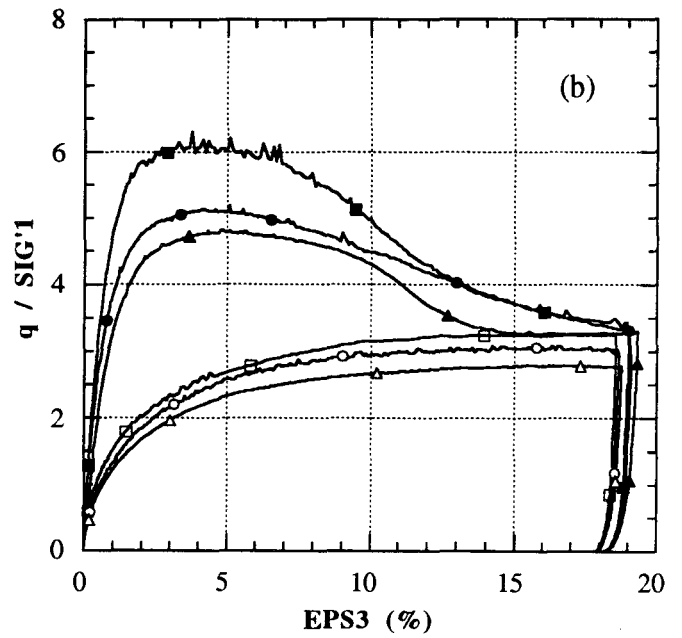
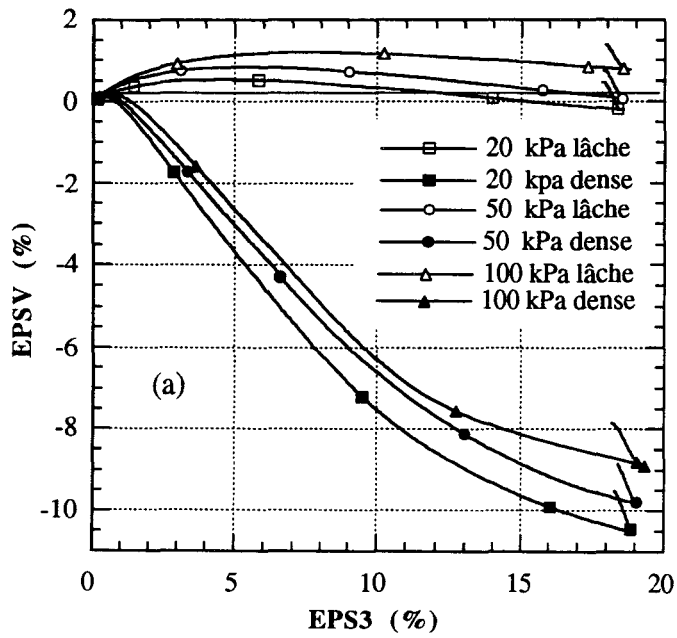


Figure II.7: Essais triaxiaux drainés de compression  
sable d'Hostun RF lâche et dense

## II.3 ANALYSE DES CARACTERISTIQUES MECANIQUES

Dans ce paragraphe, nous allons déterminer à partir des essais réalisés les caractéristiques du sable d'Hostun. Nous étudierons tout d'abord les caractéristiques élastiques du matériau en présentant l'évolution du module de déformation en fonction de la déformation axiale et de la pression moyenne. Puis nous déterminerons les caractéristiques du matériau à la rupture et à l'état limite. Ces caractéristiques seront comparées à celles obtenues sur le sable de Toyoura (Fukushima et Tatsuoka, 1984), le sable de Karlsruhe (Kolymbas et Wu, 1990) et un sable quartzueux (Ponce et Bell, 1971). Nous les comparerons aussi aux caractéristiques du sable d'Hostun à des confinements plus élevés.

### II.3.1 MODULE DE DEFORMATION

Il est connu que le module de déformation des sols dépend de la pression moyenne. Dans de nombreux modèles de comportement, on utilise l'expression proposée par Janbu (1963):

$$E = E_0 \left( \frac{p}{p_0} \right)^n \quad (\text{II.1})$$

où  $p$  et  $p_0$  sont respectivement la pression moyenne et une pression de référence;  $E_0$  et  $n$  sont deux paramètres. La valeur de  $n$  est comprise entre 0,33 et 1. En l'absence de données expérimentales, une valeur de 0,5 est souvent adoptée.

Pour déterminer le module de déformation  $E$  à partir de nos essais, nous avons tracé l'évolution du module sécant, au début de la phase de charge et de décharge, en fonction de la déformation axiale, et ceci pour les deux densités et les trois confinements appliqués (Figure II.8 et II.9). Ce module semble indépendant de la déformation pour les très faibles valeurs de celle-ci (<0,01%), avec cependant d'importantes fluctuations. A noter que la détermination du module à partir du début de la phase de décharge est plus fiable car les problèmes de contact entre l'embase et le piston de charge rencontrés au début du chargement sont éliminés. Pour déterminer les paramètres du modèle de Janbu ( $E_0$  et  $n$ ), nous avons reporté le module déterminé pour un niveau de déformation ( $\epsilon_3$  de l'ordre de 0,02%) en fonction de la pression moyenne (Figure II.10). Les valeurs obtenues sont données dans le tableau II.2.

Il apparaît que pour la gamme de contraintes étudiée, la valeur de  $n$  déterminée à partir de la phase de charge s'écarte peu de 0,5 pour le sable lâche. Dans le cas du sable dense l'écart devient plus important ( $n$  est de l'ordre de 0,7). On note également que les valeurs de  $E_0$  varient avec la densité initiale. Dans le cas de la décharge, on constate que les

valeurs de  $n$  varient peu avec la densité initiale et que l'écart sur le paramètre  $E_0$  est faible (de l'ordre de 10%). Cela peut être expliqué par le fait que la densité de l'échantillon change au cours de l'essai, en particulier pour les échantillons denses dont la densité relative passe de 0,90 à 0,50 au cours du chargement. En revanche, dans le cas du sable lâche, la densité change peu avec la déformation axiale. On trouve des valeurs de  $n$  assez proches que ce soit en charge ou en décharge (environ 0,6). Les valeurs de  $E_0$  déterminées à partir de la décharge sont plus élevées que celles déterminées à partir de la phase de chargement.

	Sable lâche		Sable dense	
	Charge	Décharge	Charge	Décharge
Densité relative moyenne (initiale)	0,12	0,12	0,90	0,90
Densité relative moyenne (moment de la mesure)	0,12	0,15	0,90	0,47
$n$	0,56	0,62	0,69	0,62
$E_0$ (MPa)	43,9	73,9	64,4	80,2

Tableau II.2: Valeurs des paramètres intervenant dans l'expression de Janbu du module de déformation

Comme la déformation axiale est mesurée à partir du déplacement de l'embase, cette déformation comprend la déformation axiale de l'échantillon et celle de deux couches en latex composant le dispositif d'antifretage. Par conséquent, la déformation axiale mesurée comporte une erreur due à la compressibilité des rondelles en latex et à l'indentement de celui-ci par les grains de sable ("bedding error"). Cette erreur peut influencer la mesure du module sécant. La correction de cette erreur a fait l'objet de plusieurs études (Molenkamp et al., 1981; Sarsby et al., 1982; Goldscheider, 1982). Goldscheider (1982) a proposé une équation empirique pour corriger cette erreur pour le sable de Karlsruhe:

$$\frac{\Delta h_1}{h_{10}} = \alpha_1 [1 - \exp(-\alpha_2 \sigma_n)] \quad (\text{II.2})$$

où  $\Delta h_1$  est le déplacement axial dû à la compressibilité des couches en latex et à l'indentement des grains de sable dans celles-ci,  $h_{10}$  est l'épaisseur des disques en latex,  $\sigma_n$  est la contrainte normale totale appliquée,  $\alpha_1$  et  $\alpha_2$  deux paramètres. Leurs valeurs pour le sable de Karlsruhe sont données par  $\alpha_1 = 0,3$  et  $\alpha_2 = 0,0037 \text{ m}^2/\text{kN}$ .

Pour avoir une idée de l'amplitude de cette erreur, nous avons utilisé l'expression de Goldscheider, malgré la différence entre les deux sables, pour corriger la déformation axiale. On présente dans la figure II.11 l'évolution du module sécant en prenant en compte cette correction et ceci pour la charge et la décharge. On note que cette correction affecte la valeur du module de déformation, surtout pour les petites déformations. Pour éliminer cette erreur et avoir une bonne détermination du module de déformation initial, il est préférable de mesurer la déformation axiale localement.

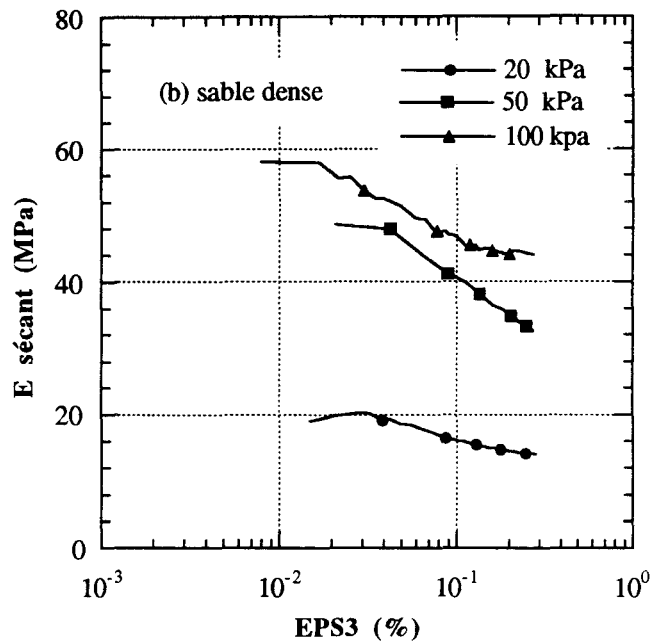
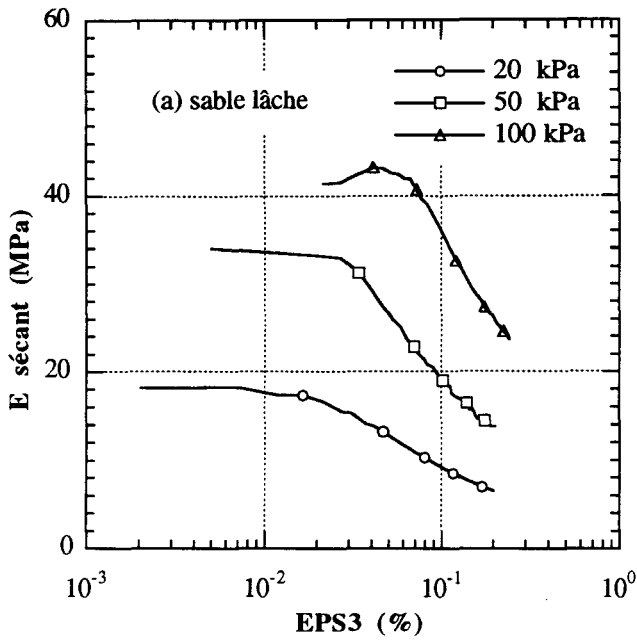


Figure II.18: Evolution du module sécant en fonction de la déformation axiale (charge): sables lâche et dense

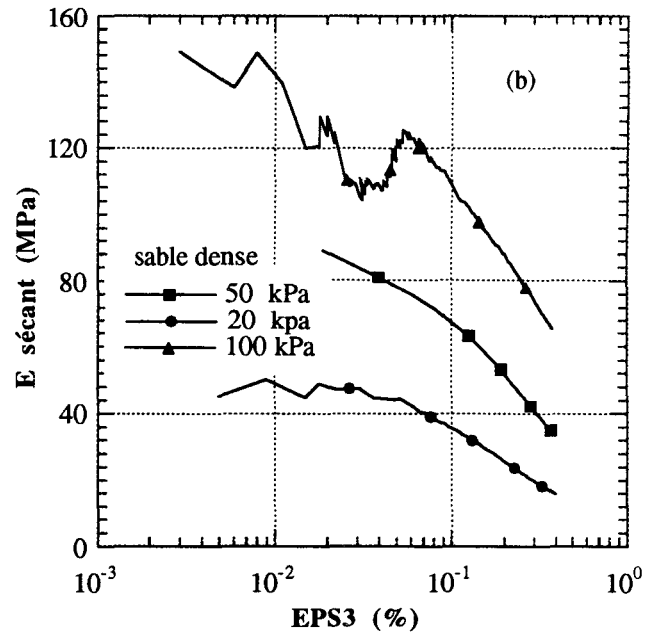
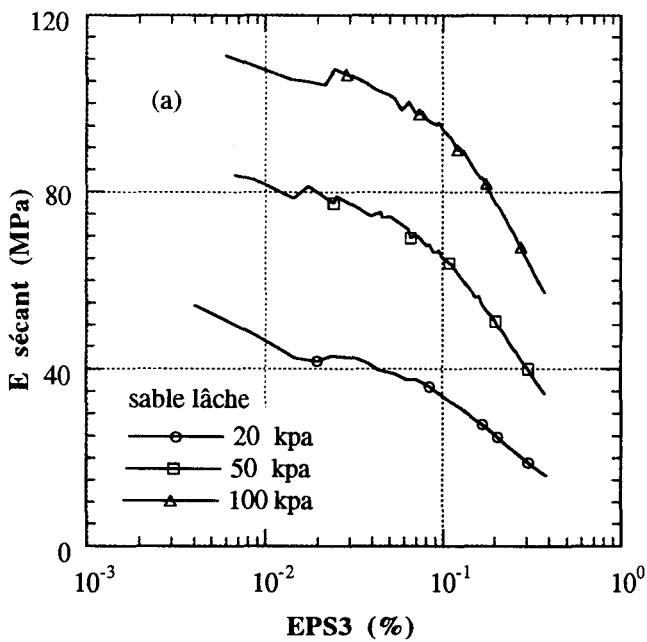


Figure II.9: Evolution du module sécant en fonction de la déformation axiale (décharge): sables lâche et dense



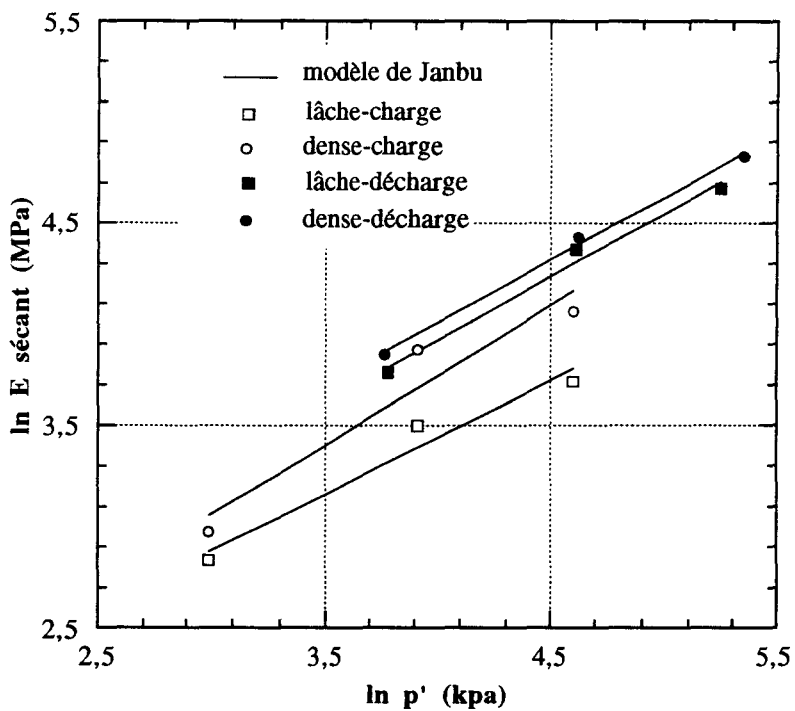
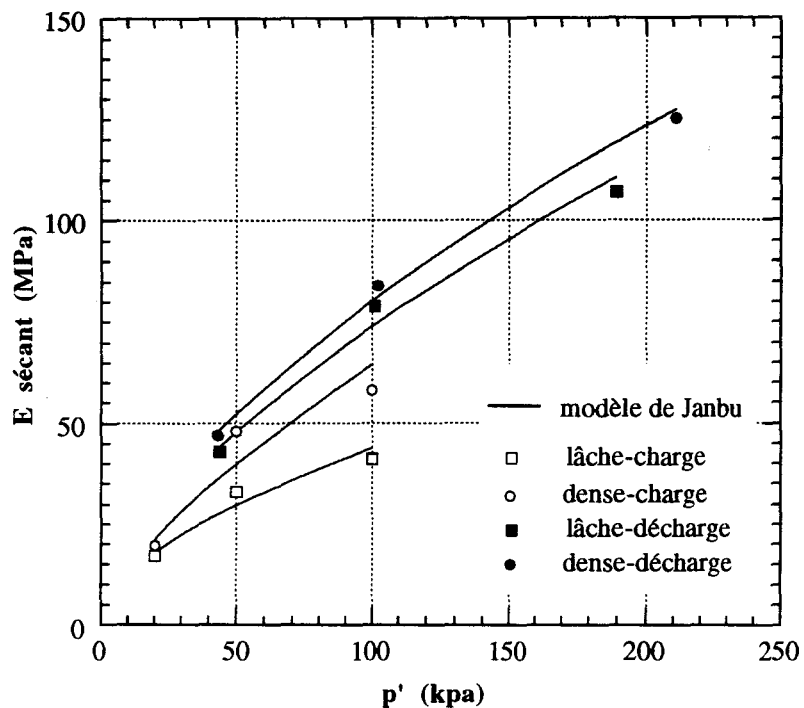


Figure II.10: Evolution du module de déformation  $E$  en fonction de la pression moyenne  $p'$

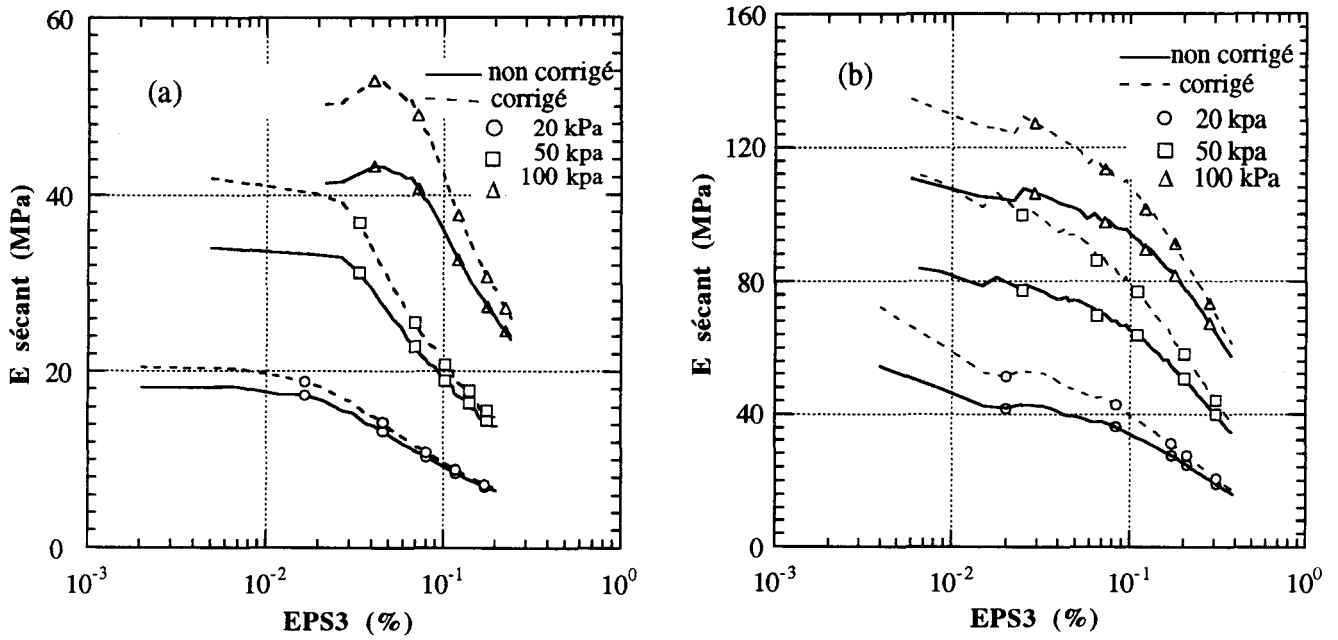


Figure II.11: Correction du module sécant: sable lâche  
 (a) charge  
 (b) décharge

### II.3.2 ANGLE DE FROTTEMENT

Dans les figures II.4b et II.6b, pages 43 et 46, on a présenté les cercles de Mohr pour les états de contraintes au pic et à l'état limite. L'angle de frottement est donné par la pente de l'enveloppe de ces cercles. On note que cette enveloppe n'est pas linéaire. Le tableau II.3 et la figure II.12 donnent l'évolution de l'angle de frottement avec la pression de confinement. Pour le sable lâche, l'angle de frottement décroît de 38,3° à 35,5° lorsque le confinement croît de 20 à 100 kPa. Les essais effectués sur le même sable pour des confinements plus élevés (200 et 400 kPa) montrent que la décroissance est continue quand le confinement augmente mais elle est plus accentuée pour les faibles confinements (Figure II.13). Ces résultats sont en accord avec ceux de Flavigny (1993) sur le sable d'Hostun pour des confinements compris entre 100 et 600 kPa (Figure II.13). Pour le sable dense, l'angle de frottement au pic décroît de 48,8° à 44,8° lorsque le confinement croît de 20 à 100 kPa. En ce qui concerne l'angle de frottement à l'état limite, il varie peu avec le confinement.

	sable lâche ( $I_D = 0,12$ )					sable dense ( $I_D = 0,90$ )		
Confinement (kPa)	20	50	100	200	400	20	50	100
$\varphi'$ limite (°)	38,3	37,1	35,5	33,2	32,4	38,9	38,8	38,6
$\varphi'$ pic (°)						48,8	45,9	44,8

Tableau II.3: Valeurs de l'angle de frottement

S'il est généralement admis que l'angle de frottement diminue avec le confinement, il apparaît des divergences sur la gamme de cette diminution. Les résultats obtenus par Ponce et Bell (1971), sur des échantillons frettés d'un sable quartzueux, montrent une forte augmentation de cet angle avec la réduction du confinement. En revanche, Fukushima et Tatsuoka (1984) trouvent, sur des échantillons antifrettés de sable de Toyoura, une dépendance plus faible de l'angle de frottement par rapport au confinement. La comparaison entre les résultats obtenus par les différents auteurs ne peut évidemment être que qualitative puisque les sables étudiés et les techniques expérimentales utilisées sont différents.

Pour des confinements plus élevés (50 à 400 kPa), les résultats des essais réalisés sur le sable de Karlsruhe (Figure II.13) par Kolymbas et Wu (1990) montrent une décroissance de l'angle de frottement avec l'augmentation du confinement comparable à celle observée sur le sable d'Hostun. Ils trouvent également une évolution similaire pour d'autres matériaux granulaires.

On présente, à partir des essais réalisés, l'évolution de l'angle de frottement à la rupture en fonction de la pression moyenne  $p'$  (Figure II.14).

Pour décrire l'évolution de l'angle de frottement avec la pression moyenne, Maksimovic (1989) a proposé la relation hyperbolique suivante:

$$\varphi'_{\max} = \varphi'_B + \frac{\Delta\varphi}{1 + p'/p_N} \quad (\text{II.3})$$

où  $p'$  est la pression effective moyenne;  $\varphi_B$ ,  $\Delta\varphi$ , et  $p_N$  sont des paramètres. Ces paramètres ont été déterminés à partir des essais présentés dans la figure II.14. Les valeurs trouvées sont données dans le tableau II.4. La figure II.14 montre que la relation de Maksimovic permet de bien reproduire la variation de l'angle de frottement avec ( $p'$ ).

	$\varphi_B$ (°)	$\Delta\varphi$ (°)	$p_N$ (kPa)
sable lâche ( $I_D = 0,12$ )	29,6	10,6	220
sable dense ( $I_D = 0,90$ )	40,3	12,1	140

Tableau II.4: Paramètres de la relation de Maksimovic (1989)

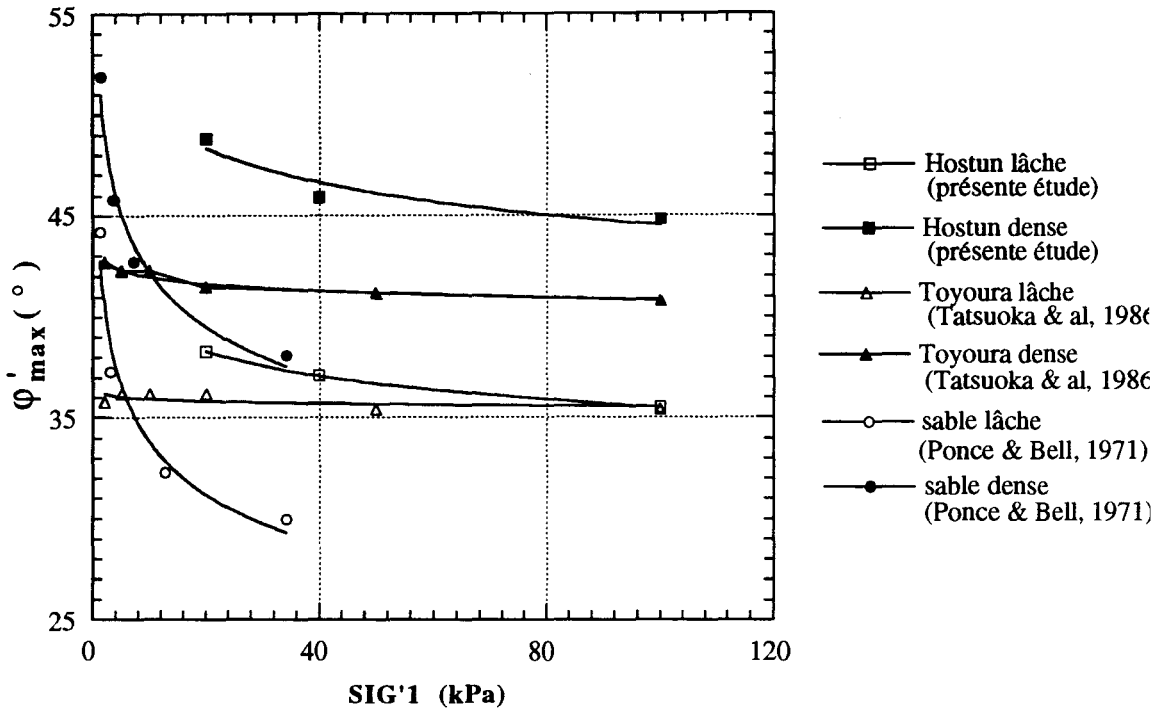


Figure II.12: Evolution de l'angle de frottement à la rupture avec le confinement pour plusieurs sables

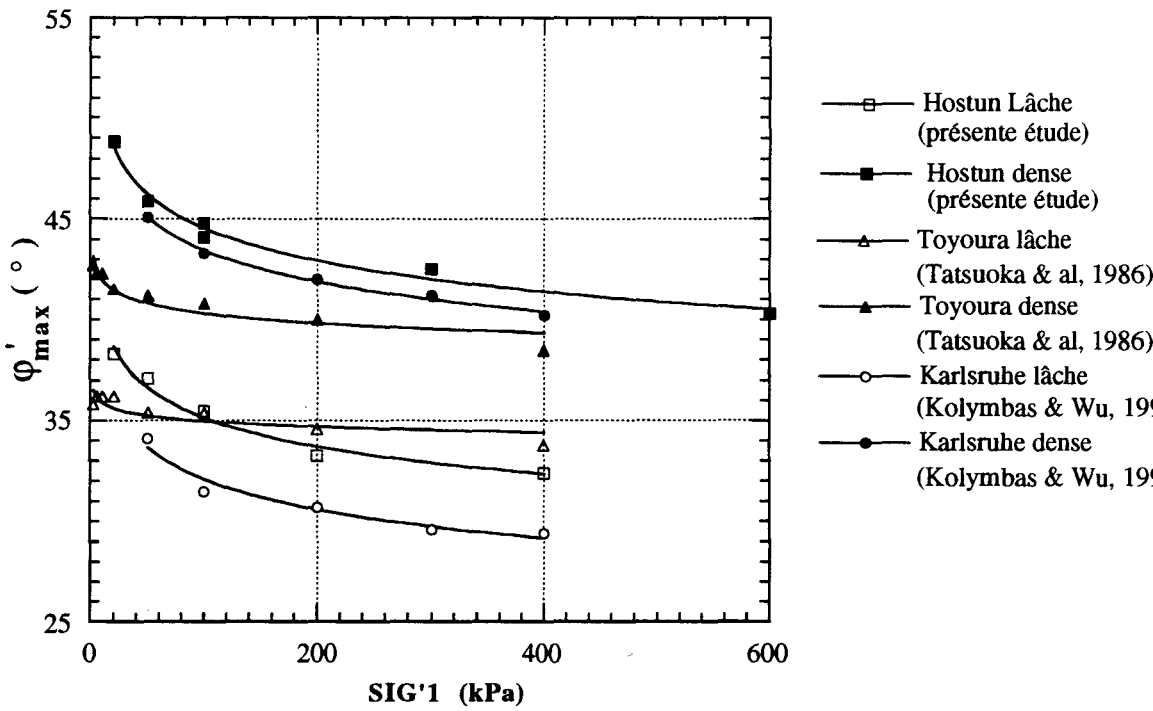


Figure II.13: Evolution de l'angle de frottement à la rupture avec le confinement pour plusieurs sables

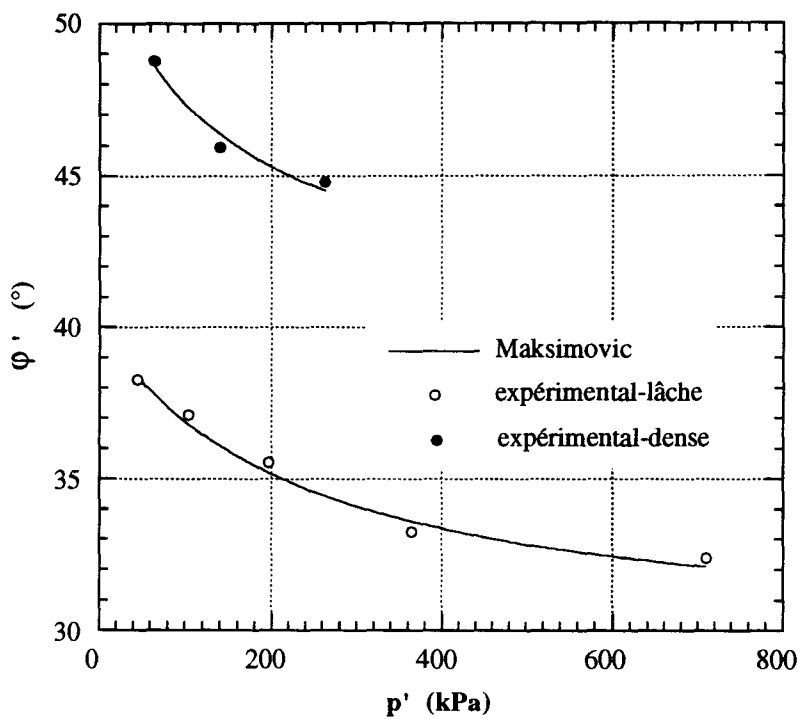


Figure II.14: Approximation de l'évolution de l'angle de frottement à l'aide de la relation de Maksimovic (1989)

### II.3.3 DILATANCE

On définit l'angle de dilatance ( $\psi$ ) dans les essais triaxiaux drainés par la relation:  $\text{tg}\psi = \left(-\frac{\partial\varepsilon_v}{\partial\varepsilon_3}\right)$ . On présente dans la figure II.15 l'évolution de cet angle avec la déformation axiale et ceci pour les sables lâche et dense. Pour le sable étudié, on constate, pour le sable dense, que  $\psi_{\text{max}}$  correspond à une déformation axiale comprise entre 4 et 5%. En revanche, pour le sable lâche, le maximum se produit au delà de 12% de déformation axiale. On note que le point représentant le pic des contraintes coïncide généralement avec l'apparition du taux maximal de dilatance. Par conséquent,  $\phi'_{\text{max}}$  et  $\psi_{\text{max}}$  se produisent au même point. L'évolution de  $\psi_{\text{max}}$  avec la pression de confinement est représentée dans la figure II.16.

La valeur de  $\psi_{\text{max}}$  dépend de deux facteurs: la densité initiale et la pression de confinement. En ce qui concerne le sable lâche,  $\psi_{\text{max}}$  est faible et varie très peu avec le confinement (de 4° à 2,5° quand le confinement croît de 20 à 100 kPa). Quand la pression de confinement augmente (au delà de 100 kPa), la phase de dilatance disparaît car le sable montre un comportement contractant au cours de l'essai. Les essais sur sable d'Hostun lâche présentés par Flavigny (1993) montrent que  $\psi_{\text{max}}$  reste compris entre 4° et 2° quand le confinement varie de 300 à 600 kPa (Figure II.16). Pour le sable dense, on note des valeurs plus élevées de l'angle de dilatance et une dépendance plus forte de cet angle par rapport au confinement. En effet, cet angle décroît de 42,6° à 38° lorsque le confinement augmente de 20 à 100 kPa (Figure II.16). Les essais de Flavigny sur sable d'Hostun dense effectués à des confinements plus élevés ( $\sigma'_c \geq 100$  kPa) montrent une continuité par rapport à nos essais. On note toutefois une décroissance plus forte pour les faibles contraintes.

