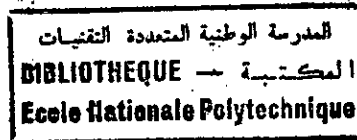


ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE**DEPARTEMENT DE GENIE CIVIL****EVALUATION DE LA PERFORMANCE DU MODELE
DE PREVOST EN CONTRAINTES TOTALES**

Travail présenté en vue de l'obtention du titre de
Magistère en Génie Civil par:

Souâd SEBAÏ

devant le jury composé de:

Mr. A. BALI	Professeur	Président
Mr. S. BELKACEMI	Maître de conférences	Rapporteur
Mr. M. HAMMOUTENE	Maître de conférences	Examineur
Mr. K. SILHADI	Maître de conférences	Examineur
Mme. M. MORSLI	Chargée de cours	Examineur

Décembre 1998

REMERCIEMENTS

Je tiens à exprimer mes vifs remerciements à Mr. Smaïn BELKACEMI pour le suivi qu'il a accordé à ce travail, ses conseils judicieux, ses orientations qui m'ont été d'une grande utilité et ses encouragements incessants.

Je suis profondément reconnaissante envers Melles, Sihem Moussa et Fadou Smaïli ainsi que Mr Mustapha Benchouk pour l'aide très précieuse qu'ils m'ont apportée.

Je remercie aussi mes camarades de promotion: Karima K., Hassen A., M'hamed B., Kamel B., et Hakim A. pour l'agréable ambiance de travail qu'ils créent ainsi que leurs aide et encouragements

Je ne saurai oublier enfin de remercier les membres de jury qui m'ont fait l'honneur de présider ou d'examiner ce modeste travail.

ملخص

موضوع هذه الأطروحة هو نموذج بريفو الذي يتناول دراسة التربة كوسط واحد و ذات خواص فيزيائية مختلفة في الإتجاهات الثلاثة. العلاقات المكونة لهذا النموذج تم إدخالها في برنامج عددي لحساب إجابة التربة لنظام حمولة ثلاثية الأبعاد و كيفية، مما يسمح لنا برسم المنحنيات البيانية لها.

لقد تم إعداد برامج عديدة أخرى لحساب العوامل الخاصة بنموذج بريفو، مستخلصة من المعطيات التجريبية الخاصة بجهازي (TRIAxIAL) و (PRESSIOMETRE). لقد تم إستخراج هذه العوامل من معطيات تجريبية لستة عينات من تربات مختلفة و إستعمالها في البرنامج العددي لحساب إجابة هذه التربات لمختلف أنظمة الحمولة.

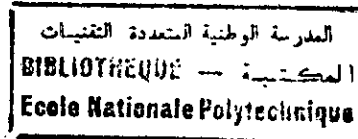
Abstract

The particular version of the Prévost model examined in this thesis treats the soil matrix as a single phase continuum, that behaves as an anisotropic workhardening type of material. These simplifying assumptions were utilized in a classical stress space plasticity approach for developing non linear constitutive relationships. A computer code is developed for integrating the incremental form of these constitutive relationships using a subincrementing approach. Additional computer codes were developed for purposes of fitting model parameters to conventional triaxial compression and extension stress-strain data and to pressuremeter loading-unloading data. Model parameters were fitted for six soils and calculations were performed to predict the stress-strain responses for which laboratory data were available.

Résumé

La version particulière du modèle de Prévost examinée dans cette thèse étudie le sol comme étant un continuum à phase unique, à comportement anisotrope épaississant. Un code numérique est développé pour intégrer la forme incrémentale des relations constitutives en utilisant une approche de subincrémentation. D'autres codes de calcul sont développés pour extraire les paramètres du modèle à partir des résultats des essais de compression et d'extension triaxiales et des résultats d'un essai pressiométrique. Les paramètres d'érouissage du modèle ont été extraits pour six sols et utilisés pour prédire le comportement contrainte-déformation des essais pour lesquels des résultats expérimentaux sont disponibles.

SOMMAIRE



CHAPITRE I

INTRODUCTION GENERALE	1
-----------------------------	---

CHAPITRE II

FORMULATION MATHÉMATIQUE DU MODÈLE DE PREVOST

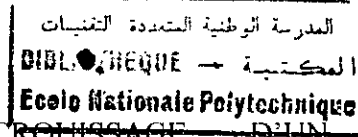
II.1 Introduction	4
II.2 Les relations fonctionnelles utilisées dans le modèles de Prevost	
II.2.1 La fonction de charge	4
II.2.2 Décomposition du taux de déformation	5
II.3.3 La loi d'épaississement	8
II.3 Etablissement des équations constitutives	12
II.3.1 Equations constitutives pour le cas du triaxial	13
II.4 Equations simplifiées pour le calcul des résistances non drainées	14
II.4.1 Expression de la fonction de charge dans le cas d'un chargement axisymétrique	14
II.4.2 Résistance non drainée en cisaillement simple	15
II.4.3 Résistance non drainée au triaxial	17
II.4.4 Résistance non drainée en déformation plane	17
II.5 Conclusion	18

CHAPITRE III

DEVELOPPEMENT ET VERIFICATION DU CODE DE CALCUL PMOD

III.1 Introduction	19
III.2 Présentation générale du code de calcul PMOD	19
III.2.1 Forme de la relation constitutive implémentée dans PMOD	19
III.2.2 Séquences de calcul effectuées par PMOD	23
III.3 Vérification du code de calcul PMOD	27
III.3.1 Choix de l'incrément de contrainte à appliquer	28

III.3.2 Comparaison des valeurs à la rupture	28
III.3.3 Comparaison entre les courbes contrainte-déformation	28
III.4 Conclusion	30
CHAPITRE IV	
EXTRACTION DES PARAMETRES D'ECROUISSAGE D'UN ESSAI AU TRIAXIAL	
IV.1 Introduction	36
IV.2 Algorithmes utilisés dans le code de calcul "FIT"	36
IV.2.1 Méthodes utilisées pour définir la région élastique	36
IV.2.2 Détermination des surfaces de charge internes	40
IV.2.3 Détermination de la surface de charge limite	42
IV.3 Vérification du code numérique "FIT"	45
IV.4 Conclusion	45
CHAPITRE V	
COMPARAISON ENTRE LES VALEURS PREDITES ET MESUREES POUR DIFFERENTS CHEMINS DE CONTRAINTE	
V.1 Introduction	
V.2 Courbes contrainte-déformation générées pour le triaxial	50
V.3 Prédiction de la compression en déformation plane	58
V.3.1 Argile de Haney	58
V.3.2 Argile bleue de Boston	58
V.3.3 Argile de l'Est d'Atchafalaya	58
V.4 Prédiction de l'extension en déformation plane	58
V.4.1 Argile de Haney	63
V.4.2 Argile bleue de Boston	63
V.5 Prédiction du cisaillement simple	63
V.5.1 Argile plastique de Drammen	63
V.5.2 Argile de l'Est d'Atchafalaya	64
V.5.3 Silt de Santa Barbara	64
V.5.4 Argile Bleue de Boston	64
V.5.5 Argile de Gleason	64
V.6 Evaluation du modèle de Prévost	68
V.7 Conclusion	68



CHAPITRE VI

EXTRACTION DES PARAMÈTRES D'ÉCROUISSAGE D'UN ESSAI PRESSIOMETRIQUE

VI.1 Introduction	72
VI.2 Hypothèses utilisées pour le développement de la procédure	72
VI.2.1 Idéalisations de l'essai pressiométrique	72
VI.2.2 Hypothèses relatives au modèle	73
VI.3 Equations de base du modèle pour l'essai pressiométrique	73
VI.3.1 Equations donnant le maximum des contraintes dans un essai pressiométrique	74
VI.3.2 Simplification de la relation constitutive pour l'essai pressiométrique	75
VI.4 Calcul des paramètres d'écroutissement à partir des résultats d'un essai pressiométrique	
VI.4.1 Calcul du module de cisaillement élastoplastique	76
VI.4.2 Calcul de tailles des surfaces de charge	77
VI.4.3 Localisation de la surface de charge limite	77
VI.4.4 Localisation des surfaces de charge internes	79
VI.5 Comparaison des courbes pressiométriques générées en utilisant les paramètres extraits du triaxial et du pressiomètre	80
VI.5.1 Courbes $\frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{\sigma_{yc}}$ en fonction de ε_{rr}	81
VI.5.2 Courbes $\frac{\sigma_{yy} - \sigma_{rr}}{\sigma_{yc}}$ en fonction de ε_{rr}	81
VI.5.3 Courbes $\frac{\sigma_{yy} - \sigma_{\theta\theta}}{\sigma_{yc}}$ en fonction de ε_{rr}	81
VI.6 Comparaison des courbes du triaxial générées en utilisant les paramètres extraits du triaxial et du pressiomètre	85
VI.6.1 Chemin de contrainte de compression triaxiale	85
VI.6.2 Chemin de contrainte d'extension triaxiale	85
VI.7 Conclusion	89

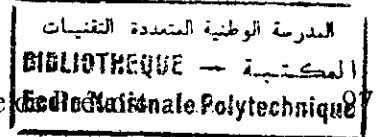
CHAPITRE VII

CONCLUSION GENERALE

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

ANNEXES

Annexe A	Algorithme utilisé pour implémenter le modèle	
Annexe B	Algorithme utilisé pour extraire les paramètres d'érouissage d'un essai pressiométrique	100
Annexe C	Données expérimentales de l'argile de Drammen dans un essai au triaxial	102
Annexe D	Paramètres d'érouissage extraits d'un essai au triaxial pour les six sols étudiés	103
Annexe E	Paramètres d'érouissage extraits d'un essai pressiométrique pour l'argile bleue de Boston et argile de Gleason	109



LISTE DES SYMBOLES

C^{ep}	Matrice d'état élastoplastique reliant les contraintes déviatrices aux déformations
C^e	Matrice élastique reliant les contraintes aux déformations
C^{ep}	Matrice élastoplastique reliant les contraintes aux déformations
C_f	Différence de contraintes normales mesurée à la rupture
$C_{(L-1)}$	Différence de contraintes normales en compression triaxiale délimitant la dernière surface de charge avant la rupture
C_L	Différence de contraintes normales en compression triaxiale délimitant la surface de charge à la rupture
df	Variation de la fonction de charge
dK^m	Variation de la taille de la surface de charge
K^m	Taille de la surface de charge
OCR	Degré de surconsolidation
K_c	Rapport de la contrainte latérale à la contrainte verticale
K_0	Consolidation de type K_0 avec des déformations latérales nulles
S_{ij}	Etat présent de la contrainte déviatrice
$S_{ij}^{(i)}$	Etat initial de la contrainte déviatrice existant en début d'incrément
$S_{ij}^{(g)}$	Etat de contrainte déviatrice estimé
$S_{ij}^{(m+1)}$	Etat de contrainte sur la surface de charge (m+1)
α_1^m	Coordonnée du centre de la surface de charge (m) le long de l'axe $(\sigma_y - \sigma_x)$
α_{ij}^m	Coordonnées généralisées du centre de la surface de charge (m)

$d\alpha_{ij}^m$	Incrément d'épaissement des coordonnées du centre de la surface de charge active (m)
$d\bar{\alpha}_{ij}^m$	Incrément de d'épaissement de la fonction de charge (m) avec la condition $d\mu = 1$
de_{ij}^e	Composante déviatrice du tenseur d'incrément de déformation élastique
E_f	Différence de contraintes normales mesurée à la rupture en extension triaxiale
$E_{(l-1)}$	Différence de contraintes normales en extension triaxiale délimitant la dernière surface de charge avant la rupture
E_l	Différence de contraintes normales en extension triaxiale délimitant la surface de charge à la rupture
f	Fonction de charge généralisée
f^m	Fonction de charge relative à la surface de charge (m)
G	Module de cisaillement élastique
$H_{(o)}$	Module de cisaillement plastique total associé à la région élastique
$H_{(1)}$	Module de Cisaillement total associé à la première surface de charge interne
H_m	Module de Cisaillement total associé à la surface de charge (m)
H_m'	Module de cisaillement plastique associé à la surface de charge (m)
$H_{(l-1)}$	Le dernier module de cisaillement plastique total non nul
$H_{(l)}$	Module de cisaillement plastique total associé à la surface de charge limite (à la rupture) pris égal à zéro
γ_{xy}	Déformation de cisaillement
$(\gamma_{xy})_f$	Déformation de cisaillement à la rupture
$d\gamma_{ij}$	Tenseur incrément de déformation de cisaillement
δ_{ij}	Symbole de Kronecker
$d\epsilon_{ij}$	Tenseur incrément de déformation
$d\epsilon_{ij}^e$	Tenseur incrément de déformation élastique

$d\varepsilon_{ij}^p$	Tenseur incrément de déformation plastique
$d\varepsilon_{ij}^{(0)}$	Incrément de déformation spécifié en donnée à "PMOD"
ε_y	Déformation axiale (verticale)
$(\varepsilon_y)_f$	Déformation axiale (verticale) à la rupture
ε_{rr}	Déformation radiale dans un essai pressiométrique
$\varepsilon_{\theta\theta}$	Déformation circonférentielle dans un essai pressiométrique
μ_{ij}	Direction de l'épaississement suivant la règle de Mróz
$\bar{\mu}_{ij}$	Direction de l'épaississement avec la condition $d\mu = 1$
$d\mu$	Taux scalaire d'épaississement
σ_{yc}	Contrainte verticale de fin de consolidation
σ_{xx} (ou σ_x)	Contrainte latérale suivant la direction x
σ_{zz} (ou σ_z)	Contrainte latérale suivant la direction z
σ_{yy} (ou σ_y)	Contrainte verticale
σ_{rr}	Contrainte radiale dans un essai pressiométrique
$\sigma_{\theta\theta}$	Contrainte circonférentielle dans un essai pressiométrique
$\sigma_{ij}^{(g)}$	Etat de contrainte estimé
$d\sigma_{ij}^{(i)}$	Etat de contrainte initial au début de l'incrément
$d\sigma_{ij}^{(0)}$	Incrément de contrainte spécifié en donnée à "PMOD"
DCNN	Différence de contraintes normales normalisée, $\frac{\sigma_y - \sigma_x}{\sigma_{yc}}$
$(DCNN)_f$	Différence de contraintes normales (verticale-latérale) normalisée à la rupture, $\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{\sigma_{yc}}$
$(DCNN)_{max}$	Différence de contraintes normales normalisée maximale, $\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_{max}}{\sigma_{yc}}$

$$\frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{\sigma_{yc}}$$

Différence de contraintes radiale-circonférentielle normalisée

$$\frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{\sigma_{yc}}$$

Différence de contraintes verticale-radiale normalisée

$$\frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{\sigma_{yc}}$$

Différence de contraintes verticale-circonférentielle normalisée

CCN

Contrainte de cisaillement normalisée, $\frac{\tau_{xy}}{\sigma_{yc}}$

(CCN)_f

Contrainte de cisaillement normalisée à la rupture, $\frac{(\tau_{xy})_f}{\sigma_{yc}}$

CHAPITRE I

INTRODUCTION

INTRODUCTION

L'analyse du comportement des sols à travers les différents modèles numériques a connu un essor considérable ces deux dernières décennies. En effet, ces modèles sont passés de l'analyse du comportement des sols à caractère élastique non linéaire, à l'état critique, et enfin au comportement élastoplastique, en tenant en ligne de compte l'anisotropie des sols, longtemps négligée par les rhéologues géotechniciens.

Les efforts déployés dans les essais de mécanique des sols, aussi bien au laboratoire qu'in-situ et le coût relativement élevé, motivent les géotechniciens à élaborer et à développer des modèles numériques s'approchant au mieux de la réponse du sol mesurée expérimentalement.

La prise en considération des différents caractères tel que l'élastoplasticité, l'anisotropie et la dépendance du chemin de contrainte suivi dans un essai, constitue une façon rationnelle et réaliste pour la modélisation du comportement des sols. De ce fait, notre choix s'est porté sur le modèle de Prévost, qui en 1978 publia ses premiers résultats sur l'argile plastique surconsolidée de Drammen [26]. Ces derniers s'avèrent être prometteurs, concernant différents types de sols.

La version particulière du modèle de Prévost examiné dans la présente thèse, traite le sol comme étant un continuum à phase unique, à comportement anisotrope et dépendant du chemin de contrainte. La présente étude est limitée à un chargement monotone croissant conduit dans des conditions non drainées. La particularité de ce modèle réside dans la détermination des surfaces de charge, à cet effet Prévost sélectionna un ensemble de surfaces de charge pour mieux lisser la courbe contrainte-déformation expérimentale [30,32,1]. Chaque surface de charge (m) est entièrement définie par uniquement trois paramètres: sa taille $K^{(m)}$, sa position $\alpha_{ij}^{(m)}$ suivant les directions i et j , et le module de cisaillement $H_{(m)}$ qui lui est associé.

Le modèle de Prévost se résume en deux phases principales, d'abord, extraire les paramètres d'écroissage de la courbe contrainte-déformation obtenue à partir d'un essai expérimental d'un sol donné, et les utiliser par la suite suivant une théorie bien définie pour prédire la réponse de ce même sol soumis à un système de chargement tridimensionnel arbitraire.

Il existe en mécanique des sols deux types d'essais: les essais effectués au laboratoire, dont le plus utilisé est le triaxial, et les essais in-situ dont le plus susceptible de générer la courbe contrainte-déformation est l'essai pressiométrique. Il est proposé dans cette étude deux méthodologies d'extraction des paramètres du modèle, la première élaborée par Prévost [24] pour extraire ces paramètres d'écroissage des résultats d'un essai triaxial, et la seconde développée par Kauschinger [8,9] pour extraire ces mêmes paramètres des résultats d'un essai pressiométrique.

PLAN DE TRAVAIL

Ce travail a été subdivisé en sept principaux chapitres:

Le chapitre deux contient les outils mathématiques qui ont servi de base à l'établissement des équations constitutives régissant le comportement contrainte-déformation des sols suivant le modèle de Prévost. La formulation de ce modèle relève de la théorie de plasticité et nécessite trois ingrédients principaux: les surfaces de charge de type Von-Mises représentées par des cylindres dans l'espace de contraintes, la loi d'épaississement purement cinématique de Mroz [15] traduisant la translation rigide des surfaces de charge dans l'espace de contraintes, et la règle d'écoulement associative traduit par la loi normale de plasticité [20].

Dans le chapitre trois, les relations constitutives établies précédemment sont implémentées dans un code numérique "PMOD", l'algorithme suivi est expliqué en détail et le code est validé pour l'argile plastique surconsolidée de Drammen, en utilisant les données générées par Kauschinger [6] et les paramètres d'écroissage publiés par Prévost [26], les résultats prédits pour les chemins de contrainte de déformation plane et de cisaillement simple seront comparés à ceux publiés par Prévost [26,27].

L'étape clef dans cette étude est la détermination des paramètres d'écroissage relatifs au modèle, à cet effet, le chapitre quatre est consacré à l'établissement de différentes procédures pour l'extraction de ces paramètres à partir des résultats d'essais de compression et

d'extension au triaxial. Un code de calcul "FIT" est développé pour effectuer automatiquement cette opération.

Dans le cadre de l'analyse de la performance du modèle et sa fiabilité, le chapitre cinq est consacré à la comparaison entre les réponses prédites et mesurées de six sols différents pour des chemins de contrainte de compression et d'extension en déformation plane et de cisaillement simple.

Un volet important de la présente thèse est consacré à l'extraction des paramètres d'écrouissage en utilisant les résultats d'un essai pressiométrique jugé plus approprié, pour sa particularité de présenter des résultats sur des sols non "remaniés". De ce fait, le chapitre six présente les principaux résultats de recherches initiées par Kauschinger [8] relatifs à l'élaboration d'une méthodologie permettant la détermination de ces paramètres. Un code numérique "PRESS" est développé pour l'extraction automatique de ces paramètres.

Les différentes conclusions tirées de cette étude, et des recommandations pour des travaux futurs, sont données au chapitre sept

CHAPITRE II

FORMULATION MATHÉMATIQUE
DU MODELE DE PREVOST

FORMULATION MATHÉMATIQUE DU MODÈLE DE PREVOST

II.1 INTRODUCTION

La formulation du modèle de Prévost s'inscrit dans le cadre de la théorie de plasticité. Cette approche nécessite:

- Une fonction de charge, qui définit le début des déformations irréversibles (plastiques),
- une loi d'écoulement, permettant de calculer l'incrément de déformation plastique $d\varepsilon_{ij}^p$, et
- une loi d'épaississement qui, elle, définit l'évolution de la surface de charge dans l'espace de contraintes.

La particularité de ce modèle réside dans l'utilisation d'un ensemble de surfaces de charge représentées dans le plan de contraintes par des cercles emboîtés qui peuvent se déplacer.

Toutes les relations fonctionnelles nécessaires à l'établissement des équations constitutives relatives au modèle sont présentées en détail. Il sera traité dans la présente étude, uniquement le cas du chargement monotone conduit dans des conditions non drainées et par conséquent, toutes les relations seront exprimées en termes de contraintes totales.

II.2 LES RELATIONS FONCTIONNELLES UTILISÉES DANS LE MODÈLE DE PREVOST

II.2.1 La fonction de charge

Elle représente la condition d'écroutissement spécifiant les états de contraintes pour lesquels l'écoulement plastique se produit. Prévost admet que l'écroutissement des argiles est indépendant de la contrainte normale octaédrale, $p = \frac{\sigma_{ii}}{3}$ [29], et par suite seules les contraintes déviatrices, $S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3}\delta_{ij}(\sigma_{kk})$, apparaissent dans l'expression de la fonction de charge, il est par conséquent convenable d'utiliser des surfaces de charge de type Von-Mises simples [25], qui pour une surface de charge (m), se présentent sous la forme:

$$f_m = \frac{3}{2} \left[(S_{ij} - \alpha_{ij}^{(m)}) (S_{ij} - \alpha_{ij}^{(m)}) \right] - [K^{(m)}]^2 = 0 \quad [2.01]$$

où : $K^{(m)}$: la taille de la surface de charge (f_m)

$\alpha_{ij}^{(m)}$: les coordonnées du centre de la surface de charge (f_m) dans l'espace de contraintes déviatrices.

Le tenseur de position $\alpha_{ij}^{(m)}$ n'étant pas forcément proportionnel à δ_{ij} (symbole de Kronecker), l'écroutissage du matériau est anisotrope. La direction est donc d'une grande importance et les axes référentiels physiques (x,y,z) doivent être fixés par rapport à l'élément de sol étudié.

- Si les coordonnées physiques des axes, coïncident initialement avec les axes principaux de l'anisotropie du matériau, $\alpha_{xy}^{(m)} = \alpha_{yz}^{(m)} = \alpha_{zx}^{(m)} = 0$ pour tout m.
- Si en plus $\alpha_{xx}^{(m)} = \alpha_{zz}^{(m)}$ pour tout m, on dit alors que l'anisotropie exhibe une symétrie rotationnelle autour de l'axe (y), et c'est l'anisotropie transverse.
- Si, enfin, $\alpha_{xx}^{(m)} = \alpha_{yy}^{(m)} = \alpha_{zz}^{(m)}$ pour tout m, on est dans le cas de la symétrie sphérique complète, et le sol est initialement isotrope.

Pour la simplicité mathématique et pour remplir les conditions des essais conventionnels (triaxial, cisaillement simple), on suppose, dans ce qui suit, que le matériau présente initialement une anisotropie transverse. L'axe vertical (y) est supposé coïncider avec la direction principale de consolidation. Le plan horizontal (x-z) étant le plan isotrope.

II.2.2 Décomposition du taux de déformation

Les sols, en général, subissent des déformations élastiques et plastiques simultanées dès le début du cisaillement, pour cela et afin de séparer les contributions des propriétés élastiques et plastiques dans les déformations totales, on admet que l'élasticité du matériau est linéaire et isotrope, la nonlinéarité et l'anisotropie résultent, en fait, de sa plasticité [25]. Ceci se traduit mathématiquement par:

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p \quad [2.02]$$

où : $d\varepsilon_{ij}$: incrément de déformation totale

$d\varepsilon_{ij}^e$: incrément de déformation élastique

$d\varepsilon_{ij}^p$: incrément de déformation plastique

H.2.2.1 Equations d'élasticité

L'incrément de la déformation élastique $d\varepsilon_{ij}^e$ est la somme d'une composante déviatrice de_{ij}^e , et d'une composante sphérique (volumique) $d\varepsilon_v^e$, reliées par l'équation:

$$d\varepsilon_{ij}^e = de_{ij}^e + \frac{1}{3} d\varepsilon_v^e \delta_{ij} \quad [2.03a]$$

où $d\varepsilon_v^e = d\varepsilon_{kk}^e$
avec $\delta_{ij} = 1$ pour $i=j$
 $\delta_{ij} = 0$ sinon.