Pour comparer nos résultats à ceux publiés dans la littérature, on présente dans la figure II.17 nos résultats avec ceux obtenus par Fukushima et Tatsuoka (1984) sur le sable de Toyoura et par Kolymbas et Wu (1990) sur le sable de Karlsruhe. Les tendances observées sont identiques: l'angle maximal de dilatance décroît avec l'augmentation du confinement et la diminution de la densité initiale.

Du fait que la dilatance dépend de la densité relative initiale et de la pression moyenne, Bolton (1986) a proposé la corrélation suivante:

$$\text{tg}\psi_{\text{max}} = -\left(\frac{\partial\varepsilon_v}{\partial\varepsilon_3}\right)_{\text{max}} = \alpha_0 [I_D (Q - \ln p') - \beta_0] \quad (\text{II.4})$$

A partir des essais réalisés sur de nombreux sables, Bolton a proposé les valeurs suivantes:  $Q=10$ ,  $\alpha_0 = 0,3$  et  $\beta_0 = 1$ , où  $p'$  est exprimé en kPa.

L'application de cette corrélation à nos essais a donné d'autres valeurs pour  $\alpha_0$  et  $\beta_0$ :  $\alpha_0 = 0,2$  et  $\beta_0 = 0,33$ .

On présente dans le tableau II.4 les valeurs expérimentales de  $\psi_{max}$  et celles calculées selon la corrélation (II.4) pour les deux densités relatives utilisées. La figure II.18 représente l'évolution de  $\psi_{max}$  en fonction de  $p'$  pour les sables dense et lâche. On constate que la corrélation proposée reproduit bien  $\psi_{max}$ . En effet la différence maximale entre les valeurs expérimentales et calculées ne dépasse pas 5%.

	Pression moyenne (kPa)	densité relative initiale ( $I_D$ )	$\psi_{max}$ (°) (expérimental)	$\psi_{max}$ (°) (corrélation)
Sable lâche	45,5	0,11	4,3	4,3
	104,3	0,13	3,7	4,0
	195,9	0,13	2,9	3,1
	364,3	0,11	1,2	1,2
Sable dense	64,6	0,90	42,6	44,7
	139,3	0,89	39,4	40,2
	263,3	0,89	37,9	36,0

Tableau II.5: Angles de dilatance maximale: sable d'Hostun RF

### Relations frottement-dilatance

La relation entre la dilatance et le frottement dans les matériaux granulaires a fait l'objet de plusieurs études. Rowe (1962) a proposé la relation suivante:

$$\frac{\dot{\sigma}_3}{\dot{\sigma}_1} = \left(\frac{\dot{\sigma}_3}{\dot{\sigma}_1}\right)_{crit} \left[ 1 - \left(\frac{\partial \epsilon_v}{\partial \epsilon_3}\right) \right] \quad (II.5)$$

où  $\left(\frac{\dot{\sigma}_3}{\dot{\sigma}_1}\right)_{crit}$  est le rapport des contraintes à l'état critique, correspondant à un taux de dilatance nul.



Dans la figure II.19, nous avons reporté l'évolution du rapport des contraintes maximal avec  $\left[1 - \left(\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial \varepsilon_3}\right)_{\max}\right]$  pour les essais réalisés dans ce travail et ceux présentés par Flavigny (1993). On constate que les points expérimentaux sont globalement alignés sur une droite, avec une dispersion importante pour le sable lâche sous faible confinement. L'angle de frottement critique (correspondant à un taux de dilatance nul) a été déterminé. On a trouvé  $\varphi'_{\text{crit}} = 34,4^\circ$  proche de la valeur trouvée pour le sable d'Hostun (Biarez et Ziani, 1991).

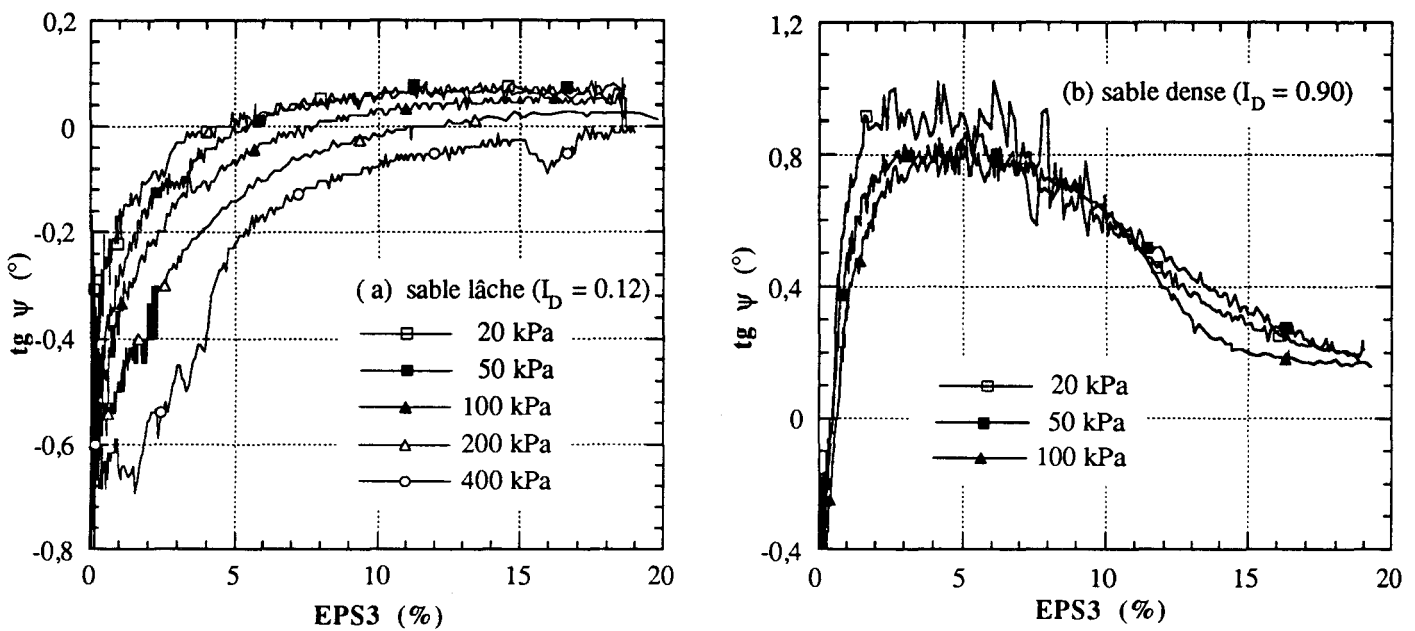


Figure II.15: Evolution de la dilatance avec la déformation axiale essais triaxiaux drainés sur sable d'Hostun RF

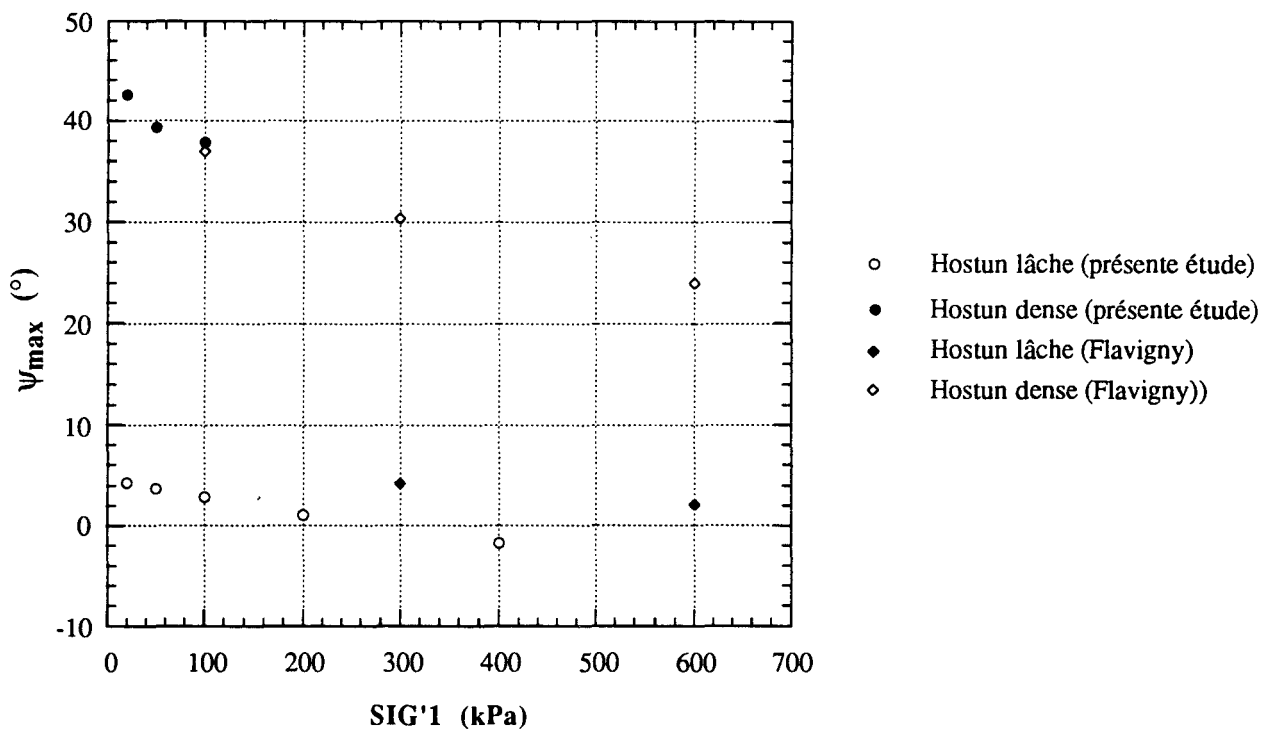


Figure II.16: Angle de dilatance maximale en fonction du confinement sable d'Hostun RF

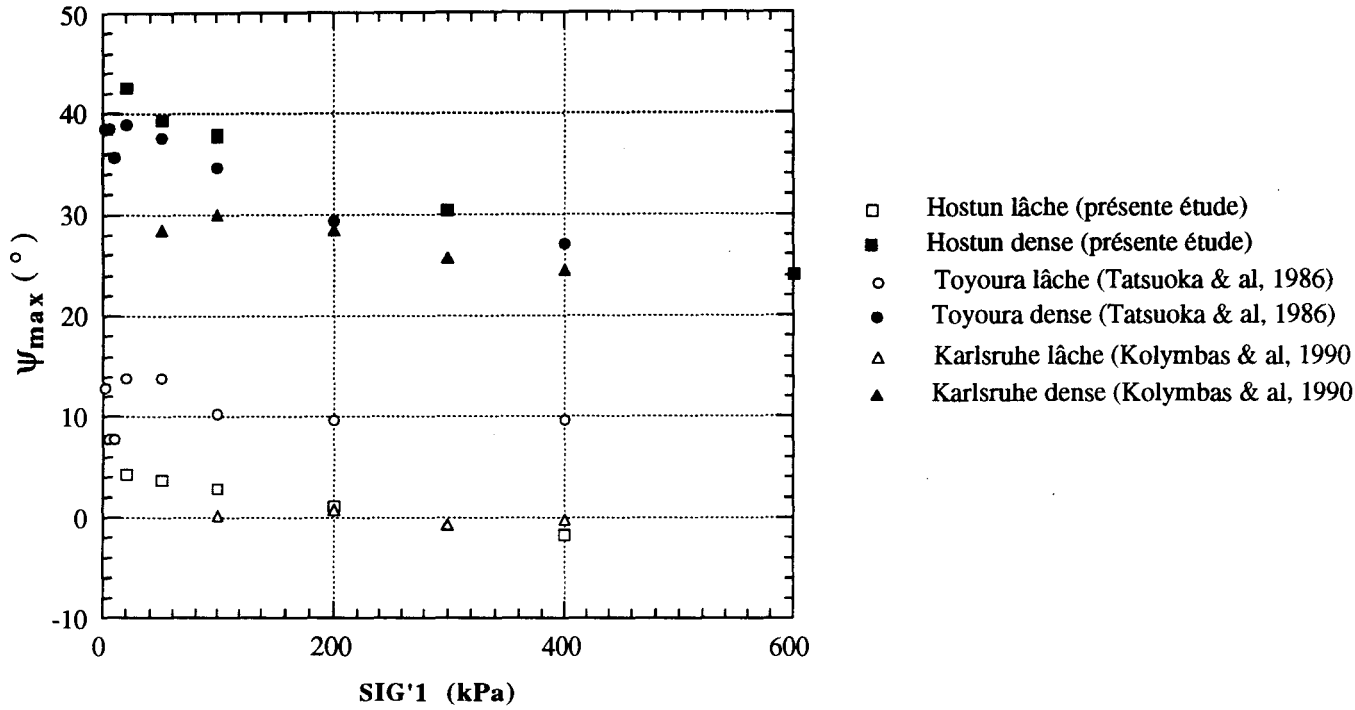


Figure II.17: Angle de dilataance maximale en fonction du confinement pour plusieurs sables

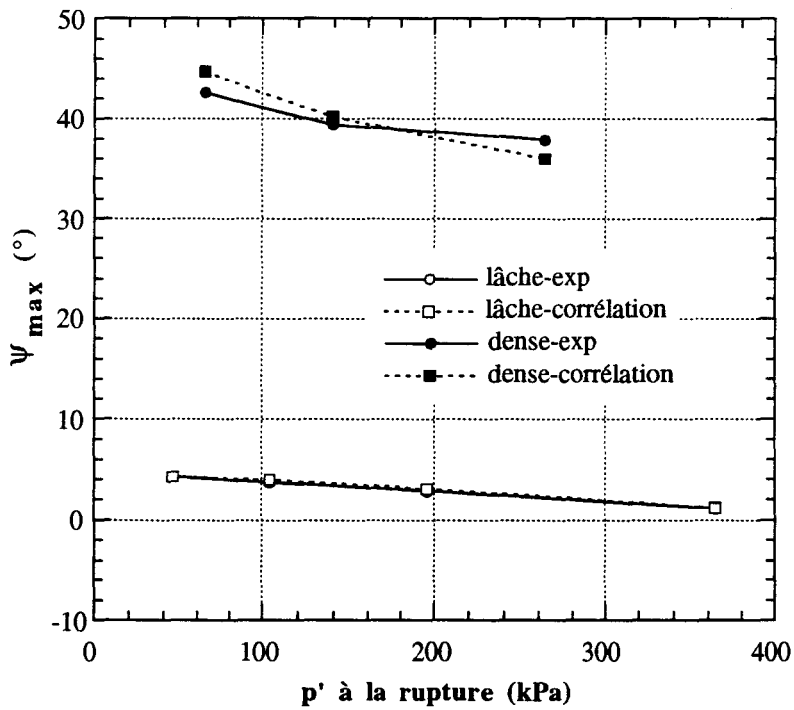


Figure II.18: Corrélation proposée par Bolton pour l'angle de dilataance maximale: sable d'Hostun RF (présente étude)

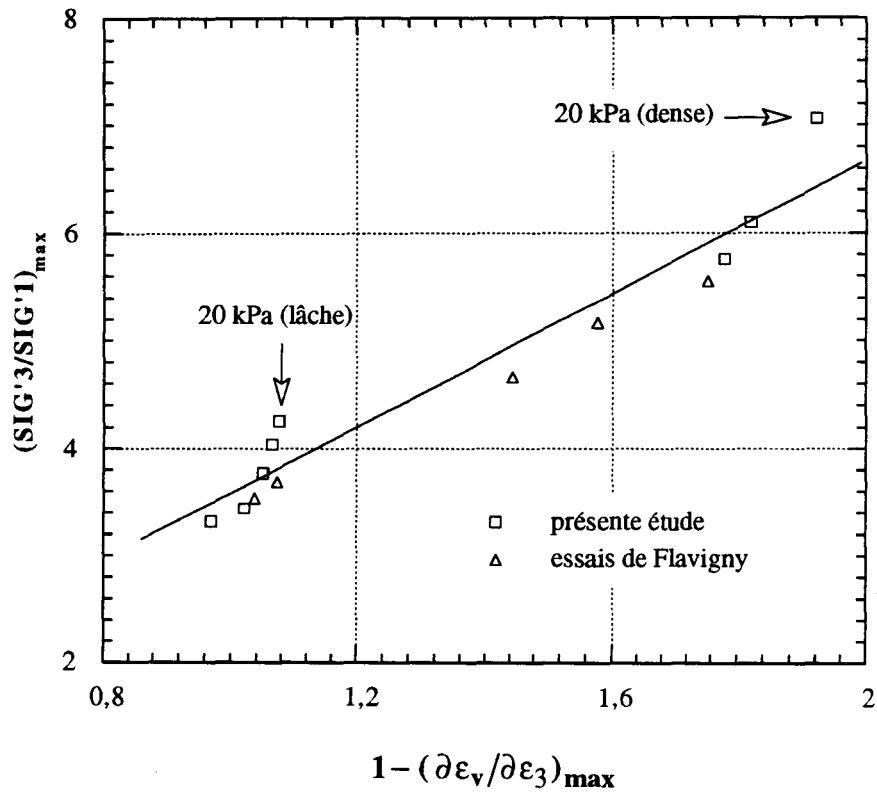


Figure II.19: Variation du rapport des contraintes maximal avec le taux de dilatance maximale sable d'Hostun RF

### II.3.4 PLASTICITE PARFAITE

Les travaux de Biarez (voir par exemple Biarez et Ziani, 1991) montrent qu'en grandes déformations, l'état d'un échantillon dans l'espace ( $e$ ,  $p'$ ,  $q$ ) tend vers une surface de plasticité parfaite. Dans cette section, nous allons étudier cet aspect à partir de nos essais.

Pour les essais réalisés sous faibles confinements (20, 50 et 100 kPa), on présente dans la figure II.20 les résultats à la fin du chargement dans le plan ( $p'$ - $q$ ). On note que les états finaux dans le plan ( $p'$ - $q$ ) se situent au voisinage d'une droite. En ce qui concerne l'indice des vides, on note que les états finaux des essais sur sable lâche et dense ne se situent pas sur la même courbe (Figure II.7 page 47). Ces résultats montrent que la plasticité parfaite est atteinte dans l'espace des contraintes mais pas dans le plan ( $\log p' - e$ ). Ceci peut être attribué au fait que la déformation cesse d'être homogène à partir d'un certain niveau de déformation à cause de l'apparition d'une localisation des déformations dans une ou plusieurs bandes de cisaillement. Du fait que le dispositif utilisé ne permet pas d'identifier ces zones et que la mesure de la déformation volumique concerne la totalité de l'échantillon, la valeur de l'indice des vides calculée n'est pas représentative du comportement de l'échantillon pour les grandes déformations.

Dans le but d'identifier la droite de plasticité parfaite du matériau utilisé, deux essais ont été effectués sur sable lâche et sous des confinements plus élevés (200 et 400 kPa). Dans les deux essais, les contraintes et les indices des vides se stabilisent à partir de 12% de déformation axiale (Figure II.5 page 44). La figure II.21a représente, dans le plan ( $\log p' - e$ ), les résultats des essais réalisés sur sable lâche. On présente sur cette figure les résultats de l'essai isotrope présenté dans la première section. On constate que, pour les essais à 100, 200 et 400 kPa de confinement (sur sable lâche), les indices des vides en fin de chargement sont alignés sur une droite PP parallèle à celle de compression isotrope CI. Cela indique que la droite PP correspond à la droite de plasticité parfaite ou d'"état critique" (Biarez et Ziani, 1991).

On note que la droite de plasticité parfaite passe au dessus des états finaux des essais réalisés sur sable lâche et pour les faibles confinements (20 et 50 kPa). Ceci est cohérent avec le fait que ces échantillons, dans cette gamme de contraintes, sont surconsolidés (§ II.2.1). Dans la figure II.21b, on regroupe les résultats des essais réalisés sur sables lâche et dense. On note que les indices des vides finaux des essais sur sable dense sont éloignés de la droite de plasticité parfaite.

### **Etude simplifiée de la localisation des déformations dans les échantillons**

S'il est accepté que l'indice des vides critique n'est pas atteint en fin des essais effectués sur sable dense à cause de la localisation des déformations dans une ou plusieurs bandes de cisaillement, il est intéressant d'évaluer d'une manière approximative l'épaisseur de ces bandes.

Cette évaluation a été effectuée d'après les hypothèses suivantes:

- (i) la localisation débute à partir du pic des contraintes dans des bandes inclinées à  $(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi'_{\max}}{2})$  par rapport à l'horizontale (Figure II.22a),
- (ii) à partir du pic, les déformations ont lieu uniquement dans les bandes de cisaillement,
- (iii) l'état critique est atteint dans les bandes à la fin des essais (niveau de déformation axiale de l'ordre de 20%).

A partir de ces hypothèses, on peut évaluer la variation de volume dans les bandes de cisaillement à partir des mesures directes ( $\Delta V_m$ ) et à partir de la variation de l'indice des vides dans les bandes ( $V_b \frac{\Delta e_b}{1+e_b}$ , où  $V_b$  désigne le volume des bandes de cisaillement et  $\Delta e_b$  représente la variation de l'indice des vides à prendre en compte dans les bandes de cisaillement). La variation  $\Delta e_b$  est déterminée d'après la figure II.22b. En écrivant l'égalité entre la variation de volume mesurée et celle dans les bandes de cisaillement ( $\Delta V_m = V_b \frac{\Delta e_b}{1+e_b}$ ), on peut déterminer le volume et l'épaisseur des bandes de cisaillement.

L'application de cette démarche aux essais sur sable dense a donné une épaisseur de l'ordre de 3 cm (soit 70  $D_{50}$ ) (tableau II.6) qui est relativement importante. Ceci peut signifier que la localisation a lieu dans plusieurs bandes dans l'échantillon. L'épaisseur de la zone de localisation croît avec le confinement. Ce qui signifie que la diffusion de la localisation au sein de l'échantillon s'amplifie avec le confinement.

confinement (kPa)	Densité relative initiale ( $I_D$ )	épaisseur de la couche (cm)	épaisseur de la couche / $D_{50}$
20	0,905	2,73	63
50	0,894	3,03	70
100	0,894	3,23	75

Tableau II.6: Epaisseurs de la zone de la localisation des déformations: sable d'Hostun dense

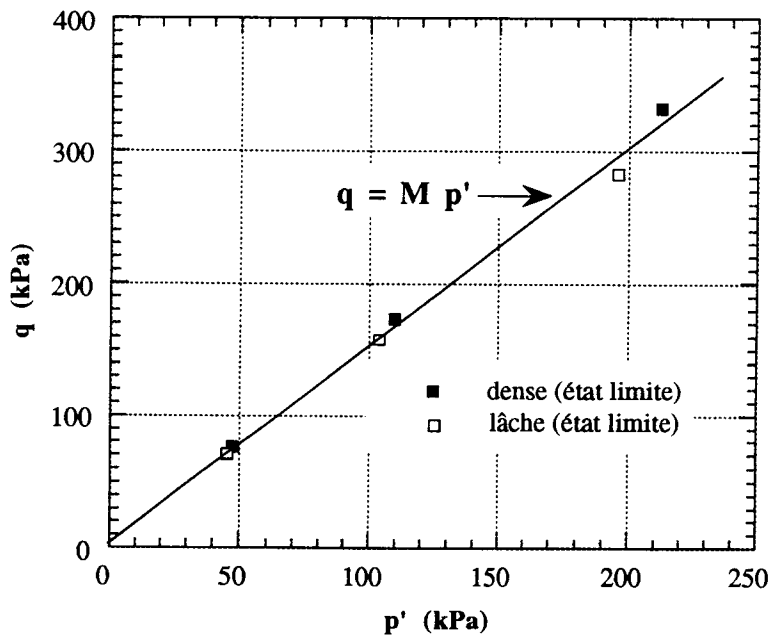


Figure II.20: Droite d'état limite sable d'Hostun lâche et dense

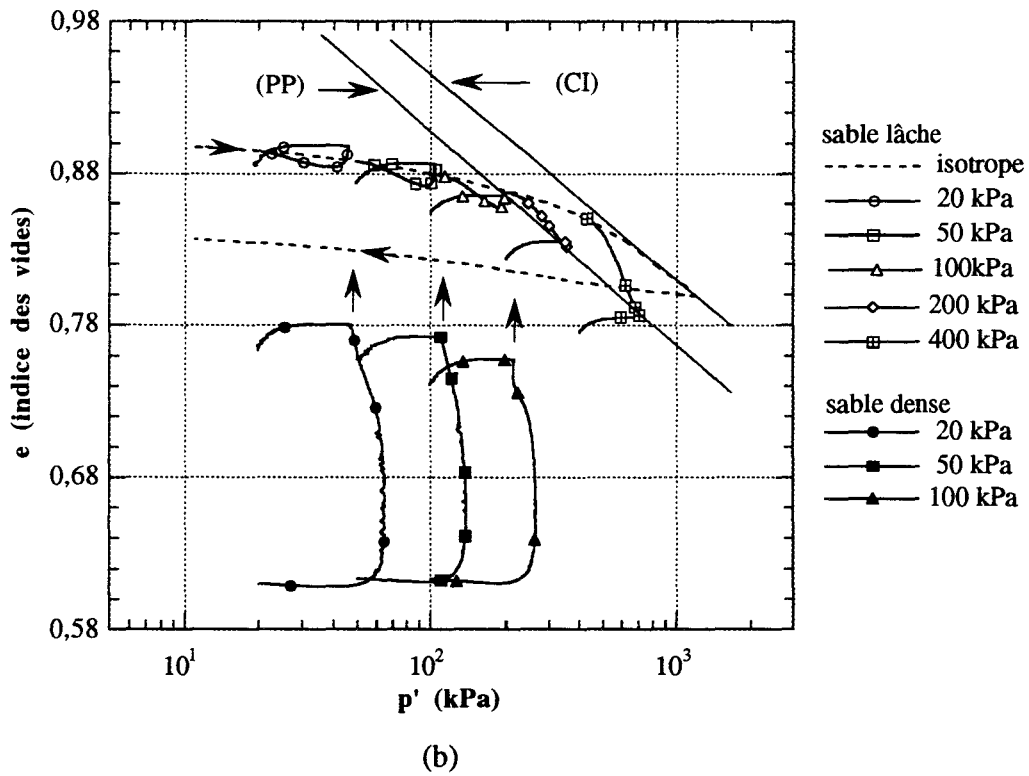
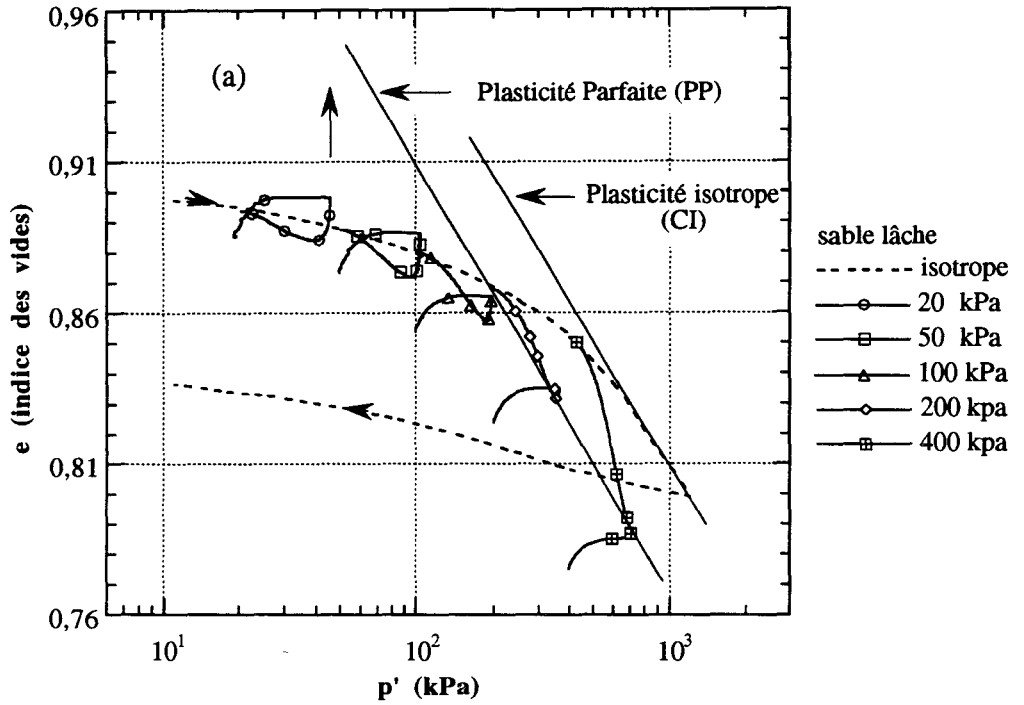
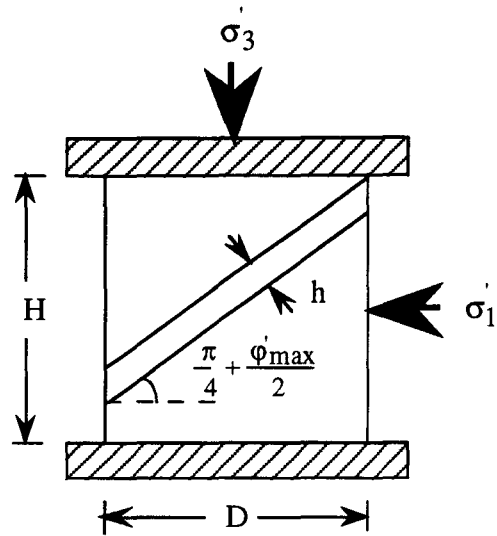
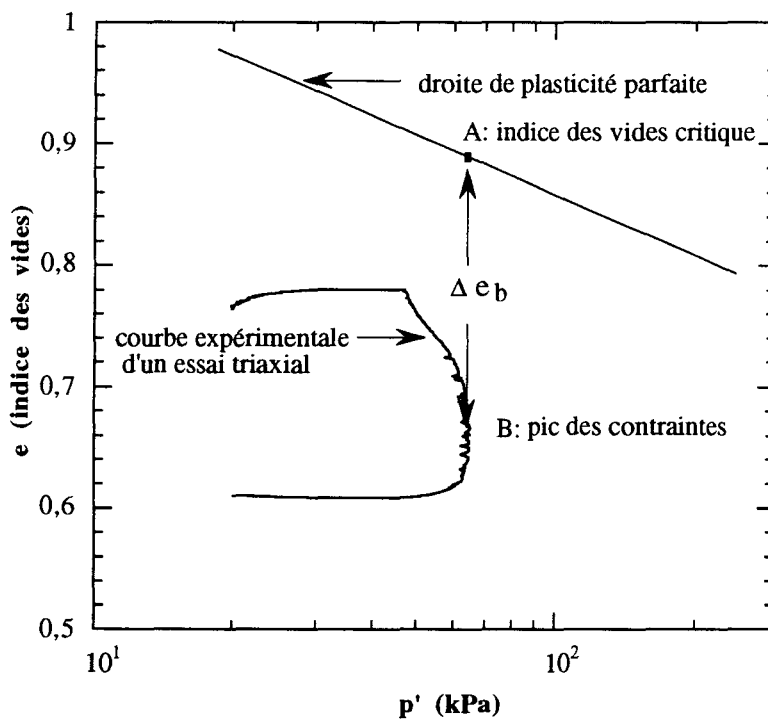


Figure II.21: Identification de la droite de plasticité parfaite et de la plasticité isotrope (sable d'Hostun RF)





(a)



(b)

Figure II.22: Principe du calcul de l'épaisseur de la zone de localisation des déformations

## II.4 CONCLUSION

Dans ce chapitre, des essais isotropes et triaxiaux de compression drainée sur le sable d'Hostun RF ont été présentés. La pression de préconsolidation du sable lâche a été évaluée à 0,34 MPa, ce qui dépasse le domaine de faibles confinements. Les essais drainés ont montré que la plasticité parfaite est atteinte dans l'espace de contraintes mais pas dans le plan ( $\log p'-e$ ). Ceci est dû à la localisation des déformations dont l'effet décroît avec l'augmentation du confinement.

L'analyse des résultats dans le plan de Mohr a montré que la surface de rupture n'est pas linéaire, ce qui traduit l'évolution de l'angle de frottement avec le confinement. Pour le sable lâche, l'angle de frottement à la rupture décroît de  $38,3^\circ$  à  $35,5^\circ$  lorsque le confinement croît de 20 à 100 kPa. Pour des confinements plus élevés, la décroissance est continue mais elle est plus accentuée dans le domaine de faibles confinements. Dans le cas du sable dense, l'angle de frottement au pic décroît de  $48,8^\circ$  à  $44,8^\circ$  quand le confinement croît de 20 à 100 kPa. En revanche, l'angle de frottement à l'état limite varie peu avec le confinement. Afin de tenir compte de cette variation, on a vérifié la relation de Maksimovic qui a donné des résultats satisfaisants.

Les résultats des essais drainés ont montré que l'angle maximal de dilatance  $\psi_{\max}$  dépend du confinement et de la densité. Dans le cas du sable lâche,  $\psi_{\max}$  est faible et varie très peu avec le confinement (de  $4^\circ$  à  $2,5^\circ$  quand le confinement croît de 20 à 100 kPa). La phase de dilatance disparaît avec des confinements plus élevés. Pour le sable dense,  $\psi_{\max}$  décroît de  $42,6^\circ$  à  $38^\circ$  quand le confinement croît de 20 à 100 kPa. Au delà de ce niveau, le taux de diminution s'affaiblit. Pour les sables lâche et dense la diminution de l'angle maximal de dilatance peut être modélisée selon les corrélations de Bolton.