Dans le cas particulier d'un matériau incompressible, $d\varepsilon_v^e = 0$, l'équation 2.03a est simplifiée

$$d\varepsilon_{ij}^e = de_{ij}^e \quad [2.03b]$$

La relation contrainte-déformation est donnée par la théorie classique de l'élasticité:

$$de_{ij} = (D_{ijkl})^{-1} dS_{kl} \quad [2.04]$$

où $(D_{ijkl})^{-1}$: matrice d'état élastique dont les coefficients sont fonctions uniquement du module de cisaillement élastique G .

dS_{kl} : composantes déviatrices du tenseur incréments de contraintes défini par:

$$dS_{kl} = d\sigma_{kl} - dp \delta_{kl} \quad [2.05]$$

où dp : incrément de contrainte normale moyenne ($\frac{1}{3} d\sigma_{nm}$)

$d\sigma_{kl}$: tenseur d'incrément de contraintes totales

En utilisant la symétrie du tenseur incréments de contraintes ($dS_{kl} = dS_{lk}$), et la définition de la déformation de cisaillement ($d\gamma_{ij} = 2de_{ij}$) pour $i \neq j$, l'équation 2.04 est alors simplifiée:

$$\begin{bmatrix} de_{11} \\ de_{22} \\ de_{33} \\ d\gamma_{12} \\ d\gamma_{23} \\ d\gamma_{31} \end{bmatrix} = G \begin{bmatrix} \frac{1}{2} & & & & & \\ & \frac{1}{2} & & & & \\ & & \frac{1}{2} & & & \\ & & & 1 & & \\ & & & & 1 & \\ & & & & & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dS_{11} \\ dS_{22} \\ dS_{33} \\ d\tau_{12} \\ d\tau_{23} \\ d\tau_{31} \end{bmatrix} \quad [2.06]$$

Il est à noter que Prévost suppose que le module de cisaillement élastique G est isotrope et non une fonction de la déformation plastique.

II.2.2.2 Incrément de déformation plastique

La loi d'écoulement généralement adoptée est la loi normale de plasticité. Elle stipule, simplement, que dans l'espace de contraintes, le vecteur incrément de déformation plastique se trouve sur la normale extérieure à la surface de charge au point de contrainte. En notation tensorielle, elle est représentée par:

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{1}{H'} N_{ij} \langle L \rangle \quad [2.07]$$

où: H' : représente le module de cisaillement plastique associé à f .

N_{ij} : les composantes du vecteur unitaire normal à la surface de charge au point de contrainte.

$$N_{ij} = \frac{1}{|N|} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad ; \quad |N| = \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad [2.08]$$

La fonction de chargement plastique L est prise égale à la projection du vecteur incrément de contrainte $d\sigma_{ij}$ sur le vecteur unitaire normal à la surface de charge.

$$L = N_{kl} d\sigma_{kl} \quad [2.09]$$

Le symbole $\langle L \rangle$ est défini par:

$$\langle L \rangle = L \quad \text{si} \quad \frac{L}{H'} \geq 0$$

$$\langle L \rangle = 0 \quad \text{sinon}$$

par substitution des équations 2.08 et 2.09 dans l'équation 2.07, on obtient:

$$de_{ij}^p = \frac{1}{H_m} \frac{\partial f}{\partial \alpha_{ij}} \left\langle \frac{\partial f}{\partial \alpha_{kl}} dS_{kl} \right\rangle \frac{1}{\sqrt{\frac{\partial f}{\partial \alpha_{rs}} \frac{\partial f}{\partial \alpha_{rs}}}} \left\langle \frac{\partial f}{\partial \alpha_{rs}} \frac{\partial f}{\partial \alpha_{rs}} \right\rangle \quad [2.10]$$

f étant la fonction de charge.

En vu de la forme adoptée pour la fonction de charge (eq.2.01), seul l'écoulement plastique déviateur se produit (ie, $d\varepsilon_{kk}^p = 0$), et par conséquent, le module plastique H_m associé à chaque surface de charge joue le rôle de module de cisaillement plastique.

II.2.3 La règle d'épaississement

Le dernier aspect important associé à la formulation du modèle de Prévost est lié au choix de la règle d'épaississement, c'est une loi qui spécifie l'évolution de la condition d'écrouissage lors de l'écoulement plastique. Le modèle de Prévost utilise une règle d'épaississement "purement cinématique" de Mroz qui se traduit par la translation rigide de la surface de charge dans l'espace de contraintes [15]:

$$d\alpha_{ij}^{(m)} = d\mu \mu_{ij} \quad [2.11]$$

où : $d\mu$: taux de l'épaississement
 μ_{ij} : direction de l'épaississement

II.2.3.1 Détermination de $d\alpha_{ij}^{(m)}$

La seule limitation dans les formes fonctionnelles utilisées pour définir la direction de l'épaississement (μ_{ij}) et le taux d'épaississement ($d\mu$) dans l'équation 2.11, est que l'incrément résultant $d\alpha_{ij}^m$ produise un type de chargement consistant.

La condition de consistance exige qu'un chargement à partir d'un état plastique produirait un autre état plastique [20]. Dans notre cas, cette condition est satisfaite si l'incrément dans la surface de charge, df est nul, c.à.d.:

$$df = \frac{\partial f}{\partial S_{ij}} dS_{ij} + \frac{\partial f}{\partial \alpha_{ij}^m} d\alpha_{ij}^m + \frac{\partial f}{\partial K^m} dK^m = 0 \quad [2.12]$$

En utilisant l'expression de la fonction de charge f de l'équation 2.01, on déduit :

$$\begin{aligned}\frac{\partial \mathcal{J}}{\partial S_{ij}} &= 3(S_{ij} - \alpha_{ij}^m) \\ \frac{\partial \mathcal{J}}{\partial \alpha_{ij}^m} &= -\frac{\partial \mathcal{J}}{\partial S_{ij}} \\ \frac{\partial \mathcal{J}}{\partial K^m} &= -2K^m\end{aligned}\quad [2.13]$$

et par substitution des équations 2.13 dans l'équation 2.12, on obtient:

$$\frac{3}{2}(S_{ij} - \alpha_{ij}^m)(dS_{ij} d\alpha_{ij}^m) - K^m dK^m = 0 \quad [2.14]$$

la forme finale de la condition de consistance s'écrit:

$$d\alpha_{ij}^m = \frac{\frac{3}{2}(S_{ij} - \alpha_{ij}^m)dS_{ij} - K^m dK^m}{\frac{3}{2}(S_{ij} - \alpha_{ij}^m)} \quad [2.15]$$

II.2.3.2 Expressions des paramètres d'épaississement $d\mu$ et μ_{ij}

Dans le but de satisfaire la condition de consistance, Mroz choisit une direction d'épaississement, μ_{ij} , de la forme:

$$\mu_{ij} = S_{ij}^{m+1} - S_{ij} \quad [2.16]$$

où S_{ij} : le présent état de contrainte déviatrice localisé sur la surface de charge active.

S_{ij}^{m+1} : la contrainte déviatrice sur la surface de charge suivante (m+1).

Géométriquement, la localisation de l'état de contrainte S_{ij}^{m+1} sur la surface de charge (m+1), (fig. 2.01), est obtenue par l'intersection de la droite L_2 , menée du centre de la surface de charge (m+1) et parallèle à la droite L_1 (reliant le point de l'état de contrainte présent (S_{ij}) et le centre de la surface de charge active, α_{ij}^m), avec le contour de cette même surface de charge.

- Expression de la direction de l'épaississement μ_{ij}

L'expression de la direction d'épaississement μ_{ij} , en termes de l'état de contrainte présent, S_{ij} , est obtenue en supposant la similitude entre les surfaces de charge, ce qui conduit à l'expression:

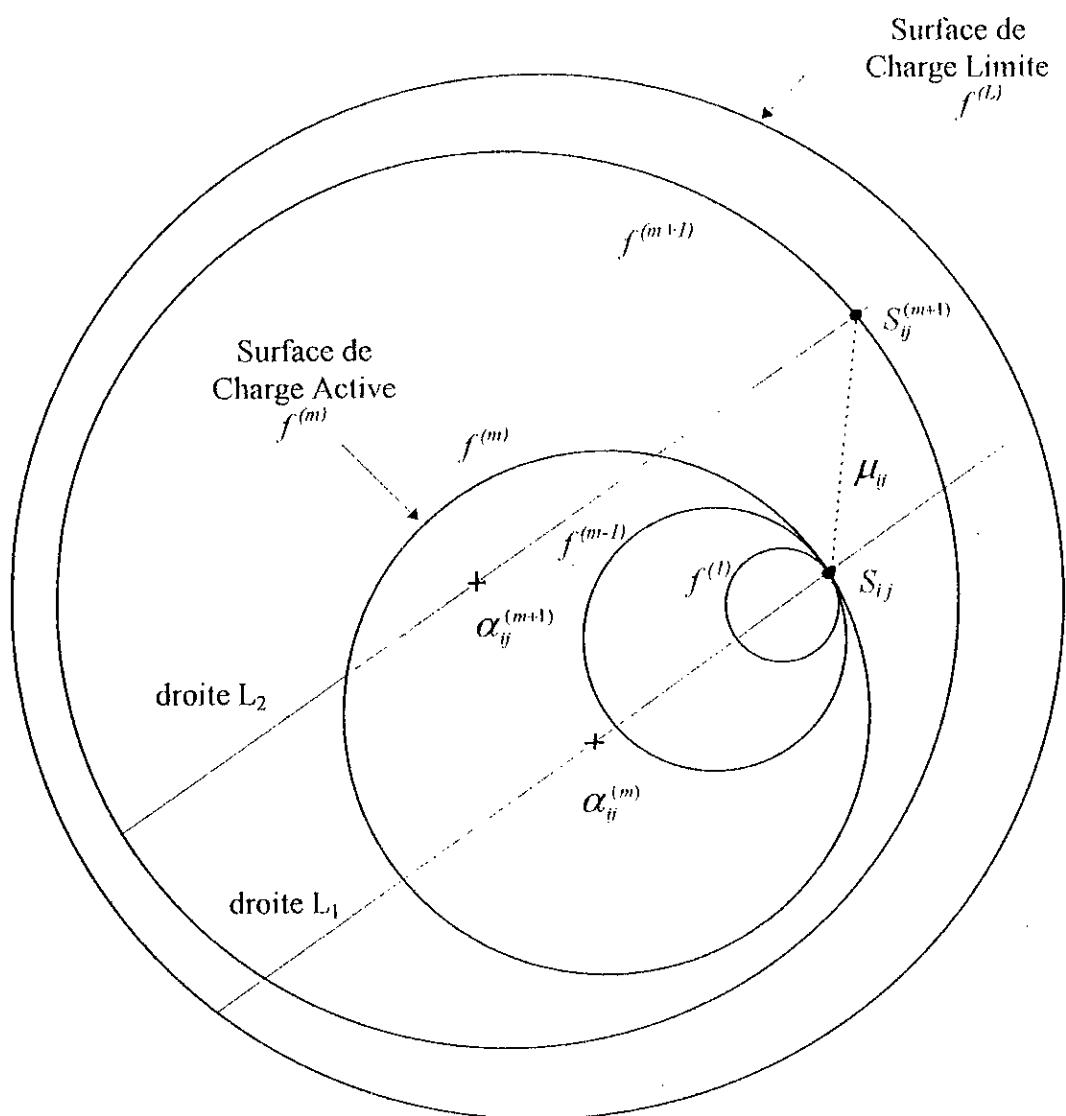


Figure 2.01 Représentation schématique de la configuration de la surface de charge active et la direction de l'épaississement, μ_{ij} .

$$(S_{ij}^{m+1} - \alpha_{ij}^{m+1}) = \frac{K^{m+1}}{K^m} (S_{ij} - \alpha_{ij}^m) \quad [2.17]$$

En substituant l'hypothèse de Mroz ($S_{ij}^{m+1} = \mu_{ij} + S_{ij}$) dans l'équation 2.17, la direction de l'épaississement (μ_{ij}) est alors:

$$\mu_{ij} = \frac{K^{m+1}}{K^m} (S_{ij} - \alpha_{ij}^m) - (S_{ij} - \alpha_{ij}^{m+1}) \quad [2.18]$$

- Expression du taux scalaire d'épaississement $d\mu$

L'expression du taux de l'épaississement $d\mu$ est obtenue en égalisant les deux équations 2.11 et 2.15:

$$d\mu \cdot \mu_{ij} = \frac{\frac{3}{2}(s_{ij} - \alpha_{ij}^m)ds_{ij} - k^m dk^m}{\frac{3}{2}(s_{ij} - \alpha_{ij}^m)} \quad [2.19a]$$

L'expression de μ_{ij} donnée par l'équation 2.18 est substituée dans l'équation 2.19a, ainsi que l'expression $[\frac{3}{2}(s_{ij} - \alpha_{ij}^m)(s_{ij} - \alpha_{ij}^m)]$ par son scalaire équivalent $[K^m]^2$ donné par l'équation 2.01, l'expression finale de $d\mu$ s'écrit:

$$d\mu = \frac{\frac{3}{2}(s_{ij} - \alpha_{ij}^m)ds_{ij} - k^m dk^m}{k^{m+1}k^m - \frac{3}{2}(s_{ij} - \alpha_{ij}^m)(s_{ij} - \alpha_{ij}^{m+1})} \quad [2.19b]$$

L'hypothèse d'une règle d'épaississement purement cinématique étant admise, la valeur de dk^m dans l'équation 2.19b est toujours nulle.

Une fois la surface de charge active épaissie d'un taux $d\mu$ dans la direction μ_{ij} , les surfaces de charge précédentes, f^{m-1} à f^1 doivent être translatées, de telle sorte que toutes les surfaces de charge deviennent tangentes à la surface de charge active, à l'état de contrainte, S_{ij} , comme le montre la figure 2.01. L'expression utilisée pour épaissir les surfaces de charge précédentes prend la forme:

$$\alpha_{ij}^{m-1} = S_{ij} - \frac{K^{m-1}}{K^m} (S_{ij} - \alpha_{ij}^m) \quad [2.20]$$

II.3 ETABLISSEMENT DES ÉQUATIONS CONSTITUTIVES

La rigidité non linéaire, élastoplastique C_{ijkl}^{ep} relie l'incrément de déformation, de_{kl} , à l'incrément de contrainte dS_{ij} de la manière suivante:

$$dS_{ij} = C_{ijkl}^{ep} de_{kl} \quad [2.21]$$

où C_{ijkl}^{ep} : une fonction, de l'état de contrainte présent S_{ij} , du module de cisaillement élastique G , du module de cisaillement plastique total, H_m , et des paramètres d'écroutissage α_{ij}^m et K^m :

La formulation de l'équation constitutive 2.21 nécessite une manipulation de la décomposition du taux de déformation, des équations d'élasticité et de la règle d'écoulement. Les équations d'élasticité peuvent s'écrire sous la forme:

$$dS_{ij} = 2Gde_{ij}^e \quad [2.22]$$

et par substitution de l'expression ($de_{ij}^e = de_{ij} - de_{ij}^p$) dans l'équation 2.22:

$$dS_{ij} = 2G(de_{ij} - de_{ij}^p) \quad [2.23]$$

En remplaçant l'expression de de_{ij}^p (équation 2.10) dans l'équation 2.23, on obtient:

$$ds_{ij} = 2G \cdot \left[de_{ij} - \frac{\frac{\partial}{\partial s_{ij}} \frac{\partial}{\partial s_{kl}} ds_{kl}}{H_m \sqrt{\frac{\partial}{\partial s_{rs}} \frac{\partial}{\partial s_{rs}}} \sqrt{\frac{\partial}{\partial s_{rs}} \frac{\partial}{\partial s_{rs}}}} \right] \quad [2.24]$$

La valeur scalaire de la norme Euclidienne s'écrit

$$\left(\frac{\partial}{\partial s_{rs}} \right) \left(\frac{\partial}{\partial s_{rs}} \right) = 9 \left(\frac{3}{2} \right) \left(\frac{3}{2} \right) (S_{rs} - \alpha_{rs}^m) (S_{rs} - \alpha_{rs}^m) = 6 [K^m]^2 \quad [2.25]$$

En substituant l'équation 2.25 dans l'équation 2.24, la relation constitutive devient:

$$ds_{ij} = 2G \cdot de_{ij} - \frac{3G(S_{ij} - \alpha_{ij}^m)}{H_m [K^m]^2} (s_{kl} - \alpha_{kl}^m) ds_{kl} \quad [2.26]$$

En exprimant les différents modules, de cisaillement élastique G , de cisaillement plastique H'_m , et de plasticité totale H_m , séparément:

$$2G = \frac{dS_{ij}}{de_{ij}^e} \quad [2.27a]$$

$$H'_m = \frac{dS_{ij}}{de_{ij}^p} \quad [2.27b]$$

$$H_m = \frac{dS_{ij}}{de_{ij}} \quad [2.27c]$$

Et en introduisant la décomposition de la déformation ($de_{ij} = de_{ij}^e + de_{ij}^p$), les équations 2.27 peuvent être reliées par:

$$\frac{dS_{ij}}{H_m} = \frac{dS_{ij}}{H'_m} + \frac{dS_{ij}}{2G} \quad [2.28a]$$

qui se réduit finalement à:

$$\frac{1}{H_m} = \frac{1}{H'_m} + \frac{1}{2G} \quad [2.28b]$$

En réécrivant l'équation 2.26 en termes des modules, de cisaillement élastique G et de cisaillement plastique total, H_m , la forme finale de la relation constitutive s'écrit:

$$dS_{ij} = 2Gde_{ij} + \frac{3}{2}(H_m - 2G) \frac{S_{ij} - \alpha_{ij}^m}{H_m [K^m]^2} (S_{kl} - \alpha_{kl}^m) de_{kl} \quad [2.29a]$$

dont l'inverse est:

$$de_{ij} = \frac{dS_{ij}}{2G} + \frac{3(S_{ij} - \alpha_{ij}^m)}{2H_m [K^m]^2} (S_{kl} - \alpha_{kl}^m) dS_{kl} \quad [2.29b]$$

II.3.1 Equations constitutives pour le cas du Triaxial

Prévost [27] avait proposé une procédure relativement simple pour calculer la valeur du module de cisaillement plastique total, H_m , basée sur les contraintes et les déformations

mesurées lors des essais de compression au Triaxial. Les conditions aux limites d'un essai triaxial conventionnel, consistent à varier la contrainte verticale σ_y , en maintenant les contraintes latérales constantes ($\sigma_x = \sigma_z = \text{cte}$) et la contrainte de cisaillement nulle ($\tau_{xy} = 0$). Dans le cas particulier d'un cisaillement non drainé, les déformations latérales, ε_x et ε_z sont toujours égales à $(-\frac{1}{2}\varepsilon_y)$, où ε_y est la composante verticale de déformation. En substituant ces conditions aux limites dans l'équation 2.29b, la relation constitutive dans le cas d'un essai au triaxial devient:

$$d\varepsilon_y = \left(\frac{1}{3G} + \frac{2}{3H_m}\right)d(\sigma_y - \sigma_x) \quad [2.30a]$$

ou alors

$$d\varepsilon_y = \left(\frac{2}{3H_m}\right)d(\sigma_y - \sigma_x) \quad [2.30b]$$

II.4 EQUATIONS SIMPLIFIEES POUR LE CALCUL DES RESISTANCES NON DRAINEES

Des équations simplifiées peuvent être tirées du modèle de Prévost pour calculer les résistances non drainées dans le cas des essais de triaxial, de déformation plane et de cisaillement simple.

II.4.1 Expression de la fonction de charge dans le cas d'un chargement axisymétrique

Pour un chargement axisymétrique avec cisaillement dans le plan xy ie, $\tau_{xy} \neq 0$ et $\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$, l'expression de la surface de charge donnée par l'équation 2.01 peut être simplifiée et exprimée en termes de composantes de contraintes σ_x , σ_y , σ_z , τ_{xy} et des paramètres d'érouissage du modèle α_x^m , α_y^m , α_{xy}^m , et K^m :

$$\begin{aligned} & \frac{(\sigma_x - \sigma_y)^2}{2} + \frac{(\sigma_y - \sigma_z)^2}{2} + \frac{(\sigma_z - \sigma_x)^2}{2} \\ & - 2\alpha_x^m \left[\sigma_y - \frac{1}{2}(\sigma_y + \sigma_z) \right] + \frac{3}{2}(\alpha_x^m)^2 \\ & - 2\alpha_y^m \left[\sigma_y - \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_z) \right] + \frac{3}{2}(\alpha_y^m)^2 \\ & - 2\alpha_z^m \left[\sigma_z - \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) \right] + \frac{3}{2}(\alpha_z^m)^2 \\ & + 3(\tau_{xy} - \alpha_{xy}^m)^2 = [K^m]^2 \end{aligned} \quad [2.31]$$

II.4.2 Résistance non drainée en cisaillement simple

Dans un essai de cisaillement simple conventionnel, la contrainte de cisaillement, τ_{xy} , augmente, et les composantes normales de déformation restent nulles ($\varepsilon_x = \varepsilon_y = \varepsilon_z = 0$).

Pour introduire ces conditions aux limites dans le modèle de Prévost, les contraintes latérales doivent être égales ($\sigma_x = \sigma_z$), et la variation de la contrainte verticale est nulle ($d\sigma_y = 0$).

Si les contraintes latérales, σ_x et σ_z , sont égales à la fin de la consolidation, elles le resteront durant le cisaillement, ce qui implique nécessairement que $\alpha_x^m = \alpha_z^m$. En plus, la somme $\alpha_x^m + \alpha_y^m + \alpha_z^m = 0$ et par suite: $\alpha_x^m = \alpha_z^m = -\frac{1}{2}\alpha_y^m$

En substituant les égalités précédentes dans l'expression de la fonction de charge (éq.2.31), on obtient la forme simplifiée de la condition d'écroutissage:

$$\left[(\sigma_y - \sigma_x) - \alpha_1^m \right]^2 + \left[\sqrt{3}(\tau_{xy} - \alpha_{xy}^m) \right]^2 = [K^m]^2 \quad [2.32]$$

$$\text{où: } \alpha_1^m = (\alpha_y^m - \alpha_x^m) = \frac{3}{2}\alpha_y^m$$

Les surfaces de charges, données par l'équation 2.32, représentent des cercles dans le plan de contraintes $(\sigma_y - \sigma_x) - \sqrt{3} \tau_{xy}$, figure 2.02. Pour une surface de charge (m) les coordonnées du centre sont α_1^m et $\sqrt{3}\alpha_{xy}^m$, et la taille, $K^{(m)}$. Le modèle de Prévost exige que le point représentant l'état de contrainte passe par le sommet de chaque surface de charge. A la rupture, l'expression de la différence de contraintes normales, $(\sigma_y - \sigma_x)_f$ est donnée par:

$$(\sigma_y - \sigma_x)_f = \alpha_1^L \quad [2.33]$$

où: α_1^L coordonnée du centre de la surface de charge limite le long de l'axe $(\sigma_y - \sigma_x)$. En notant qu'à la rupture $(\sigma_y - \sigma_x) - \alpha_1^L$ de l'équation 2.32 est nulle, et que α_{xy}^L dans cette même équation est nulle, l'expression de la contrainte de cisaillement à la rupture est obtenue par simplification de l'équation 2.32:

$$(\tau_{xy})_f = \frac{K^{(L)}}{\sqrt{3}} \quad [2.34]$$

où $K^{(L)}$: taille de la surface de charge limite.

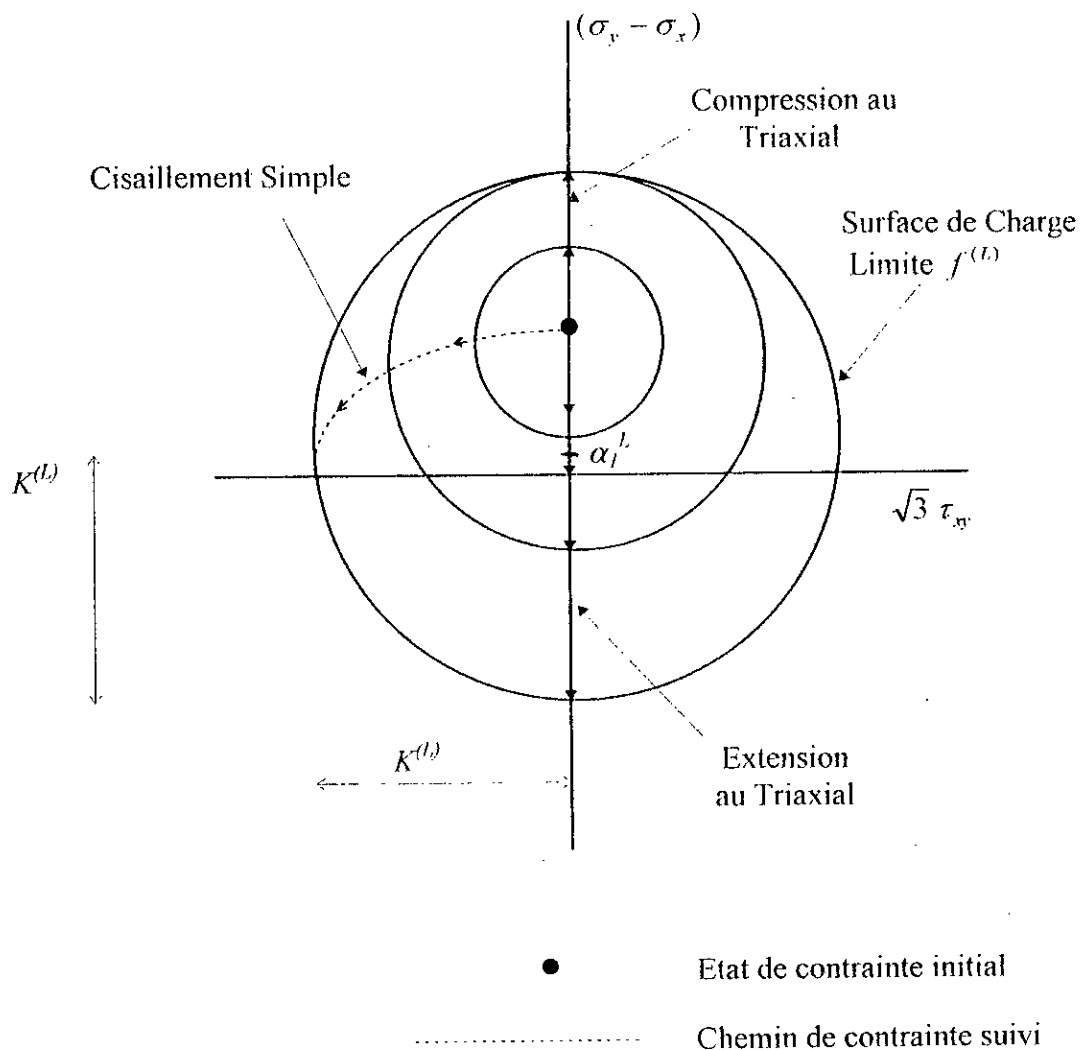


Figure 2.02 Projection des surfaces de charge dans le plan $(\sigma_y - \sigma_x) - \sqrt{3} \tau_{xy}$ et les chemins de contrainte suivis lors des essais de Triaxial et de Cisaillement simple.