### *Chapitre III*

#### **ESSAIS SUR CHEMINS PARTICULIERS**

*Dans ce chapitre, nous présentons les résultats des essais sur des chemins particuliers qui ont été effectués sur le sable d'Hostun (RF) sous faibles confinements.*

*Nous présentons tout d'abord les résultats des essais triaxiaux de compression non drainée, ensuite on présente les résultats des essais triaxiaux réalisés à déformations proportionnelles. En fin de chapitre, on présente des essais sur un chemin particulier qui permet une détermination aisée du critère de rupture.*

### III.1 INTRODUCTION

Dans ce chapitre, on se propose d'étudier le comportement du sable d'Hostun sur des chemins particuliers et pour des faibles confinements.

On présente d'abord le comportement de ce sable sur un chemin de compression non drainée. Ce chemin est particulièrement intéressant pour la vérification des modèles de comportement et pour le calcul des ouvrages sous chargements très rapides qui peuvent induire, dans le cas des sables lâches, une réduction de la pression moyenne effective et éventuellement une liquéfaction statique. Ensuite, on présente une étude du comportement du sable sur des chemins à déformations proportionnelles. Ces chemins sont également utiles pour la validation des modèles et pour la détermination des paramètres constitutifs pour le calcul des ouvrages où ce type de chemin est prépondérant (fondations superficielles, barrages, etc.). En fin de chapitre, on décrit les résultats des essais qui permettent de déterminer la surface de rupture du sable. Ces essais sont utiles pour la détermination de la forme de cette surface, et en particulier sa courbure pour de faibles niveaux de contraintes.

Pour réaliser cette étude, nous avons effectué 24 essais. Le Tableau III.1 récapitule l'ensemble des essais réalisés.

Nom de l'essai	Type d'essai	Consolidation (kPa)	Densité relative initiale (I <sub>D</sub> )	Taux de déformation volumique imposé (ζ <sub>i</sub> )
CIU1	Compression triaxiale-non drainée	20	0,07	0,00
CIU2		50	0,07	0,00
CIU3		20	0,90	0,00
CIU4		50	0,89	0,00
DP1	Déformations proportionnelles	20	0,07	-0,50
DP2		20	0,07	-0,20
DP3		20	0,07	-0,10
DP4		20	0,11	0,20
DP5		20	0,11	0,50
DP6		20	0,11	1,00
DP7		20	0,91	-1,40
DP8		20	0,91	-1,20
DP9		20	0,90	0,50
DP10		20	0,90	1,00
DP11		50	0,07	-0,50
DP12		50	0,07	-0,20
DP13		50	0,07	-0,10
DP14		50	0,07	0,20
DP15		50	0,07	0,50
DP16		50	0,07	1,00
SR1	Détermination de la surface de rupture	40	0,12	-0,50
SR2		60	0,12	-0,32
SR3		110	0,12	-0,65
SR4		200	0,13	-1,00

Tableau III.1: Récapitulation des essais réalisés sur chemins particuliers

## III.2 ESSAIS NON DRAINES

Les essais triaxiaux de compression non drainée sont d'une grande importance dans la validation des modèles rhéologiques, ou dans l'étude de la liquéfaction statique des sables lâches, dans le domaine de faibles contraintes. Le phénomène de liquéfaction statique correspond à une perte de résistance du matériau sous cisaillement non drainé, lié à la génération d'une surpression interstitielle. Ce phénomène a déjà été à l'origine de glissements et d'écoulements parfois de grande amplitude (Hazen, 1920, Koppejan et al, 1948, Terzaghi, 1956). Il a été observé à l'appareil triaxial sous des pressions conventionnelles de consolidation (Bjerrum et al., 1961, Castro, 1969, Sladen et al., 1985 et Kramer et al., 1988).

Afin d'étudier le comportement du sable d'Hostun sur un chemin non drainé, nous avons réalisé une série d'essais triaxiaux de compression non drainée à deux niveaux de confinement initial ( $\sigma'_{c0} = 20$  et  $50$  kPa), et pour deux densités initiales: sable lâche ( $I_D = 0,07$ ) et sable dense ( $I_D = 0,89$ ).

Nous allons, ci-après, présenter l'influence de l'indice des vides et du niveau de confinement sur le comportement non drainé de ce sable.

### III.2.1 EFFET DU NIVEAU DE CONFINEMENT

La figure III.1 présente les courbes obtenues lors des essais réalisés sur des échantillons lâches à deux niveaux de confinement (20 et 50 kPa). La réponse de ce sable se caractérise par une augmentation importante et rapide de la pression interstitielle en début de chargement, puis une diminution progressive de celle-ci (Figure III.1c). On constate que la phase d'augmentation de la pression interstitielle croît avec le niveau de confinement et que la phase de diminution décroît avec l'augmentation de ce dernier. On note également que l'augmentation du confinement retarde et atténue l'apparition du pic de la pression interstitielle (il correspond à 3% de déformation axiale pour l'essai à 50 kPa alors qu'il se produit à 1,5% pour l'essai à 20 kPa). Dans la gamme des déformations étudiées, on ne note pas de stabilisation de la pression interstitielle même en fin d'essais (18% de déformation axiale). Ceci est en accord avec les résultats obtenus lors des essais drainés où l'indice des vides ne se stabilise pas dans cette gamme de déformation.

La figure III.1a illustre l'évolution du déviateur en fonction de la déformation axiale. On constate une augmentation rapide du déviateur pour atteindre une valeur à partir de laquelle le déviateur diminue un peu vers un petit palier, après lequel il réaugmente tout au long de l'essai. Le palier est plus marqué dans le cas de l'essai effectué à 50 kPa de

confinement initial. On constate que l'évolution du rapport ( $q/\sigma'_1$ ) en fonction de la déformation axiale est presque identique pour les deux essais à 20 et 50 kPa (Figure III.1b). Dans le plan ( $p'$ - $q$ ), la phase initiale d'augmentation de la pression interstitielle se traduit par une chute de la pression moyenne effective, puis celle-ci réaugmente et le chemin de contrainte suit une courbe qui peut être assimilée à une droite correspondant à un angle de frottement de  $36^\circ$  (Figure III.1d). Cette valeur est proche de l'angle de frottement trouvé à partir des essais drainés (de l'ordre de  $38^\circ$  pour la même gamme de contrainte).

A partir des résultats précédents, on constate que l'augmentation de la pression interstitielle n'était pas assez élevée pour engendrer la liquéfaction. Ceci est dû au caractère dilatant de ce sable qui a été noté lors des essais drainés et qui a été attribué à la surconsolidation de ce sable dans le domaine des faibles confinements (cf. § II.1, page 38) (Canou et al., 1990 et Konrad et al., 1991).

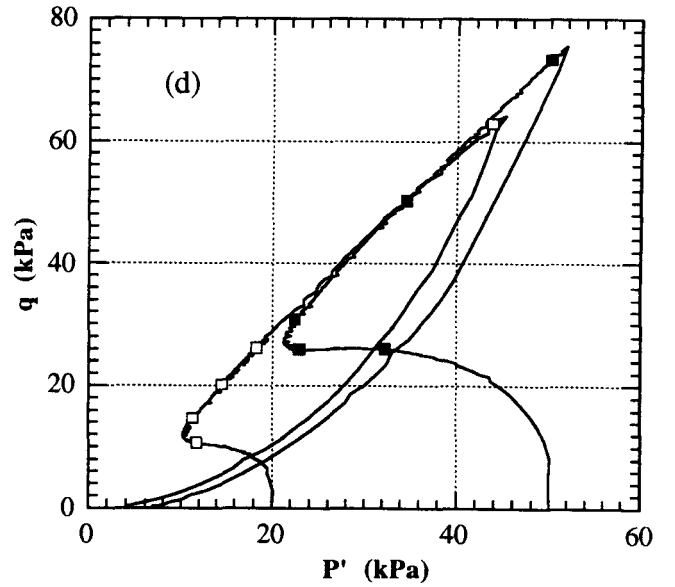
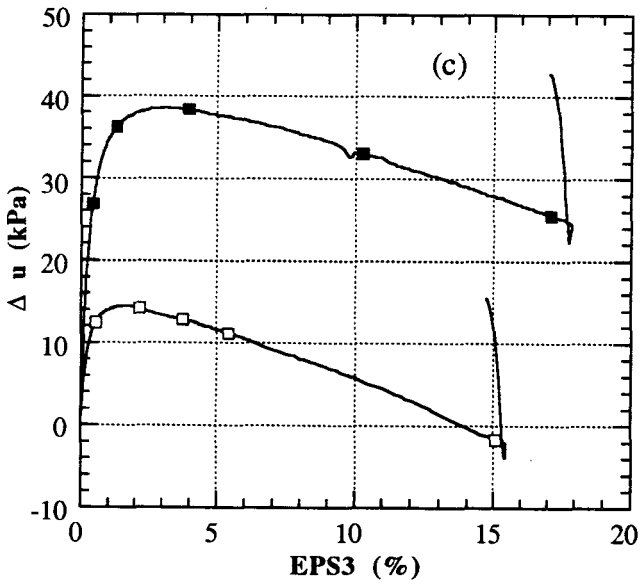
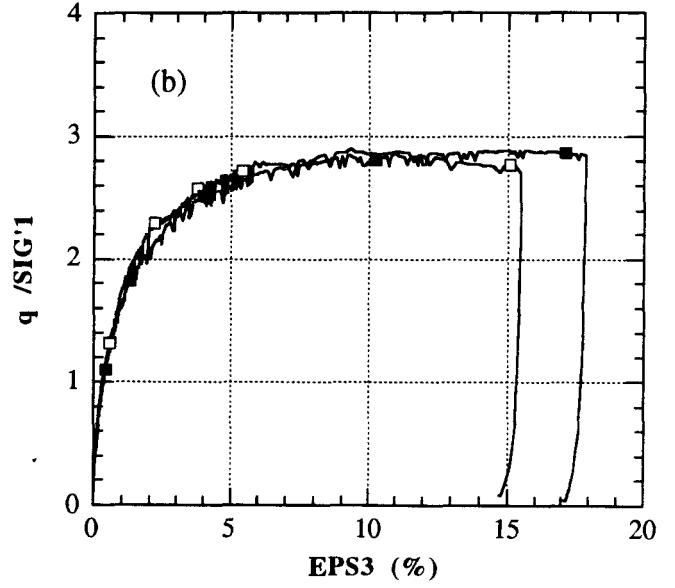
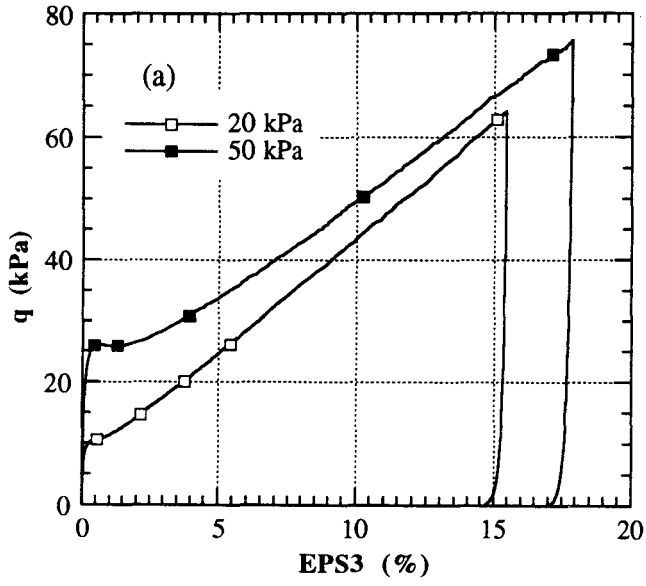


Figure III.1: Essais triaxiaux de compression non drainée  
sable d'Hostun RF lâche ( $I_D = 0,07$ )



### III.2.2 EFFET DE LA DENSITE INITIALE

Afin de montrer le rôle de la densité initiale sur le comportement non drainé des sables, nous avons réalisé des essais sur sable dense ( $I_D = 0,89$ ), et ceci pour deux niveaux de confinement initial (20 et 50 kPa). Les résultats de ces essais sont donnés dans la figure III.2.

La figure III.2c illustre l'évolution de la pression interstitielle en fonction de la déformation axiale. On observe une petite phase d'augmentation de la pression interstitielle suivie par une chute rapide de celle-ci. Ceci est en accord avec le comportement très dilatant observé sur ce sable lors des essais drainés. La diminution importante de la pression interstitielle engendre une augmentation rapide de la pression moyenne effective qui atteint plus de 700 kPa pour une déformation axiale de 5%. L'intérêt de ces essais est donc limité pour l'étude du comportement du sable sous faibles contraintes car on quitte rapidement ce domaine. Par ailleurs, il faut remarquer que les essais ont été effectués avec une contre-pression initiale de 300 kPa. Par conséquent, la pression interstitielle tend à s'annuler en fin d'essais, ce qui peut se traduire par une désaturation des échantillons.

La figure III.2a présente l'évolution du déviateur en fonction de la déformation axiale. On note une augmentation continue de la résistance au cisaillement due à la réduction continue de la pression interstitielle. Dans le plan (p'-q), on note que la pression moyenne se stabilise en début d'essai, puis réaugmente. Le chemin des contraintes dans ce plan est presque linéaire. L'angle de frottement moyen mesuré dans cette plage de pression moyenne (500 à 700 kPa) est de  $40^\circ$ . Cet angle est proche de l'angle de frottement à l'état limite mesuré lors des essais drainés dans la même gamme de confinement (de l'ordre de  $38,6^\circ$ ). On rappelle que l'angle de frottement moyen correspondant à l'état limite, déterminé à partir des essais drainés sous faibles confinements sur sables lâche et dense, est de  $37,8^\circ$  (cf. § II.3.2, page 54).

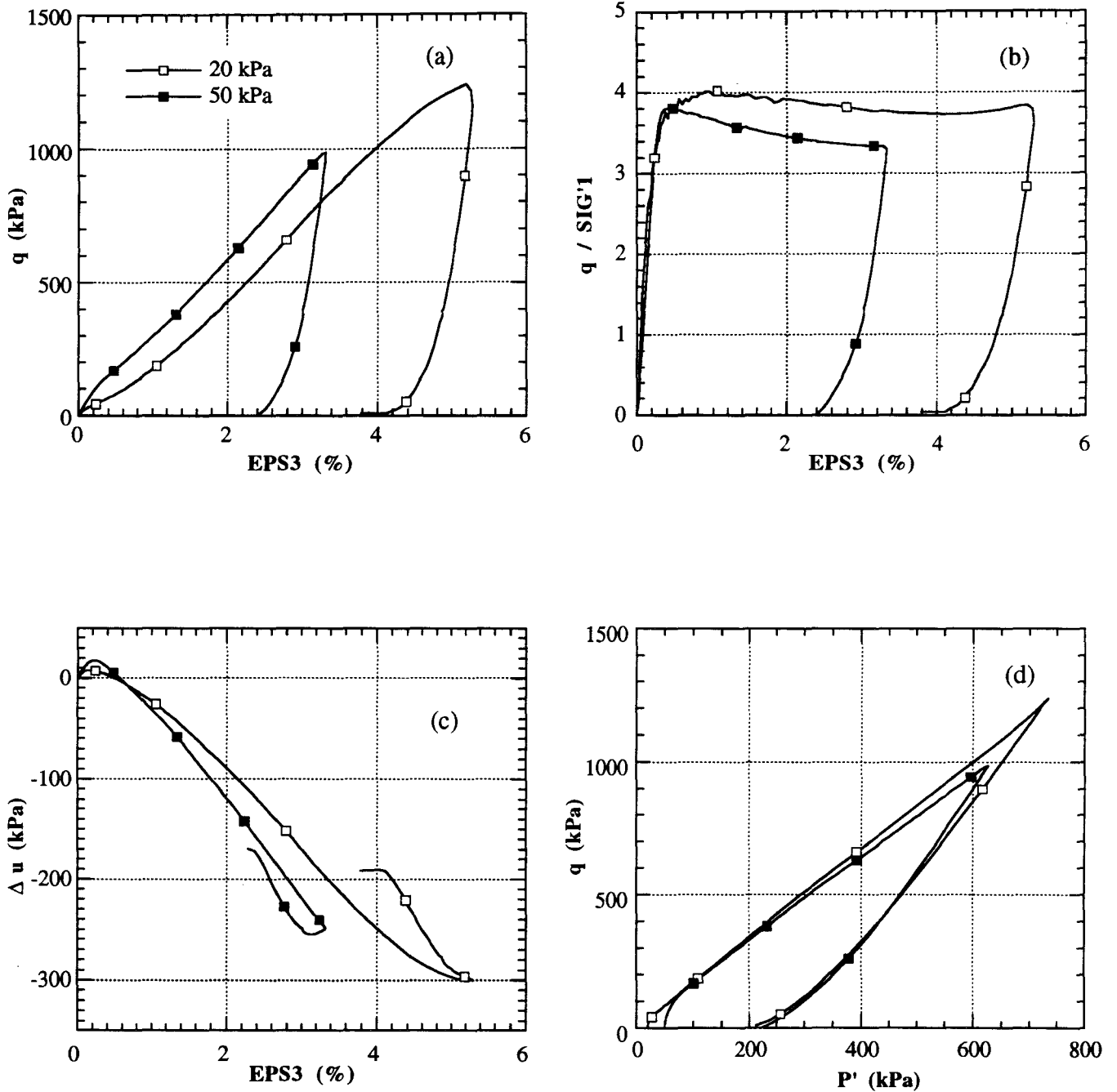


Figure III.2: Essais triaxiaux de compression non drainée  
sable d'Hostun RF dense ( $I_D = 0,89$ )

### III.2.3 ETAT CARACTERISTIQUE

Le concept d'état caractéristique (ou de changement de phase) a été introduit par Ishihara (1975) et repris par Luong (1980). D'après ce concept, le domaine admissible de contraintes est divisé en deux parties. La première correspond aux faibles niveaux de déviateur où le sol a un comportement contractant; la seconde correspond aux niveaux de contraintes élevés où le comportement est dilatant. Dans le plan ( $p'$ - $q$ ), la frontière entre les deux parties est définie par la droite d'état caractéristique.

Afin d'étudier ce concept, nous avons représenté, dans le plan ( $p'$ - $q$ ), les états de contraintes correspondant au changement de signe du taux de déformation volumique lors des essais drainés et de la pression interstitielle lors des essais non drainés (Figure III.3).

On constate que ces états de contraintes se situent sur une droite moyenne qui passe par l'origine. L'angle de frottement déduit de cette droite est de  $33,8^\circ$ . Cet angle est proche de celui mesuré à partir des essais drainés effectués à 200 et 400 kPa de confinement (de l'ordre de  $33,4^\circ$ ) où l'état caractéristique se confond avec l'état critique (comportement contractant durant l'essai) (Chu, 1995).

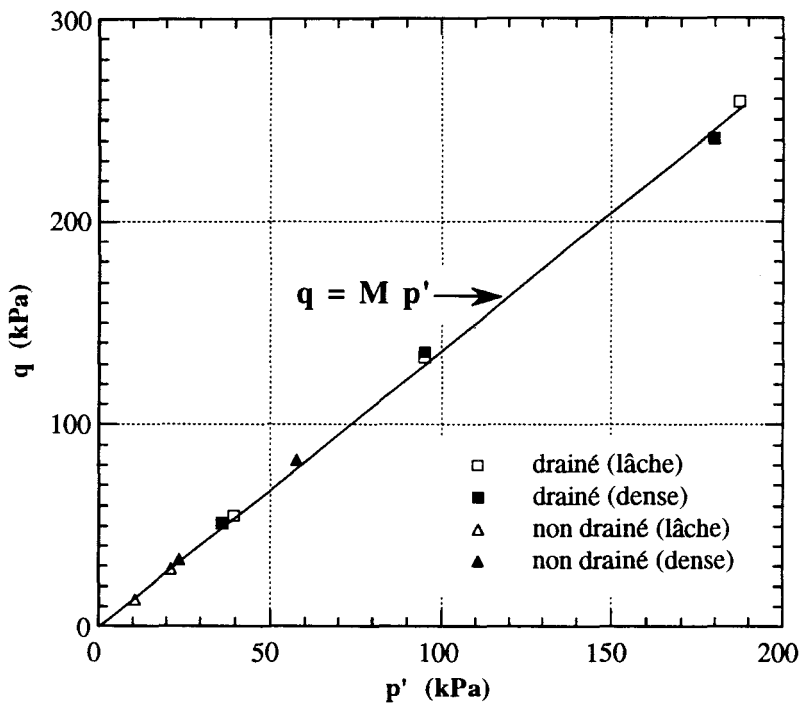


Figure III.3: Droite d'état caractéristique ou de changement de phase sables lâche et dense

### III.3 ESSAIS A DEFORMATIONS PROPORTIONNELLES

#### III.3.1 INTRODUCTION

Les essais à déformations proportionnelles consistent à imposer une sollicitation triaxiale avec un rapport constant des incréments de déformations ( $\frac{\Delta \varepsilon_v}{\Delta \varepsilon_3} = \zeta_i$ ). Ce rapport sera appelé par la suite taux de déformation volumique imposé. On note que les essais non drainés et oedométriques sont des cas particuliers avec  $\zeta_i = 0$  et 1 respectivement.

Les essais à déformations proportionnelles apportent des informations supplémentaires sur le comportement rhéologique des matériaux testés et peuvent servir à valider des modèles de comportement sur des chemins non conventionnels. En effet, la validation des modèles de comportement porte généralement sur des essais triaxiaux de compression drainée, et éventuellement sur des essais en extension. Des ateliers destinés à la validation des modèles (Gudehus et al., 1982; Saada et Bianchini, 1988) ont montré la nécessité de tester ces modèles sur des chemins plus complexes, notamment ceux proches des chemins réellement induits par le chargement de l'ouvrage. A titre d'illustration, les travaux de Chehade (1991) ont montré que les chemins de contraintes et de déformations induits par une fondation superficielle circulaire sont de type proportionnel (Figures III.4 et III.5). Les points A et B dans l'axe de la fondation sont soumis à des chemins de contraintes de type axisymétrique proportionnel ( $\sigma_1 = \sigma_2 = \alpha \sigma_3$ , avec  $\alpha = 0,5$  au point A et 0,25 au point B). Les chemins de déformations peuvent être approchés par des chemins de type oedométrique au point A ( $\zeta$  est de l'ordre de 0,92) et proportionnel au point B (avec  $\zeta$  proche de 0,22).

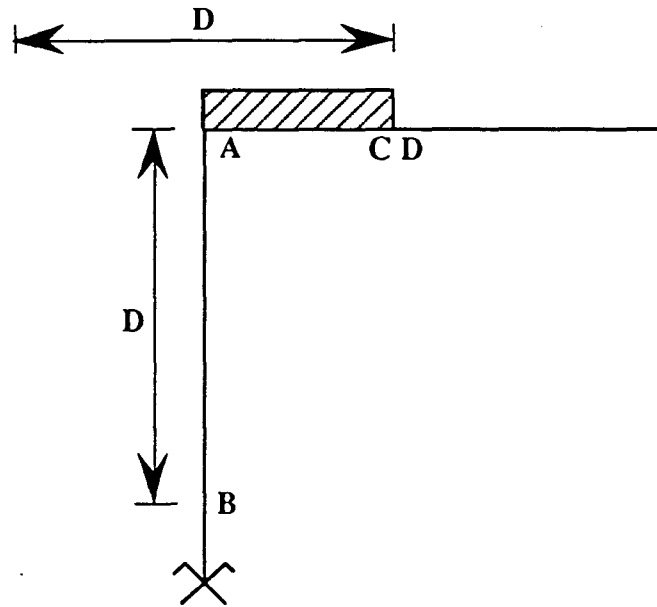


Figure III.4: Représentation géométrique des points sélectionnés sous une fondation superficielle

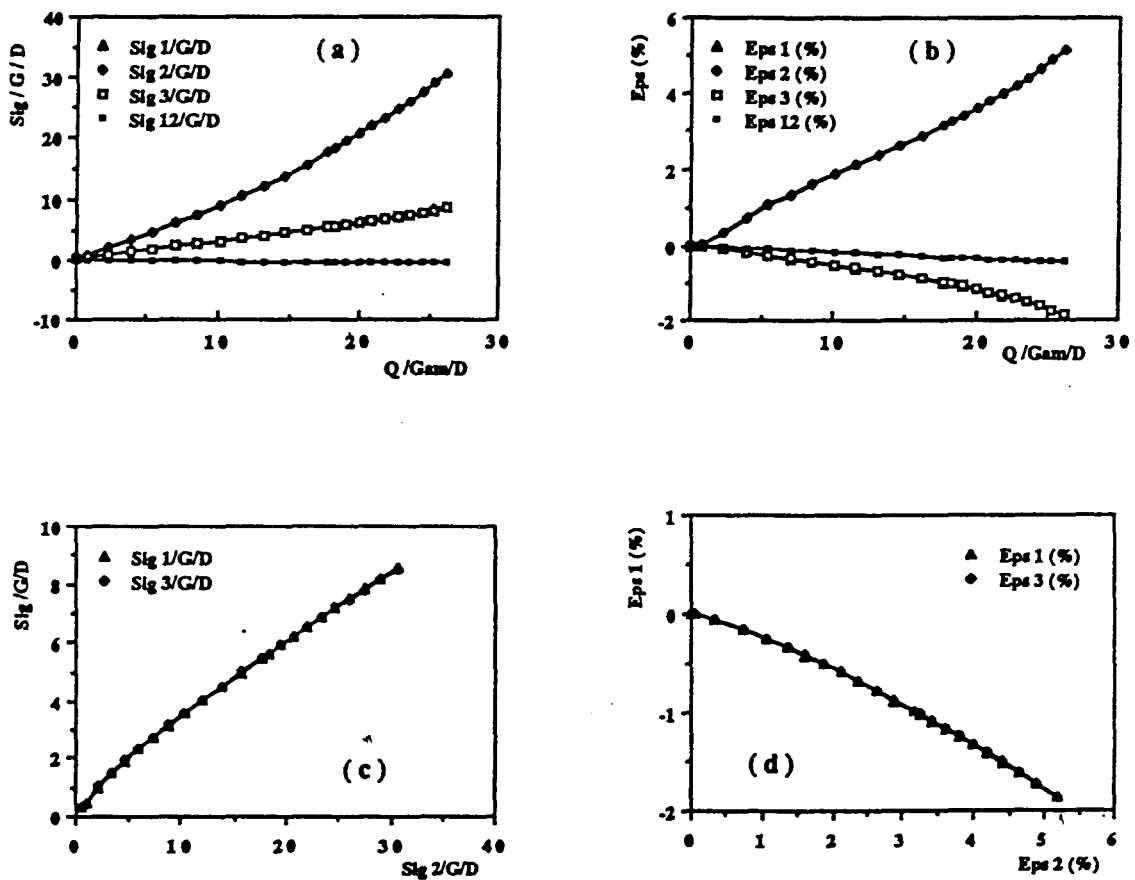


Figure III.5: Chemins parcourus au point (B) dans l'axe de la fondation (Chehade, 1991)

- a: Evolution des contraintes; b: évolution des déformations
- c: Contraintes horizontales en fonction de la contrainte verticale
- d: déformations horizontales en fonction de la déformation verticale

### III.3.2 RESULTATS OBTENUS

Les essais triaxiaux à déformations proportionnelles ont été effectués pour deux niveaux de confinement initial (20 et 50 kPa) sur sables lâche et dense, et pour plusieurs valeurs du taux de déformation volumique imposé ( $\zeta_i$ ). Les caractéristiques des essais réalisés sont récapitulés dans le tableau III.1 (page 72).

Nous allons ci-après, étudier l'effet du taux de déformation volumique imposé, du niveau de confinement initial et de la densité initiale sur le comportement de ce sable.

#### III.3.2.1 EFFET DU TAUX DE DEFORMATION VOLUMIQUE IMPOSE

Nous présentons dans la figure III.6 les résultats obtenus sur des échantillons lâches ( $I_D = 0,07$ ) pour un taux de déformation volumique imposé dans l'intervalle (-0,5 à 1,0). Les échantillons ont été soumis à un confinement initial de 20 kPa. On rappelle que le taux de déformation volumique de ce sable, mesuré à la rupture en condition drainée ( $\zeta_f$ ), est de l'ordre de -0,075.

A partir de ces résultats, on peut noter trois types de comportement en fonction du taux de déformation volumique imposé par rapport à celui mesuré à la rupture en condition drainée ( $\zeta_f$ ).

##### - Essais sur chemins dilatants ( $\zeta_i < \zeta_f$ )

Deux essais ont été réalisés à des taux de déformation volumique imposés inférieurs à  $\zeta_f$  ( $\zeta_i = -0,2$  et  $-0,5$ ). La variation de la contrainte latérale effective avec la déformation axiale est présentée dans la figure III.6a. On constate une diminution continue de cette contrainte jusqu'à des valeurs proches de zéro (il faut prendre en compte les précisions des GDS utilisés, soit 1 et 0,1 kPa, cf. § I.1.4, page 9). Ceci est dû à une augmentation de la pression interstitielle induite par le fait qu'on impose à l'échantillon des chemins à un taux de déformation volumique inférieur au taux de dilatance à la rupture. Pour l'essai à  $\zeta_i = -0,5$ , la contrainte latérale s'annule à un faible niveau de déformation axiale (de l'ordre de 1%) alors qu'elle s'annule à un niveau de déformation axiale de l'ordre de 10% pour l'essai à  $\zeta_i = -0,2$ .

La figure III.6c représentent l'évolution du déviateur en fonction de la déformation axiale. Les courbes contrainte-déformation montrent un comportement de liquéfaction statique avec une résistance nulle en fin des essais. Ce comportement se caractérise par un pic du déviateur, obtenu pour une faible déformation axiale (de l'ordre

de 0,1 à 0,2%), suivi d'une décroissance rapide du déviateur jusqu'à l'annulation des contraintes. On observe que le franchissement du pic de résistance ne s'accompagne pas de modification du taux d'évolution de la contrainte latérale effective (Figure III.6a).

Dans le plan (p'-q), on note une diminution continue de la pression moyenne effective (Figure III.6e). On constate que le point représentant l'état de contrainte au pic de résistance se trouve à l'intérieur de la surface de rupture tracée à partir des essais drainés. L'angle de frottement mobilisé au pic de résistance est de l'ordre de  $15,5^\circ$  alors que l'angle de frottement interne du matériau à la rupture est de  $38,3^\circ$  dans cette gamme de confinement. Ce résultat montre l'originalité de ce type de chemins pour lesquels l'échantillon atteint le pic du déviateur à l'intérieur de la surface de rupture.

#### - Essai à $\zeta_i$ proche de $\zeta_f$

Un essai a été effectué à un taux de déformation volumique ( $\zeta_i = -0,1$ ) proche de celui du matériau à la rupture ( $\zeta_f = -0,075$ ). L'évolution de la contrainte latérale effective en fonction de la déformation axiale ressemble qualitativement à celle dans les essais à  $\zeta_i = -0,2$  et  $-0,5$ , mais avec un taux de diminution de la contrainte latérale moins importante (Figure III.6a). Le confinement effectif ne s'annule pas en fin d'essai. La courbe déviateur-déformation (Figure III.6c) comporte deux pics (points A et C), correspondant à des déformations axiales de l'ordre de 0,3 et 8% respectivement, suivis par une réduction continue du déviateur. L'essai a été arrêté à une déformation axiale de 18% sans atteindre la liquéfaction statique. Cet essai a été répété trois fois, et on a obtenu des résultats qualitativement identiques. On note que le franchissement des pics ne s'accompagne pas de modification dans le taux d'évolution de la contrainte latérale effective. Dans le plan (p'-q), le comportement est caractérisé par une diminution de la pression moyenne effective entre A et B et entre C et D, alors qu'elle réaugmente entre B et C (Figure III.6e). On constate que le premier pic se produit à l'intérieur de la surface de rupture tracée à partir des essais drainés alors que le deuxième se situe sur celle-ci. Ce phénomène sera discuté davantage lors de la présentation des essais sur sable dense (cf. § III.2.2.3).

L'angle de frottement mesuré à partir de cet essai (après le deuxième pic) est de l'ordre de  $40^\circ$ . Cet angle est identique à celui déduit des essais drainés en utilisant la corrélation II.3 (page 55) pour une pression moyenne de 6 kPa correspondant à p' au point C.



**- Essais sur chemins contractants  $\zeta_i > \zeta_f$**

On présente dans la figure III.6b la variation de la contrainte latérale avec la déformation axiale pour les essais à des taux de déformation volumique supérieurs à  $\zeta_f$  ( $\zeta_i = 1, 0,5, 0,2$  et  $0$ ). On observe un comportement connu des échantillons denses en condition non drainée: une augmentation de la pression interstitielle avec la déformation axiale suivie d'une décroissance de celle-ci. L'amplitude de ces deux phases dépend fortement du taux de déformation volumique imposé. On note que la contrainte latérale ne tend pas à se stabiliser en fin de chargement. Pour les valeurs élevées de  $\zeta_i$  ( $\zeta_i = 1$  et  $0,5$ ), on note que la contrainte latérale augmente fortement, et quitte rapidement le domaine de faibles contraintes. Ces deux essais sont arrêtés respectivement à 2 et 5% de déformation axiale.

La figure III.6d présente l'évolution du déviateur en fonction de la déformation axiale. On constate que le déviateur croît tout au long de l'essai avec un taux qui varie au cours du chargement (plus élevé au début du chargement). Le taux d'augmentation du déviateur augmente avec les taux de déformation imposés. Dans le plan (p'-q), le comportement est caractérisé par une petite phase de diminution de la pression moyenne effective suivie d'une augmentation de celle-ci sur des courbes situées à l'intérieur de la surface de rupture. Ces courbes sont presque linéaires et leurs pentes dépendent du taux de déformation volumique imposé. Ceci traduit la stabilisation du rapport (déviateur/pression moyenne effective) et la décroissance de ce dernier avec l'augmentation de  $\zeta_i$ .

La figure III.7a présente les résultats des essais effectués à ( $\zeta_i > 0$ ) dans le plan (p'-e). On constate que la compressibilité décroît avec le niveau de chargement et avec le taux de déformation volumique imposé. Dans le plan (log p'-e) (Figure III.7b), les courbes de chargement tendent vers des droites de pente ( $C_c$ ) de l'ordre de 0,072. Le début de la phase de décharge est assimilé à des droites de pentes différentes  $C_s = 0,005, 0,013$  et  $0,018$  pour les essais à  $\zeta_i = 0,2, 0,5$  et  $1$  respectivement.

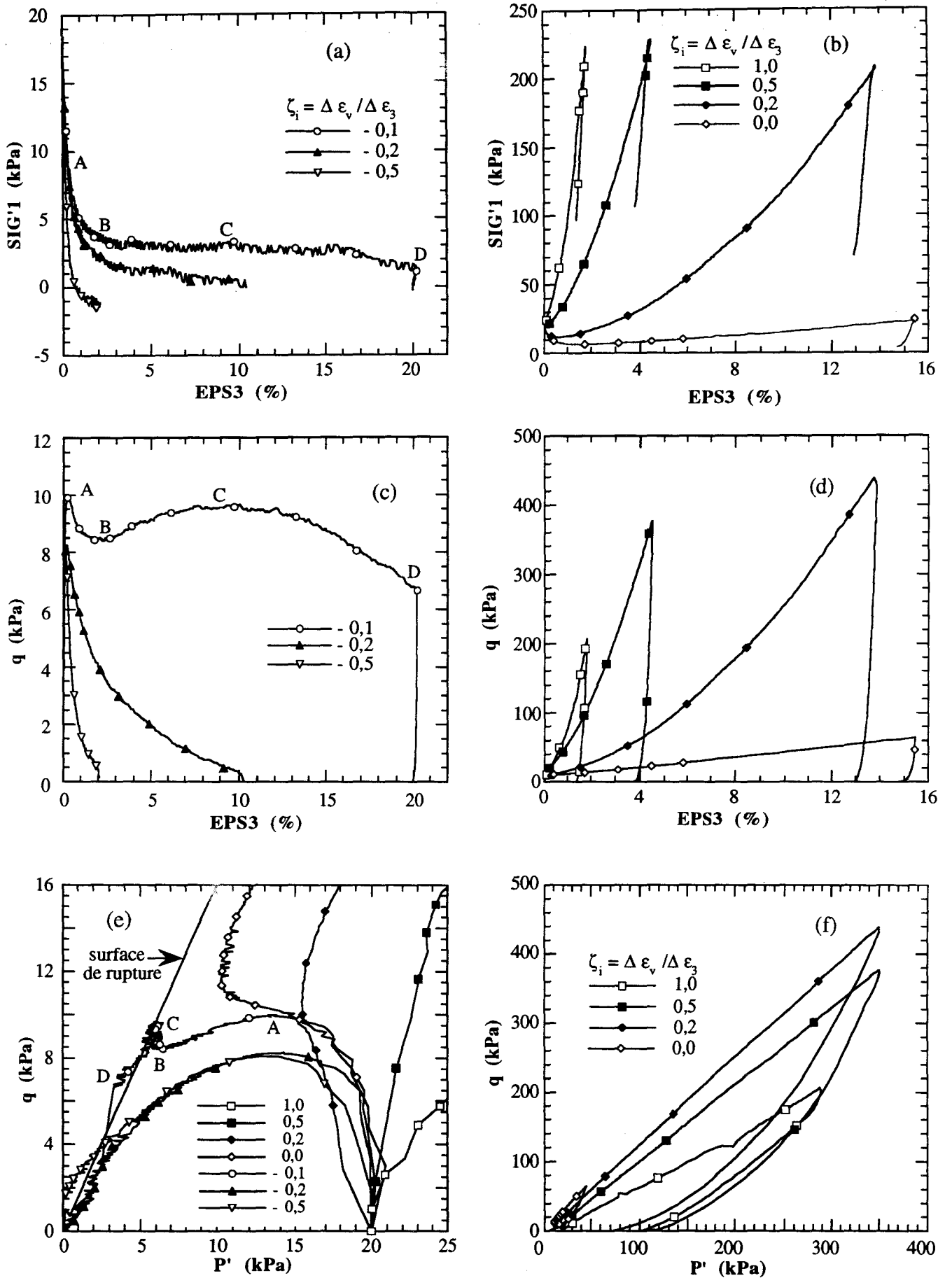


Figure III.6: Essais triaxiaux en déformations proportionnelles  
sable d'Hostun RF lâche ( $I_D = 0,07$ ;  $\sigma'_{c0} = 20$  kPa)

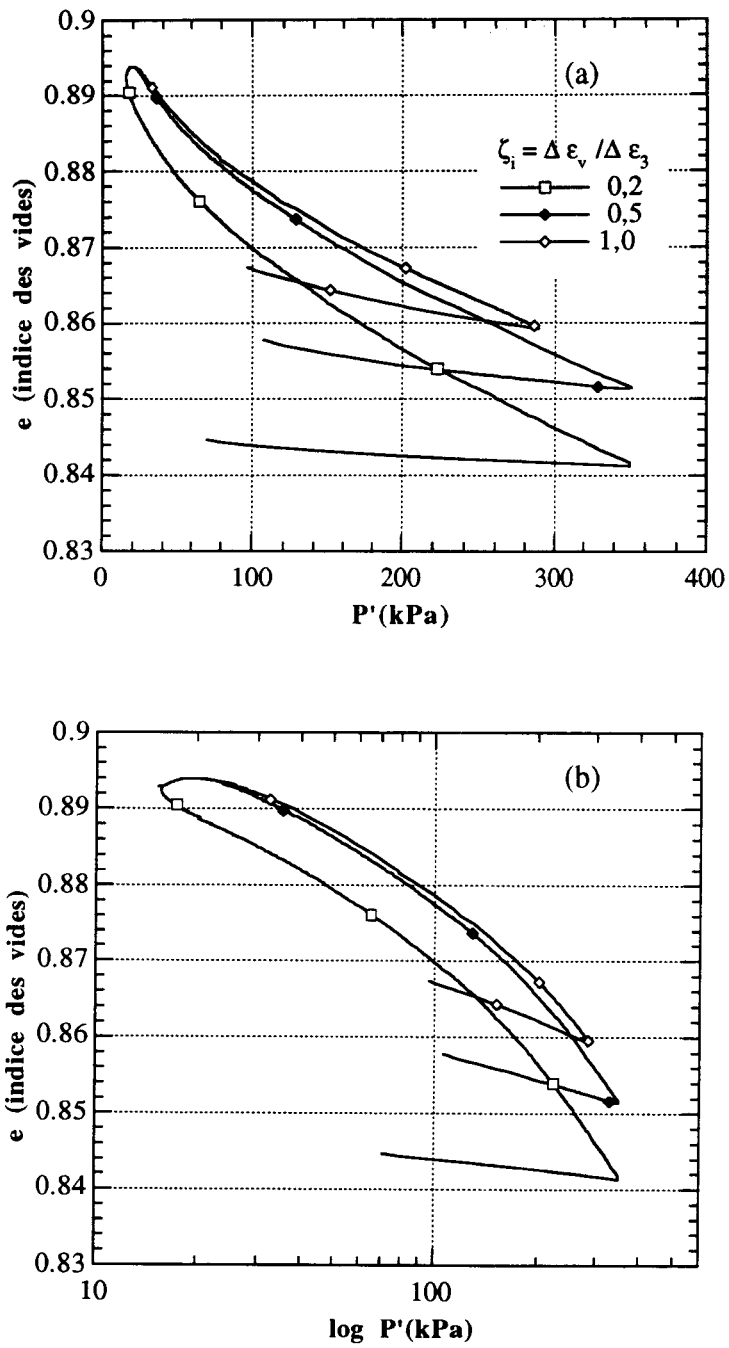


Figure III.7: Essais triaxiaux en déformations proportionnelles  
sable d'Hostun lâche ( $\sigma'_{c0} = 20$  kPa)

a: plan ( $p'$ - $e$ )  
b: plan ( $\log p'$ - $e$ )

### III.3.2.2 EFFET DU NIVEAU DE CONFINEMENT INITIAL

Afin de montrer l'effet du niveau de confinement initial, nous avons réalisé des essais sur sable lâche ( $I_D = 0,07$ ) sous un confinement initial de 50 kPa. Les résultats de ces essais sont présentés dans la figure III.8. Pour illustrer l'influence de la pression de confinement, on regroupe dans la figure III.9 les résultats des essais réalisés à 20 et 50 kPa de confinement initial. On rappelle que le taux de déformation volumique à la rupture sous 50 kPa de confinement, mesuré lors d'un essai drainé sur sable lâche, est de l'ordre de -0,065.

Pour les essais réalisés à  $\zeta_i < \zeta_f$  ( $\zeta_i = -0,2$  et  $-0,5$ ), on constate que les évolutions de la contrainte latérale et du déviateur avec la déformation axiale sont qualitativement identiques à celles des essais effectués à 20 kPa (Figures III.8a et III.8c). Les courbes déviateur-déformation axiale se rejoignent en fin d'essais pour les deux niveaux de pression de confinement (Figure III.9c). Dans le plan ( $p'$ - $q$ ), on constate également un comportement qualitativement identique à celui des essais à 20 kPa (Figure III.8e). Le niveau du déviateur au cours des essais à 50 kPa est supérieur à celui des essais à 20 kPa, mais, à partir d'un certain niveau de pression moyenne, les courbes ( $p'$ - $q$ ) pour les deux valeurs de confinement initial se confondent et l'état de contrainte suit la surface de rupture (Figure III.9e).

Quand  $\zeta_i > \zeta_f$  ( $\zeta_i = 1, 0,5, 0,2$  et  $0,0$ ), on constate globalement un comportement identique à celui trouvé avec un confinement initial de 20 kPa (Figures III.8a, b et c). Les courbes représentant l'évolution du déviateur et de la contrainte latérale avec la déformation axiale se situent au dessus de celles des essais à 20 kPa de confinement initial (Figures III.9b et III.9d). Dans le plan ( $p'$ - $q$ ), les courbes concernant les essais à 50 kPa rejoignent rapidement celles des essais effectués à 20 kPa (Figure III.9f).

En ce qui concerne l'essai à ( $\zeta_i = -0,1$ ), on constate, dans le plan déviateur-déformation axiale, la disparition du deuxième pic observé dans l'essai réalisé à 20 kPa de confinement (Figures III.8c). Le comportement contrainte-déformation est caractérisé par un pic qui se produit à environ 0,4% de déformation axiale, suivi d'une diminution du déviateur jusqu'à la fin d'essai sans atteindre l'état nul de contrainte (à environ 18% de déformation axiale). La courbe déviateur-déformation axiale de l'essai à 50 kPa rejoint celle de l'essai à 20 kPa à partir d'un niveau de déformation axiale de l'ordre de 13% (Figure III.9c). Dans le plan ( $p'$ - $q$ ), les courbes des deux essais (à 20 et 50 kPa) se rejoignent sur la surface de rupture (état de contrainte correspondant au point B dans la figure III.6e) et l'état de contrainte suit celle-ci jusqu'à la fin de l'essai (Figure III.9e). La disparition du deuxième pic, observé dans l'essai à 20 kPa, peut être expliquée par le fait que le taux de déformation volumique imposé reste inférieur à celui du matériau à la rupture (cf. § III.2.2.3).

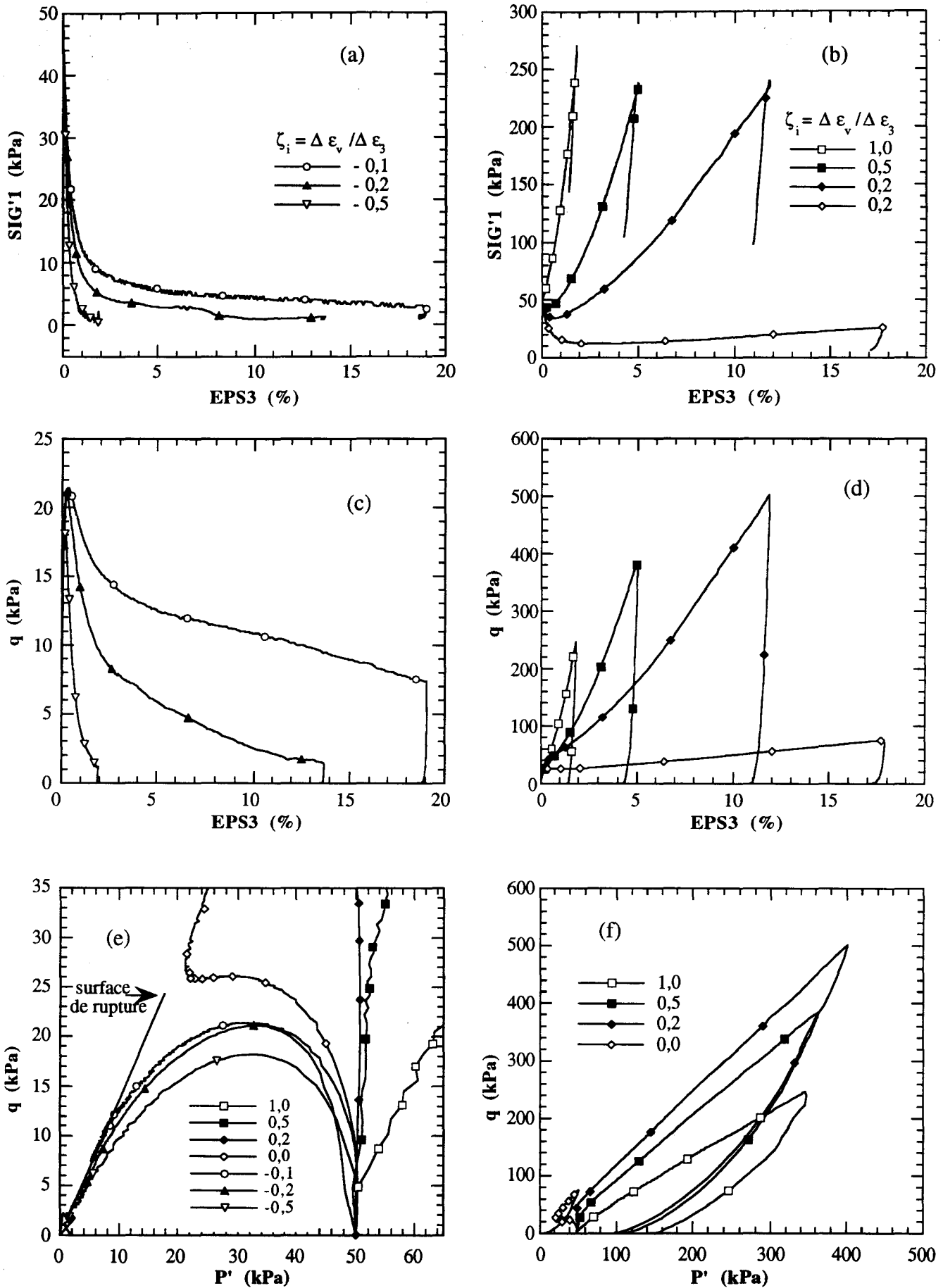


Figure III.8: Essais triaxiaux en déformations proportionnelles  
sable d'Hostun RF lâche ( $I_D=0,07$ ,  $\sigma'_{c0}=50$  kPa)

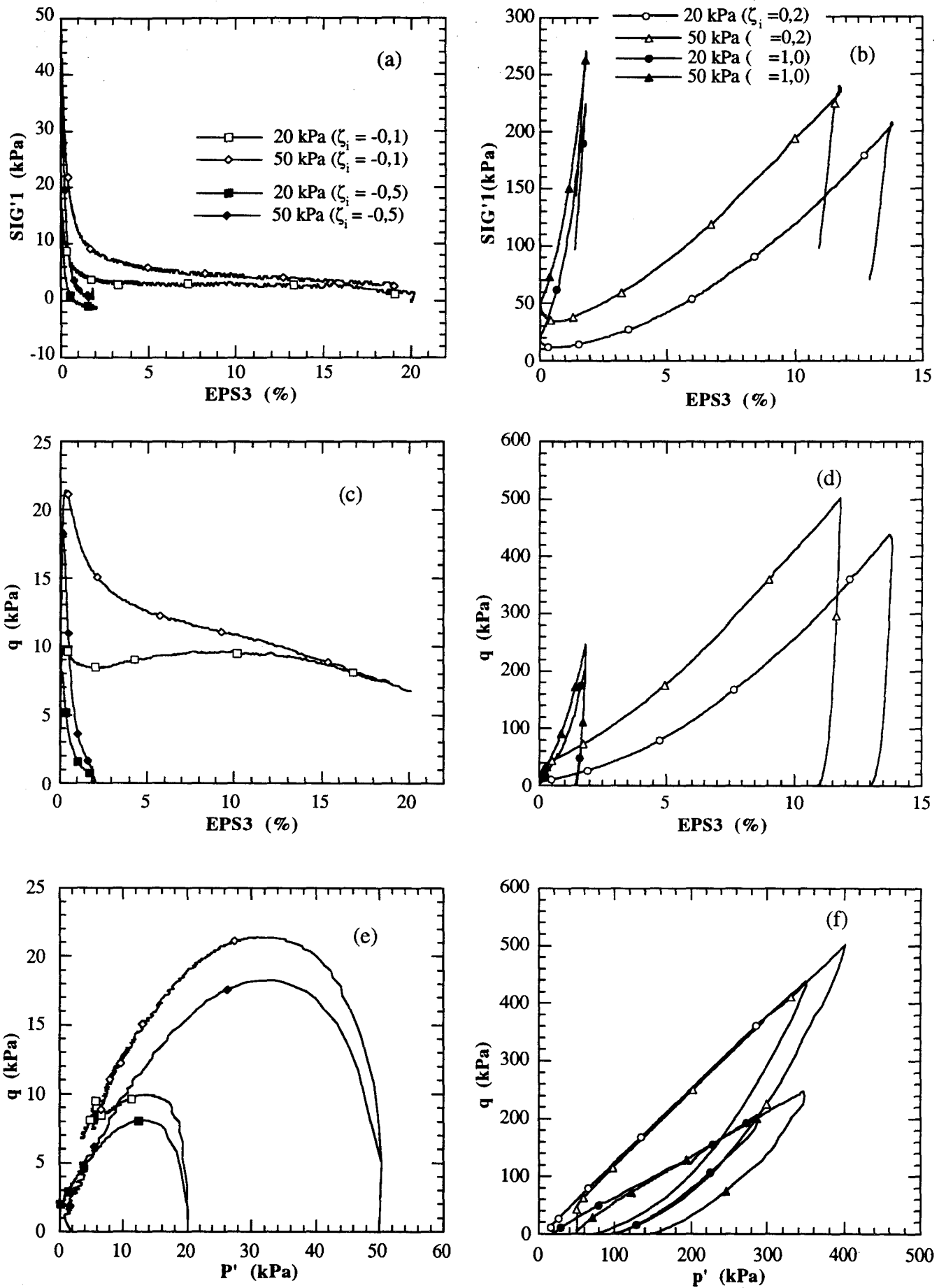


Figure III.9: Effet du niveau de consolidation isotrope essais à déformations proportionnelles sur sable lâche

### III.3.2.3 EFFET DE LA DENSITE INITIALE

Afin d'étudier l'influence de la densité du sable sur sa réponse aux chemins en déformations proportionnelles, nous avons effectué des essais sur sable dense ( $I_D = 0,90$ ), et ceci pour un confinement initial de 20 kPa et des taux de déformation volumique imposés variant de  $\zeta_i = -1,4$  à 1. Les résultats de ces essais sont présentés dans la figure III.10. Pour illustrer l'effet de la densité initiale, on regroupe dans la figure III.11 les résultats obtenus avec les sable dense et lâche. Il est à noter que le taux de déformation volumique minimal ( $\zeta_f$ ) du sable étudié est de l'ordre de  $-0,92$ .

#### - Essais sur chemins contractants $\zeta_i > \zeta_f$

La figure III.10b présente la variation de la contrainte latérale avec la déformation axiale pour plusieurs valeurs positives de  $\zeta_i$  ( $\zeta_i = 0,0, 0,5$  et 1). Les courbes montrent globalement un comportement très dilatant caractérisé par une décroissance de la pression interstitielle avec la déformation axiale qui engendre une augmentation de la contrainte latérale. On note, pour l'essai à  $\zeta_i = 0,0$ , une petite phase de décroissance de la contrainte latérale en début d'essai suivie d'une augmentation de celle-ci jusqu'à la fin de l'essai. Pour  $\zeta_i = 0,5$  et 1, on constate une augmentation forte et continue de la contrainte latérale durant l'essai (avec un taux plus faible au début du chargement). Il est à noter que, à cause du comportement très dilatant du sable, on quitte rapidement le domaine des faibles contraintes. Les trois essais sont arrêtés à 5, 2 et 0,9% de déformation axiale respectivement. On présente dans la figure III.11a l'évolution de la contrainte latérale en fonction de la déformation axiale et ceci pour les essais effectués à un taux de déformation volumique  $\zeta_i = 0,5$  sur sables dense et lâche. Les courbes présentent le même comportement pour les deux sables mais le taux d'augmentation de la contrainte latérale avec la déformation axiale est beaucoup plus important dans le cas du sable dense à cause de sa forte dilatance.

Dans le plan déviateur-déformation axiale et ( $p'-q$ ), on observe qualitativement le même comportement trouvé lors des essais sur sable lâche (figures III.10d et f). On présente dans la figure III.11 les résultats sur sables dense et lâche et ceci pour un taux de déformation volumique imposé  $\zeta_i = 0,5$  et sous un confinement initial de 20 kPa. On constate que le taux d'augmentation du déviateur et celui du rapport ( $q/\sigma'_1$ ) s'amplifient avec la densité initiale (Figures III.11c et b). Dans le plan ( $p'-q$ ), les courbes sont assimilées à des droites dont les pentes augmentent avec la densité initiale (Figure III.11d). Ceci indique que l'angle de frottement interne mobilisé est plus important dans le cas du sable dense que dans celui du sable lâche.

### Essais sur chemins dilatants ( $\zeta_i < \zeta_f$ )

La figure III.10a présente l'évolution de la contrainte latérale en fonction de la déformation axiale pour deux valeurs de  $\zeta_i$  ( $\zeta_i = -1,4$  et  $-1,2$ ). Pour l'essai à  $\zeta_i = -1,4$ , la contrainte latérale décroît fortement avec la déformation axiale en début d'essai, puis lentement jusqu'à zéro (à 7% de déformation axiale). Pour  $\zeta_i = -1,2$ , on constate une chute rapide de la contrainte latérale jusqu'à une valeur proche de zéro (environ 2 kPa, point B), puis elle croît un peu jusqu'au point C et elle décroît de nouveau pour atteindre zéro en fin d'essai (point D).

Dans les plans déviateur-déformation axiale et (p'-q), on constate un comportement qualitativement proche de celui observé avec le sable lâche pour  $\zeta_i = -0,1$ . La courbe déviateur-déformation axiale fait apparaître deux pics suivis par une diminution du déviateur jusqu'à la liquéfaction de l'échantillon (Figure III.10c). On note que les deux pics sont plus marqués pour l'essai à  $\zeta_i = -1,2$  (points A et C) qu'à  $\zeta_i = -1,4$ . Le deuxième pic pour ce dernier peut être assimilé à un palier. Dans le plan (p'-q), on trouve le même comportement que celui rencontré pour le sable lâche à  $\zeta_i = -0,1$  mais il est plus marqué dans le cas du sable dense. Pour l'essai à  $\zeta_i = -1,2$ , la pression moyenne effective diminue entre A et B et entre C et D alors qu'elle réaugmente entre C et D. Le premier pic du déviateur se trouve à l'intérieur de la surface de rupture alors que le deuxième se situe sur celle-ci. L'état de contrainte entre B et C augmente sur une courbe assimilée à une droite jusqu'au point C et il descend suivant la même courbe jusqu'à l'annulation des contraintes (point D). L'angle de frottement déduit de cette courbe est de l'ordre de  $50^\circ$  (pour une pression moyenne de l'ordre de 10 kPa). Cette valeur est proche de celle déduite des essais drainés sur sable dense (au pic): l'angle de frottement déduit de la corrélation II.3 (page 55) et pour une pression moyenne de 10 kPa est de l'ordre de  $51,6^\circ$ .

La présence de deux pics peut être expliquée par la variation du taux de déformation volumique "naturel" au cours du chargement. En effet, nous avons montré dans le chapitre précédent (cf. § II.3.3, page 58) que ce taux croît avec la pression moyenne effective et tend vers zéro en fin d'essais. Au début de l'essai,  $\zeta_i$  est inférieur à  $\zeta_f$  ( $\zeta_i = -1,2$  et  $\zeta_f = -0,92$ ): le matériau présente un comportement contractant marqué par un pic au point A suivi d'une décroissance du déviateur jusqu'au point B. Au point B (état de contrainte correspondant à environ 6 kPa de pression moyenne effective), le taux de déformation volumique imposé devient supérieur à celui du matériau car ce dernier décroît avec la diminution de la pression moyenne effective. Selon la corrélation II.4 (page,58), la valeur du taux de déformation volumique à la rupture correspondant à une pression moyenne d'environ 6 kPa est de l'ordre de  $-1,42$ . Cette valeur est inférieure à celle de  $\zeta_i$ : le matériau manifeste un comportement dilatant caractérisé par une augmentation du déviateur et de la pression



moyenne effective jusqu'au deuxième pic (point C) qui correspond à une déformation axiale de l'ordre de 4%. L'état de contrainte entre B et C suit la surface de rupture après un changement de phase en B. Comme le taux de déformation volumique du matériau tend à se rapprocher de zéro à partir d'un certain niveau de déformation axiale et que la pression moyenne augmente entre B et C, le taux de déformation volumique imposé  $\zeta_i$  devient de nouveau inférieur à celui du matériau: le point représentatif de l'état de contrainte redescend le long de la surface de rupture à partir du deuxième pic (C), avec un chargement continu jusqu'à la fin de l'essai au point D.

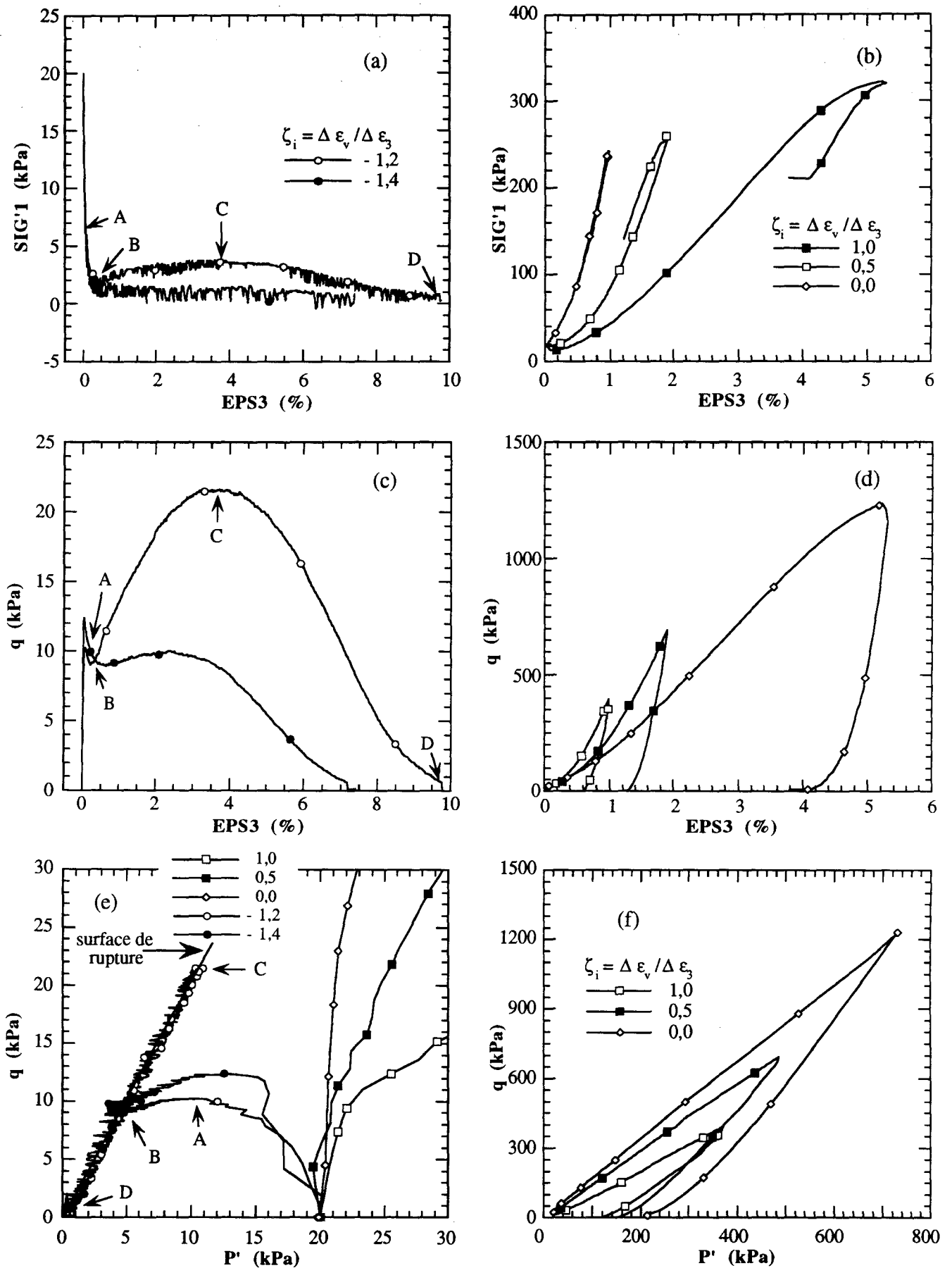


Figure III.10: Essais triaxiaux en déformations proportionnelles  
 sable d'Hostun RF dense ( $I_D=0,90$ ;  $\sigma'_{c0}=20$  kPa)

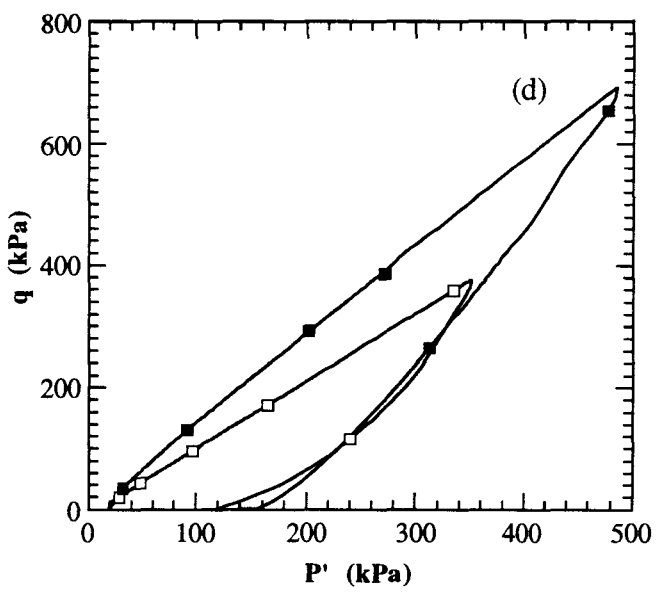
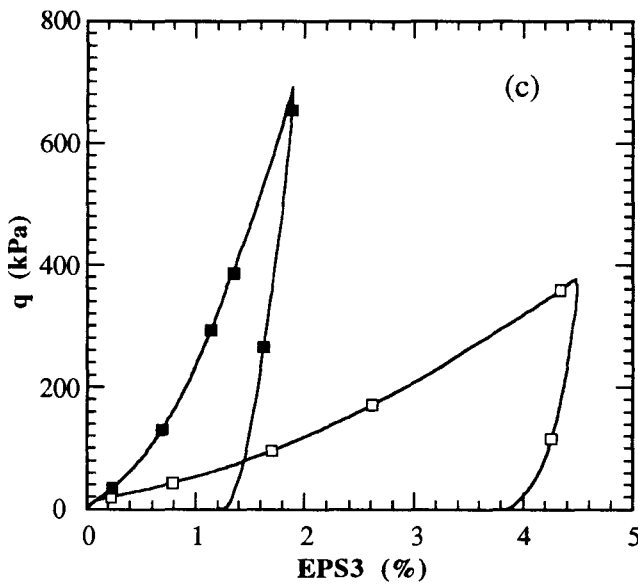
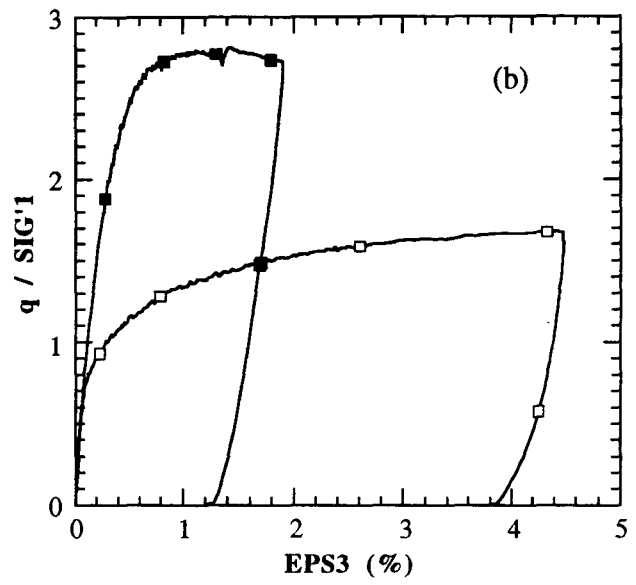
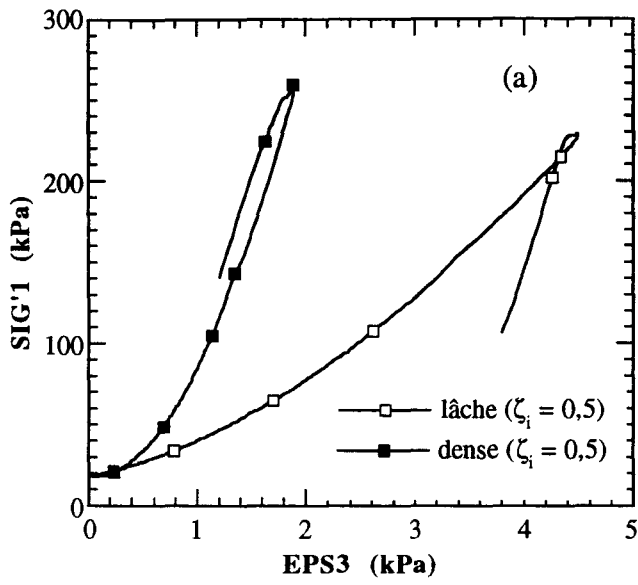


Figure III.11: Effet de la densité initiale  
Essais à déformations proportionnelles  
sable d'Hostun ( $\sigma'_{c0} = 20$  kPa)

## III.4 DETERMINATION DU CRITERE DE RUPTURE

### III.4.1 INTRODUCTION

Dans le plan (p'-q), la surface de rupture est généralement construite à partir de plusieurs tests. Lo et Chu (1993) ont proposé une méthode pour déterminer cette courbe à partir d'un seul essai. Cette méthode est basée sur un chargement plastique de l'échantillon à partir de la rupture selon des chemins à déformations proportionnelles.