II.4.3 Résistances non drainées au triaxial

Pour un essai triaxial conventionnel, les conditions aux limites consistent à varier la contrainte axiale (σ_y), en maintenant les contraintes latérales égales ($\sigma_x = \sigma_z$) et la contrainte de cisaillement nulle ($\tau_{xy} = 0$). En substituant ces conditions aux limites dans l'équation 2.31, la résistance non drainée dans un essai de compression au triaxial s'écrit:

$$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{2} = \frac{1}{2}(\alpha_1^L + K^L) \quad [2.35a]$$

et dans un essai d'extension au triaxial:

$$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{2} = \frac{1}{2}(\alpha_1^L - K^L) \quad [2.35b]$$

La contrainte de cisaillement, τ_{xy} , étant toujours nulle dans un essai triaxial, le chemin de contrainte s'effectue le long de l'axe ($\sigma_y - \sigma_x$).

II.4.4 Résistances non drainées en déformation plane

Les conditions aux limites dans cet essai correspondent à la variation de la contrainte verticale σ_y , en maintenant la contrainte latérale σ_x constante, la déformation dans l'autre direction latérale ε_z étant toujours nulle. Pour un essai de déformation plane idéalisé, la contrainte de cisaillement est nulle ($\tau_{xy} = 0$). Si, outre l'hypothèse de Prévost suivant laquelle l'incrément de déformation plastique est calculé en utilisant une loi d'écoulement associative, la déformation totale à la rupture est purement plastique (ie, les déformation élastiques à la rupture sont négligeables), la déformation dans la direction (z) peut être exprimée par:

$$d\varepsilon_z = \lambda \frac{\partial f^L}{\partial \sigma_z} = 0 \quad [2.36]$$

En effectuant les dérivées de la fonction de charge (f), dont l'expression est donnée par l'équation 2.31, on déduit la contrainte à la rupture $(\sigma_z)_f$ dans la direction de la déformation nulle:

$$(\sigma_z)_f = \frac{(\sigma_x + \sigma_y)_f}{2} - \frac{\alpha_1^L}{2} \quad [2.37]$$

Et par substitution de l'équation 2.37 dans l'expression de la fonction de charge (eq. 2.31), la résistance non drainée pour un essai de compression en déformation plane s'écrit:

$$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{2} = \frac{1}{2} \left[\alpha_1^L + \frac{2K^L}{\sqrt{3}} \right] \quad [2.38a]$$

et pour un essai d'extension en déformation plane:

$$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{2} = \frac{1}{2} \left[\alpha_1^L - \frac{2K^L}{\sqrt{3}} \right] \quad [2.38b]$$

II.5 CONCLUSION

Il a été présenté dans ce chapitre les ingrédients mathématiques relevant de la théorie de plasticité nécessaire à la formulation des relations constitutives relatives au modèle de Prévost à savoir, la fonction de charge représentée par une surface de type Von-Mises, la règle d'écoulement régie par la loi normale de plasticité et la règle d'épaississement purement cinématique de Mroz. L'expression de la fonction de charge simplifiée par les conditions aux limites des essais conventionnels nous a permis de calculer les résistances non drainées des chemins de contrainte de triaxial, de déformation plane et de cisaillement simple.

CHAPITRE III

DEVELOPPEMENT ET VERIFICATION
DU CODE DE CALCUL "PMOD"

DEVELOPPEMENT ET VERIFICATION DU CODE DE CALCUL "PMOD"

III.1 INTRODUCTION

Comme partie principale de la présente étude, un code de calcul est développé pour implémenter la théorie de plasticité incrémentale relative au modèle de Prévost comme il a été décrit dans le chapitre précédent. Le code de calcul est identifié par les initiaux PMOD (Prévost - MODEL). Dans ce chapitre, l'algorithme principal utilisé dans le code numérique PMOD sera détaillé ainsi que le mode incrémental de la relation constitutive. Les résultats obtenus en utilisant PMOD seront comparés aux résultats publiés par Prévost [24,26].

III.2 PRESENTATION GENERALE DU CODE DE CALCUL PMOD

PMOD est un code de calcul capable de prédire la réponse élastoplastique non linéaire d'un sol saturé, chargé d'une manière monotone par un système contrainte-déformation tridimensionnel arbitraire. La surface de charge active est translatée rigidement en utilisant la loi d'épaississement de Mrõz, (éq. 2.11) et l'exécution du programme se termine une fois la surface de charge limite est atteinte.

Des combinaisons arbitraires d'incrément de contraintes, $d\sigma_{ij}^{(0)}$ et d'incrément de déformations, $d\varepsilon_{ij}^{(0)}$ peuvent être spécifiées avec au moins un incrément de contrainte normale.

III.2.1 Forme de la relation constitutive implémentée dans PMOD

PMOD implémente la forme suivante de la relation constitutive, déjà donnée par l'équation 2.29b, pour une surface de charge (m):

$$de_{ij} = \frac{dS_{ij}}{2G} + \frac{3}{2H_m [K^m]^2} (S_{ij} - \alpha_{ij}^m) (S_{kl} - \alpha_{kl}^m) dS_{kl} \quad [3.01]$$

En exploitant la symétrie du tenseur de contrainte, ($dS_{kl} = dS_{lk}$) et en remplaçant la déformation de cisaillement par son équivalent ($d\gamma_{ij} = 2de_{ij}$), l'équation 3.01 peut être réduite à la forme matricielle:

$$\begin{bmatrix} d\varepsilon_{xx} \\ d\varepsilon_{yy} \\ d\varepsilon_{zz} \\ d\gamma_{xy} \\ d\gamma_{yz} \\ d\gamma_{zx} \end{bmatrix} = [C^{ep}] \begin{bmatrix} dS_{xx} \\ dS_{yy} \\ dS_{zz} \\ d\tau_{xy} \\ d\tau_{yz} \\ d\tau_{zx} \end{bmatrix} \quad [3.02]$$

où la matrice d'état élastoplastique est donnée par:

$$C^{ep} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} & a_{15} & a_{16} \\ & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} & a_{26} \\ & & a_{33} & a_{34} & a_{35} & a_{36} \\ & & & SYM & a_{44} & a_{45} & a_{46} \\ & & & & & a_{55} & a_{56} \\ & & & & & & a_{66} \end{bmatrix}$$

Les paramètres a_{ij} sont définis par:

$$\begin{aligned}
a_{11} &= \frac{1}{2G} + C (S_{xx} - \alpha_{xx}^m) (S_{xx} - \alpha_{xx}^m) \\
a_{12} &= C (S_{xx} - \alpha_{xx}^m) (S_{yy} - \alpha_{yy}^m) \\
a_{13} &= C (S_{xx} - \alpha_{xx}^m) (S_{zz} - \alpha_{zz}^m) \\
a_{14} &= 2C (S_{xx} - \alpha_{xx}^m) (\tau_{xy} - \alpha_{xy}^m) \\
a_{15} &= 2C (S_{xx} - \alpha_{xx}^m) (\tau_{yz} - \alpha_{yz}^m) \\
a_{16} &= 2C (S_{xx} - \alpha_{xx}^m) (\tau_{zx} - \alpha_{zx}^m) \\
a_{22} &= \frac{1}{2G} + C (S_{yy} - \alpha_{yy}^m) (S_{yy} - \alpha_{yy}^m) \\
a_{23} &= C (S_{yy} - \alpha_{yy}^m) (S_{zz} - \alpha_{zz}^m) \\
a_{24} &= 2C (S_{yy} - \alpha_{yy}^m) (\tau_{xy} - \alpha_{xy}^m) \\
a_{25} &= 2C (S_{yy} - \alpha_{yy}^m) (\tau_{yz} - \alpha_{yz}^m) \\
a_{26} &= 2C (S_{yy} - \alpha_{yy}^m) (\tau_{zx} - \alpha_{zx}^m) \\
a_{33} &= \frac{1}{2G} + C (S_{zz} - \alpha_{zz}^m) (S_{zz} - \alpha_{zz}^m) \\
a_{34} &= 2C (S_{zz} - \alpha_{zz}^m) (\tau_{xy} - \alpha_{xy}^m) \\
a_{35} &= 2C (S_{zz} - \alpha_{zz}^m) (\tau_{yz} - \alpha_{yz}^m) \\
a_{36} &= 2C (S_{zz} - \alpha_{zz}^m) (\tau_{zx} - \alpha_{zx}^m) \\
a_{44} &= \frac{1}{G} + 4C (\tau_{xy} - \alpha_{xy}^m) (\tau_{xy} - \alpha_{xy}^m) \\
a_{45} &= 4C (\tau_{xy} - \alpha_{xy}^m) (\tau_{yz} - \alpha_{yz}^m) \\
a_{46} &= 4C (\tau_{xy} - \alpha_{xy}^m) (\tau_{zx} - \alpha_{zx}^m) \\
a_{55} &= \frac{1}{G} + 4C (\tau_{yz} - \alpha_{yz}^m) (\tau_{yz} - \alpha_{yz}^m) \\
a_{56} &= 4C (\tau_{yz} - \alpha_{yz}^m) (\tau_{zx} - \alpha_{zx}^m) \\
a_{66} &= \frac{1}{G} + 4C (\tau_{zx} - \alpha_{zx}^m) (\tau_{zx} - \alpha_{zx}^m)
\end{aligned}$$

où

$$C = \frac{3}{2H_m [K^m]^2}$$

en utilisant la définition des composantes de la contrainte déviatrice,

$$\begin{aligned}
dS_{xx} &= \frac{2}{3} d\sigma_{xx} - \frac{1}{3} d\sigma_{yy} - \frac{1}{3} d\sigma_{zz} \\
dS_{yy} &= \frac{2}{3} d\sigma_{yy} - \frac{1}{3} d\sigma_{xx} - \frac{1}{3} d\sigma_{zz} \\
dS_{zz} &= \frac{2}{3} d\sigma_{zz} - \frac{1}{3} d\sigma_{xx} - \frac{1}{3} d\sigma_{yy}
\end{aligned}$$

[3.03]

et en substituant ces expressions dans l'équation 3.02, la relation constitutive implémentée dans PMOD est:

$$\begin{bmatrix} d\varepsilon_{xx} \\ d\varepsilon_{yy} \\ d\varepsilon_{zz} \\ d\gamma_{xy} \\ d\gamma_{yz} \\ d\gamma_{zx} \end{bmatrix} = [C'^{ep}] \begin{bmatrix} d\sigma_{xx} \\ d\sigma_{yy} \\ d\sigma_{zz} \\ d\tau_{xy} \\ d\tau_{yz} \\ d\tau_{zx} \end{bmatrix} \quad [3.04]$$

les éléments de la matrice d'état élastoplastique C'^{ep} sont donnés par:

$$C'^{ep} = \begin{bmatrix} (\frac{2}{3}a_{11} - \frac{1}{3}a_{12} - \frac{1}{3}a_{13}) & (\frac{2}{3}a_{12} - \frac{1}{3}a_{11} - \frac{1}{3}a_{13}) & (\frac{2}{3}a_{13} - \frac{1}{3}a_{11} - \frac{1}{3}a_{12}) & a_{14} & a_{15} & a_{16} \\ (\frac{2}{3}a_{21} - \frac{1}{3}a_{22} - \frac{1}{3}a_{23}) & (\frac{2}{3}a_{22} - \frac{1}{3}a_{21} - \frac{1}{3}a_{23}) & (\frac{2}{3}a_{23} - \frac{1}{3}a_{21} - \frac{1}{3}a_{22}) & a_{24} & a_{25} & a_{26} \\ (\frac{2}{3}a_{31} - \frac{1}{3}a_{32} - \frac{1}{3}a_{33}) & (\frac{2}{3}a_{32} - \frac{1}{3}a_{31} - \frac{1}{3}a_{33}) & (\frac{2}{3}a_{33} - \frac{1}{3}a_{31} - \frac{1}{3}a_{32}) & a_{34} & a_{35} & a_{36} \\ (\frac{2}{3}a_{41} - \frac{1}{3}a_{42} - \frac{1}{3}a_{43}) & (\frac{2}{3}a_{42} - \frac{1}{3}a_{41} - \frac{1}{3}a_{43}) & (\frac{2}{3}a_{43} - \frac{1}{3}a_{41} - \frac{1}{3}a_{42}) & a_{44} & a_{45} & a_{46} \\ (\frac{2}{3}a_{51} - \frac{1}{3}a_{52} - \frac{1}{3}a_{53}) & (\frac{2}{3}a_{52} - \frac{1}{3}a_{51} - \frac{1}{3}a_{53}) & (\frac{2}{3}a_{53} - \frac{1}{3}a_{51} - \frac{1}{3}a_{52}) & a_{54} & a_{55} & a_{56} \\ (\frac{2}{3}a_{61} - \frac{1}{3}a_{62} - \frac{1}{3}a_{63}) & (\frac{2}{3}a_{62} - \frac{1}{3}a_{61} - \frac{1}{3}a_{63}) & (\frac{2}{3}a_{63} - \frac{1}{3}a_{61} - \frac{1}{3}a_{62}) & a_{64} & a_{65} & a_{66} \end{bmatrix}$$

les coefficients a_{ij} ont été définis précédemment.

On remarque que la matrice d'état élastoplastique donnée par l'équation 3.04 est non symétrique, si on déduisait la matrice d'état élastique, on aurait l'expression:

$$\begin{bmatrix} d\varepsilon_{xx} \\ d\varepsilon_{yy} \\ d\varepsilon_{zz} \\ d\gamma_{xy} \\ d\gamma_{yz} \\ d\gamma_{zx} \end{bmatrix} = [C'^e] \begin{bmatrix} d\sigma_{xx} \\ d\sigma_{yy} \\ d\sigma_{zz} \\ d\tau_{xy} \\ d\tau_{yz} \\ d\tau_{zx} \end{bmatrix} \quad [3.05]$$

où C'^e est la matrice d'état élastique, elle est donnée par:

$$C^e = \begin{bmatrix} 1 & -1 & -1 \\ \frac{3G}{6G} & \frac{6G}{6G} & \frac{6G}{6G} \\ -1 & 1 & -1 \\ \frac{6G}{6G} & \frac{3G}{6G} & \frac{6G}{6G} \\ -1 & -1 & 1 \\ \frac{6G}{6G} & \frac{6G}{6G} & \frac{3G}{6G} \\ & & \frac{1}{G} \\ & & & \frac{1}{G} \\ & & & & \frac{1}{G} \end{bmatrix}$$

La première ligne de la matrice C^e étant une combinaison linéaire des lignes 2 et 3, la matrice devient singulière, c.à.d, $\det |C^e| = 0$. Par conséquent, si toutes les données sont de type déformation, la matrice d'état ne pourra jamais être inversée, par contre si une des composantes d'incrément de contrainte $d\sigma_{xx}$, $d\sigma_{yy}$, ou $d\sigma_{zz}$ est connue, l'équation correspondante peut être éliminée du système 3.05, l'ordre de la matrice sera égal au nombre d'inconnues à déterminer, et le système devient résoluble.

En conclusion, la seule limitation à respecter concernant le type d'incrément qui doivent être spécifiés comme données, est que l'une des composantes normales doit être non nulle ($\sum_i d\sigma_{ii} \neq 0$)

III.2.2 Séquences de calcul effectuées par PMOD

La séquence générale des calculs effectués par le code PMOD est donnée en résumé dans l'annexe A de la présente thèse. Au départ, on spécifie comme données les valeurs de six composantes d'incrément de contrainte, $d\sigma_{ij}^{(0)}$, d'incrément de déformation, $d\varepsilon_{ij}^{(0)}$, ou bien des conditions initiales mixtes. La matrice d'état élastoplastique, équation 3.04, est calculée en utilisant l'état de contrainte initial, $\sigma_{ij}^{(i)}$.

Tout incrément de contrainte, non spécifié au départ, est calculé par résolution du système d'équations algébriques, équation 3.04, en utilisant la méthode d'élimination de Gauss. L'estimation de l'état de contrainte après incrémentation est:

$$\sigma_{ij}^{(g)} = \sigma_{ij}^{(i)} + d\sigma_{ij}^{(0)}$$

où : $\sigma_{ij}^{(g)}$: contrainte « estimée » après incrémentation

$\sigma_{ij}^{(i)}$: état de contrainte actuel

$d\sigma_{ij}^{(0)}$: vecteur incrément de contrainte

On évalue ensuite la fonction de charge en utilisant l'état de contrainte estimé $\sigma_{ij}^{(g)}$ et les paramètres d'érouissage de la surface de charge extérieure:

$$f^{(g)} = \frac{3}{2} [(S_{ij}^{(g)} - \alpha_{ij}^{(m+1)}) (S_{ij}^{(g)} - \alpha_{ij}^{(m+1)})] - [K^{(m+1)}]^2 \quad [3.07]$$

où :
$$S_{ij}^{(g)} = \sigma_{ij}^{(g)} - \frac{1}{3} \sigma_{kk}^{(g)} \delta_{ij}$$

- Si la valeur de $f^{(g)}$ donnée par l'équation 3.07 est inférieure ou égale à zéro, l'état de contrainte $\sigma_{ij}^{(g)}$ se trouve entre la surface de charge active (m) et la surface de charge extérieure (m+1). L'estimation est alors correcte, et notre nouvel état de contrainte est $\sigma_{ij}^{(g)}$, ie, $\sigma_{ij}^{(i)} = \sigma_{ij}^{(g)}$. D'autre part, pour satisfaire la condition de consistance, le "centre" de la surface de charge active, $\alpha_{ij}^{(m)}$ est translaté en utilisant la loi d'épaississement de Mroz[15]:

$$\alpha_{ij}^{(m) \text{ new}} = \alpha_{ij}^{(m) \text{ old}} + d\alpha_{ij}^{(m)}$$

ou alors

$$\alpha_{ij}^{(m) \text{ new}} = \alpha_{ij}^{(m) \text{ old}} + d\mu \cdot \mu_{ij}$$

$d\mu$ et μ_{ij} sont données par les équations 2.18 et 2.19b.

- Si maintenant, la valeur de la fonction de charge, $f^{(g)}$ donnée par l'équation 3.07 est supérieure à zéro, l'état de contrainte $\sigma_{ij}^{(g)}$ se trouve en dehors de la surface de charge extérieure. Pour satisfaire la condition d'érouissage concernant la surface de charge extérieure (m+1), il est nécessaire que l'incrément de contrainte appliqué, $d\sigma_{ij}^{(0)}$, soit subdivisé pour ramener le point de contrainte $\sigma_{ij}^{(i)}$ sur la surface de charge extérieure. Dans ce qui suit l'algorithme utilisé pour subdiviser l'incrément de contrainte $d\sigma_{ij}^{(0)}$ est examiné.

Mode de subdivision

Pour satisfaire la condition d'érouissage de la surface de charge extérieure (m+1), un coefficient correcteur (R_I) est calculé pour réduire la valeur de l'incrément de contrainte $d\sigma_{ij}^{(0)}$:

- On évalue d'abord la fonction d'érouissage à l'état initial de contrainte $\sigma_{ij}^{(i)}$, en utilisant les paramètres d'érouissage de la surface de charge extérieure (m+1):

$$f^{(i)} = \frac{3}{2} [(S_{ij}^{(i)} - \alpha_{ij}^{(m+1)}) (S_{ij}^{(i)} - \alpha_{ij}^{(m+1)})] - [K^{(m+1)}]^2 \quad [3.08]$$

$$\text{où: } S_{ij}^{(i)} = \sigma_{ij}^{(i)} - \frac{1}{3} \sigma_{kk}^{(i)} \delta_{ij}$$

et par suite,

$$R_1 = \frac{f^{(i)}}{f^{(g)} + f^{(i)}} \quad [3.09]$$

et $f^{(g)}$ est obtenue en utilisant l'équation 3.07.

La valeur de $f^{(i)}$ donnée par l'éq. 3.08 représente la "distance" séparant l'état de contrainte $S_{ij}^{(i)}$, de la surface de charge (m+1); tandis que la valeur de $f^{(g)}$ représente la "distance" séparant l'état de contrainte $S_{ij}^{(g)}$, de la surface de charge (m+1), (fig. 3.01)

Le nouvel état de contrainte, $\sigma_{ij}^{(i) \text{ new}}$ nécessaire pour se mettre en contact avec la surface de charge extérieure, est obtenu par:

$$\sigma_{ij}^{(i) \text{ new}} = \sigma_{ij}^{(i) \text{ old}} + R_1 \cdot d\sigma_{ij}^{(0)} \quad [3.10]$$

La valeur de l'incrément de contrainte, $d\sigma_{ij}^{(0)}$, initialement spécifiée comme donnée est réévaluée:

$$d\sigma_{ij}^{(0) \text{ new}} = d\sigma_{ij}^{(0) \text{ old}} - R_1 \cdot d\sigma_{ij}^{(0) \text{ old}} \quad [3.11]$$

La valeur de la fonction de charge $f^{(i)}$ est recalculée en utilisant l'équation 3.08, où à présent $\sigma_{ij}^{(i)} = \sigma_{ij}^{(i) \text{ new}}$. Si $f^{(i)}$ n'est pas égale à zéro, $\sigma_{ij}^{(i) \text{ new}}$ ne réside pas sur la surface de charge (m+1), une nouvelle valeur du coefficient correcteur R_1 est calculée. Ce processus est répété jusqu'à ce que la valeur de la fonction de charge $f^{(i)}$, donnée par l'équation 3.08, soit égale à zéro.

D'une manière générale, pour le chemin de contrainte du triaxial, $f^{(i)}$ doit être réévaluée de 1 à 3 fois. Une fois que le point de contrainte est en contact avec la surface de charge (m+1), l'ensemble des surfaces de charge précédentes (1 à m) est translaté pour être tangent à la surface de charge (m+1) au point de contrainte $\sigma_{ij}^{(i) \text{ new}}$.

Le nouvel état de contrainte devient $\sigma_{ij}^{(i)} = \sigma_{ij}^{(i) \text{ new}}$, et par suite la matrice élastoplastique C^{ep} est réévaluée.