Le principe de cet essai consiste à réaliser un chargement triaxial drainé à déformation contrôlée ( $\Delta\sigma'_1 = 0$ ) jusqu'à atteindre un état de contraintes voisin de la rupture. A partir de ce point, on continue à charger l'échantillon en imposant un taux de déformation volumique  $\zeta_i$  inférieur à  $\zeta_f$ . Pour éviter la discontinuité du rapport des déformations, la transition de  $\zeta_f$  à  $\zeta_i$  s'effectue graduellement. On génère ainsi une augmentation de la pression interstitielle. Le point représentatif de l'état de contrainte dans le plan (p'-q) rejoint alors la surface de rupture et se maintient sur celle-ci, puisqu'on continue de soumettre l'échantillon à un chargement plastique. Cet essai ne peut pas être interprété correctement si des hétérogénéités se développent dans l'échantillon.

Dans le cas du sable lâche, nous avons procédé comme suit: on a commencé le chargement à un taux de déformation volumique imposé à partir de 10% de déformation axiale (état de contrainte voisin de la rupture, où l'échantillon est homogène) et on a imposé un taux de déformation volumique nettement inférieur à celui du matériau à la rupture. Ceci a permis de déterminer la courbe de rupture dans une zone où les déformations sont homogènes. Comme le chargement à déformations proportionnelles commence à partir d'un état de contrainte voisin de la rupture (à 10% de déformation axiale) le point représentatif de l'état de contrainte passe par une phase de transition avant de rejoindre la surface de rupture.

Dans le cas d'un sable dense, le chargement à taux de déformation volumique imposé a été mené à partir du pic de contrainte ( de l'ordre de 4 à 5% de déformation axiale). Dans ce cas,  $\zeta_f$  est de l'ordre de -0,90, et la valeur du taux  $\zeta_i$  imposé doit être plus fortement négative encore, ce qui entraîne une variation rapide de l'état de contrainte et des difficultés pour les contrôleurs GDS pour suivre cette variation, à moins d'adopter une vitesse d'essai extrêmement réduite.

### III.4.2 RÉSULTATS OBTENUS

On présente dans la figure III.12 les résultats obtenus lors des essais réalisés sur

le sable d'Hostun lâche ( $I_D = 0,12$ ). Les échantillons ont été cisailés sous un chargement drainés ( $\Delta\sigma'_1 = 0$ ) à quatre pressions de confinement 40, 60, 110 et 200 jusqu'à 10% de déformation axiale. Puis, on a continué à charger les échantillons à des taux de déformation volumique imposés de -0,5, -0,32, -0,65, et -1 respectivement. A noter que le taux de déformation volumique maximal en compression drainée pour un sable lâche est de l'ordre de -0,06 (cf. § II.3.3, page 58).

Nous présentons dans les figures III.12a et III.12b l'évolution du déviateur et de la déformation volumique en fonction de la déformation axiale. On constate, à partir de l'application du chargement à déformations proportionnelles, que le taux de diminution du déviateur augmente avec le taux de déformation volumique imposé. La figure III.12c présente les résultats des essais dans le plan ( $p'$ - $q$ ). On constate que les points représentatifs de l'état de contrainte dans la phase de chargement à déformations proportionnelles se situent pratiquement sur la même courbe. Cette courbe n'est pas linéaire, en particulier dans le domaine des faibles contraintes ( $p' < 50$  kPa) et elle passe par l'origine. Ceci est en accord avec les résultats des essais drainés, et confirme la non linéarité de la courbe de rupture.

Dans la figure III.13, nous avons reporté l'évolution de l'angle de frottement avec la pression moyenne effective à partir de l'essai particulier SR4 (confinement initial = 200 kPa,  $\zeta_i = -1,0$ ). Sur cette figure, nous avons également reporté les valeurs de l'angle de frottement mesurées lors des essais drainés. On constate une bonne concordance entre les valeurs obtenues avec les deux types d'essais.

Il est à noter que dans le cas de faibles confinements, cet essai présente un intérêt majeur, car il permet de déterminer la forme de la surface de rupture (souvent non linéaire) en un seul essai.

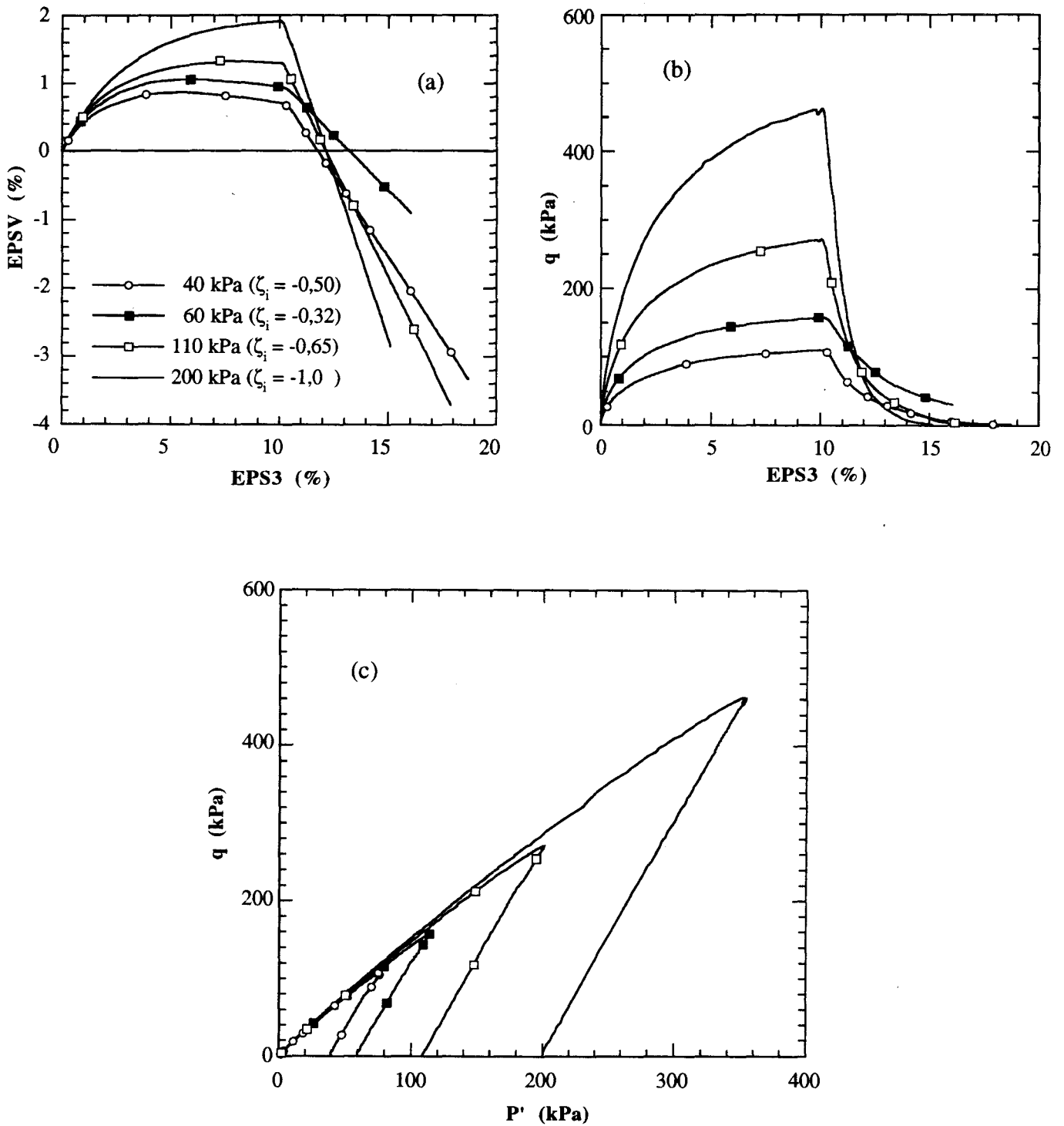


Figure III.12: Essais de détermination du critère de rupture sable d'Hostun lâche ( $I_D = 0,12$ )

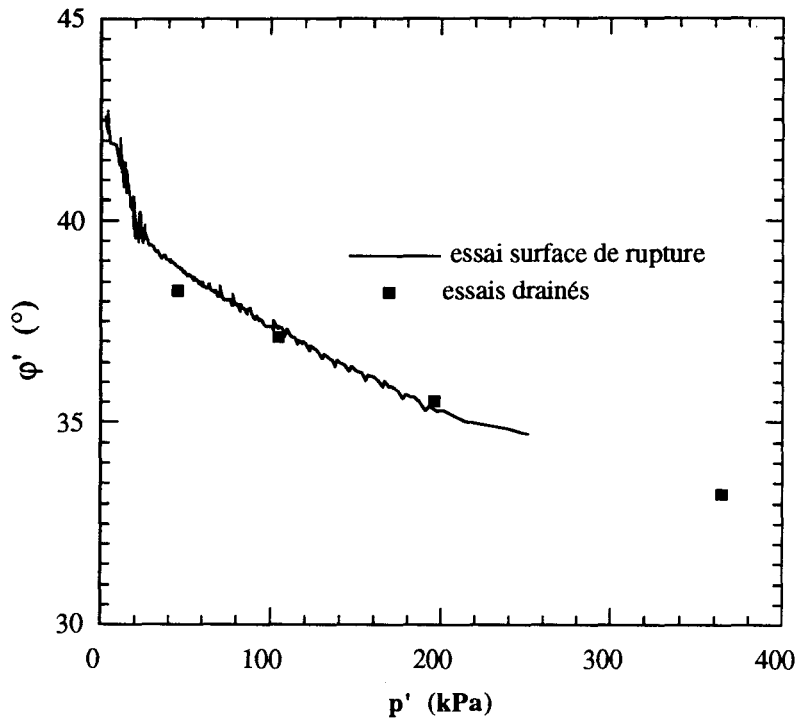


Figure III.13: Comparaison entre essais drainés et essai de détermination du critère de rupture sable d'Hostun RF lâche

### III.5 CONCLUSION

Dans ce chapitre, des essais triaxiaux sur des chemins particuliers ont été présentés.

Les essais non drainés ont montré un comportement classique: une phase d'augmentation de la pression interstitielle suivie d'une phase de diminution. Pour le sable lâche, l'augmentation de la pression interstitielle n'est pas suffisamment élevée pour engendrer la liquéfaction.

Les essais à déformations proportionnelles effectués sur chemins dilatants avec des taux de déformation volumique imposés ( $\zeta_i$ ) inférieurs à ceux du sable mesurés à la rupture ( $\zeta_f$ ) ont conduit à la liquéfaction statique. Cette liquéfaction est caractérisée par un pic du déviateur situé à l'intérieur de la surface de rupture. Le niveau de déviateur correspondant au pic augmente avec  $\zeta_i$  et le confinement initial. Les essais sur chemins contractants ( $\zeta_i$  supérieurs à  $\zeta_f$ ) ont montré un comportement connu lors des essais non drainés sur sable dense. Dans le plan ( $p' - q$ ), l'état de contrainte suit, à partir d'un certain niveau de chargement des courbes pouvant être assimilées à des droites situées à l'intérieur de la surface de rupture et dont les pentes augmentent avec la densité et diminuent avec  $\zeta_i$ . En ce qui concerne les essais effectués avec  $\zeta_i$  proche de  $\zeta_f$ , on a noté la présence de deux pics dans le plan ( $p' - q$ ), le premier se trouve à l'intérieur de la surface de rupture alors que le deuxième se situe sur celle-ci.

Des essais particuliers ont été également réalisés pour la détermination du critère de rupture en un seul essai. Les résultats présentés confortent ceux obtenus lors des essais drainés concernant la non linéarité de la surface de rupture dans le domaine des faibles contraintes.



## **Chapitre IV**

### **ETUDE DE L'INSTABILITE DES SABLES SOUS FAIBLES CONSTRAINTES**

*Ce chapitre est consacré à l'étude en laboratoire du phénomène d'instabilité des sables sous faibles pressions de confinement.*

*Nous présentons tout d'abord une synthèse bibliographique des travaux réalisés sur les instabilités des sables. Puis, on présente les résultats des tests d'instabilité qui ont été effectués suivant des chemins en déformations proportionnelles sur le sable d'Hostun (RF) à faibles pressions de confinement.*

*Les résultats obtenus dans ce chapitre seront ensuite analysés en utilisant les résultats des essais en déformations proportionnelles présentés au chapitre précédent.*

## IV.1 INTRODUCTION - POSITION DU PROBLEME

Depuis plusieurs décennies, l'analyse de glissement de terrain intervenant dans les dépôts naturels des sables fins ou de silt a mis en évidence l'importance du phénomène de liquéfaction statique des sols (voir par exemple Habib (1994) pour un cas récent se rapportant à la France).

La théorie de la rupture en mécanique des sols montre que le comportement mécanique des matériaux granulaires dépend de la combinaison de trois paramètres: la densité, la contrainte de confinement et les conditions de drainage. Sous chargement triaxial drainé, le déviateur ( $q = \sigma'_3 - \sigma'_1$ ) et le rapport des contraintes effectives ( $\sigma'_3/\sigma'_1$ ) (donc l'angle de frottement mobilisé) atteignent leurs valeurs maximales simultanément. Il est connu que lors d'un chargement triaxial non drainé sur certains sables lâches (contractants), le déviateur de contrainte atteint son maximum pour une faible déformation axiale, puis il décroît jusqu'à une valeur résiduelle pour de grandes déformations, alors que le rapport des contraintes effectives ( $\sigma'_3 / \sigma'_1$ ) ainsi que la surpression interstitielle croissent constamment jusqu'à la rupture. Par conséquent, le pic de déviateur peut se trouver, sous certains types de chargement, à l'intérieur de la surface de rupture définie par  $(\sigma'_3 / \sigma'_1)_{\max}$ . Si le chargement est conduit en contraintes contrôlées (par exemple à déviateur croissant), l'échantillon ne peut pas soutenir l'état de contrainte imposé après le pic du déviateur. Ceci montre que les matériaux granulaires peuvent être "instables" à l'intérieure de la surface de rupture s'ils sont soumis à certains types de chemins de chargement.

L'instabilité est définie ici comme étant l'incapacité à supporter une charge imposée à l'intérieur de la surface de rupture (une petite perturbation comprise), se traduisant par l'effondrement du sol, accompagné de très grandes déformations. Ce phénomène a été observé par Lade et al. (1987) sur un chemin non drainé. Ce type d'instabilité, caractérisé par une chute rapide de la capacité de supporter les contraintes imposées (Lade et Pradel, 1990), a des caractéristiques communes avec la liquéfaction statique. On note que l'instabilité ainsi définie n'est pas synonyme de rupture, mais les deux phénomènes mènent à l'effondrement des sols.

Dans ce chapitre, on présente tout d'abord une synthèse bibliographique des études effectuées sur l'instabilité selon différents chemins de chargement, à savoir: triaxial drainé, triaxial non drainé et triaxial en déformations proportionnelles. Puis on présente les essais réalisés dans ce travail, qui avait pour objectif l'étude de l'instabilité dans le domaine des faibles confinements.

## IV.2 ANALYSE BIBLIOGRAPHIQUE

### IV.2.1 CONCEPTS DE BASE

Le principe du déterminisme en petites déformations implique que les incréments de déformation, de contrainte et de temps sont liés par une relation incrémentale constitutive qui dépend de l'histoire de chargement, caractérisée par le paramètre  $h$ :

$$F_h(d\varepsilon, d\sigma, dt) = 0 \quad (\text{IV.1})$$

Pour les matériaux non visqueux, la loi de comportement peut s'écrire par la relation incrémentale (Darve et al., 1995):

$$d\varepsilon = G(d\sigma, h) \quad (\text{IV.2a})$$

$$\text{ou } d\varepsilon = M(u, h) d\sigma \quad (\text{IV.2b})$$

où  $u$  désigne la direction de l'incrément de chargement.

Au niveau local, l'unicité est assurée, si le déterminant de  $M$  n'est pas nul, quelle que soit la direction du chargement. En revanche, la question de la stabilité est plus controversée. Toutefois, une définition physique est généralement admise. En respectant l'équation (IV.2), on qualifie un état de contrainte-déformation de stable, si pour un tout "petit" incrément de contrainte, la réponse de l'incrément de déformation est "petit" (Darve et al., 1995). Selon cette définition, tout état de contrainte sur la surface de rupture (ou sur la surface de plasticité parfaite) est instable. Sur cette surface les conditions d'unicité et de stabilité ne sont pas vérifiées. Si la stabilité n'est pas vérifiée sur la surface de rupture, est-elle assurée à l'intérieure de celle-ci ?

La question de la stabilité peut être abordée en considérant les conditions suffisantes de stabilité. Pour les matériaux à comportement élastoplastique non visqueux, les postulats de stabilité de Drucker (1951, 1956, 1959) et de Hill (1958) fournissent des conditions suffisantes pour garantir la stabilité des matériaux. Le postulat de Drucker est exprimé en terme de déformations plastiques alors que la condition de Hill est exprimée en déformations totales. Bien que ces conditions soient suffisantes pour assurer la stabilité, certaines considérations théoriques ont montré qu'elles ne sont pas nécessaires (Mroz, 1963; Mandel, 1964).

Le postulat de Drucker convient généralement aux matériaux qui manifestent un écoulement associé (métaux). Il est basé sur le signe du second incrément du travail plastique,

et stipule que la stabilité est assurée si le second incrément du travail plastique est supérieur ou égal à zéro:

$$d^2w^p = d\sigma_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij}^p \geq 0 \quad (\text{IV.3})$$

où  $d\sigma_{ij}$  est l'incrément de contrainte et  $d\varepsilon_{ij}^p$  est l'incrément de déformations plastiques. Pour des essais de compression simple, les valeurs positives de  $d^2w^p$  sont associées à la partie ascendante de la courbe contrainte-déformation alors que les valeurs négatives sont associées à la partie descendante de la courbe contrainte-déformation, obtenue après le pic. Pour un matériau à écoulement non associé, la condition de Drucker peut être violée dans la zone où la normale à la surface de charge fait un angle aigu avec l'axe hydrostatique (Lade et al. 1987).

Comme  $d\sigma_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij}^e$  est toujours positif (puisque le tenseur d'élasticité est défini positif), l'inégalité (IV.3) implique que le second incrément du travail total est supérieur ou égal à zéro:

$$d^2w = d\sigma_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij} = d\sigma_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij}^e + d\sigma_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij}^p \geq 0 \quad (\text{IV.4})$$

où  $d\varepsilon_{ij}^e$  et  $d\varepsilon_{ij}^p$  sont respectivement les incréments des déformations élastiques et plastiques et  $d^2w$  est l'incrément du travail total. L'équation (IV.4) a été proposée par Hill comme condition suffisante pour assurer la stabilité. Elle assure la stabilité au delà du critère de Drucker.

## IV.2.2 ETUDES ANTERIEURES

Le phénomène d'instabilité dans les matériaux granulaires a fait l'objet de plusieurs études (Lade et al. 1987, 1988, 1992, 1994; Lade et Pradel, 1990; Chu et al. 1993; Darve et al. 1995). Nous allons, ci-après, présenter les résultats des études réalisées en les classant selon le type de chemin de chargement, à savoir: triaxial drainé, triaxial non drainé et triaxial en déformations proportionnelles.

### IV.2.2.1 ETUDES SUR CHEMIN DRAINE

Pour étudier la stabilité des matériaux granulaires, Lade et al. (1987 et 1988) et Lade et Pradel (1990) ont effectué des essais triaxiaux sur les sables. Ces essais ont été réalisés à contraintes contrôlées. Les essais drainés sur sable dense (Lade et al., 1987 et 1988) ont manifesté des déformations plastiques (dilatance) et un écoulement non associé. Dans la

zone où le second incrément du travail est négatif, les échantillons ont montré un comportement stable alors que dans cette zone la condition de Drucker est violée.

Pour étudier l'effet du signe de la variation volumique (contractance ou dilatance) sur la stabilité, une autre série d'essais a été réalisée sur un sable lâche (contractant le long du chargement) (Lade et Pradel, 1990). Bien que la condition de Drucker ait été violée à l'intérieure de la surface de rupture, les échantillons n'ont pas manifesté de signe d'instabilité.

Les résultats des deux séries d'essais triaxiaux de compression ont confirmé que le sable, sous un chargement triaxial drainé, a un comportement stable indépendamment des signes (i) du second incrément de travail; (ii) de la déformation volumique (contractance ou dilatance). Ces résultats montrent que la condition de stabilité de Drucker n'est pas nécessaire pour assurer la stabilité.

#### **IV.2.2.2 ETUDES SUR CHEMIN NON DRAINE**

Les matériaux granulaires saturés et ayant une tendance à se contracter durant le cisaillement non drainé peuvent être instables à l'intérieur de la surface de rupture, ce qui amène ces matériaux à la liquéfaction. Dans le but de déterminer la zone potentiellement instable dans l'espace des contraintes effectives, une série d'essais d'instabilité a été effectuée sur des sols saturés (Lade et al., 1987 et 1988) qui ont une tendance à se contracter durant l'essai. Les échantillons sont cisailés en condition drainée jusqu'à un certain niveau de contrainte. On passe alors en condition non drainée en imposant un déviateur constant  $q$ . Certains échantillons manifestent un comportement instable dû à la croissance de la pression interstitielle: ils ne peuvent pas soutenir la charge imposée (Figure IV.1). La tendance au fluage volumétrique, bien que faible, entraîne une croissance de la pression interstitielle sous condition non drainée, ce qui rend l'échantillon instable pour une petite perturbation. Toutefois, les grandes déformations observées le long du chemin instable ne peuvent pas être expliquées par le fluage ou la viscosité du matériau (Lade et al. 1988).

Dans ces essais, le test d'instabilité commence à un niveau de déformation axiale de 2,5 à 5%. L'examen des échantillons après le cisaillement confirme l'absence de localisation des déformations ou de développement de bandes de cisaillement, qui ne peuvent donc pas être à l'origine de l'instabilité. Les échantillons manifestent une distribution uniforme (horizontale) de plis dans la manchette. Au cours de l'instabilité, les chemins de contraintes effectives se dirigent vers la surface de rupture (Figure IV.2) où les échantillons manifestent des déformations plastiques (contractance) et un écoulement non associé (Lade et al., 1988).

A partir des arguments précédents, basés sur les résultats expérimentaux, Lade et ses collaborateurs (Lade et al., 1987 et 1988; Lade et Pradel, 1990; Lade et al., 1988 et Lade, 1992) ont dégagé les conditions d'instabilité:

$$d\sigma_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij} < 0 \quad (\text{IV.5a})$$

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \delta_{ij} < 0 \quad (\text{IV.5b})$$

$$\frac{\partial g}{\partial \sigma'_{ij}} \delta_{ij} > 0 \quad (\text{IV.5c})$$

où (f) est la fonction de charge, (g) est le potentiel de plasticité et ( $\delta_{ij}$ ) est le tenseur de Kronecker. L'inégalité (5b) stipule que la normale à la surface de charge fait un angle obtus avec l'axe hydrostatique. L'inégalité (5c) exige que le matériau subisse des déformations plastiques contractantes.

### Localisation de la droite d'instabilité

La figure IV.3 présente la réponse d'un sable lâche contractant lors d'un essai non drainé. Les conditions d'instabilité sont satisfaites à partir du sommet de la surface de charge. Au delà de ce point, le sable se déforme avec chargement plastique (expansion de la surface de charge) alors que les contraintes effectives diminuent ( $d p' < 0, dq < 0$ ) (état instable). D'après Lade, le pic du chemin de chargement non drainé ( $q_{max}$ ) se produit peu après le sommet de la surface de charge, mais très proche de celui-ci. Par conséquent, la droite joignant les sommets des chemins de contraintes effectives des essais non drainés réalisés sur sable contractant à plusieurs confinements sépare, dans l'espace des contraintes effectives, les états stables des états potentiellement instables. Cette limite dépend de la densité du sable. Elle est très basse dans le cas d'un sable très lâche. Pour des raisons pratiques, la droite marquant cette limite passe par l'origine (Lade, 1992).

A titre d'exemple, la figure IV.4 présente des essais triaxiaux non drainés effectués sur un sable très lâche (Canou et al., 1990). L'angle de frottement effectif mesuré à la rupture est de l'ordre de  $33^\circ$  pour ce sable. Sur cette figure, nous avons reporté la droite joignant les pics des chemins de contraintes. Les états stables de contraintes limités par la droite d'effondrement (ou "droite d'instabilité") correspondent à un angle de frottement effectif d'environ  $14^\circ$ .

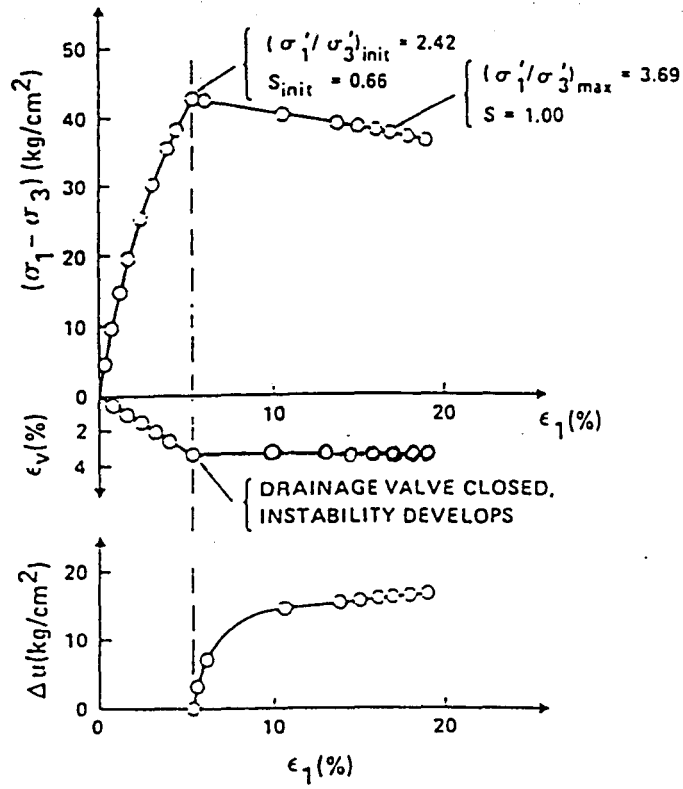


Figure IV.1: Comportement instable; variation de la pression interstitielle, la déformation volumique et le déviateur avec la déformation axiale (sable de "sacramento River" lâche; Lade et al., 1988)

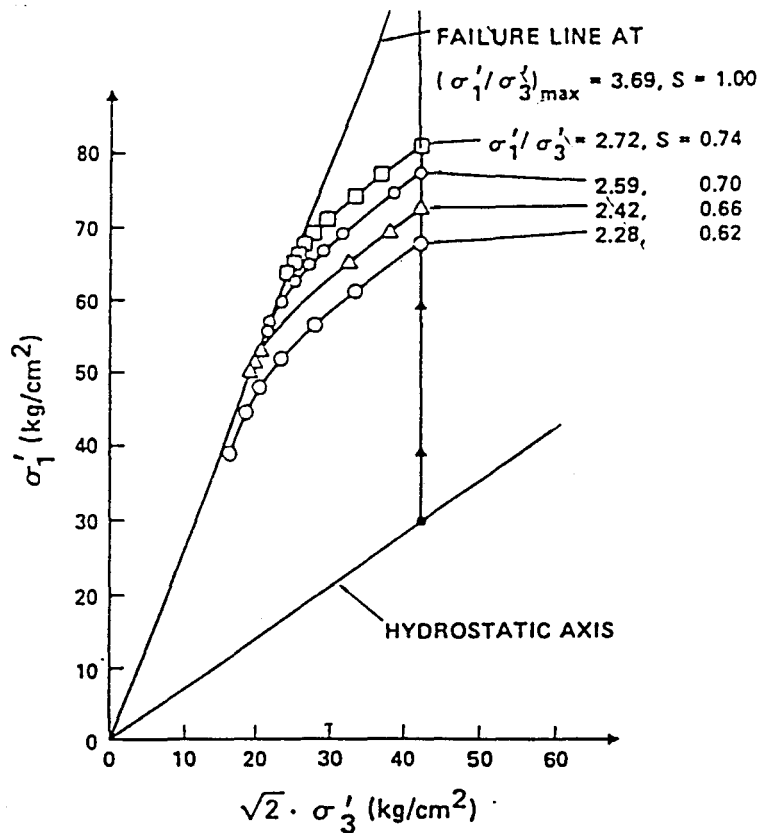


Figure IV.2: Chemin des contraintes des tests d'instabilité (Lade et al., 1988)

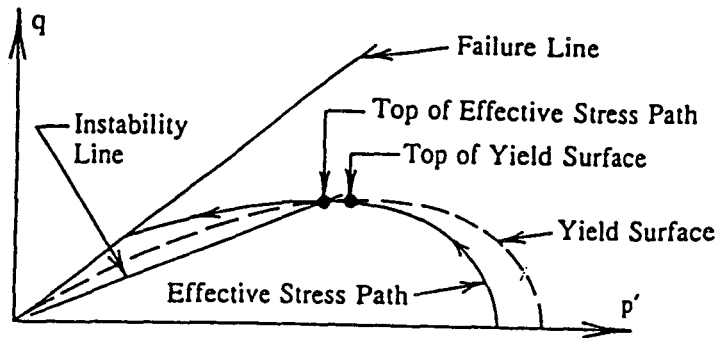


Figure IV.3: Localisation de la droite d'instabilité en condition non drainée sable lâche (Lade et al., 1987)

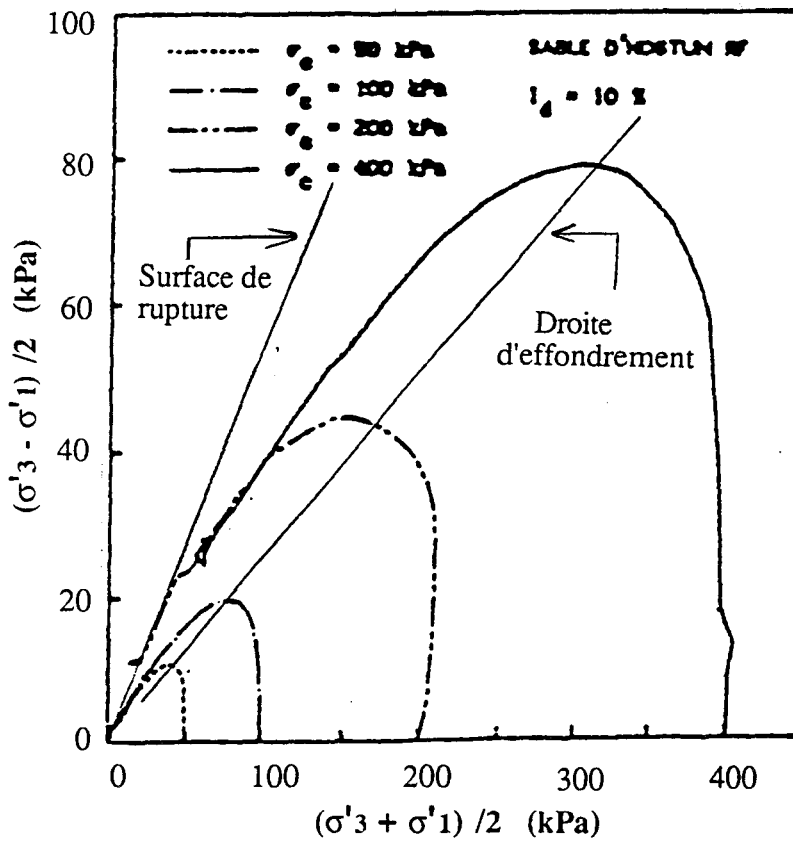


Figure IV.4: Détermination du domaine potentiellement instable à partir des essais de Canou et al. (1990)



### IV.2.2.3 ETUDES SUR CHEMINS A DEFORMATIONS PROPORTIONNELLES

Pour étudier le phénomène d'instabilité suivant des chemins plus généraux, Chu et al. (1993) ont effectué des tests d'instabilité à contrainte totale constante en imposant un rapport constant des incréments des déformations ( $\frac{\Delta \epsilon_v}{\Delta \epsilon_3} = \zeta_i$ ). On note que les tests d'instabilité effectués sous condition non drainée sont un cas particulier de ce type de chemin ( $\zeta_i = 0$ ).