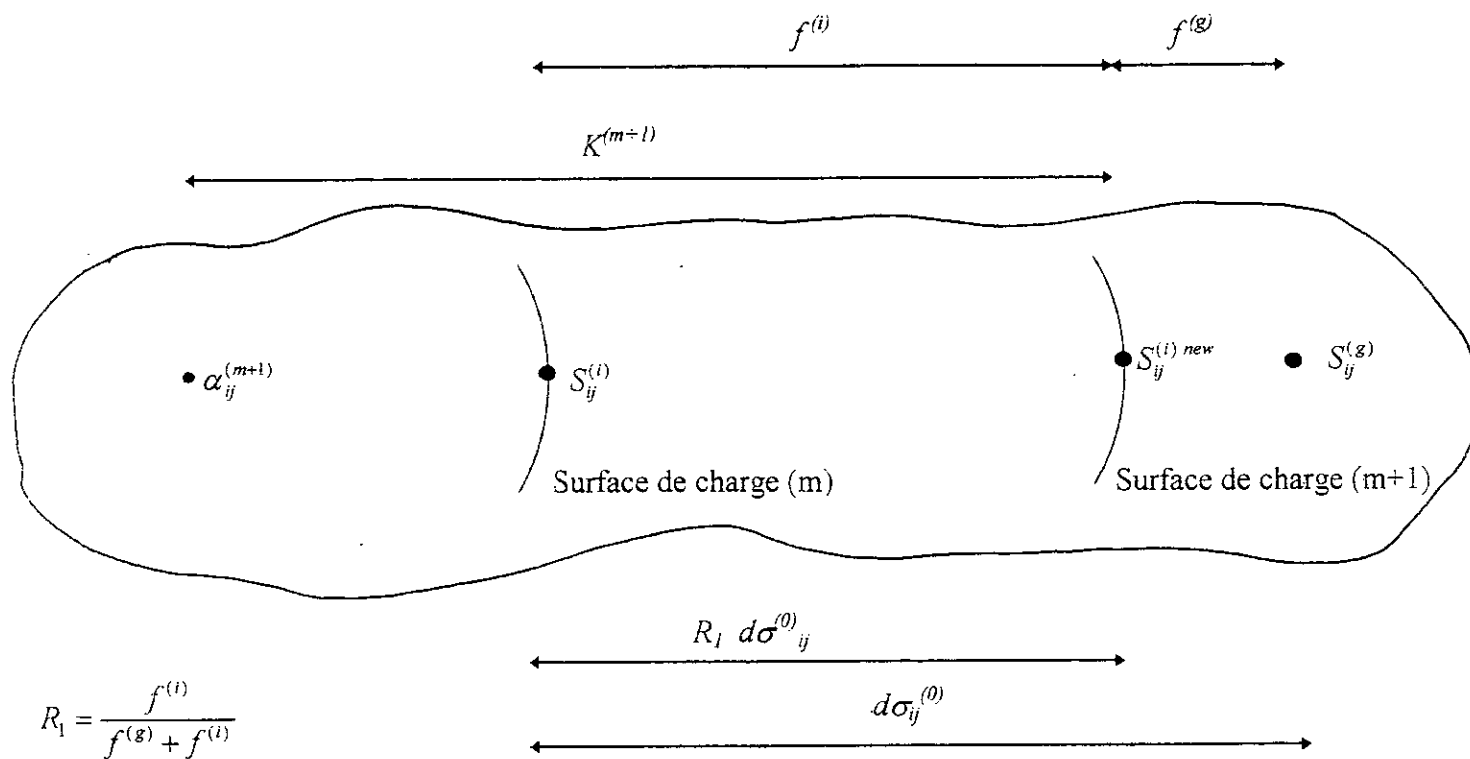


Figure 3.01 Configuration des surfaces de charge utilisée pour calculer le coefficient Correcteur R_1

Si, après l'étape de subdivision, l'incrément spécifié au départ n'est pas entièrement épuisé, PMOD applique le reste de cet incrément en retournant au début du code.

De nouveaux incréments de contraintes ou de déformations seront alors spécifiés pour une nouvelle itération.

III.3 VERIFICATION DU CODE DE CALCUL "PMOD"

Pour valider le code de calcul PMOD, on lui introduit les paramètres d'érouissage du modèle publiés par Prévost[26], relatifs à l'argile plastique surconsolidée de Drammen (tableau 3.01), les courbes contrainte-déformation générées sont comparées à celles de Prévost [26].

les paramètres d'érouissage du modèle $\frac{\alpha_1^{(m)}}{\sigma_{yc}}$, $\frac{K^{(m)}}{\sigma_{yc}}$ et $\frac{H_{(m)}}{\sigma_{yc}}$ sont normalisées par rapport à la contrainte verticale de fin de consolidation σ_{yc} (tableau 3.01).

Tableau 3.01 Les paramètres d'érouissage du modèle, argile plastique surconsolidée de Drammen, OCR= 4 [26].

Module de cisaillement élastique: $G=200.000 \sigma_{yc}$

m	$\frac{\alpha_1^{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{K^{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{H_{(m)}}{\sigma_{yc}}$
1	0.100	0.300	266.667
2	0.150	0.350	133.333
3	0.300	0.600	100.000
4	0.400	0.700	73.333
5	0.475	0.775	54.667
6	0.525	0.875	40.000
7	0.550	0.950	31.000
8	0.575	1.025	24.333
9	0.600	1.050	17.333
10	0.575	1.125	13.333
11	0.550	1.200	10.000
12	0.550	1.250	6.667
13	0.525	1.275	3.333
14	0.467	1.373	0.000

III.3.1 Choix de l'incrément de contrainte à appliquer

Les contraintes à la rupture sont calculées à partir des équations simplifiées, présentées dans le chapitre 2. Le tableau 3.02 présente les valeurs à la rupture de la différence de contraintes normales normalisée, $(DCNN)_f$, pour les chemins de contrainte de triaxial et de déformation plane, et de la contrainte de cisaillement $(CCN)_f$, pour le chemins de contrainte de cisaillement simple. D'après une étude de convergence effectuée par Kauschinger [6], le nombre d'incrément de contrainte minimal variait de 50 à 400, faute de cette étude, on prendra le nombre maximal d'incrément de contrainte, égal à 400. Les valeurs de ces incréments sont présentées dans le tableau 3.03, en tenant compte des conditions aux limites de chaque chemin de contrainte, ie, la variation de la contrainte verticale (σ_y) dans le cas du triaxial et de déformation plane, et l'augmentation de la contrainte de cisaillement (τ_{xy}) dans le cas du cisaillement simple.

III.3.2 Comparaison des valeurs à la rupture

Les valeurs à la rupture de la différence de contraintes normales normalisée $(DCNN)_f$ et de la déformation axiale $(\epsilon_y)_f$, pour des chemins de contraintes de triaxial et de déformation plane sont présentées dans le tableau 3.04. On constate que les valeurs à la rupture, publiées par Prévost [24], calculées par PMOD, et par les équations simplifiées, sont pratiquement les mêmes. La même remarque est faite, pour le chemin de contrainte de cisaillement simple, concernant les valeurs à la rupture de la contrainte de cisaillement normalisée, $(CCN)_f$, et de la déformation de cisaillement $(\gamma_{xy})_f$, obtenue par Prévost [24], PMOD, et les équations simplifiées.

III.3.3 Comparaison des courbes contrainte-déformation

Les valeurs de la différence de contraintes normales normalisée $(DCNN)$ en fonction de la déformation axiale (ϵ_y) générées par PMOD, pour des chemins de contraintes de triaxial et de déformation plane sont comparées dans les figures 3.02 et 3.03 aux courbes correspondantes publiées par Prévost [26]. On constate que les courbes sont confondues. Pour le chemin de contrainte de cisaillement simple, les valeurs de la contrainte de cisaillement normalisée (CCN) obtenues à partir de PMOD sont tracées en fonction de la déformation de cisaillement (γ_{xy}) (figs.3.04), on remarque une légère différence entre les courbes de Prévost et celles générées par PMOD de l'ordre de 0.07% pour la contrainte de cisaillement $(CCN)_f$.

Tableau 3.02 Valeurs de la différence de contraintes normales normalisée à la rupture obtenues par les équations simplifiées pour différents chemins de contrainte, Argile plastique surconsolidée de Drammen, OCR= 4.

Chemin de contraintes	$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{\sigma_{yc}}$	$\frac{(\tau_{xy})_f}{\sigma_{yc}}$
Compression au Triaxial	1.840	----
Extension au Triaxial	-0.906	----
Compression en Déformation Plane	2.0524	----
Extension en Déformation Plane	-1.1184	----
Cisaillement Simple	----	0.7927

Tableau 3.03 Les conditions aux limites utilisées par PMOD pour différents chemins de contrainte, Argile plastique Surconsolidée de Drammen, OCR= 4.

Chemin de contraintes	Conditions aux limites utilisées
Compression au Triaxial	$d\sigma_y = 4.6 E - 3 ; d\sigma_x = d\sigma_z = d\tau_{xy} = d\tau_{yz} = d\tau_{zx} = 0$
Extension au Triaxial	$d\sigma_y = -2.265 E - 3 ; d\sigma_x = d\sigma_z = d\tau_{xy} = d\tau_{yz} = d\tau_{zx} = 0$
Compression en Déformation Plane	$d\sigma_y = 5.131 E - 3 ; d\sigma_x = d\epsilon_z = d\tau_{xy} = d\tau_{yz} = d\tau_{zx} = 0$
Extension en Déformation Plane	$d\sigma_y = -2.796 E - 3 ; d\sigma_x = d\epsilon_z = d\tau_{xy} = d\tau_{yz} = d\tau_{zx} = 0$
Cisaillement Simple	$d\tau_{xy} = 1.982 E - 3 ; d\epsilon_x = d\sigma_y = d\epsilon_z = d\tau_{yz} = d\tau_{zx} = 0$

Tableau 3.04 Valeurs de contraintes et de déformations à la rupture, obtenues par PMOD, Prévost [24] et les équations simplifiées pour les chemins de contrainte de Triaxial, de Déformation plane et de Cisaillement simple.

Valeurs des contraintes et des déformations à la rupture pour différents chemins de contrainte										
Code de calcul	Triaxial				Déformation plane				Cisaillement simple	
	Compression		Extension		Compression		Extension		$\frac{\tau_{gr}}{\sigma_{yc}}$	γ_{gr} (%)
	$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{\sigma_{yc}}$	ϵ_{y_r} (%)	$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{\sigma_{yc}}$	ϵ_{y_r} (%)	$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{\sigma_{yc}}$	ϵ_{y_r} (%)	$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{\sigma_{yc}}$	ϵ_{y_r} (%)		
(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(11)	(12)	
PMOD	1.840	2.8278	-0.906	-5.1686	2.0524	2.5736	-1.1184	-4.3123	0.7921	7.1044
Prévost	1.840	2.8387	-0.906	-5.1731	2.0524	2.5788	-1.1184	-4.3205	0.7927	6.7849
Equations Simplif.	1.840	----	-0.906	----	2.0524	----	-1.1184	----	0.7927	----

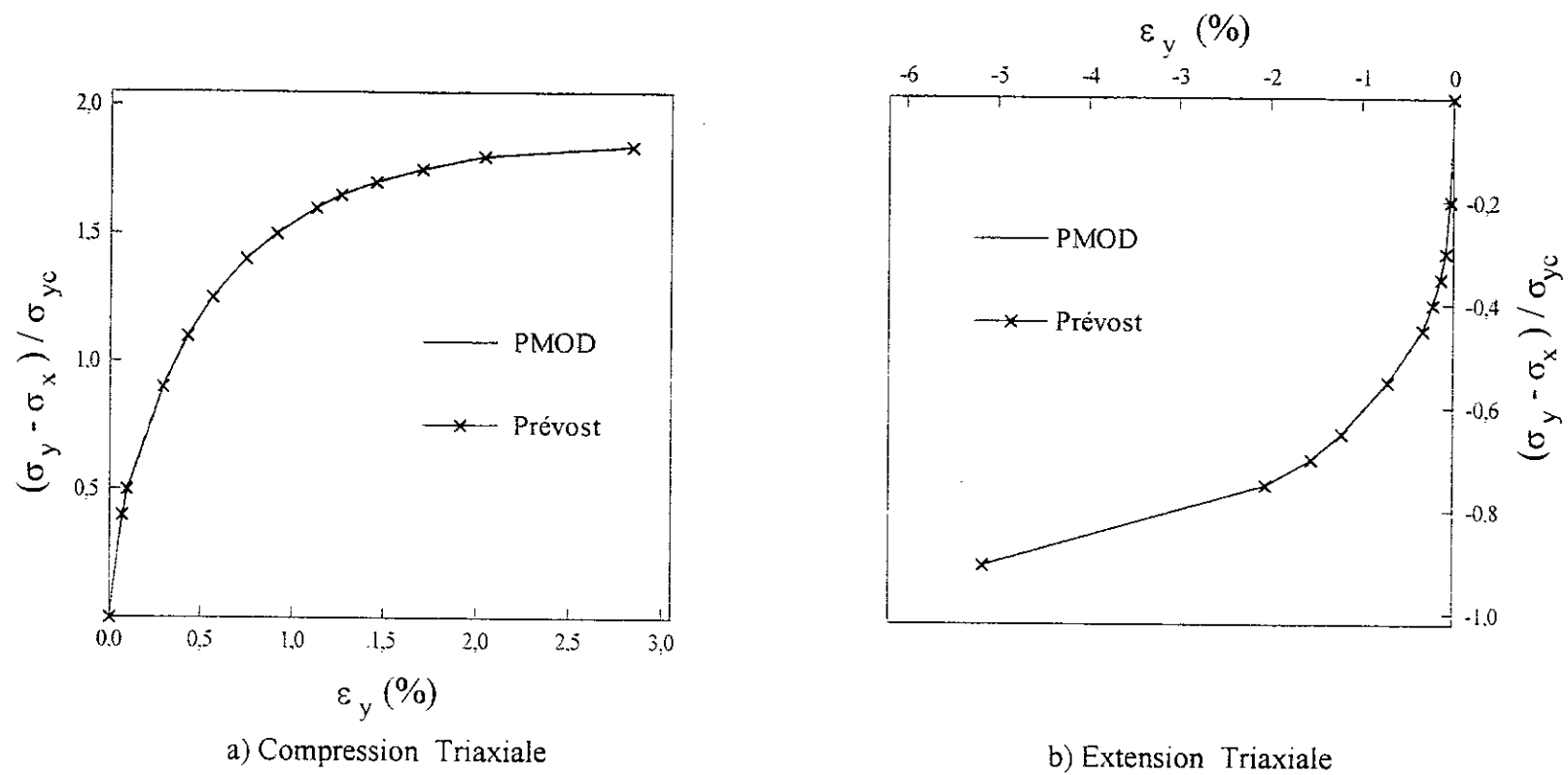


Figure 3.02 Comparaison des Courbes Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale Générées par PMOD et par Prévost, Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial [26], Argile Surconsolidée de Drammen, ORC = 4, a) Compression Triaxiale, b) Extension Triaxiale

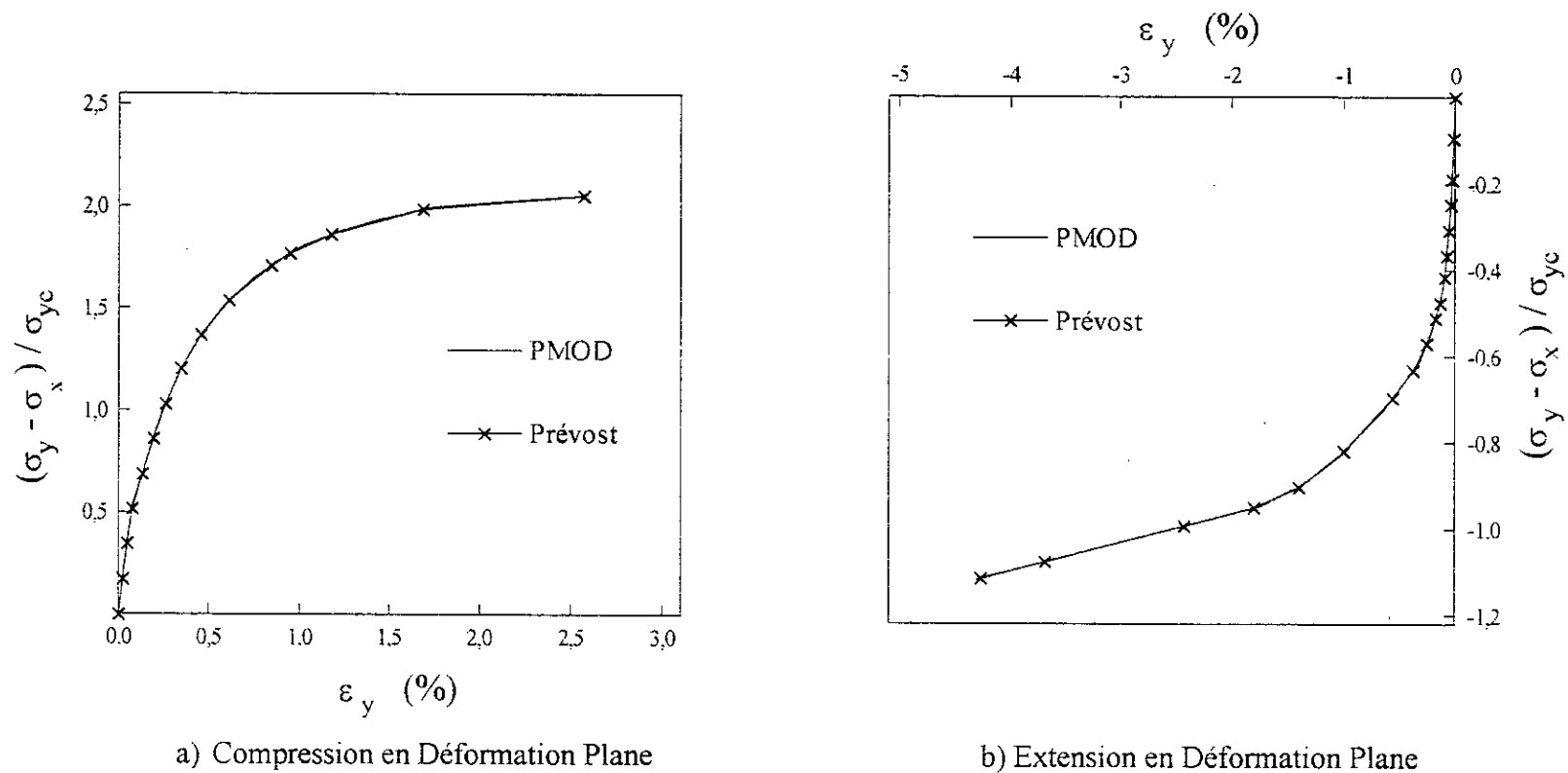


Figure 3.03 Comparaison des Courbes Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale Générées par PMOD et par Prévost, Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial [26], Argile Surconsolidée de Drammen, ORC = 4, **a)** Compression en Déformation Plane, **b)** Extension en Déformation Plane

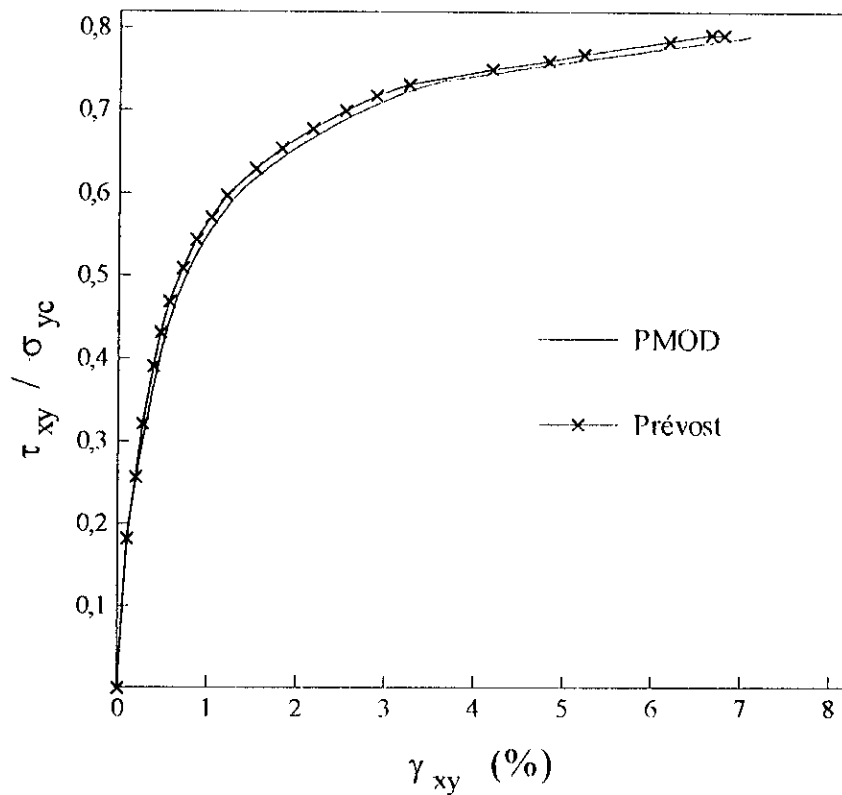


Figure 3.04 Comparaison des Courbes Contrainte de Cisaillement Normalisée-Déformation de Cisaillement Générées par PMOD et par Prévost, Essai de Cisaillement Simple, Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial, Argile Plastique Surconsolidée de Drammen, OCR=4.

III.4 CONCLUSION

La relation constitutive reliant l'incrément de déformation à l'incrément de contrainte, tel que présentée dans le chapitre précédant, est implémentée dans un code numérique PMOD pour générer les courbes contrainte-déformation des chemins de contrainte du triaxial, de déformation plane et de cisaillement simple.

Les courbes contrainte-déformation générées par PMOD pour les chemins de contrainte cités ont été comparées à celles publiées par Prévost [24,26] pour l'argile plastique surconsolidée de Drammen. Les résultats sont très satisfaisants. "PMOD" est un code de calcul théoriquement capable de prédire la réponse totale de tout sol soumis à un chargement monotone croissant.

CHAPITRE IV

EXTRACTION DES PARAMETRES
D'ECROUISSAGE D'UN ESSAI AU TRIAXIAL

EXTRACTION DES PARAMETRES D'ECROUISSAGE D'UN ESSAI AU TRIAXIAL

IV.1 INTRODUCTION

Ce chapitre décrit les procédures utilisées pour la détermination des paramètres d'écrouissage nécessaires au modèle par lissage de la courbe contrainte-déformation expérimentale obtenue dans un essai de compression et d'extension au triaxial. Une surface de charge (m) est caractérisée par:

- Sa taille, $K^{(m)}$,
- la position de son centre, $\alpha_1^{(m)}$, et
- le module de cisaillement, $H_{(m)}$ qui lui est associé.

Un code numérique "FIT" est développé pour extraire automatiquement les paramètres d'écrouissage du modèle. Les algorithmes utilisés pour définir la région élastique, la surface de charge limite (à la rupture), et les surfaces de charge internes sont présentés en détail. La validation du code de calcul est effectuée en utilisant les résultats de Prévost [26].

IV.2 ALGORITHMES UTILISES DANS LE CODE DE CALCUL "FIT"

Le code de calcul, "Fit", extrait les paramètres d'écrouissage du modèle à partir des courbes contrainte-déformation obtenues des essais de compression et d'extension au triaxial, exprimée en termes de différence de contraintes normales ($\sigma_y - \sigma_x$) en fonction de la déformation axiale (ϵ_y). La procédure d'extraction consiste à déterminer:

- La région élastique,
- les surfaces de charge internes, et
- la surface de charge limite (à la rupture).

IV.2.1 Méthodes utilisées pour définir la région élastique

Deux méthodes [6] sont implémentées dans le code numérique "Fit" pour définir la région élastique. Les deux méthodes consistent à calculer le module de cisaillement élastique,

G , en utilisant la plus grande pente des deux essais, extension ou compression triaxiale, correspondant à la plus grande valeur du module de cisaillement élastique G .

Dans ce qui suit, pour faciliter la présentation des trois méthodes, il est supposé que la pente la plus grande se trouve dans la partie compression. Toutefois, ces méthodes peuvent être appliquées aussi bien en compression qu'en extension.

a. Méthode 1

La procédure suivie dans cette méthode est représentée schématiquement par la figure 4.01. On remarque que la pente dans la partie compression, droite (IC_1) (fig. 4.01a), est plus grande que celle dans la partie extension, droite (IE_1). Pour éviter d'avoir le point I à la limite de la région élastique, ce qui pourrait engendrer un état de déchargement [6] que PMOD ne peut pas effectuer, la taille de la région élastique, $K^{(1)}$, initialement définie par la distance entre le point I représentant l'état initial de contrainte, et le premier point mesuré en compression, le point C_1 (fig. 4.01b), est étendue d'une valeur de 10% de la différence entre les valeurs de l'état initial de contrainte (point I) et le premier point mesuré dans la partie extension (point E_1) de l'essai au triaxial [6], en d'autres termes, la distance entre le point I et le point E'_1 (fig. 4.01c) est égale à $0.10(I-E_1)$, et donc la taille de la nouvelle région élastique est définie par les points C_1 et E'_1 . Les valeurs des paramètres d'écroutissage de la région élastique modifiée sont:

$$K'_1: \frac{1}{2}(\text{contrainte au point } C_1 - \text{contrainte au point } E'_1)$$

$$\alpha_1^{(1)}: \text{contrainte au point } C_1 - K'_1$$

$$G: \frac{1}{3} (\text{pente de la droite } C_1 D).$$

b. Méthode 2

Dans cette méthode, figure 4.02, on procède à un lissage manuel de la courbe contrainte-déformation obtenue d'un essai au triaxial de telle sorte que la pente dans la partie compression (droite IC'_1 , fig.4.02a) soit la même que celle dans la partie extension (droite IE'_1). Pratiquement, le lissage consiste à changer les valeurs des déformations des deux premiers points, (fig. 4.02a), en compression (ε_{yct}) et en extension (ε_{yct}) jusqu'à ce les pentes en compression et en extension soient les mêmes.

Les valeurs des paramètres d'écroutissage sont calculées comme suit:

$$K^{(1)}: \frac{1}{2}(\text{contrainte au point } C'_1 - \text{contrainte au point } E'_1)$$

$$\alpha_1^{(1)}: \text{contrainte au point } C'_1 - K^{(1)}$$

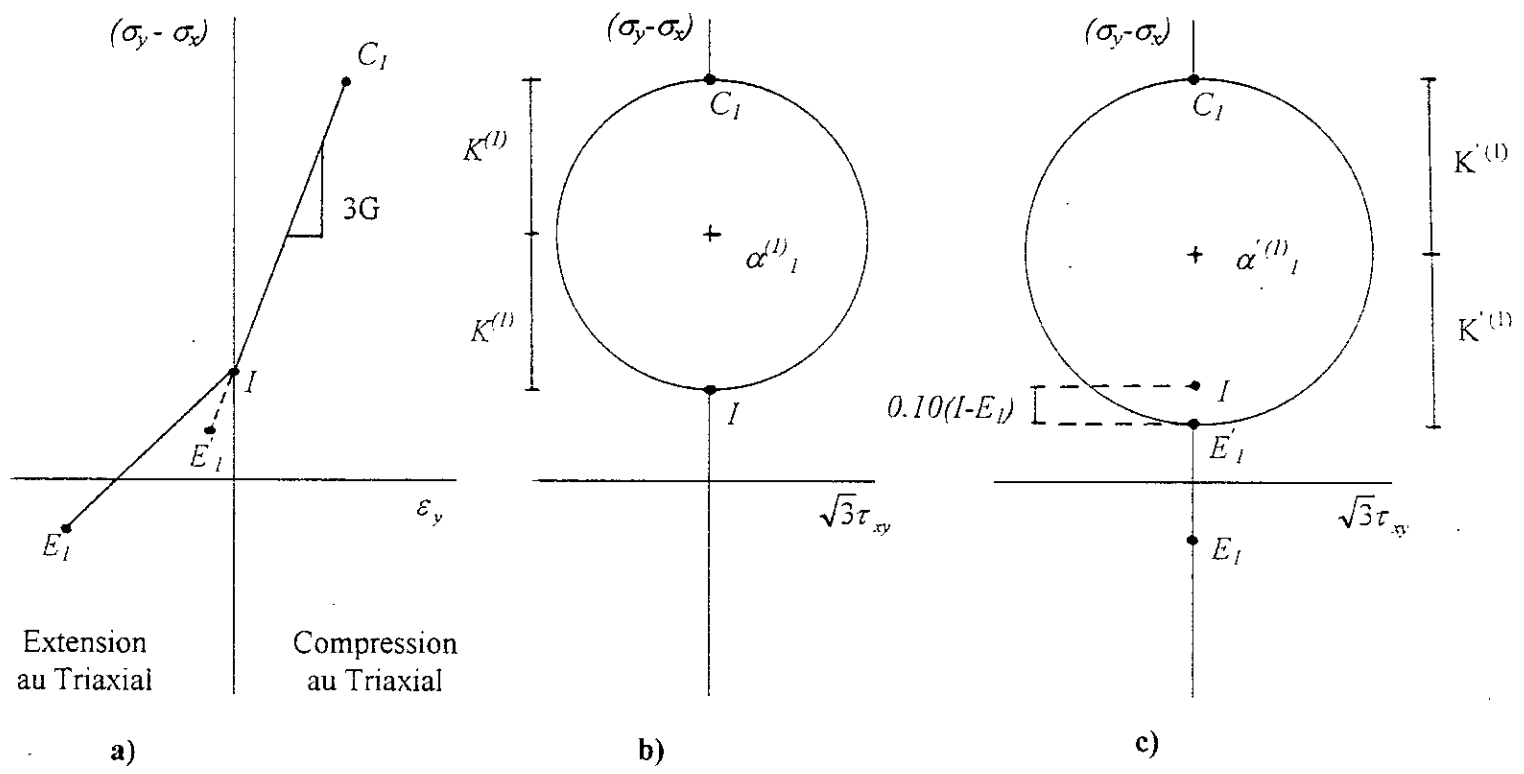


Figure 4.01 Représentation Schématique de la Procédure Utilisée pour Déterminer la Région Elastique ;
 a) Courbe Contrainte-Déformation de l'Essai au Triaxial; b) Projection de la Région Elastique dans le Plan $\sqrt{3}\tau_{xy} - (\sigma_y - \sigma_x)$; c) Région Elastique Etendue.

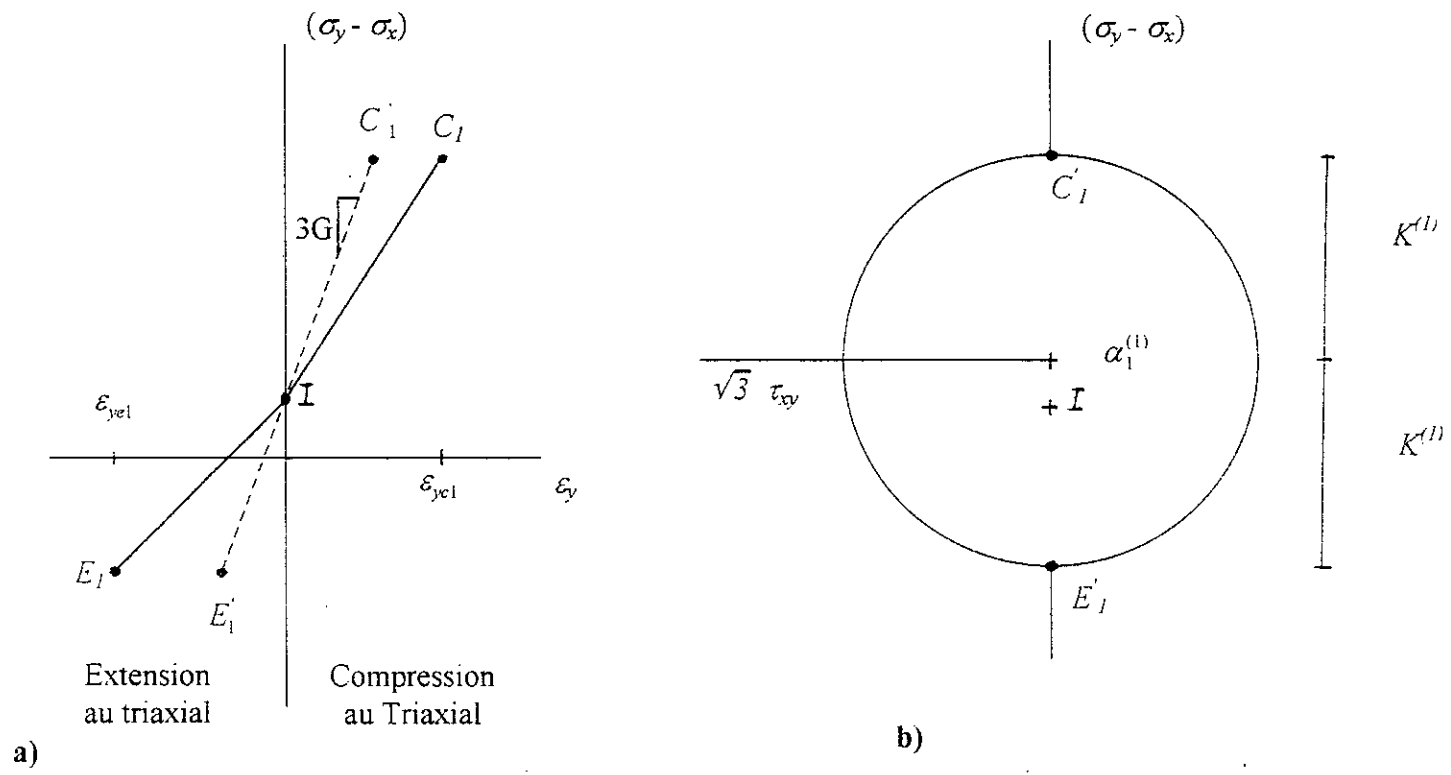


Figure 4.02 Représentation Schématique du Lissage Manuel pour Définir la Région Élastique ;
 a) Courbes Contrainte-Déformation de l'Essai Triaxial ;
 b) Projection de la région élastique dans le plan $\sqrt{3}\tau_{xy} - (\sigma_y - \sigma_x)$.

G : $\frac{1}{3}$ pente de la droite C_1E_1

IV.2.2 Détermination des surfaces de charge internes

Pour déterminer les surfaces de charge situées entre la région élastique et la surface limite, appelées "surfaces internes", deux méthodes différentes sont implémentées dans le code numérique "Fit". La première méthode est appelée "surfaces de charge équidistantes", la seconde est une combinaison de cette dernière avec une méthode appelée "approche gradient".

Dans ce qui suit, il est admis que la plus grande pente se trouve dans la partie compression et par suite toutes les méthodes utilisées sont appliquées à cette partie de la courbe contrainte-déformation.

a. Méthode 1: "Surfaces de charge équidistantes"

Cette méthode (fig. 4.03) consiste à subdiviser l'espace de contrainte interne, séparant la surface de charge limite (point C_f) de la région élastique (point C_1), en un nombre (L) d'intervalles égaux représentant les incréments de contrainte, désignés par $d(\sigma_y - \sigma_x)$.

Le point C_m délimitant la surface de charge (m) dans la partie compression le long de l'axe $(\sigma_y - \sigma_x)$ (fig. 4.03a) est déterminé en rajoutant un incrément de contrainte $d(\sigma_y - \sigma_x)$ à la contrainte au point C_{m-1} , qui le précède. La pente, définie par $C_{m-1}C_m$, est reproduite dans la partie extension à partir du point E_{m-1} pour localiser le point E_m qui délimite la surface de charge (m) dans la partie extension, par intersection de la droite de pente $\Delta C_{m-1}C_m$ et la courbe contrainte-déformation expérimentale.

La valeur du module de cisaillement plastique total de la surface de charge interne ($m-1$), $H_{(m-1)}$ est obtenue à partir de l'équation 2.30b:

$$H_{m-1} = \frac{2}{3} \Delta C_{m-1}C_m \quad [4.03]$$

où $\Delta C_{m-1}C_m$ représente la pente de la droite, dans la partie compression, entre les points C_{m-1} et C_m .

La taille et le centre de la surface de charge (m) sont calculées par:

$$K^{(m)}: \frac{1}{2}(\text{Contrainte au point } C_m - \text{Contrainte au point } E_m)$$

$$\alpha_1^{(m)}: \text{Contrainte au point } C_m - K^{(m)}$$

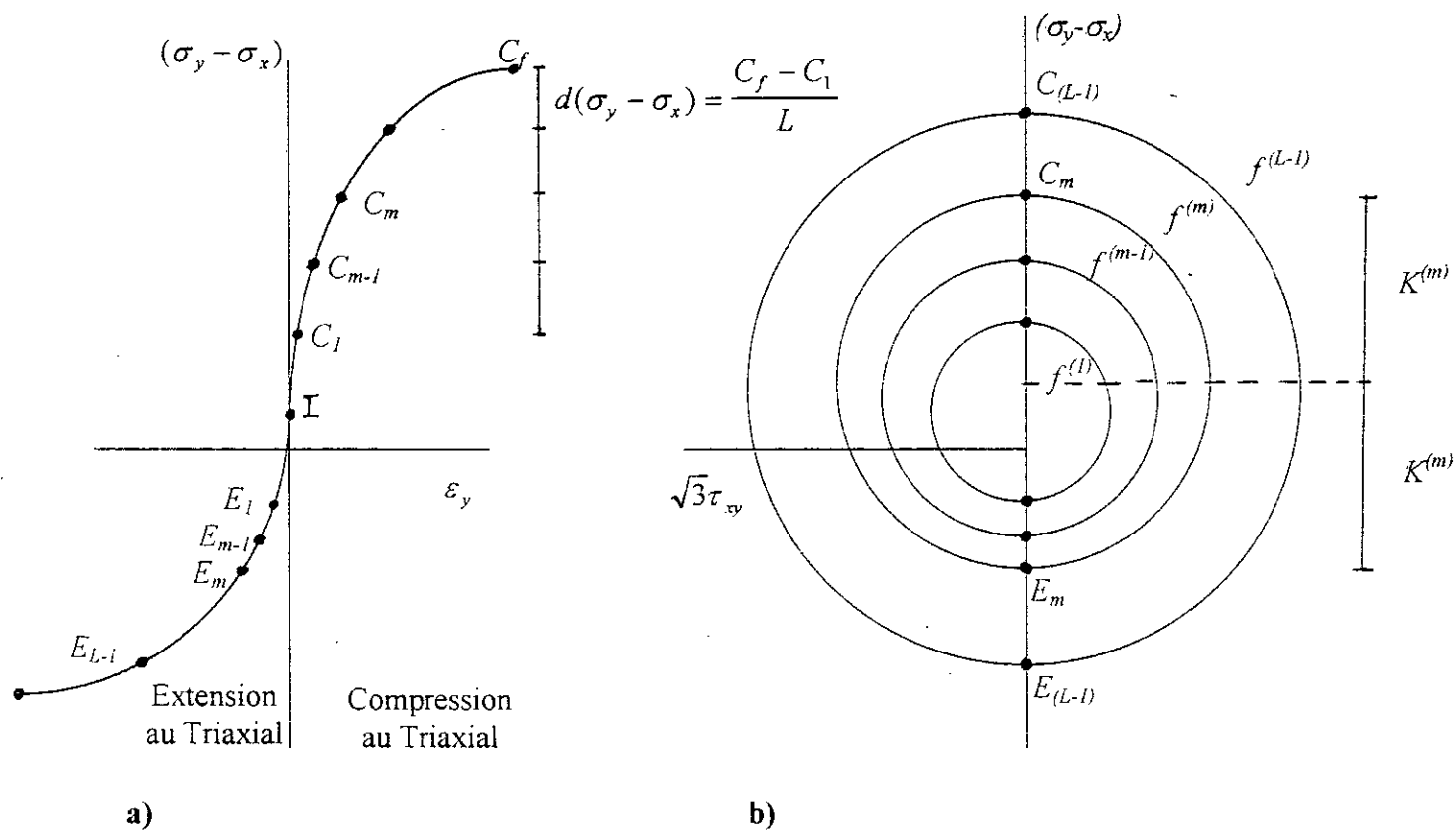


Figure 4.03 Représentation Schématique de la Méthode "Surfaces de Charge Equidistantes";
 a) Courbes Contrainte-Déformation d'un Essai Triaxial; b) Projection des
 Surfaces de Charge Internes dans le Plan $\sqrt{3}\tau_{xy} - (\sigma_y - \sigma_x)$

Méthode "approche gradient"

Dans cette méthode, schématiquement représentée par la figure 4.04, le module de cisaillement plastique total $H_{(m)}$ relatif à la surface de charge (m), est pris égal à une certaine proportion (M_1) du module de cisaillement plastique total qui le précède $H_{(m-1)}$. Le point C_m qui délimite la surface de charge (m), le long de l'axe $(\sigma_y - \sigma_x)$, est défini par l'intersection de la droite, partant du point C_{m-1} avec une pente égale à $\frac{3}{2}H_{m-1}$, avec la courbe contrainte-déformation expérimentale en compression. De même pour la partie extension, le point E_m est localisé par l'intersection de la droite, partant du point E_{m-1} avec une pente égale à $\frac{3}{2}H_{m-1}$, avec la courbe contrainte-déformation expérimentale de la partie extension.

La taille et le centre de la surface de charge sont définis par:

$$K^{(m)} : \frac{1}{2}(\text{contrainte au point } C_m - \text{contrainte au point } E_m)$$

$$\alpha_1^{(m)} : \text{contrainte au point } C_m - K^{(m)}$$

b. Méthode 2: Combinaison des méthodes "surfaces de charge équidistantes" et "Approche gradient"

On commence d'abord par utiliser la méthode de "surfaces de charge équidistantes" pour calculer les paramètres d'érouissage $K^{(m)}$, $\alpha_1^{(m)}$ et $H_{(m)}$ pour une surface de charge (m). Si la valeur du module de cisaillement $H_{(m)}$ est inférieure à $(M_1).H_{(m-1)}$, où M_1 est compris entre 0 et 1 ($M_1 \in]0,1[$), les paramètres d'érouissage sont réévalués en utilisant "l'approche gradient".

Les surfaces de charge suivantes sont calculées en utilisant la méthode "surfaces de charge équidistantes", jusqu'à ce que la valeur de $H_{(m)}$ soit de nouveau inférieure à $(M_1).H_{(m-1)}$.

IV.2.3 Détermination de la surface de charge limite(à la rupture)

La rupture se produit dès que l'un des deux points en compression (point C_f) ou en extension (point E_f), est atteint (fig. 4.05), le module de cisaillement plastique total $H_{(l-1)}$ est calculé en considérant la plus grande valeur des deux pentes définies par les points $C_{(l-1)}$ et C_f , ou bien $E_{(l-1)}$ et E_f . Dans le cas de la figure 4.05, où la plus grande pente $\frac{3}{2}H_{(l-1)}$ est supposée être dans la partie compression, le point de contrainte mesuré à la rupture (C_f) est utilisé pour déterminer la surface de charge limite dans la partie compression. Alors que dans la partie extension, le point de rupture défini par la pente $H_{(l-1)}$, est le point E_l , et non la valeur mesurée de la contrainte à la rupture (point E_f).

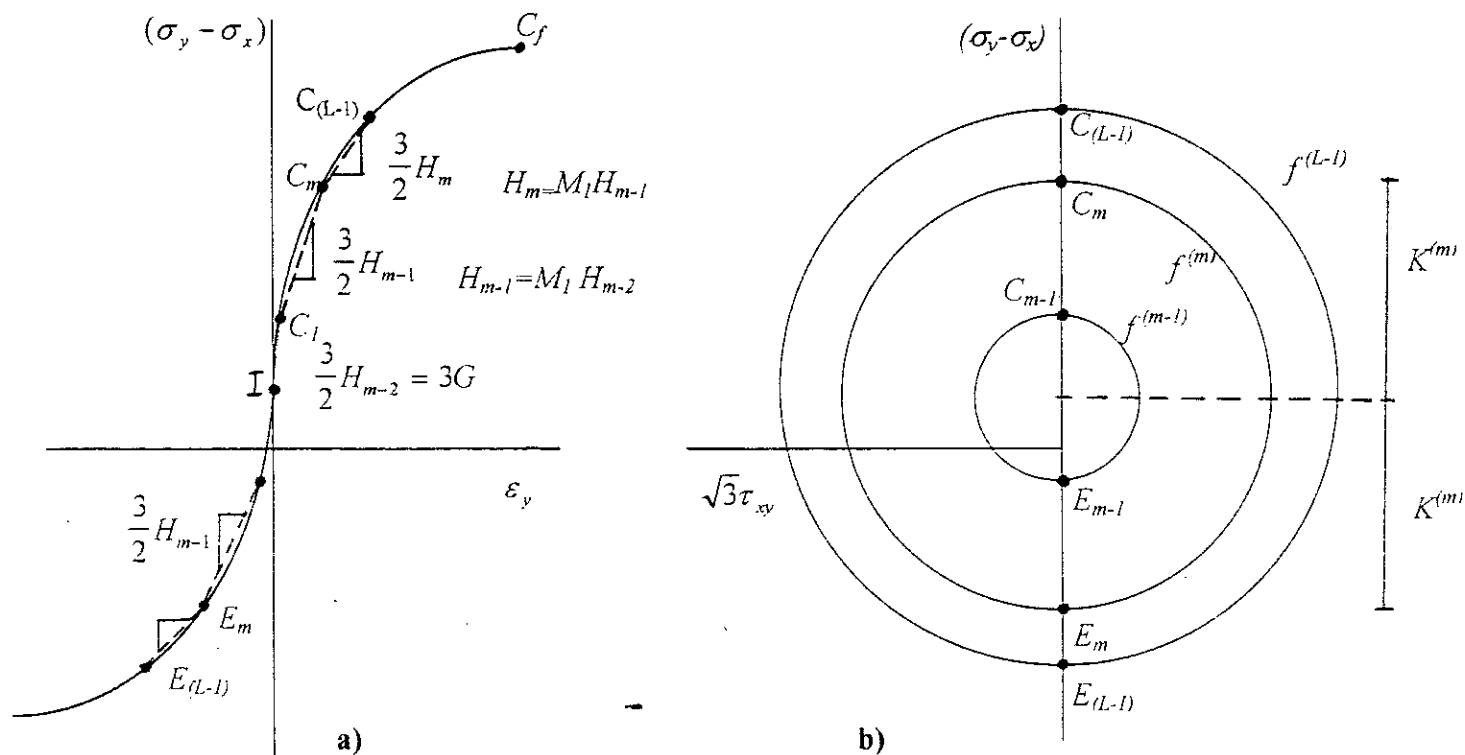


Figure 4.04 Représentation Schématique de la Méthode "Approche Gradient" pour la Détermination des Surfaces de Charge Internes; **a)** Courbes Contrainte-Déformation de l'Essai Triaxial; **b)** Projection des Surfaces de Charge Internes dans le Plan $\sqrt{3}\tau_{xy} - (\sigma_y - \sigma_x)$

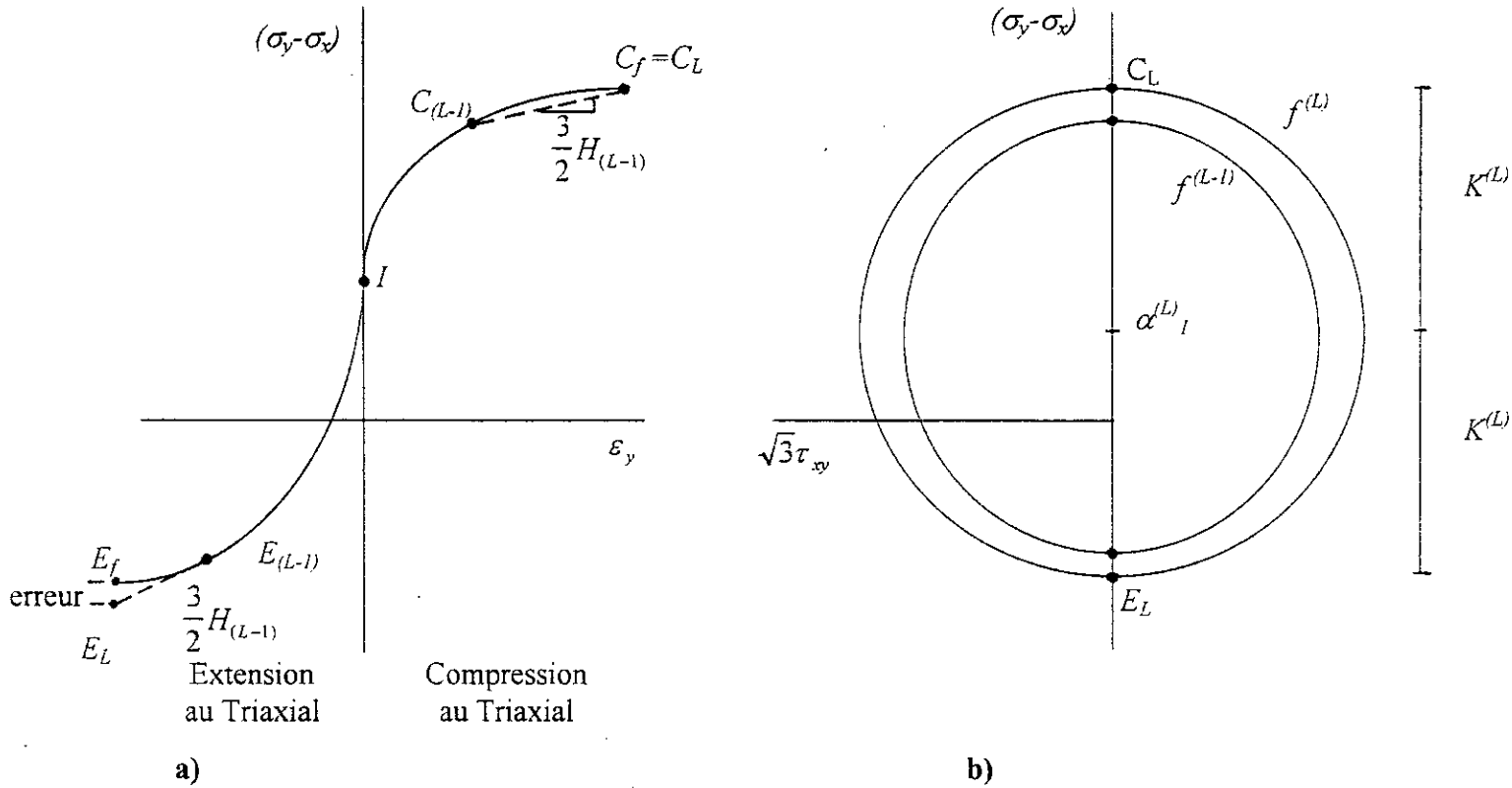


Figure 4.05 Représentation Schématique de la Procédure Utilisée pour Déterminer la Surface de Charge à la Rupture; a) Courbes Contrainte-Déformation d'un Essai Triaxial; b) Projection de la Surface de Charge Limite, $f^{(L)}$, dans le plan $\sqrt{3}\tau_{xy} - (\sigma_y - \sigma_x)$.