Le principe de ces essais consiste à soumettre l'échantillon à un cisaillement drainé jusqu'à un certain niveau de contrainte ( $\frac{\sigma'_3}{\sigma'_1} = \alpha_0$ ). Le test d'instabilité est ensuite mené en déformations contrôlées. Il consiste à écraser l'échantillon sur un chemin de déformations proportionnelles tout en maintenant les contraintes totales constantes (la pression de confinement et le déviateur).

Les essais présentés ont été effectués sur le sable de Sydney ( $e_{\max} = 0,855$  et  $e_{\min} = 0,565$ ). Ils ont été réalisés sur des échantillons denses et moyennement denses pour plusieurs valeurs de  $\zeta_i$  et à partir de différents niveaux de contraintes ( $\frac{\sigma'_3}{\sigma'_1} = \alpha_0$ ).

Au cours de l'instabilité, les échantillons s'effondrent rapidement suivant un chemin de contraintes effectives dirigé vers la surface de rupture, accompagné d'une augmentation de la pression interstitielle (Figure IV.5). La figure IV.6 représente un exemple de résultats obtenus sur un échantillon stable.

Une synthèse des résultats expérimentaux montre que l'instabilité est affectée par les facteurs suivants: le rapport imposé des incréments des déformations ( $\zeta_i$ ), la densité initiale du sable et le niveau des contraintes effectives ( $\alpha_0$ ). Pour des conditions données, l'instabilité n'apparaît que pour des valeurs de  $\zeta_i$  situées en dessous d'un certain seuil qui dépend de la densité du sable. La valeur nécessaire de  $\zeta_i$  pour générer l'instabilité diminue avec la densité relative du sable. Les sables dilatants ne montrent d'instabilité que pour des valeurs négatives de  $\zeta_i$ . L'instabilité ne peut apparaître que si le niveau de contraintes effectives ( $\alpha_0$ ) est assez élevé.

A partir des résultats expérimentaux, Chu et al. (1993) ont déterminé les conditions d'instabilité suivantes:

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \delta_{ij} < 0 \quad (\text{IV.6a})$$

$$\zeta_i \leq \left( \frac{d\varepsilon_v}{d\varepsilon_3} \right)_f \quad (\text{IV.6b})$$

où  $\left( \frac{d\varepsilon_v}{d\varepsilon_3} \right)_f$  est le rapport des incréments des déformations mesuré à la rupture en condition drainée. L'inégalité (IV.6a) ne diffère pas de celle (IV.5b) donnée par Lade en condition non drainée. L'inégalité (IV.6b) signifie qu'il faut imposer un chemin de chargement avec un taux de dilatance plus important que celui de l'échantillon en condition drainée.

Les résultats obtenus ici ont été confortés par une étude numérique réalisée par Darve et al. (1995). En se basant sur le critère de stabilité de Hill, ces auteurs ont montré à partir de simulations numériques sur chemins à déformations proportionnelles, que le domaine d'instabilité dépend du rapport des incréments de déformations (Figure IV.7). Pour une valeur du rapport des incréments de déformation et plusieurs confinements initiaux, les points correspondant à  $d^2w=0$  se situent approximativement sur une droite. Cette droite n'est pas intrinsèque car elle change avec la valeur de  $\zeta_i$ .

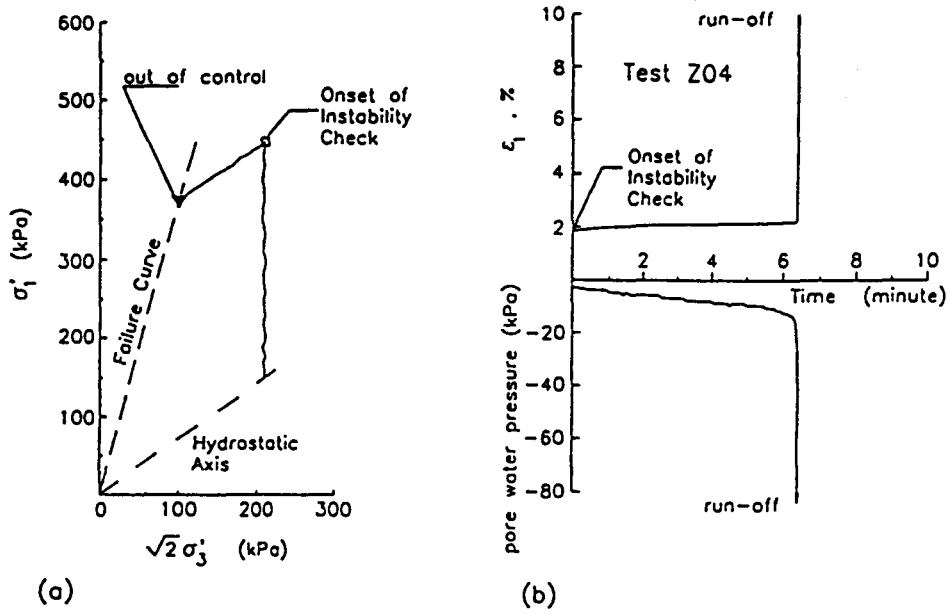


Figure IV.5: Essai sur un échantillon instable (Chu et al., 1993)

a: Chemins des contraintes effectives

b: Evolution de la déformation axiale et de la pression interstitielle

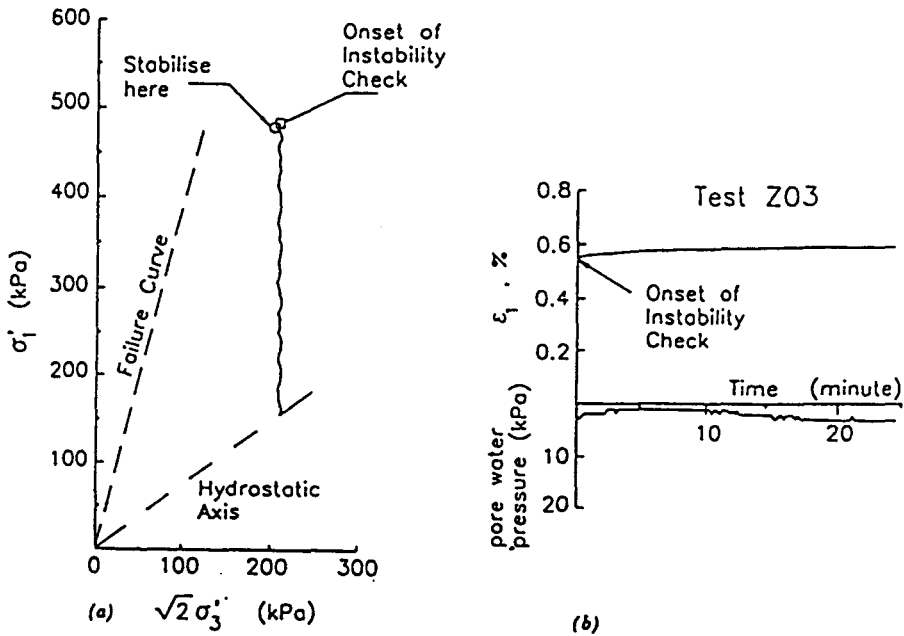


Figure IV.6: Essai sur un échantillon stable (Chu et al., 1993)

a: Chemins des contraintes effectives

b: Evolution de la déformation axiale et de la pression interstitielle

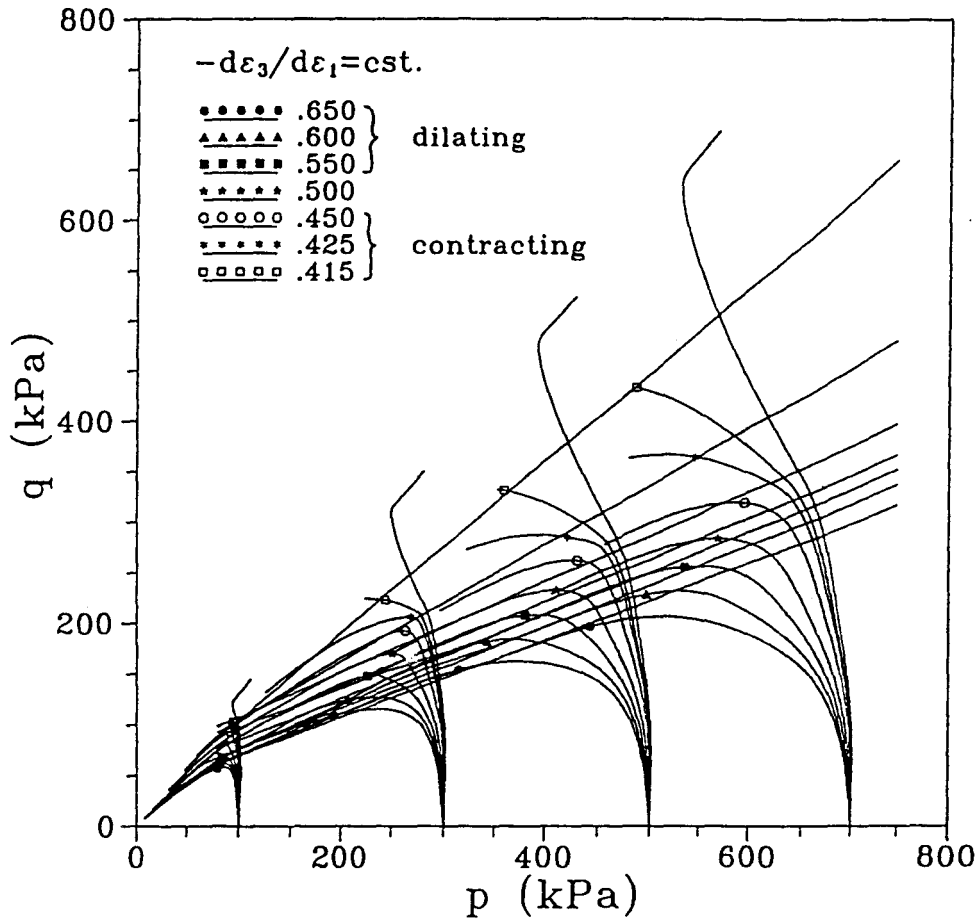


Figure IV.7: Etude numérique de l'instabilité d'après le critère de Hill (Darve et al., 1995)

### IV.3 ETUDE EXPERIMENTALE DE L'INSTABILITE

Afin d'étudier le phénomène d'instabilité dans le domaine des faibles contraintes, nous avons réalisé une série d'essais d'instabilité sur le sable d'Hostun RF. Ce type d'essais nécessite un appareillage triaxial qui permet d'appliquer un chargement en contraintes contrôlées et en déformations contrôlées. Pour cette raison, ces essais ont été réalisés à l'aide d'une cellule triaxiale autonome (cellule de type Bishop et Wesley, 1975). Les caractéristiques physiques du sable étudié sont les mêmes que celles données dans le premier chapitre (Tableau I.1, page 14).

#### IV.3.1 DISPOSITIF EXPERIMENTAL

La figure IV.8 présente le dispositif expérimental utilisé dans cette étude. Il comprend:

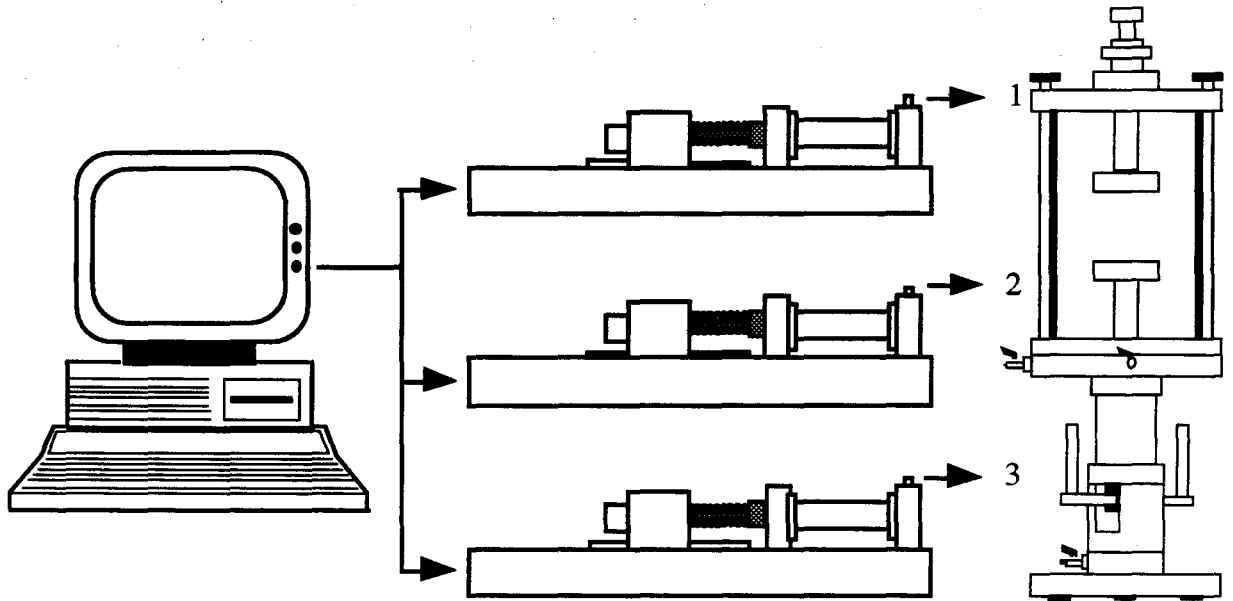
- une cellule triaxiale autonome type Bishop et Wesley (Bishop et Wesley, 1975),
- trois contrôleurs de pression / volume type GDS (cf. § I.1.4),
- une pompe à vide reliée à un réservoir afin de désaérer l'eau déminéralisée,
- un micro-ordinateur équipé d'un logiciel permettant le pilotage de l'essai et l'acquisition des mesures.

#### Cellule triaxiale autonome: Bishop et Wesley (1975)

Le schéma global de cette cellule est présenté dans la figure IV.9. Elle est constituée de deux chambres. La chambre supérieure contient l'échantillon et les deux embases servant à appliquer la charge axiale sur celui-ci. La pression maximale que peut supporter cette chambre est de 2 MPa. La partie inférieure consiste en une presse hydraulique. Elle est constituée d'une chambre métallique dans laquelle un piston peut coulisser. L'extrémité du piston est reliée à l'embase inférieure qui applique la charge axiale à l'échantillon. Comme la section du piston est connue, la force et le déplacement axiaux appliqués par le piston sont déduits directement de la pression et de la variation de volume dans la chambre. Ces dernières sont contrôlées par un GDS qui permet d'appliquer le chargement axial en contrainte ou en déformation contrôlée.

Un contrôleur de pression et de volume (GDS) est relié à la cellule pour appliquer une pression de confinement dans celle-ci ( $\sigma_c = \text{const}$ ). Un autre GDS est relié au circuit de drainage. Il sert à contrôler la pression ou les variations de volume de l'échantillon. Les caractéristiques des GDS employés sont les mêmes que ceux présentés au premier chapitre (cf. § I.1.4)

Le pilotage de l'essai et l'acquisition des mesures sont réalisés à l'aide d'un micro-ordinateur relié aux trois GDS.



- (1) application de la pression dans la cellule
- (2) contrôle de la pression interstitielle ou des variations de volume de l'échantillon
- (3) contrôle du déviateur

Figure IV.8: Dispositif expérimental utilisé

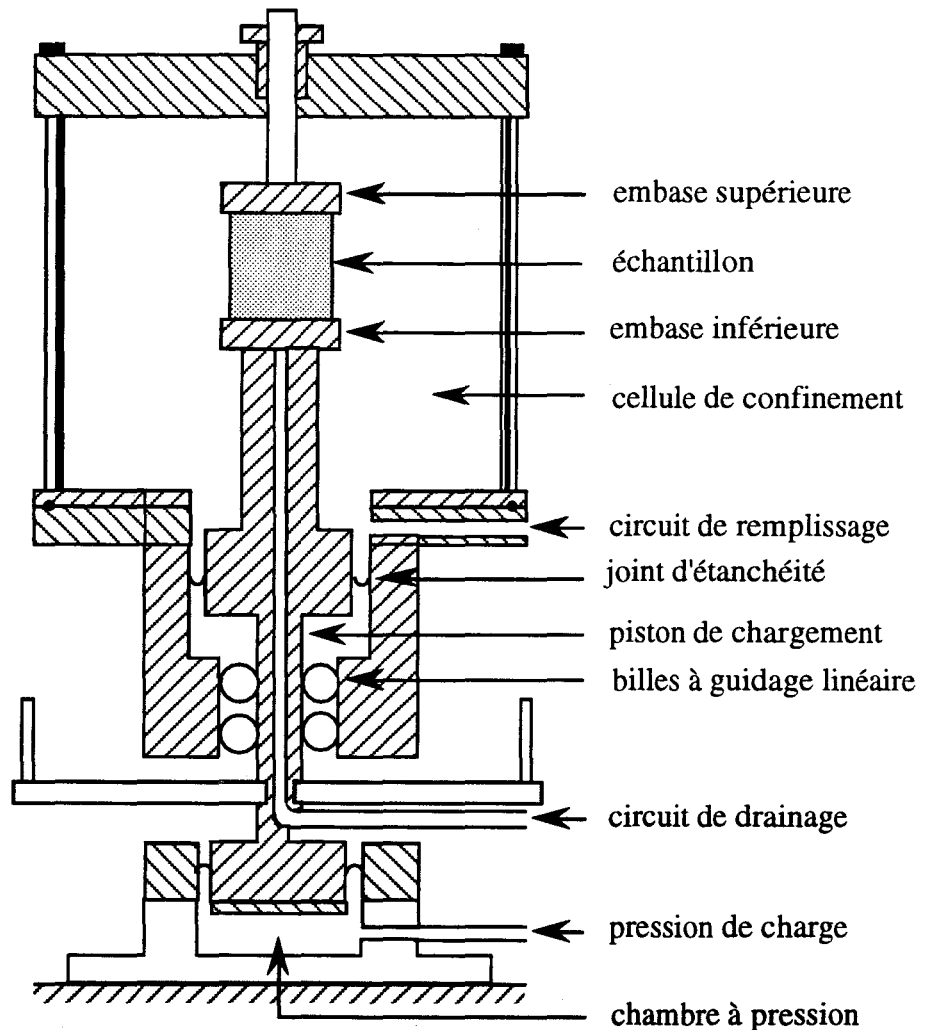


Figure IV.9: Présentation schématique de la cellule triaxiale utilisée

## IV.3.2 MODE OPERATOIRE

L'essai d'instabilité s'effectue en deux étapes: un chargement drainé suivi par un chargement à déformations proportionnelles à contraintes totales constantes. Nous allons présenter tout d'abord la préparation, puis le déroulement d'un essai type d'instabilité.

### IV.3.2.1 PREPARATION DES ECHANTILLONS

Les phases de préparation, saturation et consolidation des échantillons suivies lors de ces essais sont identiques à celles utilisées lors des essais classiques présentés au premier chapitre (cf. § I.4). Les échantillons utilisés sont de 70 mm de diamètre et de hauteur avec une manchette de 0,2 mm d'épaisseur. Les erreurs commises sur les contraintes (dus à la rigidité de la manchette) sont corrigées au cours de l'essai. Les embases sont munies du dispositif d'antifrettage utilisé précédemment (cf. § I.3). Une bonne saturation est nécessaire pour réaliser les essais d'instabilité (pour le contrôle du taux de déformation volumique). Le coefficient de Skempton mesuré à la fin de la phase de consolidation était généralement supérieur à 0,96. Une contre-pression de 500 à 600 kPa a été employée dans tous les essais.

### IV.3.2.2 APPLICATION DU CHARGEMENT

L'essai d'instabilité se déroule d'après les phases suivantes:

(i) On effectue un chargement de l'échantillon selon un chemin triaxial drainé jusqu'à un certain niveau de chargement ( $\frac{\sigma'_3}{\sigma'_1} = \alpha_0$ ),

(ii) On maintient la pression dans la cellule et le déviateur constants tout en imposant un chemin de déformations proportionnelles  $\Delta \varepsilon_v = \zeta_i \Delta \varepsilon_3$  ( $\Delta \varepsilon_3$  résulte du maintien de la pression dans la cellule et du déviateur constants).

Dans le cas d'un essai à  $\zeta_i$  inférieur à  $\zeta_f$  (taux de déformation volumique du matériau mesuré à la rupture en condition drainée), la tendance au fluage volumétrique entraîne une correction de la déformation volumique à cause de la petite évolution de la déformation axiale. Ceci génère une augmentation de la pression interstitielle. Sous certaines conditions, l'augmentation de la pression interstitielle est relativement élevée, ce qui réduit la pression moyenne effective et la capacité de l'échantillon à supporter le déviateur imposé. Dans ce cas, on observe une génération de grandes déformations (effondrement).



### IV.3.3 RESULTATS OBTENUS

Pour les sables dense et lâche et pour les confinements étudiés (20 et 50 kPa), les essais sous condition non drainée ( $\zeta_i = 0$ ) ont montré une réponse stable du sable. Ceci ne doit pas être interprété comme étant contradictoire avec les observations de Lade et al (1987 et 1988), qui indiquent que le sable lâche peut manifester une instabilité sous condition non drainée. En effet, les échantillons testés par Lade et al., (1987) ont manifesté des déformations volumiques contractantes durant les essais drainés alors que nos essais ont présenté une phase de contractance suivie d'une phase de dilatance (cf. § II.2.1). Pour étudier l'instabilité du sable d'Hostun, on a donc retenu des valeurs de  $\zeta_i$  négatives et inférieures à celles du matériau mesurées à la rupture en condition drainée ( $\zeta_f$ ).

Le programme expérimental a comporté des tests sur des échantillons lâches ( $I_D$  de l'ordre de 0,07) et dense ( $I_D$  de l'ordre de 0,92) et ceci pour deux confinements initiaux (20 et 50 kPa) et plusieurs valeurs du rapport des contraintes  $\alpha_0$ . Pour  $\zeta_i$ , on a retenu, pour chaque densité, une valeur inférieure à  $\zeta_f$ . Pour les confinements étudiés, les valeurs des taux de déformation volumique et des rapports de contraintes mesurés à la rupture en condition drainée sont données dans le tableau IV.1.

Confinement (kPa)	$\alpha_f$		$\zeta_f$	
	sable lâche	sable dense	sable lâche	sable dense
20	4,26	7,08	- 0,075	- 0,92
50	4,04	6,10	-0,065	- 0,83

Tableau IV.1: Caractéristiques du sable étudié à la rupture en condition drainée

On présente dans les tableaux IV.2a et IV.2b une récapitulation des essais réalisés et les conditions de leur réalisation.

Nom de l'essai	Densité relative initiale ( $I_D$ )	Confinement initial (kPa)	Conditions de chargement	
			$\alpha_0$	$\zeta_i$
IL01	0,07	50	2,97	- 0,2
IL02	0,08	50	1,98	- 0,2
IL03	0,06	50	1,89	- 0,2
IL04	0,07	50	1,79	- 0,2
IL05	0,07	50	1,49	- 0,2
IL06	0,07	20	1,91	- 0,2
IL07	0,06	20	1,73	- 0,2

Tableau IV.2a: Essais réalisés sur le sable d'Hostun lâche

Nom de l'essai	Densité relative initiale ( $I_D$ )	Confinement initial (kPa)	Conditions de chargement	
			$\alpha_0$	$\zeta_i$
ID01	0,92	50	4,41	- 1,2
ID02	0,92	50	3,68	- 1,2
ID03	0,91	50	2,62	- 1,2
ID04	0,91	50	2,48	- 1,2
ID05	0,93	50	2,34	- 1,2
ID06	0,92	20	2,95	- 1,2
ID07	0,93	20	2,79	- 1,2

Tableau IV.2b: Essais réalisés sur le sable d'Hostun dense

### IV.3.3.1 OBSERVATIONS GENERALES

Pour une densité donnée, suivant les valeurs de  $\alpha_0$  et  $\zeta_i$ , on observe un comportement stable ou instable de l'échantillon. A titre d'illustration, on présente dans les figures IV.10 et IV.11 respectivement les résultats d'un essai stable et d'un essai instable (essais IL07 et IL02). Les deux essais ont été effectués sur des échantillons lâches.

L'échantillon IL07 a été cisailé suivant un chemin drainé sous 20 kPa de confinement effectif jusqu'à un niveau de contrainte  $\alpha_0 = 1,73$  à partir duquel le test d'instabilité a commencé avec une valeur  $\zeta_i = -0,2$  ( $\zeta_i < \zeta_f$ ). Nous avons noté un petit changement de l'état de contrainte et une petite augmentation de la pression interstitielle et de la

déformation axiale suivie par leur stabilisation (stabilité).

L'échantillon IL02 a été cisailé suivant un chemin drainé sous un confinement effectif de 50 kPa jusqu'à un niveau de contrainte  $\alpha_0=1,98$ , puis on a commencé le test d'instabilité avec la même valeur de  $\zeta_i$  que l'essai IL07 ( $\zeta_i=-0,2$ ). On a noté une croissance progressive puis importante de la pression interstitielle et de la déformation axiale de l'échantillon. Ainsi les déformations de l'échantillon deviennent de plus en plus importantes jusqu'à l'effondrement de l'éprouvette qui est accompagné d'une perte de contact entre la tête de l'échantillon (embase supérieure) et le piston de chargement (instabilité).

La formation de bandes de cisaillement n'a pas été observée dans les tests conduisant à l'instabilité. Les échantillons ont montré après cisaillement une distribution horizontale et uniforme de plis dans la manchette. Ceci confirme que la localisation des déformations et le développement de bandes de cisaillement ne peuvent pas être à l'origine de l'instabilité. Ceci montre que l'instabilité observée est due à l'effondrement du matériau, avant rupture, comme il a été rapporté par Lade et al. (1988) et Chu et al. (1993).

Nous allons ci-après examiner les facteurs influençant l'apparition de l'instabilité sous faible niveau de confinement et ceci pour les sables lâche et dense.

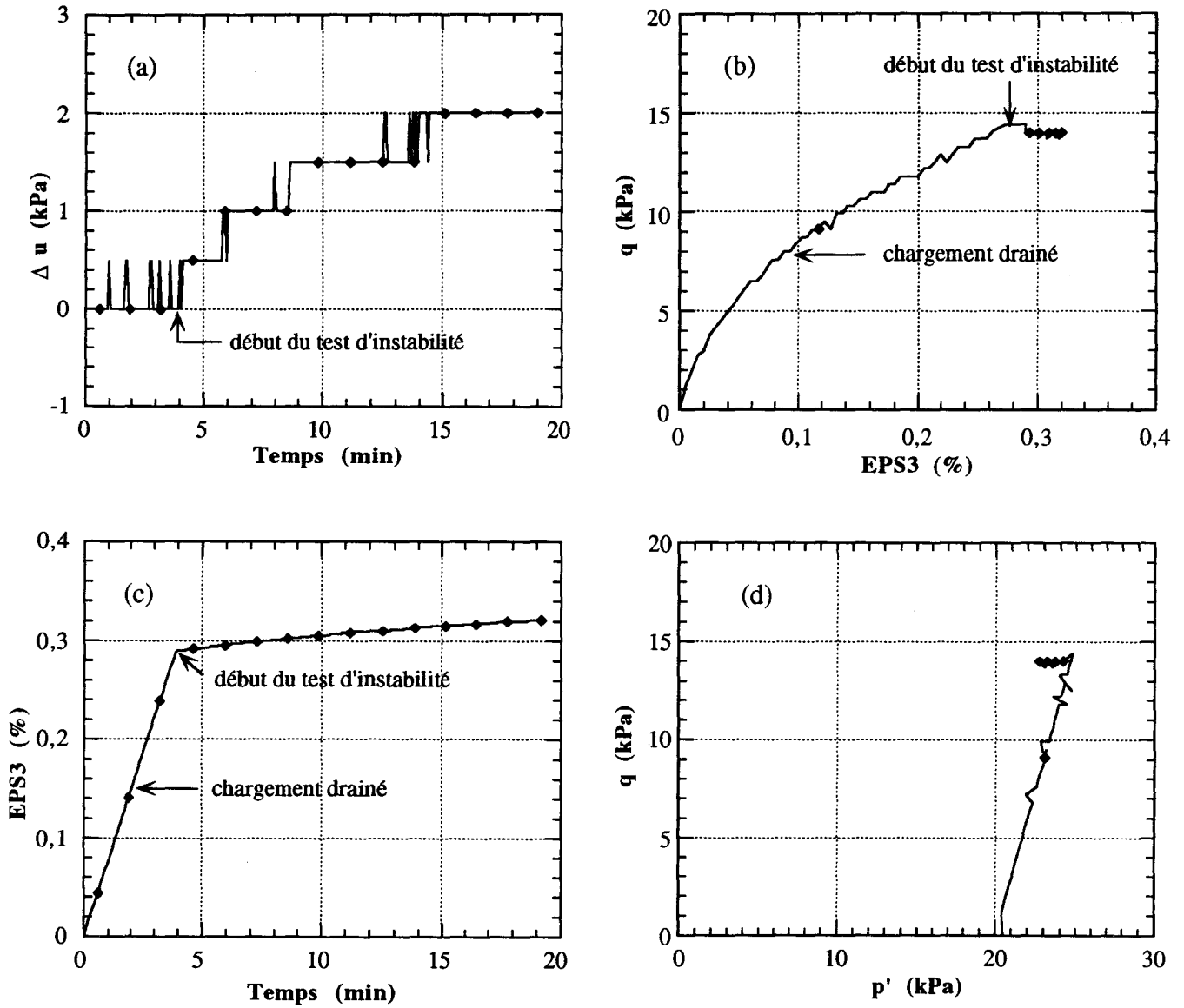


Figure IV.10: Essai sur sable lâche; échantillon stable tout au long de l'essai  
 $(\sigma'_{c0} = 20 \text{ kPa}, \alpha_0 = 1,73 \text{ et } \zeta_i = -0,2)$

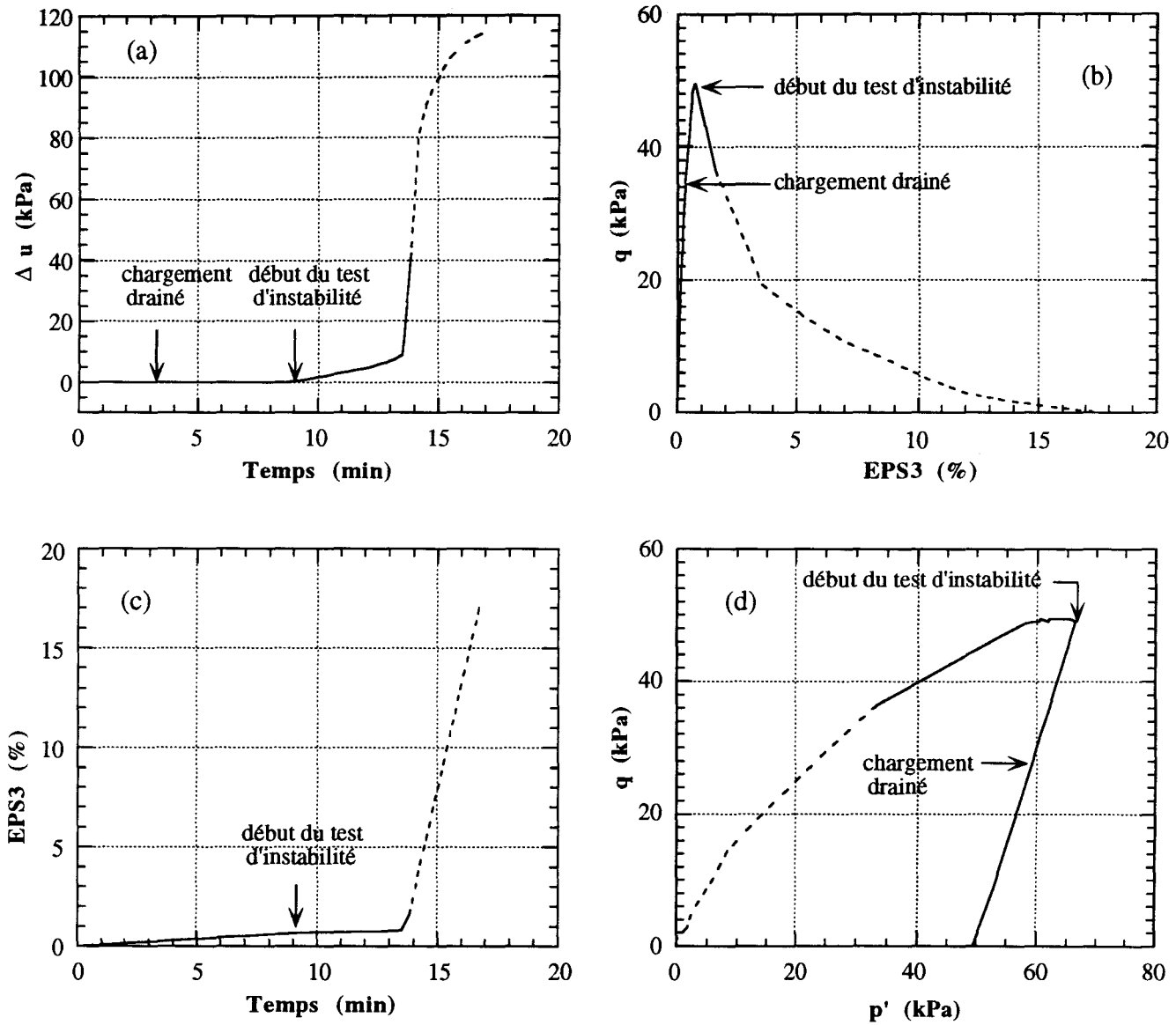


Figure IV.11: Essai sur sable lâche; réponse instable  
 $(\sigma'_{c0} = 50$  kPa,  $\alpha_0 = 1,98$  et  $\zeta_i = -0,2$ )

### IV.3.3.2 ESSAIS SUR SABLE LACHE

#### Influence du rapport des contraintes effectives ( $\alpha_0$ )

Afin d'étudier l'effet du rapport des contraintes effectives ( $\alpha_0$ ) sur l'apparition de l'instabilité, nous avons effectué des essais sur sable lâche ( $I_D = 0,07$ ) à différentes valeurs de  $\alpha_0$  et ceci pour une valeur constante de  $\zeta_i$  ( $\zeta_i = -0,2$ ) et pour un confinement initial de 50 kPa. Les résultats de ces essais sont présentés dans la figure IV.12. On constate que l'instabilité apparaît quand la valeur du niveau de pré-chargement ( $\alpha_0$ ) est suffisamment élevée. Pour des valeurs de  $\alpha_0$  allant jusqu'à 1,79, le sable présente un comportement stable (essais IL04 et IL05); ce comportement devient instable à partir de  $\alpha_0 = 1,89$  (essais IL01, IL02 et IL03). Ceci indique que, pour les conditions de chargement retenues ( $\zeta_i = -0,2$  et  $\sigma'_{c0} = 50$  kPa), la limite de stabilité sur  $\alpha_0$  se trouve dans l'intervalle (1,79 - 1,89).