La différence entre les contraintes aux points E_f et E_l est appelée "erreur" (fig. 4.05a). La valeur de cette "erreur" dépend du nombre de surfaces de charge utilisé et de la différence relative des pentes entre les points $C_{(l-1)}$ et C_f , et les points $E_{(l-1)}$ et E_f . Des études menées dans ce sens [6] ont permis de constater que lorsque le nombre de surface de charge est entre 12 et 14, les points C_f et C_l étaient pratiquement les mêmes, ainsi que les points E_f et E_l .

La taille et le centre de la surface de charge limite sont:

$$K^{(L)} : \frac{1}{2}(\text{contrainte au point } C_l - \text{contrainte au point } E_l)$$

$$\alpha_1^{(L)} : \text{contrainte au point } C_l - K^{(L)}$$

On suppose un comportement parfaitement plastique du matériau à la rupture, et par conséquent le module de cisaillement plastique, $H_{(l)}$, est nul.

IV. 3 VERIFICATION DU CODE NUMERIQUE "FIT"

Les données générées par Kauschinger [6] pour un essai de compression et d'extension au triaxial relatives à l'argile plastique surconsolidée de Drammen (annexe C) sont introduites dans le code "FIT" pour extraire les paramètres d'écroutissage du modèle. L'annexe D présente l'ensemble des paramètres extraits par "FIT" de tous les sols examinés dans cette thèse.

Les courbes différence de contraintes normales normalisée-déformation λ axiale générées par "PMOD" en utilisant les paramètres d'écroutissage de Prévost [26] et ceux extraits par "FIT", sont représentées dans la figure 4.06 pour les essais de compression et d'extension au triaxial, la figure 4.07 pour les essais de compression et d'extension en déformation plane. La figure 4.08 représente la courbe contrainte de cisaillement normalisée-déformation de cisaillement dans un essai de cisaillement simple. Une très légère différence est observée dans les courbes des essais d'extension (figs. 4.06b et 4.07b) qui révèle la sensibilité du modèle aux valeurs des paramètres utilisés. D'une manière générale, les courbes sont pratiquement confondues.

IV. 4 CONCLUSION

Le problème principal traité dans ce chapitre était de trouver une procédure simple et efficace pour extraire les paramètres d'écroutissage qui sont d'un intérêt majeur pour générer les courbes contrainte-déformation à travers le modèle étudié. Les deux méthodes utilisées pour calculer les paramètres d'écroutissage des surfaces de charge internes ont, en fait abouti à des résultats très satisfaisants. Quant à la détermination de la surface de charge limite (à la rupture), nous avons relevé des différences insignifiantes entre les valeurs mesurées et les

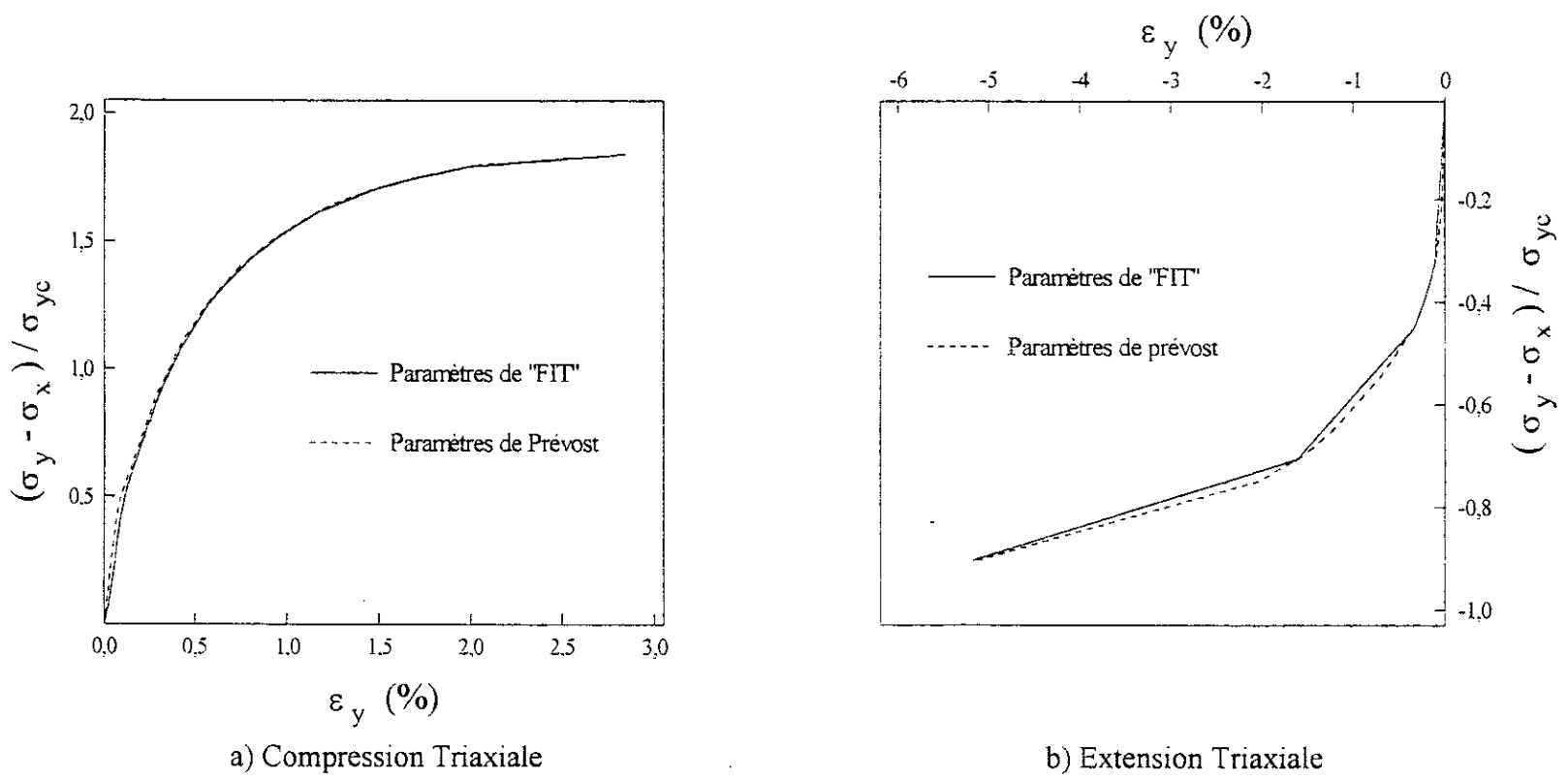


Figure 4.06 Comparaison des Courbes Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale Générées par PMOD en Utilisant les paramètres d'Ecroutissage Extraits d'un Essai Triaxial par "FIT" et par Prévost [26], Argile Surconsolidée de Drammen, ORC = 4, **a)** Compression Triaxiale **b)** Extension Triaxiale.

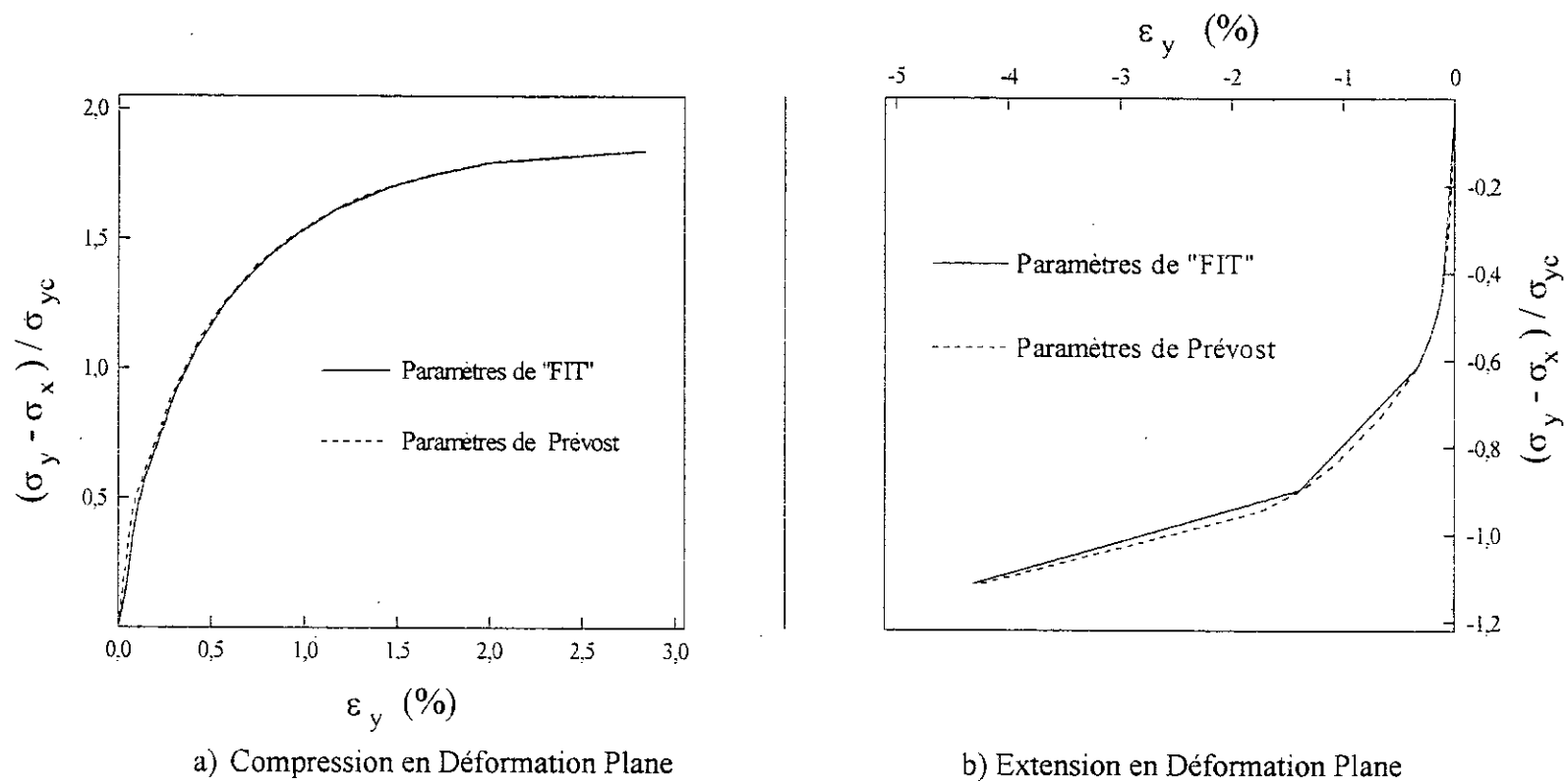


Figure 4.07 Comparaison des Courbes Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale Générées par PMOD en Utilisant les paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial par "FIT" et par Prevost [26], Argile Surconsolidée de Drammen, ORC = 4, a) Compression en Déformation Plane, b) Extension en Déformation Plane.

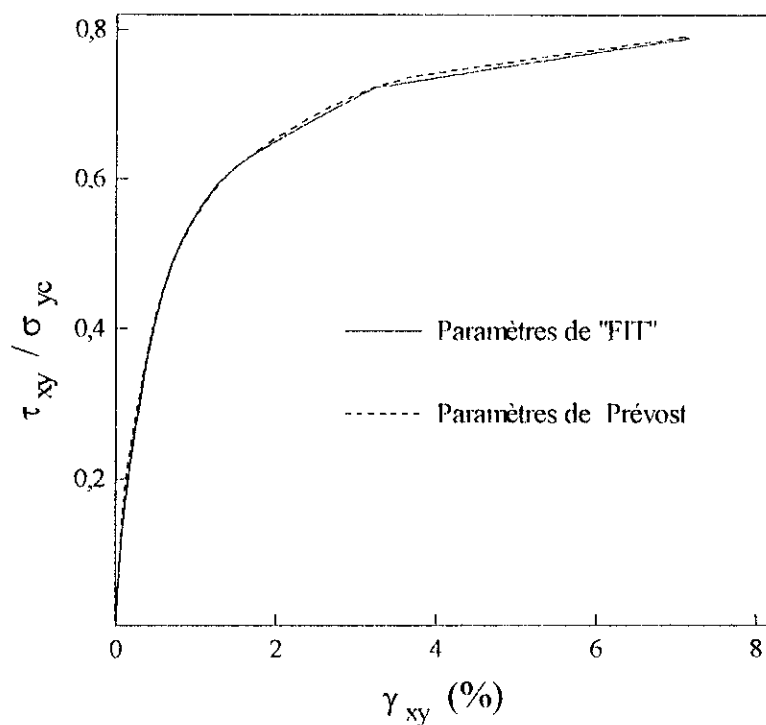


Figure 4.08 Comparaison des Courbes Contrainte de Cisaillement Normalisée-Déformation de Cisaillement Générées par PMOD en Utilisant les paramètres d'Écroutissage Extraits du Triaxial par "FIT" et par Prévost, Essai de Cisaillement Simple, Argile Surconsolidée de Drammen, OCR=4.

valeurs prédites à la rupture en extension lorsque les méthodes sont appliquées à la partie compression et en compression lorsque les méthodes sont appliquées à la partie extension .

Il est important de noter que les méthodes décrites dans ce chapitre ont été aussi utilisées en partie extension pour les sols possédant une courbe contrainte-déformation plus étendue en extension qu'en compression triaxiale.

CHAPITRE V

COMPARAISON ENTRE LES REPONSES PREDITES ET
MESUREES POUR DIFFERENTS CHEMINS DE CONTRAINTE

COMPARAISON ENTRE LES REPONSES PREDITES ET MESUREES POUR DIFFERENTS CHEMINS DE CONTRAINTE

V.1 INTRODUCTION

Le modèle de Prévost est utilisé pour prédire la réponse contrainte-déformation de six sols pour lesquels des essais au triaxial et des essais de déformation plane ou de cisaillement simple ont été effectués. Trois de ces sols (Argile de Haney[36], argile plastique de Drammen[24,26] et Argile de l'Est d'Atchafalaya[13]) sont des sols non remaniés, tandis que les échantillons des trois autres sols (silt de Santa Barbara[31], argile bleue de Boston[13] et Argile de Gleason[in[6]]) ont été préparés au laboratoire. Le tableau 5.01 résume les caractéristiques physiques de ces sols et les différents essais qui leurs ont été effectués.

Lors du calcul de la réponse à un chargement en déformation plane ou en cisaillement simple, on suppose une distribution uniforme des contraintes et des déformations se développant dans chaque appareil, et on admet que l'état de contrainte initial dans l'appareil de cisaillement simple est égal à la moyenne des états initiaux de contrainte de la compression et de l'extension au triaxial.

V.2 COURBES CONTRAINTE-DEFORMATION GENEREES POUR LE TRIAXIAL

Des courbes différence de contraintes normales normalisée (DCNN) en fonction de la déformation axiale (ε_x) sont générées pour des chemins de contrainte de compression et d'extension triaxiales en utilisant les paramètres du modèle extraits par "FIT" à partir des résultats des essais au triaxial pour les six sols examinés (annexe D).

Le lissage a été effectué d'une manière parfaite pour l'argile normalement consolidée de Haney (fig.5.01), l'argile surconsolidée de Drammen (fig.5.02), l'argile normalement consolidée de l'Est d'Atchafalaya (fig.5.03), le silt normalement consolidé de Santa Barbara (fig.5.04), l'argile bleue normalement consolidée de Boston (fig.5.05) et l'argile normalement consolidée de Gleason (fig.5.06).

Tableau 5.01 Les caractéristiques physiques et les essais effectués sur les six sols utilisés pour l'évaluation du modèle de Prévost

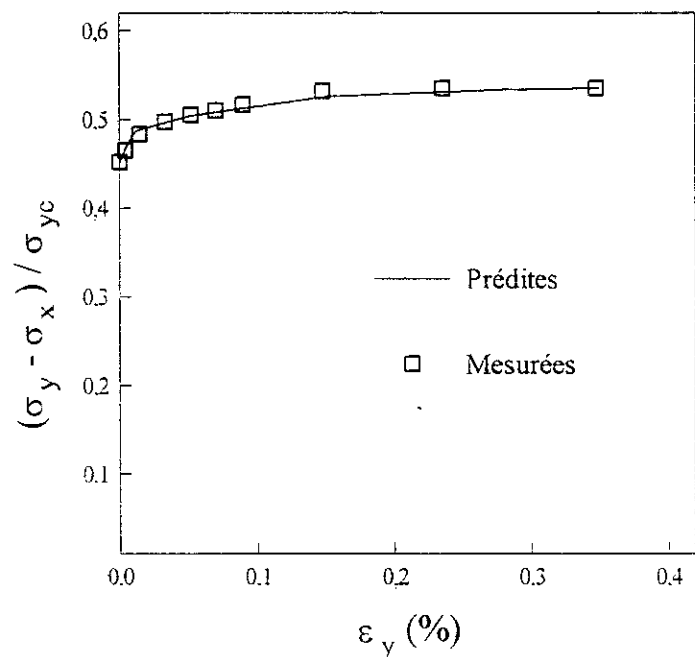
	Type de sol	Type d'essai effectué	Propriétés physiques			Paramètres de consolidation		Références
			L _L	I _p	ω	Type de K pour le TC et le TE	OCR	
Sols non remaniés	Argile de Haney	TC TE PSC PSE	44	26	----	K ₀	1	Vaid [36]
	Argile de Drammen	TC TE DSS	----	29	52	K ₀	4	Prévost[24, 26]
	Argile de l'est d'Atchafalaya	TC TE PSC DSS	----	----	----	K _c	1	Ladd[13]
Sols reconstitués au laboratoire	Silt de Santa Barbara	TC TE DSS	----	----	----	K _c	1	Prévost[31]
	Argile bleue de Boston	TC TE PSC PSE DSS	33	13	---	K _c	1	Ladd[13]
	Argile de Gleason	TC TE DSS	54	25	----	K _c	1	Fennessey[in[6]]

Nota: TC : Essai de Compression au Triaxial ; TE: Essai d'Extension au Triaxial; DSS: Essai de Cisaillement Simple;

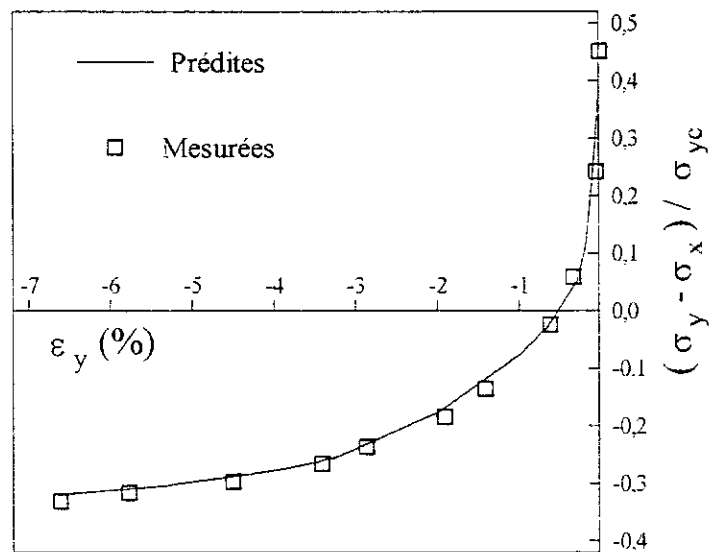
PSC: Essai de Compression en Déformation Plane; PSE: Essai d'Extension en Déformation Plane.

OCR : Degré de surconsolidation ; $K_c : \sigma_{\text{latérale}} / \sigma_{\text{verticale}}$;

K₀: Consolidation de type K_c en imposant des déformations latérales nulles durant la consolidation



a) Compression Triaxiale



b) Extension Triaxiale

Figure 5.01 Valeurs Prédites et Mesurées de la Différence de Contraintes Normales Normalisée- Déformation Axiale, Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial, Argile N.C de Haney, a) Compression Triaxiale, b) Extension Triaxiale.

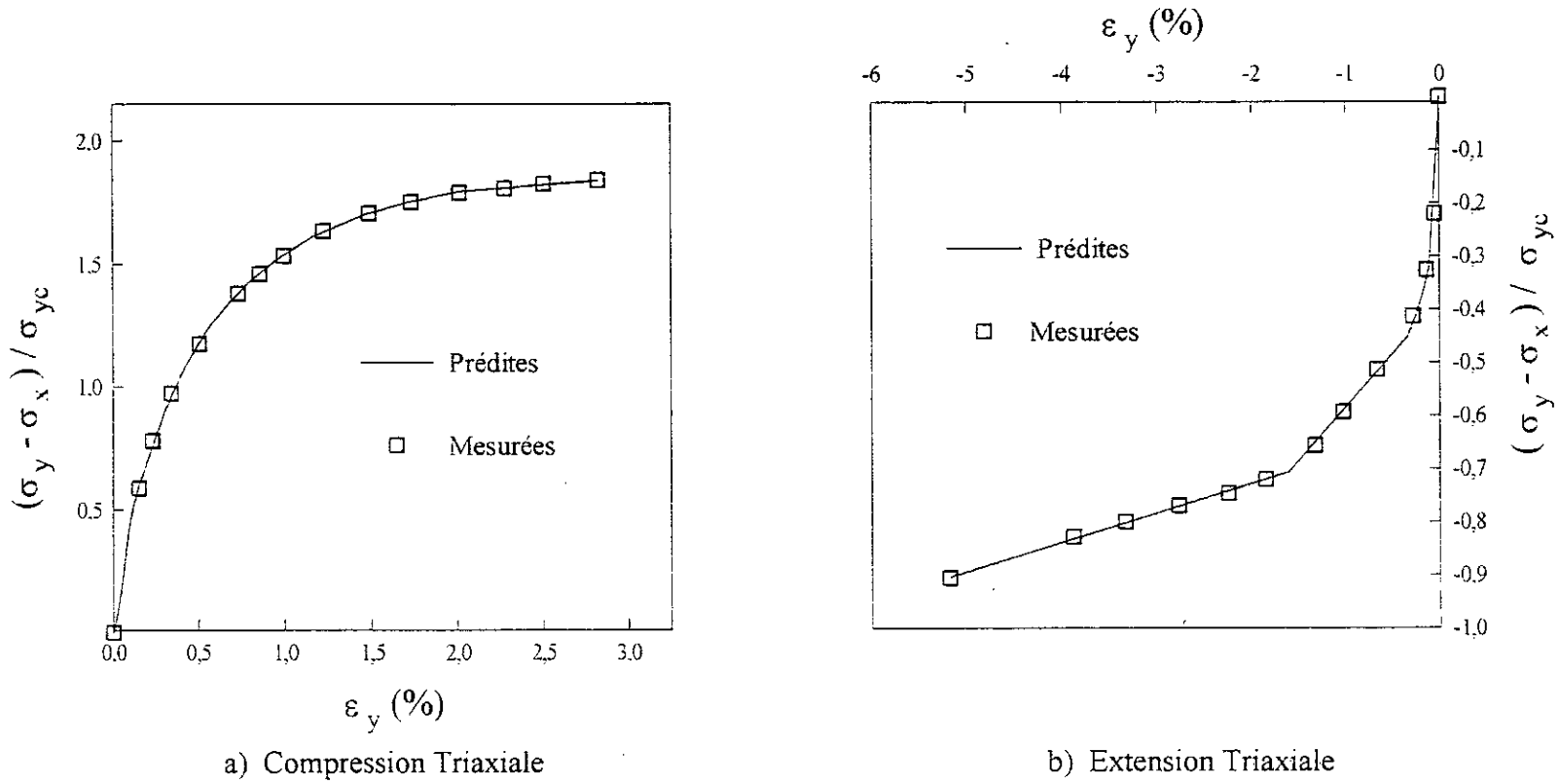
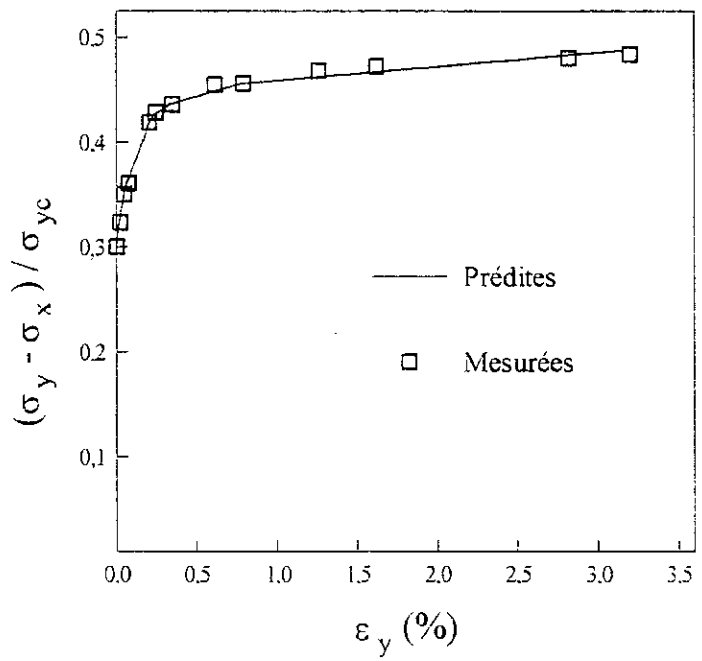
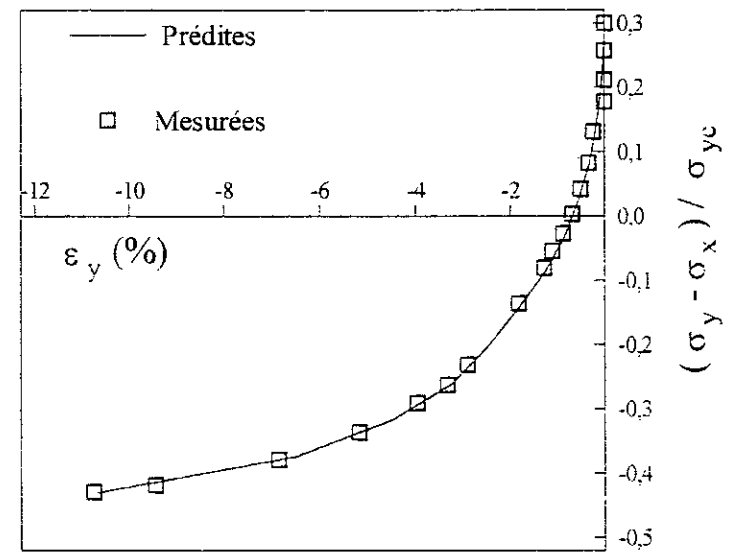


Figure 5.02 Valeurs Prédites et Mesurées de la Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale, Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial, Argile de Surconsolidée de Drammen, OCR=4, **a)** Compression Triaxiale, **b)** Extension Triaxiale.

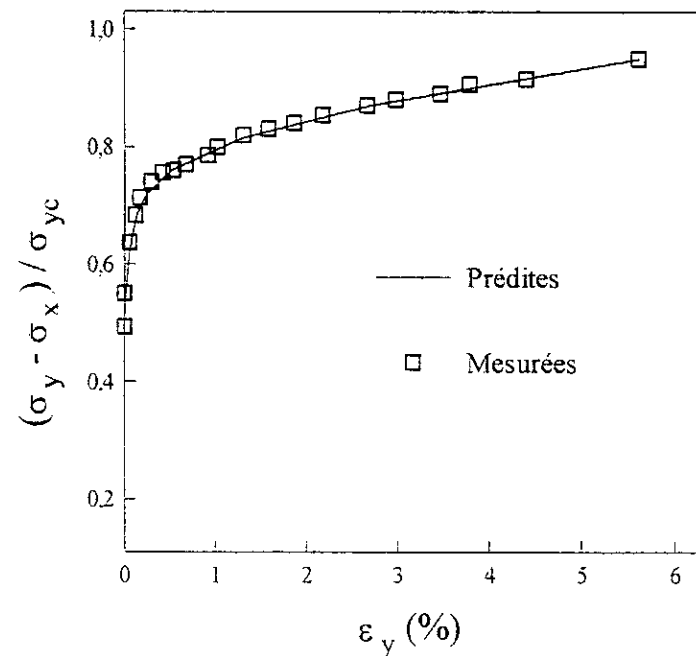


a) Compression Triaxiale

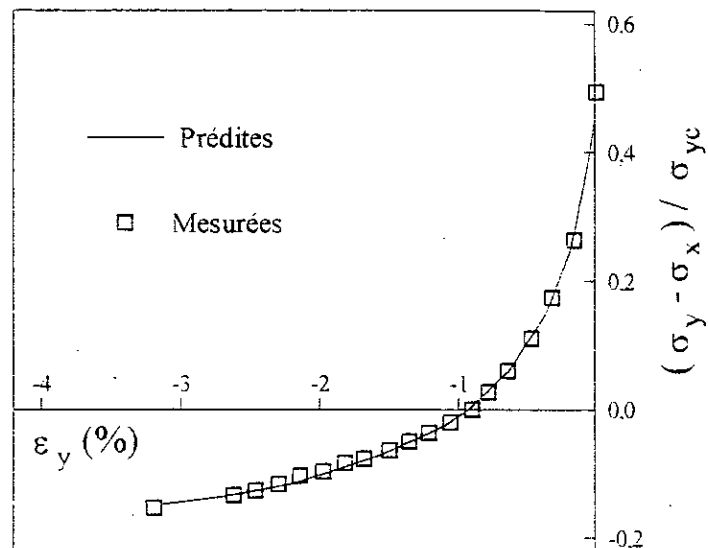


b) Extension Triaxiale

Figure 5.03 Valeurs Prédites et Mesurées de la Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale, Paramètres d'Ecroissage Extraits d'un Essai Triaxial, Argile N.C de l'Est d'Atchafalaya, a) Compression Triaxiale, b) Extension Triaxiale.

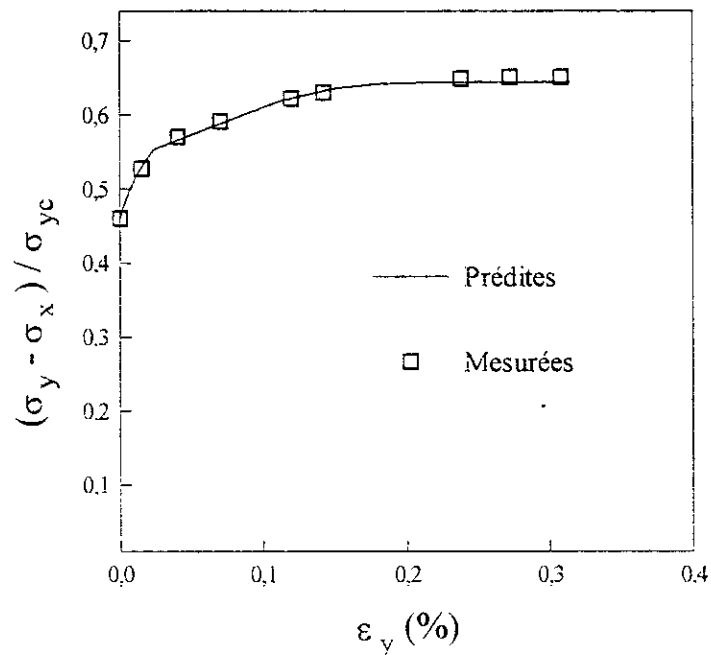


a) Compression Triaxiale

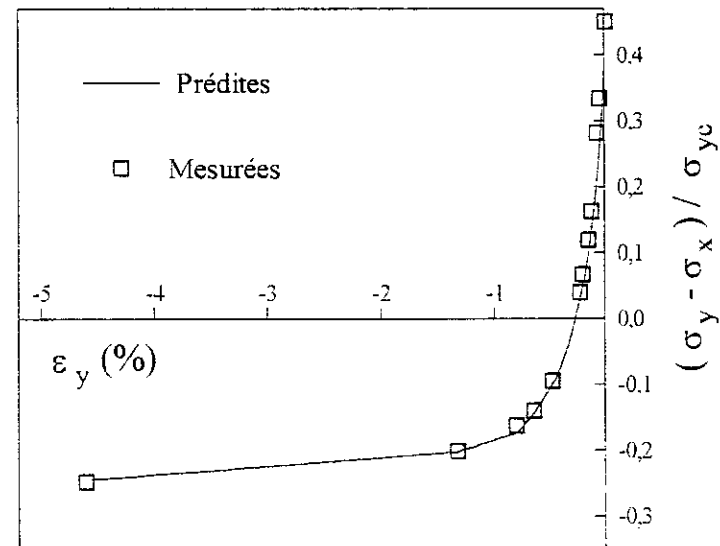


b) Extension Triaxiale

Figure 5.04 Valeurs Prédites et Mesurées de la Différence de Contraintes Normales Normalisée- Déformation Axiale, Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial, Silt N.C. de Santa Barbara, a) Compression Triaxiale, b) Extension Triaxiale.

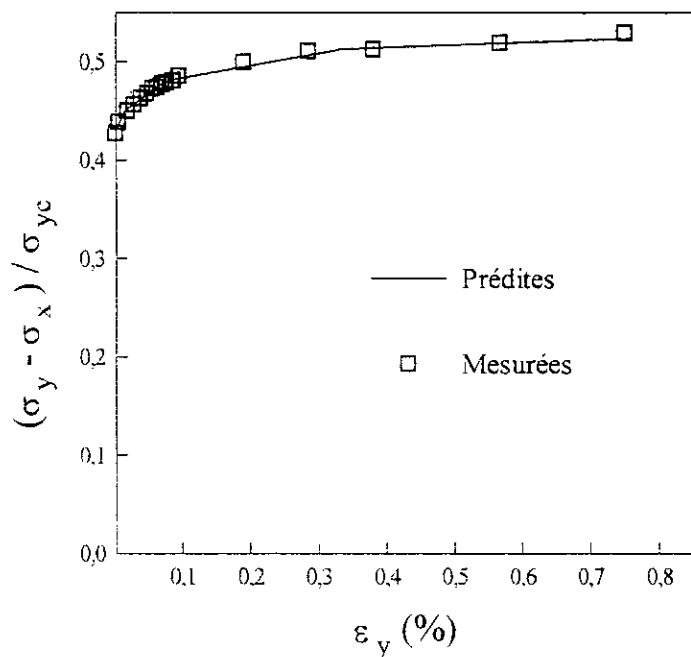


a) Compression Triaxiale

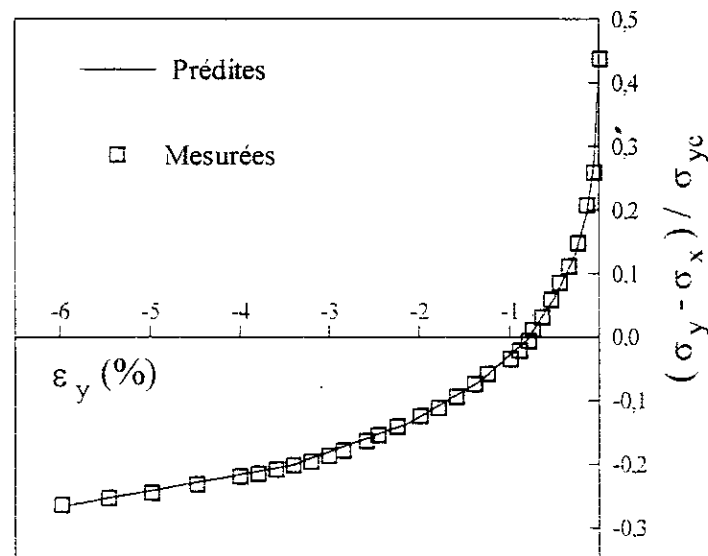


b) Extension Triaxiale

Figure 5.05 Valeurs Prédites et Mesurées de la Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale, Paramètres d'Ecroutage Extraits d'un Essai Triaxial, Argile Bleue de Boston, a) Compression Triaxiale; b) Extension Triaxiale.



a) Compression Triaxiale



b) Extension Triaxiale

Figure 5.06 Valeurs Prédites et Mesurées de la Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale, Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial, Argile de Gleason, a) Compression Triaxiale, b) Extension Triaxiale.

VI.3 PREDICTION DE LA COMPRESSION EN DEFORMATION PLANE

Les données expérimentales ont été reportées par Vaid [36] pour l'argile N.C. de Haney, par Ladd [13] pour l'argile N.C. de l'Est d'Atchafalaya et l'argile bleue N.C. de Boston. Le tableau 5.02 résume les valeurs prédites et mesurées des contraintes et des déformations à la rupture.

V.3.1 Argile de Haney

Les valeurs mesurées de la différence de contraintes normales normalisée (DCNN) et de la déformation axiale (ε_y) sont comparées à la courbe contrainte-déformation prédite correspondante dans la figure 5.07a. La valeur prédite de la différence de contraintes normales normalisée à la rupture (DCNN)_f est de (0.60) et elle est supérieure de 2% à celle mesurée (0.59). Les valeurs des déformations à la rupture, prédite (0.66%) et mesurée (0.41%) ne sont pas très écartées. De façon générale, la courbe prédite s'étend au dessus des points expérimentaux.

V.3.2 Argile Bleue de Boston

Les courbes différence de contraintes normales normalisée (DCCN) en fonction de la déformation axiale (ε_y) sont comparées aux points expérimentaux dans la figure 5.07b. Les valeurs à la rupture prédite et mesurée de la (DCNN)_f sont respectivement (0.71) et (0.67), avec une valeur prédite supérieure de 6% à celle mesurée. D'une manière générale, la courbe prédite s'étend légèrement au dessus des valeurs mesurés.

V.3.3 Argile de l'Est d'Atchafalaya

Les valeurs mesurées et prédites de la différence de contraintes normales normalisée (DCNN) sont tracées en fonction de la déformation axiale (ε_y) dans la figure 5.08.

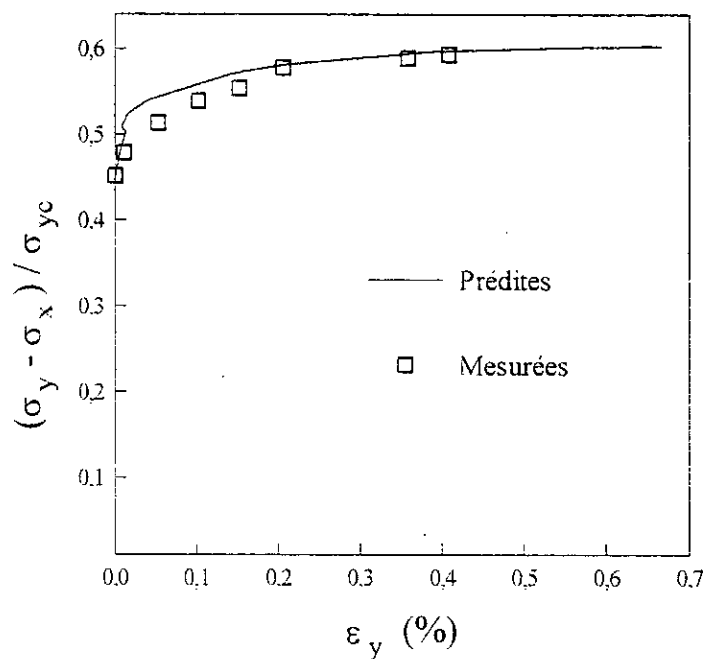
Les valeurs, à la rupture, de la (DCNN)_f prédite (0.56) est inférieure de 7% à celle mesurée (0.60), mais la première se produit à une déformation axiale (ε_y) de (3.12%) alors que la seconde à une déformation axiale de (0.50%). Par ailleurs, on remarque que la courbe contrainte-déformation prédite (fig. 5.08) se situe au dessous de la courbe expérimentale.

VI.4 PREDICTION DE L'EXTENSION EN DEFORMATION PLANE

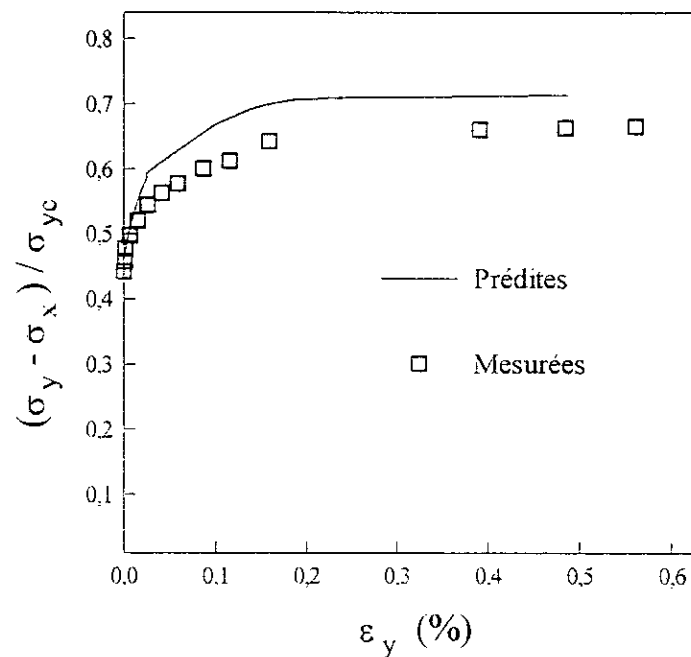
Les données expérimentales ont été reportées par Vaid [36] pour l'argile N.C. de Haney et Ladd [13] pour l'argile bleue N.C. de Boston.

Tableau 5.02 : Valeurs prédites et mesurées à la rupture des contraintes et des déformations pour les six sols examinés

Type de Sol	OCR	K _o	Déformation Plane								Cisaillement Simple						ref.
			Compression				Extension				$\frac{(\tau_{xy})_f}{\sigma_{yc}}$		$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{\sigma_{yc}}$		$(\gamma_{xy})_f$ (%)		
			$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{\sigma_{yc}}$		$(\varepsilon_y)_f$ (%)		$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{\sigma_{yc}}$		$(\varepsilon_y)_f$ (%)								
			préd.	mesu.	préd.	mesu.	préd.	mesu.	préd.	mesu.	préd.	mesu.	préd.	mesu.	préd.	mesu.	
Haney	1	0.55	0.60	0.59	0.66	0.41	-0.39	-0.38	-5.5	-6.38		---		---		---	[36]
Drammen	4	1.00	2.05	---	2.57	---	-1.12	---	-4.31	---	0.79	0.71	0.52	0.56	7.10	7.20	[24]
Atchafalaya	1	0.70	0.56	0.60	3.12	0.50		---		---	0.26	0.24		---	12.9	20	[13]
Santa Barbara	1	0.50		---		---		---		---	0.32	0.31		---	8.16	5.00	[31]
Boston	1	0.54	0.71	0.67	0.48	0.56	-0.31	-0.35	-3.8	-5.0	0.26	0.21		---	4.47	6.02	[13]
Gleason	1	0.57		---		---		---		---	0.23	0.19		---	6.1	8.0	[in[6]]



a) Argile Normalement Consolidée de Haney



b) Argile Bleue N.C. de Boston

Figure 5.07 Valeurs Prédites et Mesurées de la Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale, Essai de Compression en Déformation Plane, Paramètres d'Ecroutissement Extraits d'un Essai Triaxial, a) Argile de Haney, b) Argile Bleue de Boston.

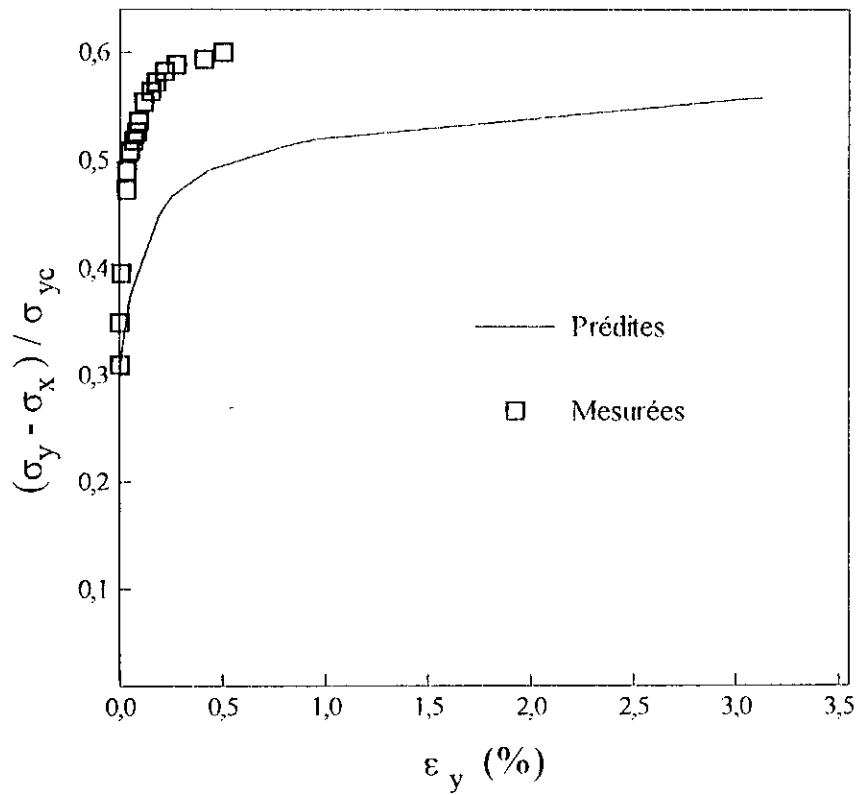


Figure 5.08 Valeurs Prédites et Mesurées de la Différence de Contraintes Normales Normalisées-Déformation Axiale, Essai de Compression en Déformation Plane, Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial, Argile N.C. de l'Est d'Atchafalaya.

VI.4.1 Argile de Haney

Les valeurs prédites et mesurées de la différence de contraintes normales normalisée (DCNN) sont tracées en fonction de la déformation axiale (ε_x) dans la figure 5.09a. La valeur à la rupture prédite de la $(DCNN)_f$ (-0.39) est approximativement inférieure de 2.6% à la valeur mesurée correspondante (-0.38). La déformation axiale à la rupture prédite (-5.5%) n'est pas très éloignée de la valeur mesurée (-6.38%). Néanmoins, les points expérimentaux enregistrés restent très proches de la courbe contrainte-déformation prédite.

VI.4.2 Argile bleue de Boston

La figure 5.09b représente les valeurs prédites et mesurées de la différence de contraintes normales normalisée (DCNN) en fonction de la déformation axiale (ε_x). La valeur à la rupture prédite de la $(DCNN)_f$ (-0.31) est inférieure de presque 13% à celle mesurée (-0.35). Les valeurs à la rupture prédite et mesurée de la déformation axiale (ε_x)_f, (-3.8% et -5.0% respectivement) présentent une légère différence. D'autre part la courbe contrainte-déformation prédite (fig.5.09b), s'accorde assez bien avec les valeurs mesurées.

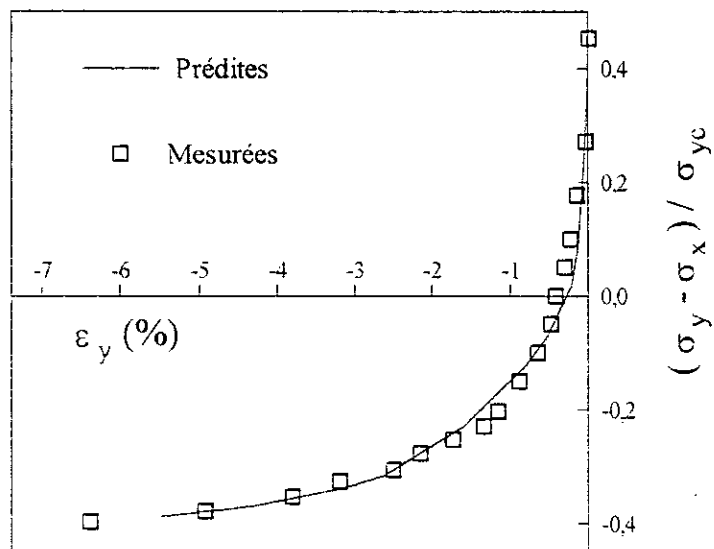
VI.5 PREDICTION DU CISAILLEMENT SIMPLE

Les données expérimentales ont été relevées par Prévost [24,31] pour l'argile de Drammen et le silt de Santa Barbara, par Ladd [13] pour l'argile de l'est d'Atchafalaya et l'argile bleue de Boston et par Fennessy [in[6]] pour l'argile de Gleason. Le tableau 5.02 résume les valeurs prédites et mesurées des contraintes et des déformations à la rupture.

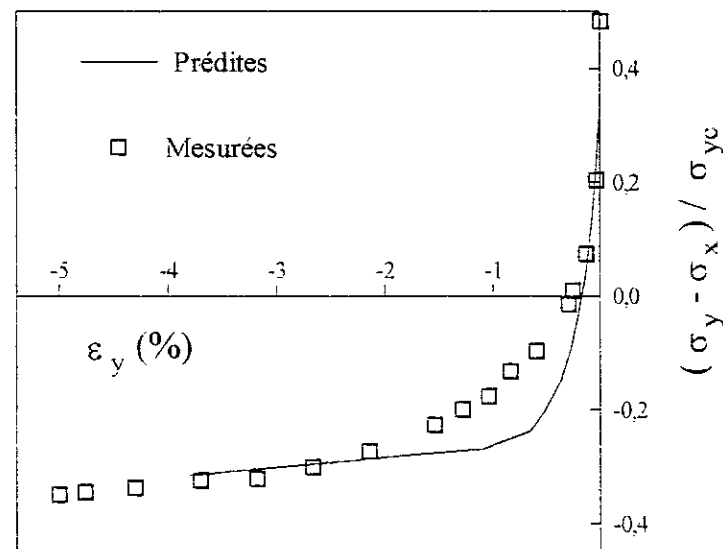
V.5.1 Argile plastique de Drammen

Les valeurs mesurées de la contrainte de cisaillement normalisée (CCN), et de la déformation de cisaillement (γ_{xy}), sont comparées dans la figure 5.10a à la courbe contrainte-déformation prédite correspondante. La valeur à la rupture prédite de la $(CCN)_f$ (0.79) est supérieure de 11% à la valeur mesurée correspondante (0.71). En plus la courbe contrainte-déformation normalisée prédite se situe au dessus des données expérimentales pour toutes les valeurs de la déformation axiale qui atteint à la rupture (7.2%) environ en valeur mesurée et (7.1%) en valeur prédite.