#### Influence du niveau de confinement

Pour étudier l'effet du confinement initial sur l'instabilité, nous avons réalisé des essais d'instabilité sur sable lâche à 20 kPa de confinement ( $\zeta_i = -0,2$ ). Les résultats de ces essais sont présentés dans la figure IV.13.

Ces résultats ont montré que le sable présente un comportement stable pour une valeur de  $\alpha_0 = 1,73$  et instable pour une valeur de  $\alpha_0 = 1,91$  (essais IL06 et IL07). Ceci signifie que, pour un confinement initial de 20 kPa et  $\zeta_i = -0,2$ , la valeur de  $\alpha_0$  qui marque la transition de l'état stable à l'état instable se situe dans l'intervalle (1,73 - 1,91).

On remarque que les limites de stabilité, définies par  $\alpha_0$ , mesurées sous 20 et 50 kPa de confinement initial ( $\zeta_i = -0,2$ ) sont proches. Ceci indique que, dans la plage de confinement étudié, le seuil d'instabilité est peu affecté par l'augmentation du confinement initial.

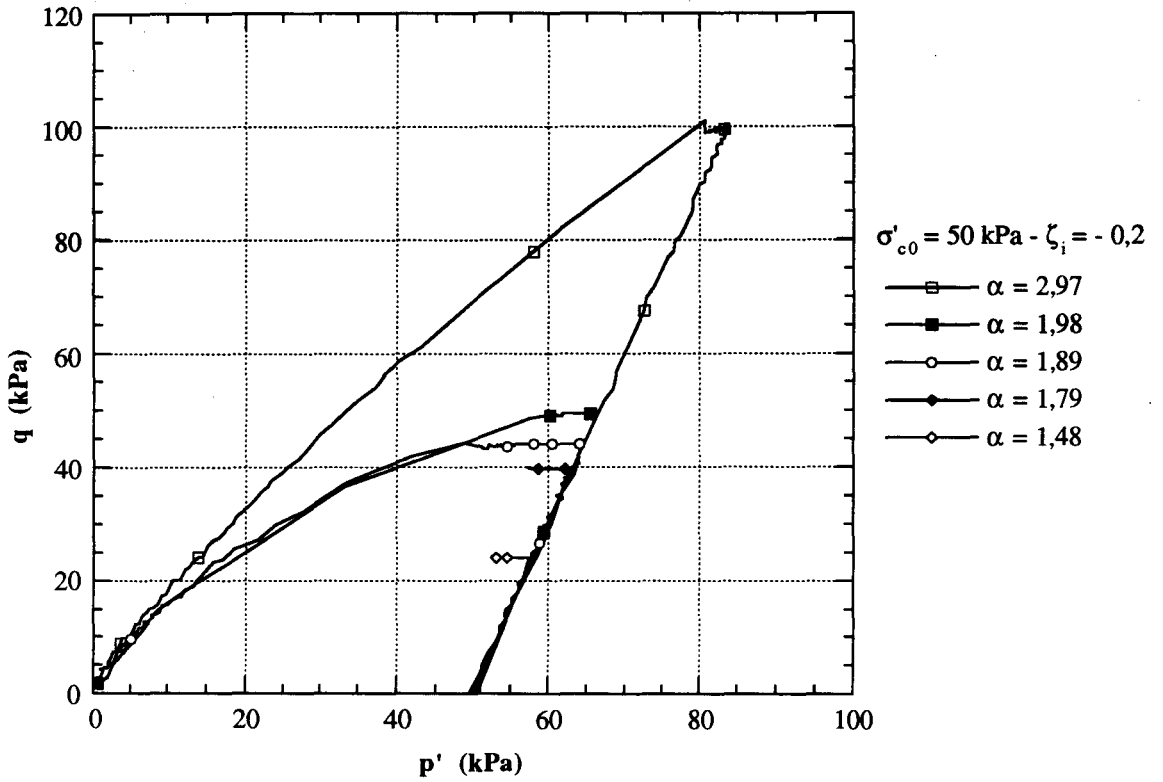


Figure IV.12: Essais d'instabilité  
sable d'Hostun RF lâche ( $\sigma'_{c0} = 50 \text{ kPa}$ ,  $I_D = 0,07$ )

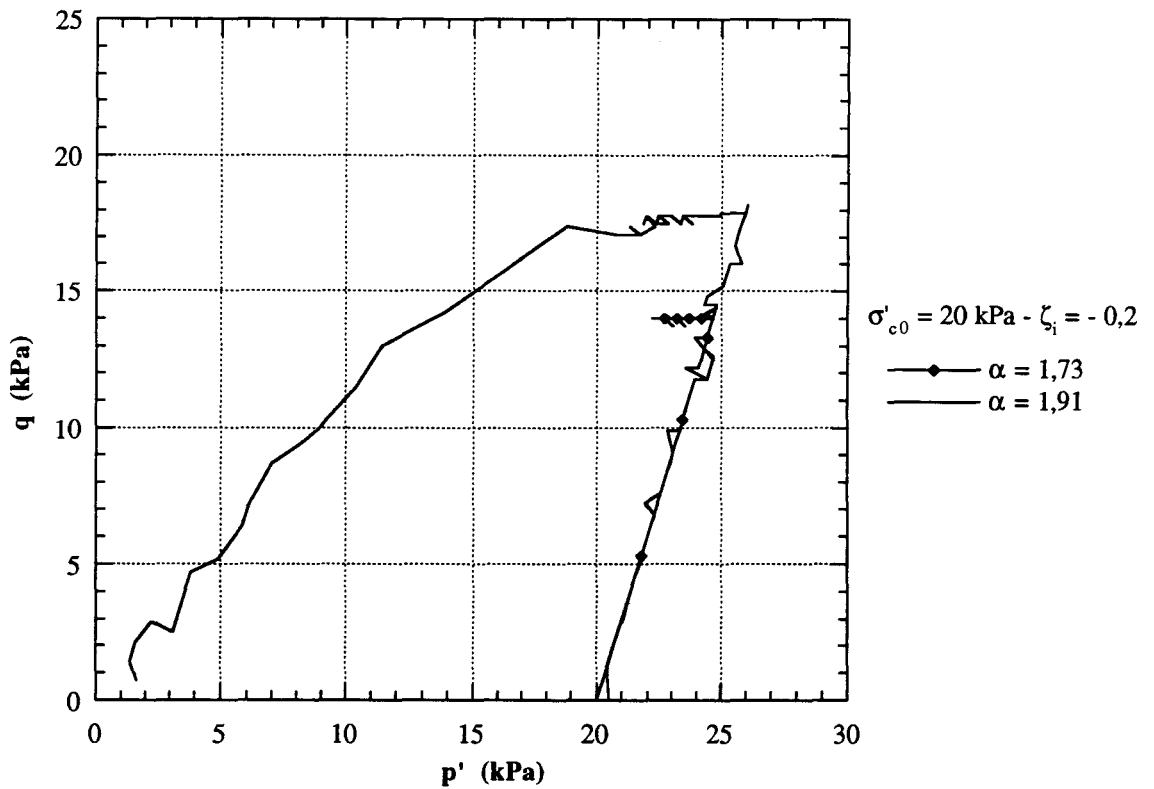


Figure IV.13: Essais d'instabilité  
sable d'Hostun RF lâche ( $\sigma'_{c0} = 20 \text{ kPa}$ ,  $I_D = 0,07$ )

### IV.3.3.3 ESSAIS SUR SABLE DENSE

Afin d'étudier l'effet de la densité sur l'apparition de l'instabilité, nous avons effectué des essais d'instabilité sur sable dense ( $I_D = 0,92$ ) pour différentes valeurs de  $\alpha_0$  et ceci pour deux confinements initiaux (20 et 50 kPa) et une valeur de  $\zeta_i$  ( $\zeta_i = -1,2$ ). Les résultats des essais réalisés à 50 kPa de confinement sont présentés dans la figure IV.14. Pour étudier l'effet du confinement initial sur l'instabilité, on a tenté d'effectuer des tests d'instabilité sous un confinement de 20 kPa ( $\zeta_i = -1,2$ ). Deux essais ont été réalisés avec deux valeurs de  $\alpha_0$  (2,75 et 2,95). Les réponses de ces essais ont été instables mais avec beaucoup de fluctuations. En effet, la correction de la déformation volumique, au cours du test d'instabilité, par l'imposition d'un incrément de déformation volumique élevé ( $\Delta \varepsilon_v = \zeta_i \Delta \varepsilon_3$ ) cause certaines perturbations sur la mesure des contraintes.

Les résultats des essais réalisés à 50 kPa montrent que pour des valeurs de  $\alpha_0$  inférieures ou égales à 2,34 le sable manifeste un comportement stable (essais ID05) et qu'à partir d'une valeur de  $\alpha_0=2,48$  le sable présente un comportement instable (essais ID04 à ID01). Ceci indique que, pour ces conditions de chargement ( $\sigma'_{c0}=50$  kPa et  $\zeta_i = -1,2$ ), la limite de stabilité du sable se situe dans la fourchette (2,34 - 2,48). Ces valeurs de  $\alpha_0$  sont supérieures à celles rencontrées dans le cas du sable lâche sous le même confinement initial (50 kPa).



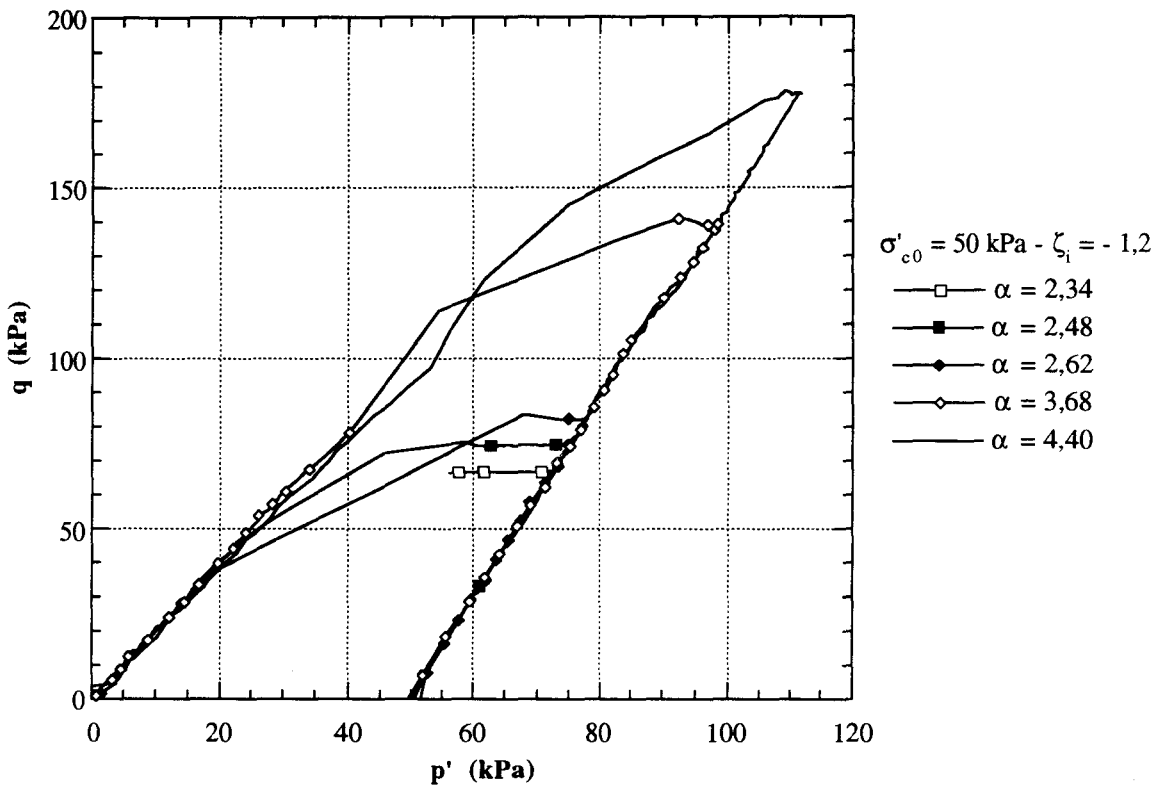


Figure IV.14: Essais d'instabilité  
sable d'Hostun RF dense ( $I_D = 0,92$ )

### IV.3.4 ANALYSE DE L'INSTABILITE SUR LES ESSAIS EN DEFORMATIONS PROPORTIONNELLES

Les tests d'instabilité suivant des chemins à déformations proportionnelles sont effectués à contraintes totales constantes en imposant un rapport constant des incréments de déformations ( $\zeta_j$ ) à partir d'un état de contrainte donné ( $\frac{\sigma_3}{\sigma_1} = \alpha_0$ ). Dans cette section, on se propose d'analyser la stabilité du sable étudié à partir des essais à déformations proportionnelles présentés dans le chapitre précédent (cf. § III.3). Pour faire cette étude, nous allons analyser la stabilité pour ces essais en utilisant le critère de Hill.

Le critère de Hill stipule que la stabilité est assurée tant que le second incrément de travail est supérieur ou égal à zéro ( $d^2w' \geq 0$ ). Pour appliquer ce critère, nous avons calculé le second incrément de travail tout au long des essais réalisés. Ce calcul a été effectué d'après l'expression:

$$d^2w' = d\sigma'_{ij} \cdot d\varepsilon_{ij} = d\sigma'_3 \cdot d\varepsilon_3 + 2d\sigma'_1 \cdot d\varepsilon_1 \quad (\text{IV.7})$$

Selon la valeur de  $\zeta_i$ , on peut distinguer trois cas:

#### **Chemin non drainé**

On présente dans les figures IV.15 et IV.16 les valeurs du déviateur et de  $d^2w'$  pour deux essais non drainés sur sable lâche effectués à 20 et 50 kPa de confinement initial. On note, pour les deux essais, que  $d^2w'$  diminue au début de l'essai pour s'approcher de zéro, puis il augmente peu en restant proche de zéro. En ce qui concerne le sable dense (très dilatant), les résultats expérimentaux montrent que la valeur de  $d^2w'$  reste positive durant l'essai (Figure IV.17). Selon le critère de stabilité de Hill, le comportement de sable est stable durant ces essais. Ceci est en accord avec nos observations, car le sable n'a pas révélé de signe d'instabilité sur chemin non drainé. On rappelle que la valeur  $\zeta_i = 0$  est supérieure à celle de  $\zeta_f$  du matériau dans cette gamme de confinement (de l'ordre de -0,70).

#### **Chemins contractants ( $\zeta_i > 0$ )**

Les figures IV.18 et IV.19 présentent l'évolution du second incrément de travail ( $d^2w'$ ) pour des essais effectués sur sable lâche avec deux valeurs de  $\zeta_i$  ( $\zeta_i = 0,2$  et  $0,5$ ) et ceci pour deux confinements initiaux (20 et 50 kPa). On observe que la valeur de  $d^2w'$  diminue avec le chargement pour s'approcher de zéro, puis elle augmente lentement jusqu'à la fin de l'essai. D'après le critère de Hill, le matériau est stable au cours de ces essais, ce qui est également en accord avec nos observations.

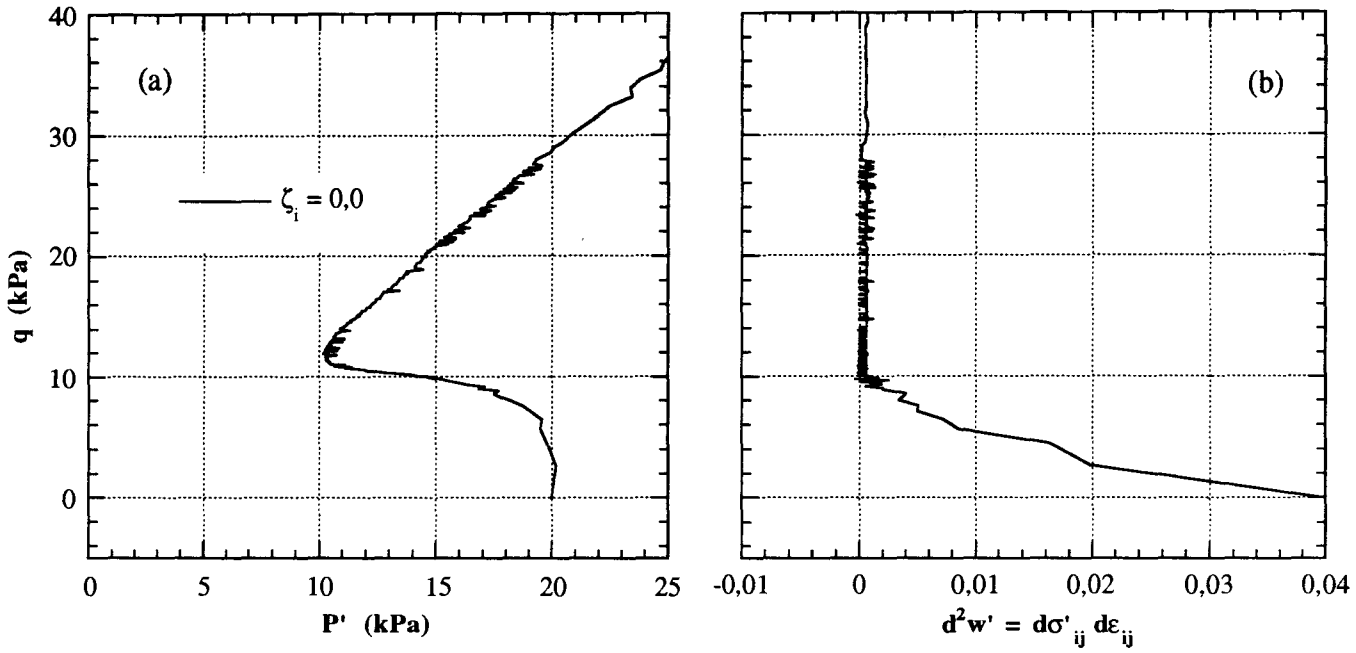


Figure IV.15: Variation du signe du deuxième incrément de travail essai non drainé sur sable lâche à 20 kPa de confinement initial

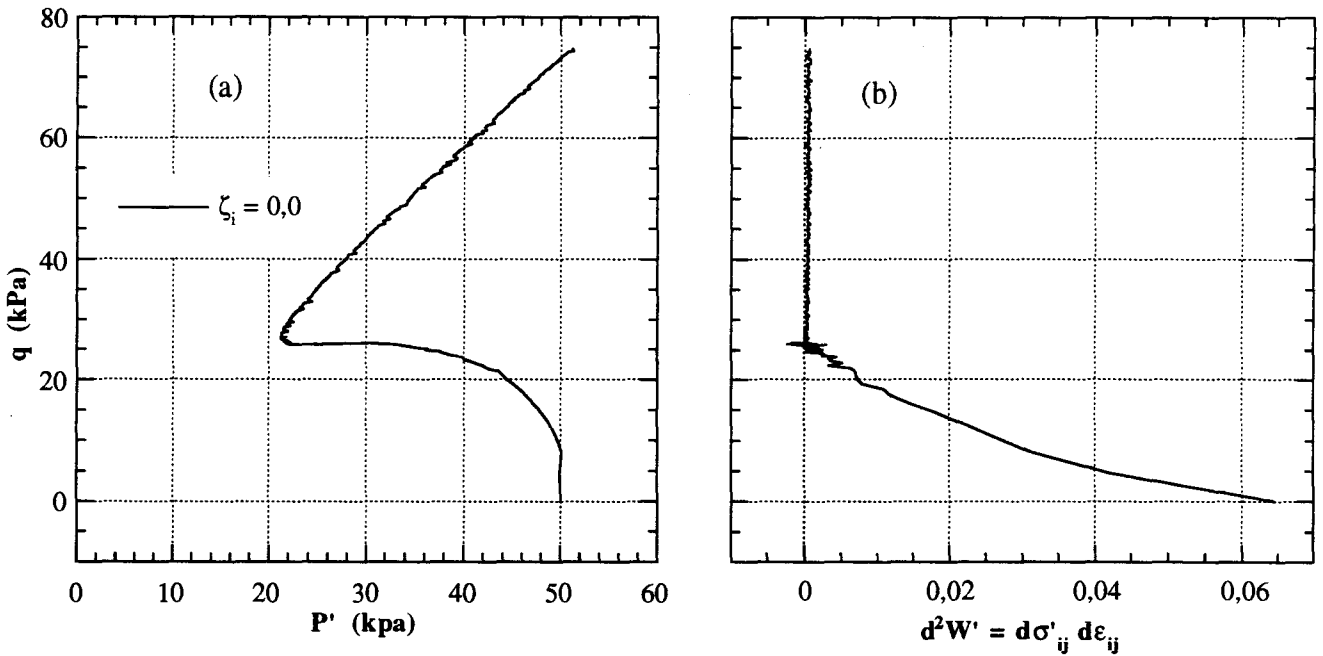


Figure IV.16: Variation du signe du deuxième incrément de travail essai non drainé sur sable lâche à 50 kPa de confinement initial

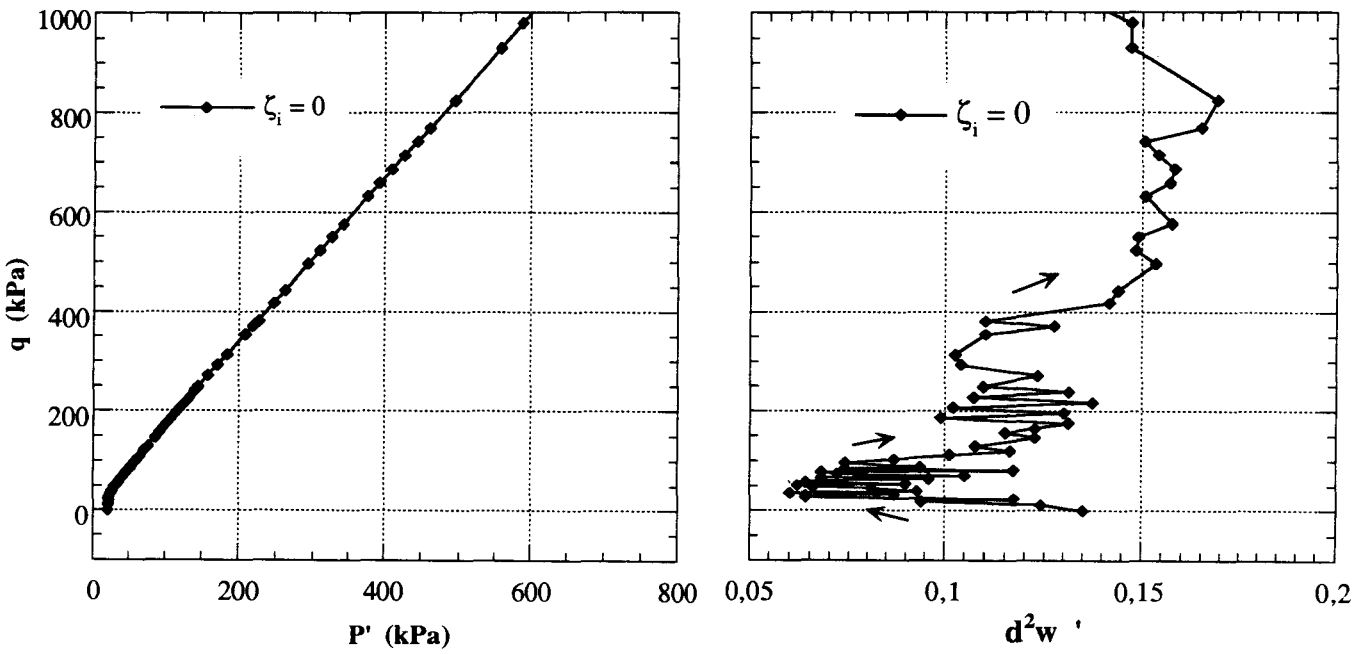


Figure IV.17: Variation du signe du deuxième incrément de travail  
essai non drainé sur sable dense à 20 kPa de confinement initial

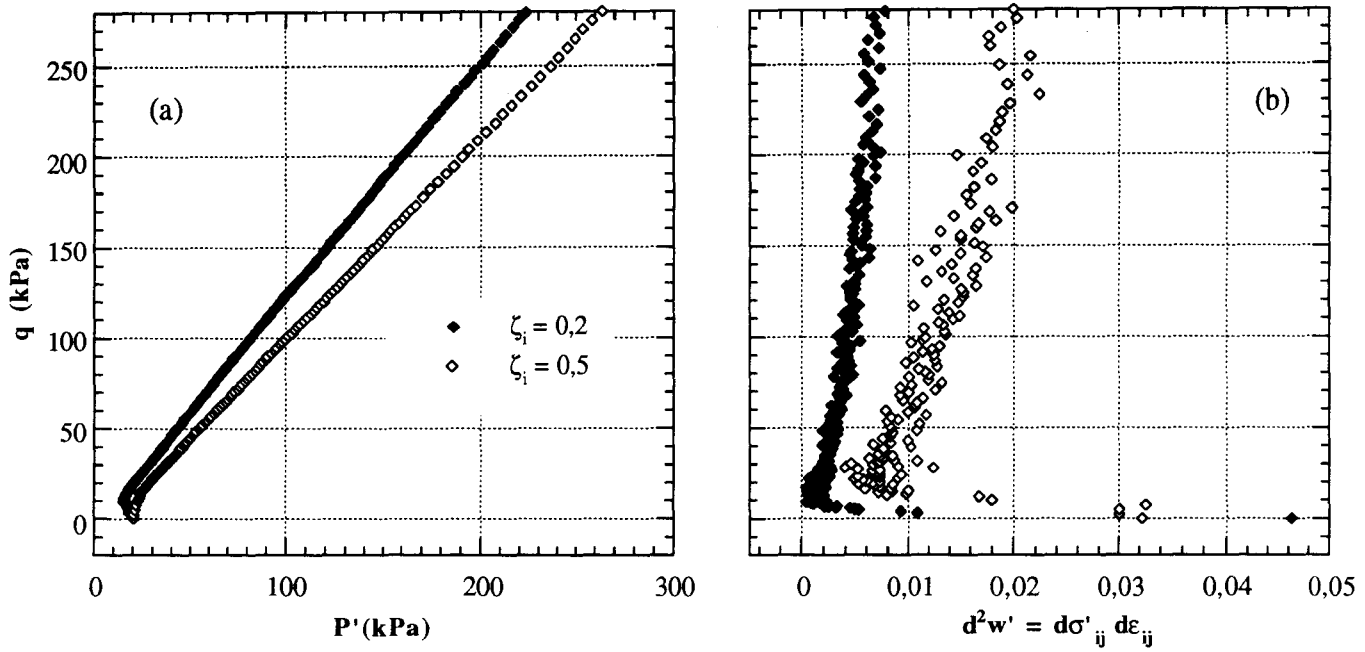


Figure IV.18: Variation du signe du deuxième incrément de travail essais à déformations proportionnelles sur sable lâche ( $\sigma'_{c0} = 20$  kPa)

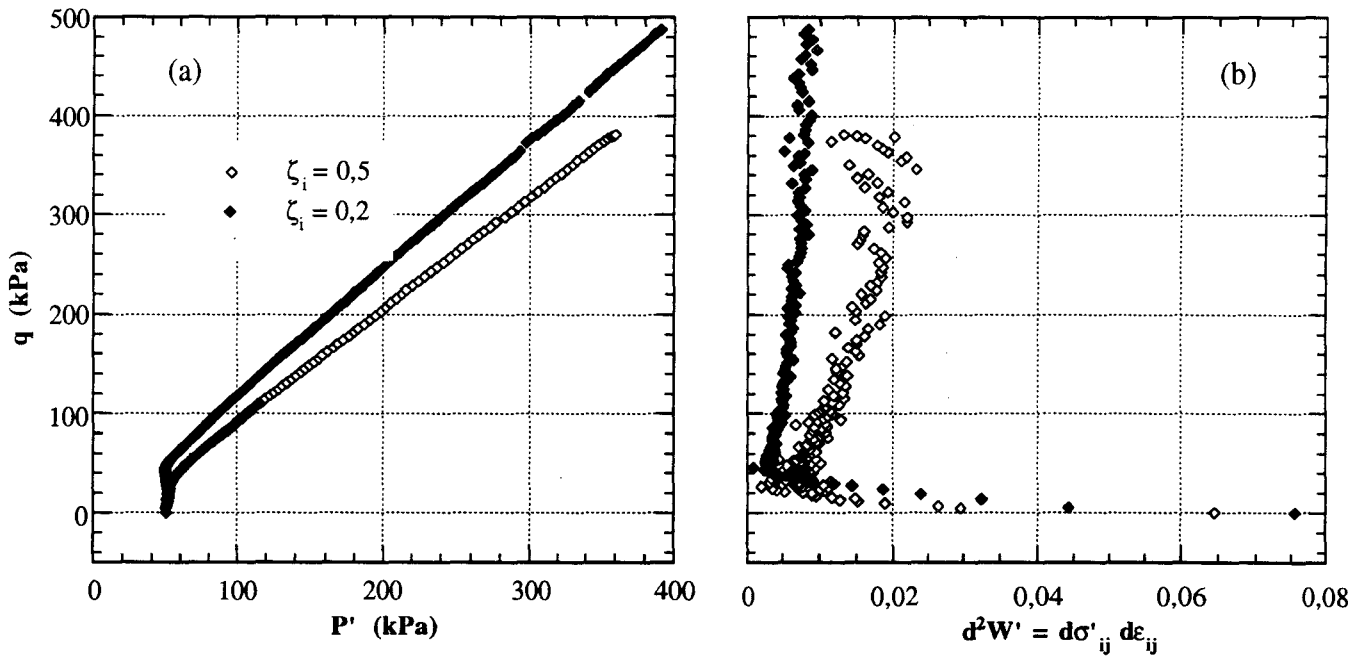


Figure IV.19: Variation du signe du deuxième incrément de travail essais à déformations proportionnelles sur sable lâche ( $\sigma'_{c0} = 50$  kPa)

### **Chemins dilatants ( $\zeta_i < 0$ )**

On présente dans les figures IV.20 et IV.21 l'évolution du signe de  $d^2w'$  lors des essais effectués sur sable lâche avec deux valeurs négatives de  $\zeta_i$  ( $\zeta_i = -0,2$  et  $-0,5$ ) inférieures à  $\zeta_f$  et pour deux confinements initiaux (50 et 20 kPa). Pour l'essai à  $\zeta_i = -0,5$ , on constate que le signe de  $d^2w'$  devient négatif après le pic du déviateur. Pour l'essai à  $\zeta_i = -0,2$ , le changement de signe de  $d^2w'$  se produit peu après le pic du déviateur. D'après le critère de Hill, ce sable devient instable après le changement de signe de  $d^2w'$ , ce qui est observé lors de nos essais (le chemin de chargement a conduit à la liquéfaction statique).

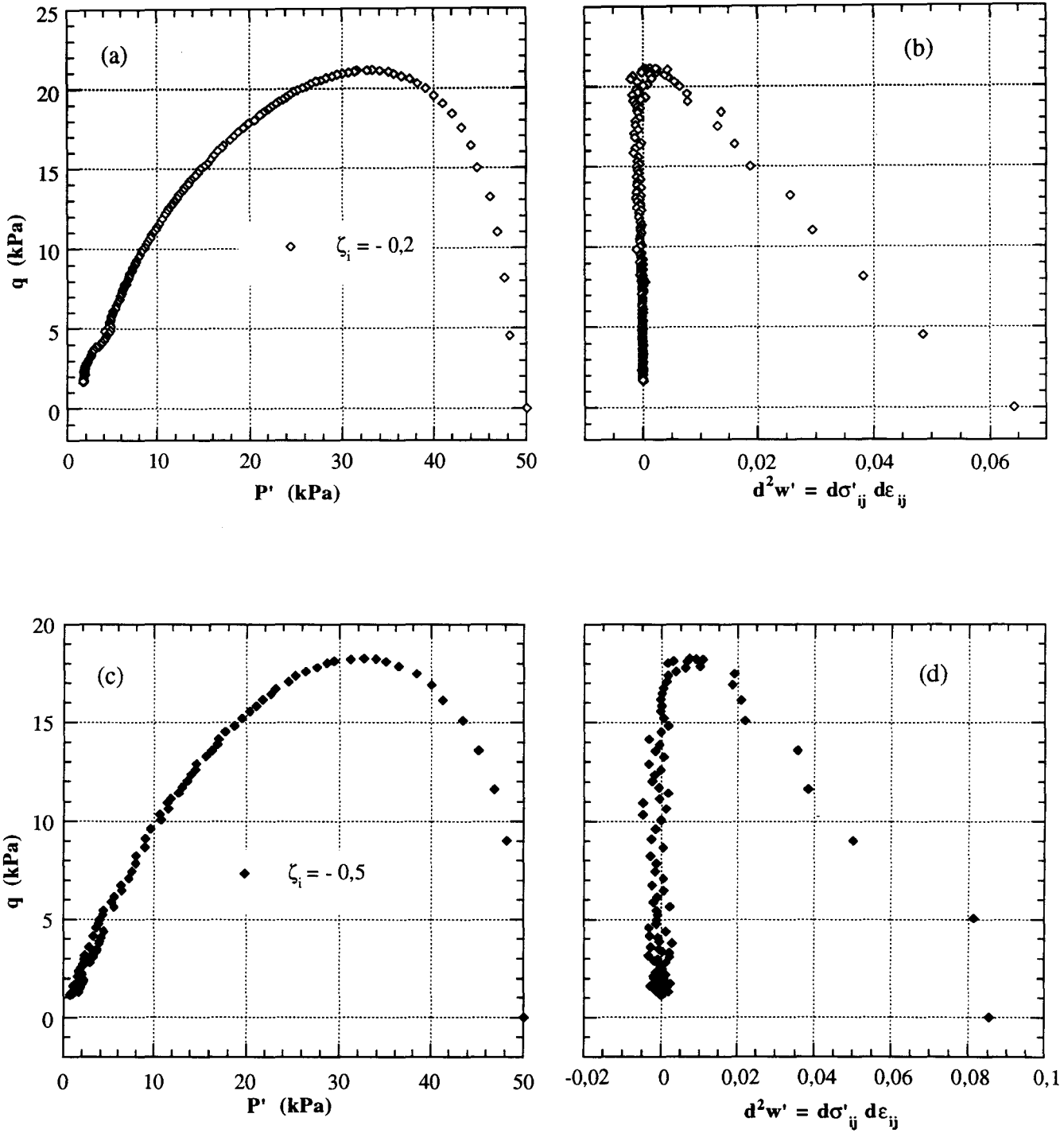


Figure IV.20: Variation du signe du deuxième incrément de travail essais à déformations proportionnelles sur sable lâche ( $\sigma'_{c0}=50$  kPa)

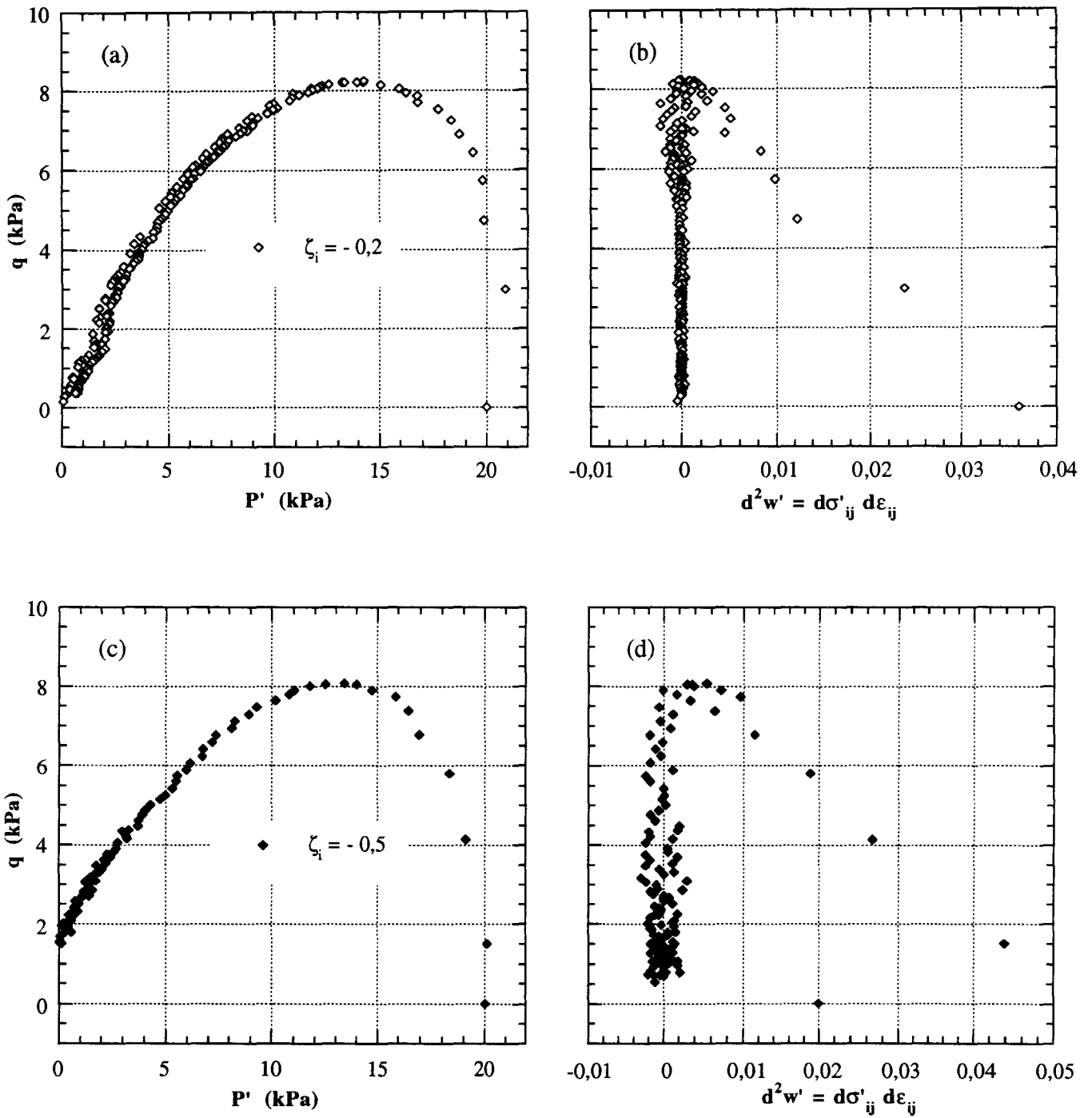


Figure IV.21: Variation du signe du deuxième incrément de travail lors d'essais à déformations proportionnelles sur sable lâche ( $\sigma'_{c0}=20$  kPa)



### IV.3.5 DOMAINE D'INSTABILITE

La figure IV.22 présente dans le plan (p'-q) les résultats des essais en déformations proportionnelles effectués sur le sable lâche avec deux valeurs de  $\zeta_i$  ( $\zeta_i = -0,2$  et  $-0,5$ ) et ceci pour deux confinements initiaux (20 et 50 kPa). On constate que pour chaque valeur de  $\zeta_i$ , les points correspondant à  $d^2w'=0$  se situent approximativement sur une droite passant par l'origine dont la pente augmente avec la diminution de  $\zeta_i$ . Selon le critère de stabilité de Hill, ceci signifie que le domaine de stabilité de ce sable dépend du chemin de chargement.

Par ailleurs, on note pour chaque valeur de  $\zeta_i$  que les sommets des chemins de contraintes se situent approximativement sur une droite passant par l'origine dont la pente croît avec  $\zeta_i$ . Pour  $\zeta_i = -0,2$  (proche de  $\zeta_f$ ), les pentes des droites qui rejoignent les pics du déviateur et les points correspondant à  $d^2w'=0$  sont proches. Dans ce cas, la droite d'instabilité définie par le critère de Hill ne diffère pas de celle correspondant aux pics des chemins de chargement ( $q_{max}$ ).

Dans la figure IV.23, on regroupe dans le plan (p'-q) les résultats des essais en déformations proportionnelles et des essais d'instabilité réalisés avec les mêmes valeurs de  $\zeta_i$  et des confinements initiaux ( $\zeta_i = -0,2$ ,  $\sigma'_{c0} = 20$  et 50 kPa). On constate que la droite joignant les points correspondant à  $d^2w'=0$ , ainsi que celle correspondant aux pics du déviateur, se situant dans l'intervalle définissant la limite du domaine de stabilité obtenu lors des essais d'instabilité. En conséquence, on note qu'il est possible de définir une zone stable à l'intérieur de la surface de rupture sous faibles contraintes et ceci pour une densité et un chemin de chargement donné.

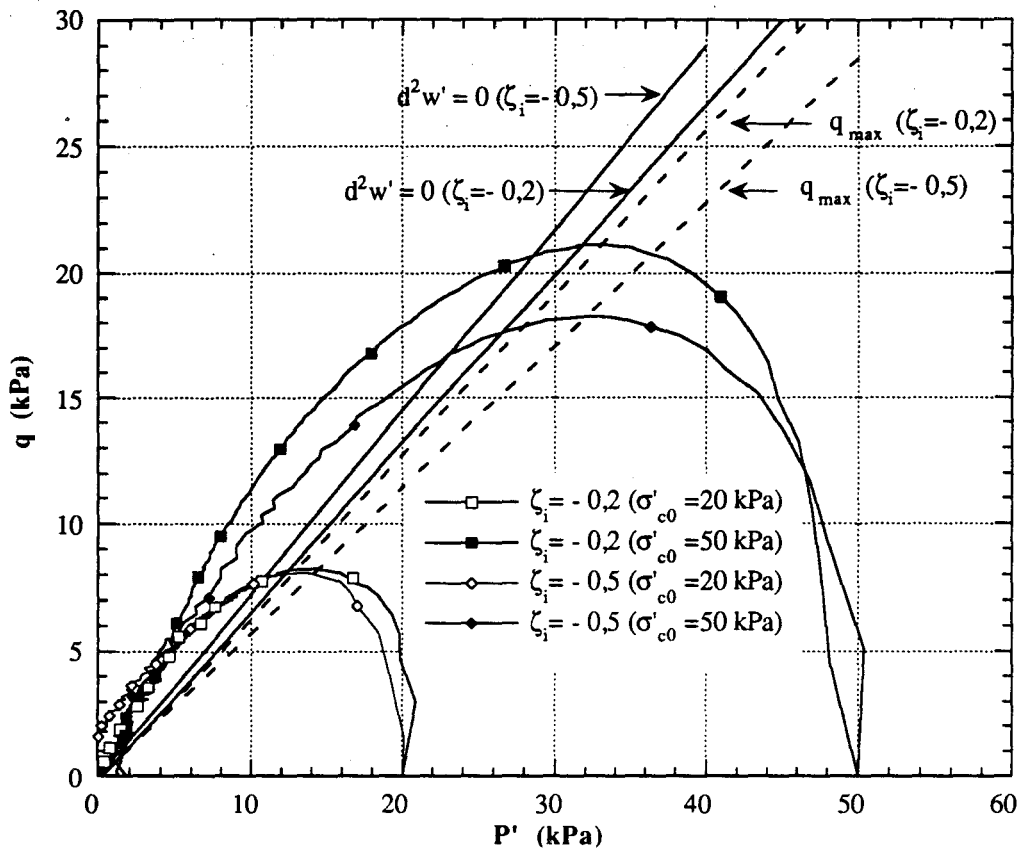


Figure IV.22: Droites correspondant à  $d^2w'=0$  et à  $q_{max}$  essais en déformations proportionnelles (sable d'Hostun lâche)

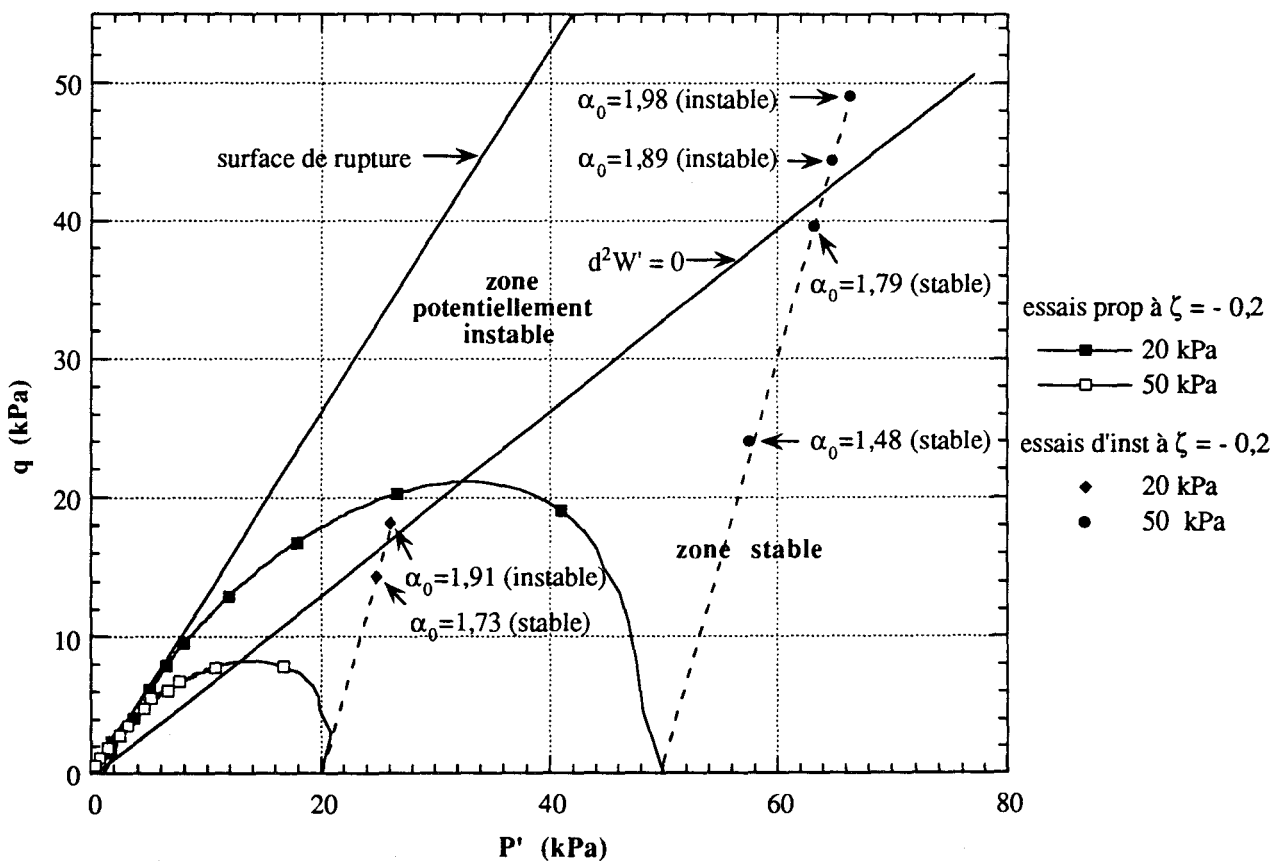


Figure IV.23: Localisation de la droite d'instabilité essais en déformations proportionnelles et d'instabilité (sable d'Hostun lâche)

#### IV.4 CONCLUSION

Une étude de l'instabilité des sables sous faibles confinements a été présentée. Les essais non drainés sur le sable d'Hostun ont montré des réponses stables. Les essais d'instabilité avec des taux de déformation volumique  $\zeta_i$  inférieurs à ceux du matériau mesurés à la rupture  $\zeta_f$ , ont montré que les sables d'Hostun dense et lâche peuvent présenter une instabilité. Ces essais ont montré que le seuil d'instabilité dépend du niveau de préchargement ( $\alpha_0 = \sigma'_3/\sigma'_1$ ) précédant les tests d'instabilité. Par contre, ce seuil est peu affecté par le niveau de confinement initial.

En utilisant le critère de Hill, une analyse de l'instabilité a été effectuée à partir des essais à déformations proportionnelles. Cette analyse montre que le sable peut manifester une instabilité pour des valeurs  $\zeta_i$  inférieures à  $\zeta_f$  et que le domaine de stabilité dépend du chemin de chargement. Pour  $\zeta_i$  proche de  $\zeta_f$ , la droite définissant la limite de stabilité dans le plan (p' - q) (déterminée par le critère de Hill) est proche de celle passant par les pics du déviateur. Sa position est en accord avec les essais d'instabilité.

## CONCLUSION GENERALE

### Objectif et démarche

Ce travail a été réalisé dans le but de mieux comprendre le comportement des sables sous faibles niveaux de contraintes. Pour cela, un dispositif expérimental particulier a été mis au point avec lequel des essais sur divers chemins de sollicitation (isotrope, compression drainée, compression non drainée, déformations proportionnelles et instabilité) ont été réalisés.

### Résultats obtenus

Les essais réalisés ont montré que le comportement du sable sous faibles confinements est caractérisé par une forte variation de l'angle de frottement et de l'angle de dilatance. Pour le sable lâche ( $I_D = 0,12$ ), l'angle de frottement décroît de  $38,3^\circ$  à  $35,5^\circ$  quand le confinement augmente de 20 à 100 kPa; pour cette gamme de variations, l'angle de dilatance maximal décroît de  $4^\circ$  à  $2,5^\circ$ . En ce qui concerne le sable dense ( $I_D = 0,90$ ), l'angle de frottement au pic diminue de  $48,8^\circ$  à  $44,8^\circ$  lorsque le confinement augmente de 20 à 100 kPa, par contre l'angle de frottement à l'état limite varie peu avec le confinement. Pour cette variation du confinement, l'angle de dilatance maximal diminue de  $42,6^\circ$  à  $38^\circ$ . Ces valeurs sont en accord avec les résultats des essais particuliers réalisés pour la détermination du critère de rupture en un seul essai. Pour tenir compte des variations de l'angle de frottement et de la dilatance, on a vérifié respectivement les relations de Maksimovic et de Bolton qui ont donné des résultats satisfaisants.

Au niveau des variations de volume, les échantillons lâches et denses ont montré une phase de contractance suivie d'une phase de dilatance. Pour le sable dense, ce résultat est classique. Pour le sable lâche, ceci est dû à la surconsolidation des échantillons. En effet, lors des essais isotropes, la pression de préconsolidation du sable lâche a été évaluée à 0,34 MPa qui est supérieure à la gamme des contraintes testée. On note également que la plasticité parfaite est atteinte dans le plan ( $p'$ - $q$ ) alors qu'elle n'est pas atteinte dans le plan ( $\log p'$ - $e$ ). Ceci est dû à la localisation des déformations dont l'effet augmente avec la diminution du confinement.

Pour les essais non drainés, les résultats obtenus sont classiques. En effet, compte tenu de la surconsolidation des échantillons lâches, on n'a pas obtenu la liquéfaction statique. Les essais à déformations proportionnelles, ont montré que la liquéfaction statique

peut être obtenue sur des chemins à un taux de déformation volumique imposé ( $\zeta_i$ ) inférieur à celui du matériau à la rupture ( $\zeta_f$ ).

Les essais d'instabilité réalisés à partir d'un état de contrainte isotrope ont montré que les sables lâche et dense peuvent présenter un comportement instable avec des taux de déformation volumique imposés ( $\zeta_i$ ) inférieurs à ceux du matériau à la rupture ( $\zeta_f$ ). Ces essais ont montré que le seuil d'instabilité dépend du niveau de préchargement ( $\alpha_0 = \sigma'_3/\sigma'_1$ ) précédant les tests d'instabilité. Par contre, ce seuil est peu affecté par le niveau de confinement initial. L'application du critère de Hill sur les essais à déformations proportionnelles a montré que le sable peut présenter une réponse instable pour des valeurs  $\zeta_i$  inférieures à  $\zeta_f$  et que le domaine de stabilité dépend du chemin de chargement.

Avec les essais réalisés, on dispose actuellement d'une bonne base pour vérifier les modèles de comportement pour cette gamme de contraintes et éventuellement modifier ces modèles pour prendre en compte les variations des angles de frottement et de dilatance pour cette gamme de contraintes.

## REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] **Biarez J., Ziani F.** (1991) - "Introduction aux lois de comportement des sables très peu denses" - Revue Française de Géotechnique, n° 54, janvier, pp. 65-73.
- [2] **Biarez J., Fleureau J.M., Brad E.** (1992) - "Compactage: analogies entre les lois de comportement des argiles, sables, cokes et autres solides divisés" - Matériaux et Techniques, n° 9-10, pp. 11-16.
- [3] **Bishop A.W., Wesley L.D.** (1975) - "A hydraulic triaxial apparatus for controlled stress path testing" - Geotechnique, vol. 25, n° 4, pp. 657-670.
- [4] **Bjerrum L., Kringstad S., Kummeneje O.** (1961) - "The shear strength of a fine sand" - Proceedings of the 5th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Paris France, vol.1, pp. 29-37.
- [5] **Bolton M.D.** (1986) - "The strength and dilatancy of sands" - Geotechnique, vol. 36, n° 1, pp. 65-78.
- [6] **Canou J., El Kachem M., Kattan A.** (1990) - "Propriétés de liquéfaction statique d'un sable lâche" - Les Cahiers de Rhéologie, vol VIII, n° 4, Décembre, pp. 207-218.
- [7] **Castro G.** (1969) - "Liquéfaction of sands" - PhD thesis, Harvard soil mechanics series, n°81, Harvard University Cambridge, MA.
- [8] **Chehade W.** (1991) - "Méthodologie pour la validation des modèles des GéoMatériaux - Application aux modèles Elastoplastiques des sols" - Thèse de Doctorat en Génie Civil à l'Université des Sciences et techniques de Lille - USTLFA.
- [9] **Chu J.** (1995) - "An experimental examination of the critical state and other similar concepts for granular soils" - Canadian Geotechnical Journal, vol.32, pp.1065-1075.
- [10] **Chu J., Lo S-C. R., Lee I. K.** (1993) - "Instability of granular soils under strain path testing" - Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, vol. 119, n° 5, May, pp. 874-891.
- [11] **Colliat J.L., Desrues J., Flavigny F.** (1986) - "Avantage et inconvénients de l'utilisation d'un système d'antifretage dans l'essai triaxial de compression" - Revue Française de Géotechnique, n° 34, pp. 41-55.
- [12] **Colliat J.L.** (1986) - "Comportement des matériaux granulaires sous fortes contraintes, influence de la nature minéralogique du matériau étudié" - Thèse de Doctorat de spécialité, préparée à l'IMG, soutenue le 25.04.1986.
- [13] **Darve F., Flavigny E., Meghachou M.** (1995) - "Constitutive modelling and instabilities of soil behaviour" - Computers and Geotechnics, 17, pp. 203-224.

- [14] **Drucker D.C.** (1951) - "A more fundamental approach to stress-strain relations" - Proc. First U.S National Congress of Applied Mechanics, ASME, pp. 487-491.
- [15] **Drucker D.C.** (1956) - "On Uniqueness in the theory of plasticity" - Quarterly Appl. Math, 14, pp. 35-42.
- [16] **Drucker D.C.** (1959) - "A definition of stable inelastic material" - J. Appl. Mech., ASME, 26, pp. 101-106.
- [17] **Dupas J.M., Pecker A., Bozetto P., Fry J.J.**(1988) in R.T. Donaghe, R.C. Chaney and M.L. Silver (eds), -"Advanced Triaxial Testing Testing of Soil and Rock", ASTM, Baltimore, pp. 132-142.
- [18] **Fargeix D.** (1986) - "Conception et réalisation d'une presse triaxiale dynamique - Application à la mesure des propriétés des sols sous sollicitations sismiques" - Thèse de Doctorat préparée à l'IRIGM, Grenoble, soutenue le 27.03.1986.
- [19] **Flavigny E., Desrues J., Palayer B.,**(1990) - "Le sable d'Hostun RF" - Revue Française de Géotechnique, n° 53, pp. 67-70.
- [20] **Flavigny E.** (1993) - "Recueil des essais de laboratoire sur le sable d'Hostun" - Laboratoire 3S, Grenoble.
- [21] **Fukushima S., Tatsuoka F.** (1984) - "Strength and Deformation Characteristics of Saturated Sand at Extremely Low Pressures" - Soils and Foundations, vol.24, n°4, December, pp. 30-48.
- [22] **Goldscheider M.** (1982) - Results of the International Workshop on Constitutive Relations for Soils, Balkema, Rotterdam, pp. 11-54.
- [23] **Goto S., Park S.C., Tatsuoka F., Molenkamp F.**(1993) -"Quality of The Lubrication Layer Used in Element Tests on Granular Materials"- Soils and Foundations, vol.33, n°2, June, pp. 47-59.
- [24] **Gudehus G., Darve F., Vardoulakis I.** (1982) - "Constitutive Relations for Soils" - Balkema.
- [25] **Habib P.** (1994) - "Aspects géotechniques de l'accident du nouveau port de Nice" - Revue Française de Géotechnique, n° 66, pp. 3-15.
- [26] **Hazen A.**(1920) -"Hydraulic fill dams " - ASCE transactions, vol.83, pp.1713-1745.
- [27] **Henkel D.J, Gilbert G.C.** (1952) - "The effect of rubber on the measured triaxial compression strength of clay samples" - Géotechnique, vol.3, pp.20-29.
- [28] **Hettler A., Vardoulakis I., Gudehus G.** (1984) - "Stress-strain behaviour of sand in triaxial tests" - Results of International Workshop on Constitutive Relations for Soils, Grenoble, 6-8 septembre, 1982, pp. 55-66.
- [29] **Hill R.**(1958) - "A general theory of uniqueness and stability in elasto-plastic solids" - J. Mech. Phys. Solids, 6, pp. 236-249.

- [30] **Ishihara K., Tatsuoka F., Yasuda S.** (1975) - "Undrained deformation and liquefaction of sand under cyclic stresses" - *Soils and Foundations*, vol.15, pp.29-44.
- [31] **Janbu** (1963) - "Soil compressibility as determined by oedometer and triaxial tests" - *Eur. Conf on Soil Mech. and Found. Eng., Wiesbaden (Ger)*, vol. 1, pp. 19-25.
- [32] **Kramer S.L., Seed H.B.** (1988) - "Initiation of Soil Liquefaction under Static Loading Conditions" *JGED, ASCE*, vol.114, n°4, pp.412-430.
- [33] **Kolymbas D., Wu W.**(1990) - "Recent results of triaxial tests with granular materials" - *Powder Technology*, n°60, pp. 99-119.
- [34] **Kong X.J, Tatsuoka F., Pradhan B.S.** (1986) - "Dynamic deformation properties of sand at extremely low pressures" - *Proceedings 7<sup>th</sup> Jap. Earthquake Eng. Symp*, pp. 631-636.
- [35] **Konrad J.-M., Flavigny E. et Meghachou M.** (1991) - "Comportement non drainé du sable d'Hostun lâche" - *Revue Française de Géotechnique*, n° 54, pp. 53-63.
- [36] **Koppejan A.W., Van Wamelen B.M., Weinberg L.J.H.**(1948) - "Coastal Landslides in the Dutch province of Zeeland" , *Proceedings, Second International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Rotterdam, Holland*, pp. 89-96.
- [37] **Lade P.V., Duncan J.M.** (1973) -"Cubical triaxial tests on cohesionless soil" - *J.Soil Mech.and Found. Engrg. Div. ASCE*, 99, pp. 793-812.
- [38] **Lade P.V, Nelson R.B., Ito Y.M.** (1987) - "Nonassociated flow and stability of granular materials" *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, vol. 113, n° 9, pp. 1302-1318.
- [39] **Lade P.V, Nelson R.B., Ito Y.M.** (1988) - "Instability of granular materials with nonassociated flow" *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, vol. 114, n° 12, pp. 2173-2191.
- [40] **Lade P.V, Pradel D.** (1990) - "Instability and plastic flow of soils, I: Experimental observations" - *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, vol. 116, n° 11, pp. 2532-2550.
- [41] **Lade P.V.** (1992) - "Static instability and liquefaction of loose fine sandy slopes" - *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, vol. 118, n° 1, pp. 51-71.
- [42] **Lade P.V.** (1994) - "Creep effects on static and cyclic instability of granular soils" - *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, vol. 120, n° 2, pp. 404-419.
- [43] **Lancelot L., Shahrour I., Al Mahmoud M., Doanh T.** (1992) - "Etude expérimentale du comportement du sable d'Hostun sous faible confinement" - *Rapport scientifique du GRECO - Géomatériaux, Aussois, 1992.*



- [44] **Lancelot L., Shahrour I., Al Mahmoud M., Doanh T.** (1993) - "Etude expérimentale du comportement du sable d'Hostun sous faible confinement" - 11<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique, Lille, vol. 4, pp. 457-460.
- [45] **Lancelot L., Shahrour I., Al Mahmoud M.**(1996) - "Comportement du sable d'Hostun sous faibles contraintes" - Revue Française de Géotechnique, n° 74, janvier, pp. 63-74.
- [46] **Lancelot L.**(1990) - "Etude expérimentale et modélisation du comportement des poudres de l'industrie chimique" - Thèse de Doctorat en Génie Civil à l'Université des Sciences et Techniques de Lille - USTLFA, n° d'ordre 477.
- [47] **Lee K.L.** (1978) - "End restraint effect on undrained static triaxial strength of sand" - Journal of the Geotechnical Engineering Division, Proceedings of the A.S.C.E., vol 104, n° GT6 , pp. 687-704.
- [48] **Lo S-C. R., Chu J.** (1993)- "One Test Determination of Failure Curve of a Granular Soil By Strain Path Testing" - Soils and Foundations, vol.33, n°1, pp. 176-181, March..
- [59] **Luong M.P.** (1980) - "Stress-strain aspects of cohesionless soils under cyclic and transient loading" International Symposium on Soils under Cyclic and Transient Loading, Swansea, pp. 315-324.
- [50] **Maksimovic M.** (1989) - "Non linear failure for soils" - Journal of the Geotechnical Engineering, vol. 115, n° 4, april, pp. 581-586.
- [51] **Mandel J.** (1964) - "Conditions de stabilité et postulat de Drucker" Proc. IUTAM Symp. Rheology and Soil Mech., Grenoble, France, pp. 58-68.
- [52] **Menzies B.K.** (1988) - "A Computer Controlled Hydraulic Triaxial Testing System" -Advanced Triaxial Testing of Soil and Rock, ASTM STP 977, Robert T.Donaghe, Ronald C.Chaney, and Marshall L.Silver, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 82-94.
- [53] **Mohkam M.**(1983) - "Contribution à l'étude expérimentale et théorique du comportement des sables sous chargement cycliques" - Thèse présentée à l'université Scientifique et médicale et l'Institut National polytechnique de Grenoble, soutenue le 28 avril 1983 pour obtenir le grade de Docteur-Ingénieur.
- [54] **Molenkamp F., Luger H.J.** (1981) - "Modelling and minimization of membrane penetration effects in tests on granular soils" - Géotechnique, vol. 31, n° 4, pp. 471-486.
- [55] **Mroz Z.** (1963) - "Nonassociated flow laws in plasticity" J. de Mécanique, 2, 1, pp.21-42.
- [56] **Ponce V.M., Bell J.M.** (1971) - "Shear strength of sand at extremely low pressures" - Jour. of SMF Div. Proc. of ASCE, vol 97, n°4 SM 4, april, pp. 625-638.
- [57] **Pradel D, Lade P.V** (1990) - "Instability and plastic flow of soils, II: Analytical investigation" - Journal of Engineering Mechanics, ASCE, vol. 116, n° 11, pp. 2551-2566.

- [58] **Robinet J.C., Mohkam M., Doanh D., Torrenti J.M** (1983) - "Amélioration des appareils triaxiaux pour les sols et les bétons" - 18<sup>e</sup> Colloque Annuel du Groupe Français de Rhéologie, Méthodes et appareils de mesures rhéologiques, Paris.
- [59] **Rowe P.W.** (1962) - "The stress -dilatancy relation for static equilibrium of un assembly of particles in contact" - Proceedings Royal Society of London, vol. 269, series A. pp. 500-527.
- [60] **Saada A., Bianchini** (1988) - "Constitutive equations for granular non cohesive soils" - Balkema.
- [61] **Sarsby R.W., Kalteziotis N., Haddad E.H.** (1982) - "Compression of free ends during triaxial testing" - Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, vol. 108, n° GT1, jan. 1982, pp. 83-107.
- [62] **Sladen J.A., D'Hollander R.D., Krahn J.-** (1985) " The Liquefaction of Sands, a collapse surface approach "- Canadian Geotechnical Journal , vol.22, pp.564-578,November.
- [63] **Stroud M.A.** (1971) - "The behaviour of sand at low stress levels in the simple-shear apparatus"- A dissertation submitted for the degree of PhD at Cambridge Univ.
- [64] **Tatsuoka F., Haibara O.**(1985) - "Shear Resistance Between Sand and Smooth or Lubricated Surfaces" - Soils and Foundations, vol. 25, n°1, March, pp. 89-98.
- [65] **Tatsuoka F., Molenkamp F., Torii T., Hino T.**(1984) - "Behavior of Lubrication Layers of Platens in Element Tests" - Soils and Foundations, vol. 24, n°1, March, pp. 113-128.
- [66] **Tatsuoka F. , Goto S., Sakamoto M.**(1986) -"Effects of Some Factors on Strength and Deformation Characteristics of Sand at Low Pressures" -Soils and Foundations, vol. 26, n°1, March, pp. 105-114.
- [67] **Terzaghi K.** (1956) - " Varieties of submarine slope failure" - Eight Texas Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Harvard Soil Mechanics Series, n°52, pp.16.