La courbe différence de contraintes normales normalisée (DCNN) en fonction de la déformation de cisaillement (γ_{xy}) est comparée aux valeurs expérimentales correspondantes dans la figure 5.10b. La valeur de contrainte maximale prédite $(DCNN)_{max}$ égale à (0.58) est la même que la valeur mesurée correspondante (fig.5.10b), mais la première se produit à une déformation axiale de (1.5%) alors que la contrainte mesurée correspond à une déformation



a) Argile N.C. de Haney



b) Argile Bleue N.C. de Boston

Figure 5.09 Valeurs Prédites et Mesurées de la Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale, Essai d'Extension en Déformation Plane, Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial, a) Argile N.C. de Haney, b) Argile Bleue N.C. de Boston.

axiale de (4.0%). Au delà de la valeur maximale de la contrainte, les valeurs mesurées et prédites décroissent lorsque la déformation de cisaillement augmente, en notant que la courbe contrainte-déformation prédite passe au dessous des valeurs mesurées pour des déformations de cisaillement supérieures à 3%.

V.5.2 Argile de l'Est d'Atchafalaya

Les valeurs prédites et mesurées de la contrainte de cisaillement normalisée (CCN) en fonction de la déformation de cisaillement (γ_{xy}) sont comparées dans la figure 5.11a à la courbe contrainte-déformation prédite correspondante. Les valeurs prédite et mesurée à la rupture de la contrainte de cisaillement normalisée (CCN)_f sont respectivement (0.26) et (0.24), avec une différence de 8%. Cependant on observe une différence de l'ordre de 55% entre la valeur prédite et la valeur mesurée de la déformation de cisaillement à la rupture (γ_{xy})_f respectivement égale à (12.9%) et (20%). Pour des déformations de cisaillement inférieures à 2%, les données expérimentales et prédites s'accordent bien, au delà de cette valeur de déformation, les deux données s'éloignent avec des contraintes prédites toujours supérieures à celles mesurées.

V.5.3 Silt de Santa Barbara

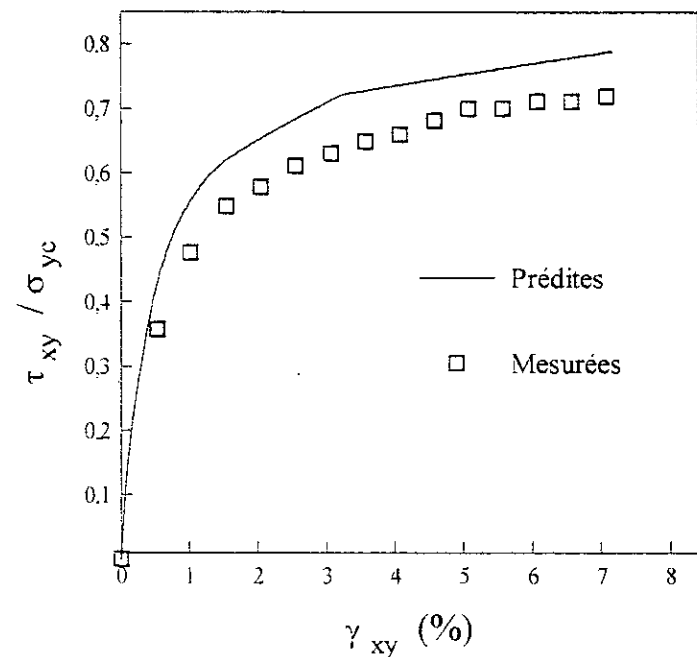
Les valeurs prédite et mesurée de la contrainte de cisaillement à la rupture (CCN)_f sont respectivement (0.32) et (0.31) (fig.5.11b), avec une différence de l'ordre de 3%. Uniquement quatre valeurs mesurées ont été reportées par Prévost [31], et elle se situent toutes au dessus de la courbe prédite.

V.5.4 Argile Bleue de Boston

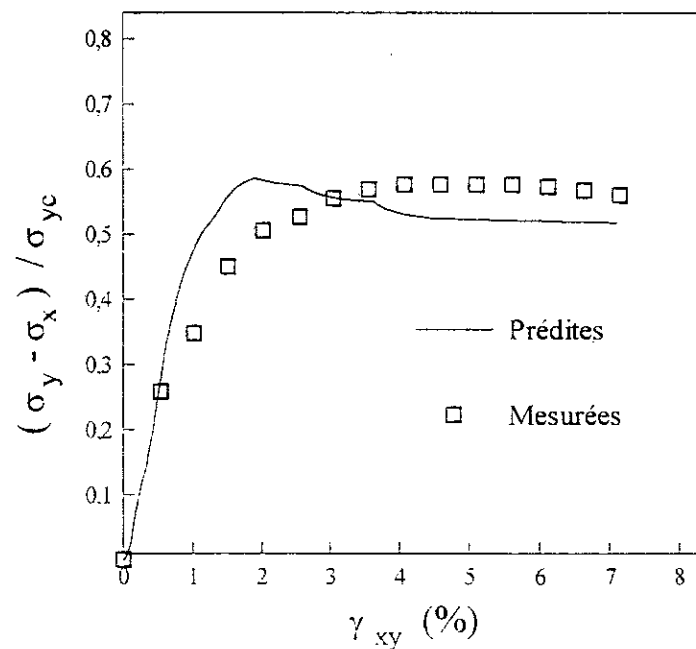
La valeur prédite de la contrainte de cisaillement normalisée à la rupture (CCN)_f (0.26) est supérieure de presque 24% à celle mesurée (0.21). La figure 5.12a montre que la courbe contrainte-déformation prédite s'étend au dessus des valeurs mesurées, et atteint une valeur de la déformation de cisaillement à la rupture (γ_{xy})_f de (4.47%) inférieure de (34%) à celle mesurée(6.02%).

V.5.5 Argile de Gleason

Les valeurs mesurées de la contrainte de cisaillement normalisée (CCN) et de la déformation de cisaillement (γ_{xy}) sont comparées à la courbe contrainte-déformation prédite correspondante dans la figure 5.12b, on remarque que cette dernière s'étend assez loin au dessus des valeurs mesurées. La valeur prédite de la (CCN)_f à la rupture (0.23) est supérieure

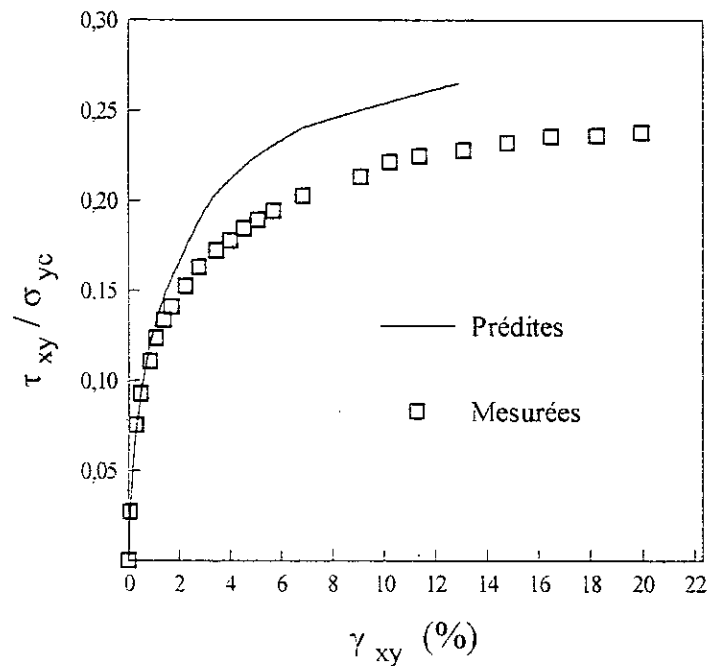


a) Contrainte de Cisaillement en fct. de la Déformation de Cisaillement

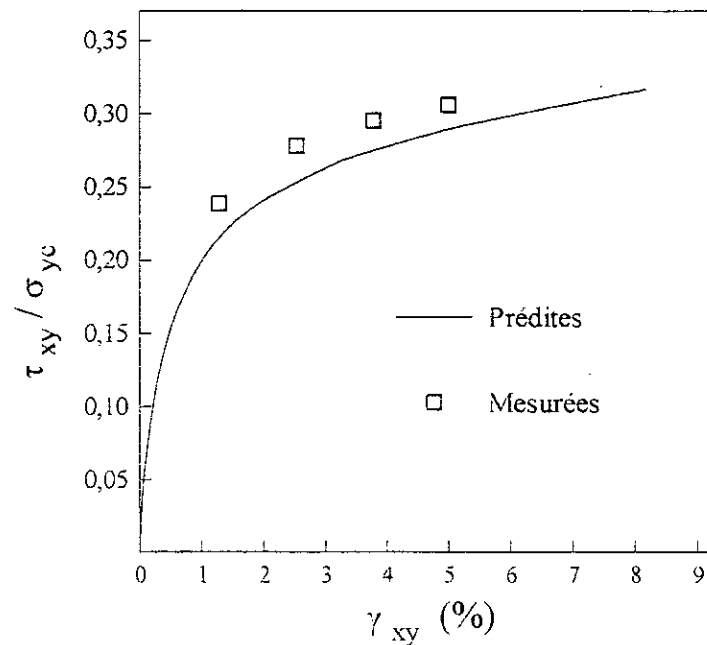


b) Différence de Contrainte Normales en fct. de la Déformation de Cisaillement

Figure 5.10 Valeurs Prédites et Mesurées dans un Essai de Cisaillement Simple, Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial, Argile Plastique Surconsolidée de Drammen, a) Contrainte de Cisaillement en fct. de la Déformation de la Déformation de Cisaillement, b) Différence de Contraintes Normales en fct. de la Déformation de Cisaillement.

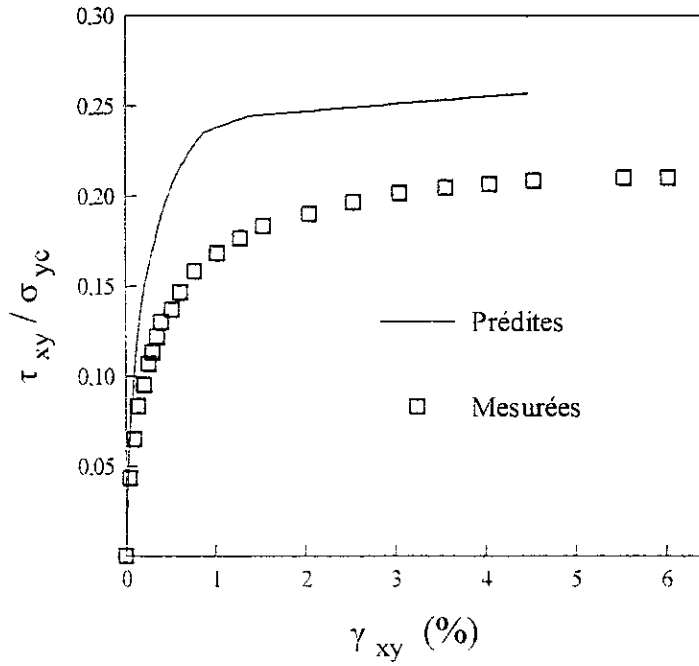


a) Argile N.C. de l'Est d'Atchafalaya

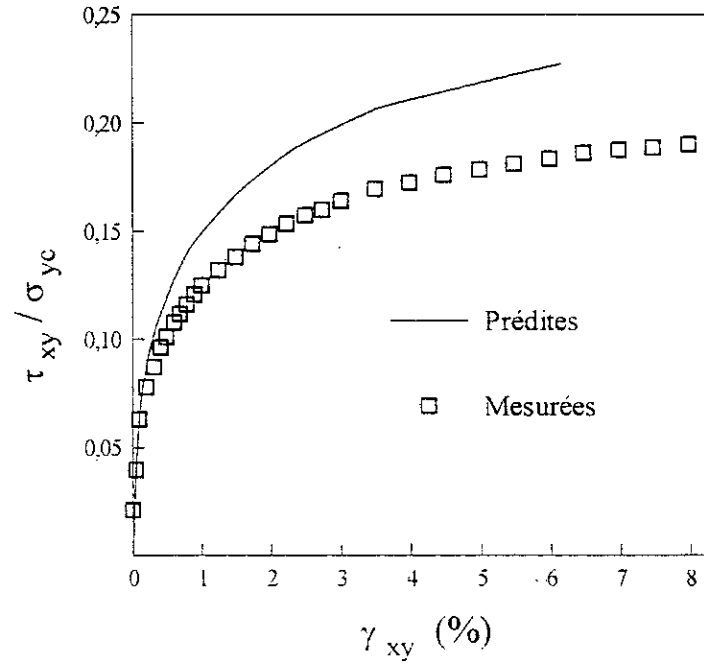


b) Argile N.C. de Santa Barbara

Figure 5.11 Valeurs Prédites et Mesurées de la Contrainte de Cisaillement Normalisée-Déformation de Cisaillement, Essai de Cisaillement Simple, Paramètres Extraits d'un Essai Triaxial, a) Argile N.C. de l'Est d'Atchafalaya, b) Silt N.C. de Santa Barbara.



a) Argile Bleue N.C. de Boston



b) Argile N.C. de Gleason

Figure 5.12 Valeurs Prédites et Mesurées de la Contrainte de Cisaillement Normalisée-Déformation de Cisaillement, Essai de Cisaillement Simple, Paramètres Extraits d'un Essai Triaxial, a) Argile Bleue N.C. de Boston, b) Argile N.C. de Gleason.

de 20% à celle mesurée (0.19). Les valeurs prédites et mesurées à la rupture de la déformation de cisaillement (γ_{cr})_f (6.1% et 8.0%) ne sont pas très proches.

V.6 EVALUATION DU MODELE DE PREVOST

La prédiction du chemin de contrainte de compression en déformation plane a montré que le modèle de Prévost surestime la résistance mesurée d'un maximum de 6% (argile bleue N.C. de Boston) et la sous-estime de 7% pour l'argile N.C. de l'est d'Atchafalaya (fig. 5.13).

Dans la prédiction du chemin de contrainte de l'extension en déformation plane, les données expérimentales sont surestimées d'un maximum de 13% (argile bleue N.C. de Boston) et sous-estimées de 2.6% pour l'argile N.C. de Hancay (fig. 5.14).

Quant à l'essai de cisaillement simple, le maximum de surestimation par le modèle atteint 24% (argile bleue N.C. de Boston), et de sous-estimation de 3% (silt N.C. de Santa Barbara) (fig. 5.15).

Les fluctuations observées dans la prédiction du modèle tantôt par excès, tantôt par défaut peut poser un sérieux problème de prévision. Néanmoins, le modèle de Prévost comparé à d'autres modèles existants [1,33] donne des résultats très satisfaisants.

V.7 CONCLUSION

Malgré que le nombre de sols examinés dans cette étude est très réduit, on peut constater que pour l'essai de compression en déformation plane, l'écart entre les résistances mesurées et prédites pour l'ensemble des sols étudiés est de 7%, alors qu'en extension il atteint 13%. Les résultats de l'analyse concernant le cisaillement simple révèlent la présence d'un écart maximal entre les résistances mesurées et prédites pour l'ensemble des sols étudiés de 24%.

A la lumière de cette analyse, on peut conclure sur l'efficacité du modèle de Prévost à prédire d'une manière assez bien la réponse contrainte-déformation des sols en déformation plane, et il reste raisonnable pour le cisaillement simple.

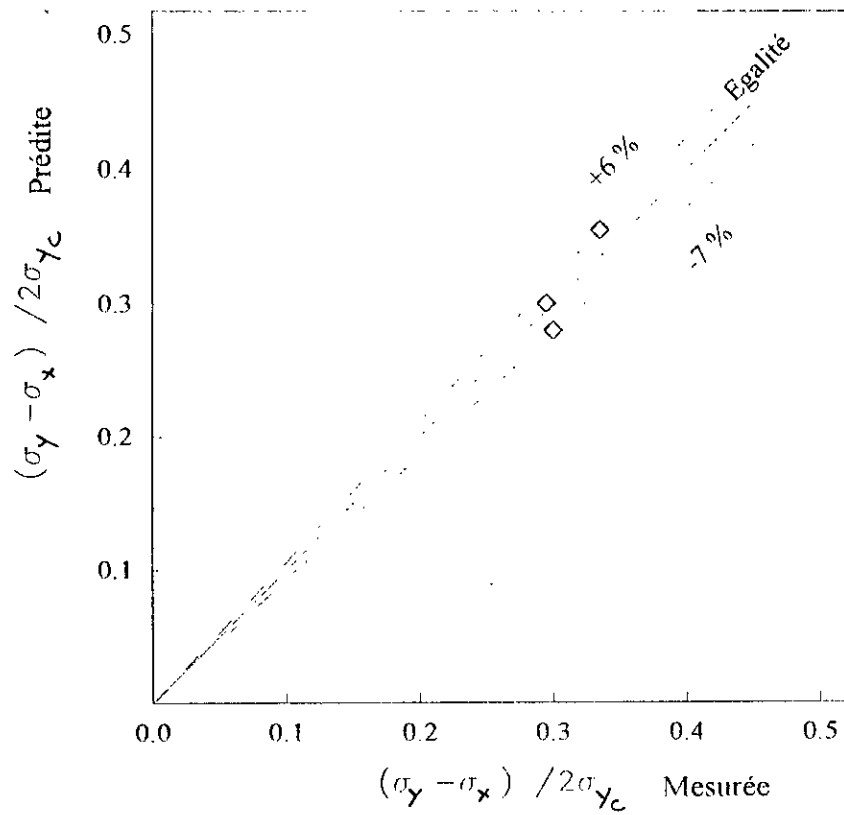


Figure 5.13 Valeurs Prédites et Mesurées des Résistances Non Drainées Normalisées, Essai de Compression en Déformation Plane, Paramètres du Modèle Extraits d'un Essai au Triaxial.

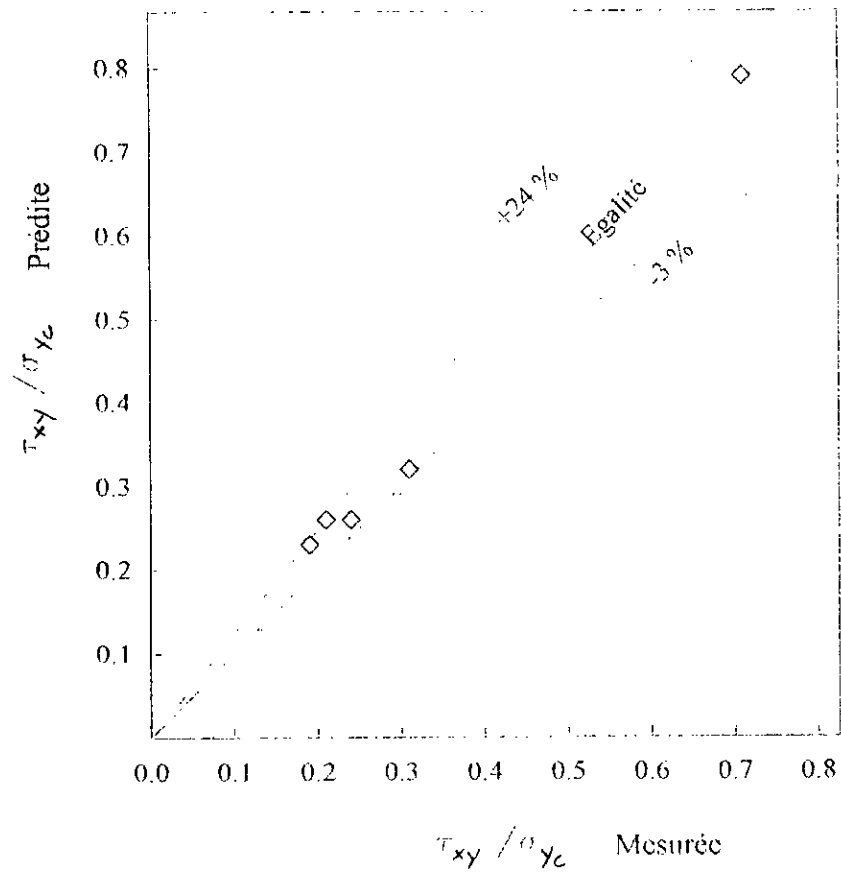


Figure 5.15 Valeurs Prédites et Mesurées des Résistances Non Drainées Normalisées, Essai de Cisaillement Simple, Paramètres du Modèle Extraits d'un Essai Triaxial

CHAPITRE VI

EXTRACTION DES PARAMETRES
D'ECROUISSAGE D'UN ESSAI PRESSIOMETRIQUE

EXTRATION DES PARAMETRES D'ECROUISSAGE D'UN ESSAI PRESSIOMETRIQUE

VI.1 INTRODUCTION

L'utilisation d'un modèle, aussi performant soit-il, pour prédire le comportement d'un sol donné, repose principalement sur les données expérimentales utilisées pour extraire les paramètres d'écroissage de ce modèle.

Ainsi beaucoup de théories utilisent les résultats expérimentaux du triaxial pour extraire les paramètres relatifs à leur modèle. Cependant, l'essai au triaxial s'effectue au laboratoire sur des échantillons dont le degré de remaniement est difficile à évaluer. D'autres chercheurs se sont intéressés aux essais in-situ qui présentent l'avantage de causer moins de remaniement. Une des techniques très connues et utilisées dans les essais in-situ, est l'essai pressiométrique. L'essai au pressiomètre est potentiellement capable de générer la courbe contrainte-déformation in-situ.

Dans ce chapitre, il sera présenté les résultats des travaux de recherches effectués par Kauschinger [8] pour établir une méthodologie qui permet d'extraire les paramètres d'écroissage relatifs au modèle de Prévost, à partir des résultats d'un seul essai pressiométrique.

Un code numérique "PRESS" est développé pour extraire automatiquement ces paramètres en suivant la procédure établie par Kauschinger. Les séquences des calculs utilisées dans cette procédure sont résumées dans l'annexe (B).

VI.2 HYPOTHESES UTILISEES POUR LE DEVELOPPEMENT DE LA PROCEDURE

On distingue deux catégories de simplifications:

- Idérialisation de l'essai pressiométrique
- Hypothèses relatives au modèle

VI.2.1 Idérialisation de l'essai pressiométrique

L'essai pressiométrique est idérialisé de la manière suivante [5,12,14]:

1. L'expansion et la contraction de la cavité se produisent dans des conditions de déformation plane axisymétrique, et par conséquent les déplacements se produisent uniquement dans le plan radial-circumférentiel ($rr-\theta\theta$), les déformations verticales sont toujours nulles.
2. Un champ de contrainte-déformation uniforme se développe autour du pressiomètre et par conséquent, l'état de contrainte ne sera calculé qu'en un seul point.
3. L'essai pressiométrique est conduit dans des conditions de chargement non drainées.
4. Les conditions au repos du triaxial et du pressiomètre sont similaires, ce qui nous permet d'utiliser les paramètres d'écroutissage extraits du triaxial pour générer la courbe contrainte-déformation du pressiomètre et vice versa.

Les conditions aux limites utilisées pour simuler l'essai pressiométrique sont:

- * varier la déformation radiale ou la pression radiale durant le chargement ($d\varepsilon_{rr} \neq 0$ ou $d\sigma_r \neq 0$),
- * la déformation verticale est nulle ($\varepsilon_{zz} = 0$), et
- * la contrainte circumférentielle reste constante ($d\sigma_{\theta\theta} = 0$) [9,8,28].

VI.2.2 Hypothèses relatives au modèle

Le modèle est simplifié par les hypothèses suivantes:

1. La taille et le module de cisaillement ($K^{(m)}, H_m$) restent constants pour une surface de charge donnée (m), et ces paramètres peuvent être calculés en utilisant soit la partie chargement ou bien la partie déchargement, de la courbe pressiométrique.
2. Les coordonnées des centres des surfaces de charge $\alpha_{ij}^{(m)}$ peuvent être calculées en utilisant une forme linéaire de la règle d'épaississement de Mróz.
3. En conséquence de l'hypothèse 2, on supposera que le taux d'épaississement $d\mu$ (équation 2.11) est toujours égal à l'unité.

VI.3 EQUATIONS DE BASE DU MODELE POUR L'ESSAI PRESSIOMETRIQUE

Les surfaces de charge relatives à l'essai pressiométrique sont représentées par des cercles dans l'espace de contraintes X-Y défini par :

$$X = \sigma_{11} - \frac{1}{2}(\sigma_{22} + \sigma_{33}) \quad [6.01]$$

$$Y = \frac{\sqrt{3}}{2}(\sigma_{33} - \sigma_{22}) \quad [6.02]$$

Les sols étant généralement anisotropes, la définition préalable du repère devient très importante. On définira donc, dans le cas du pressiomètre la direction 11 comme étant la direction verticale yy , et les directions 22 et 33 correspondent respectivement aux directions, circonférentielle $\theta\theta$ et radiale rr .

Le centre de ces cercles est représenté par le paramètre $\alpha_{ij}^{(m)}$ et le rayon par le paramètre $K^{(m)}$. Ainsi, les valeurs non nulles des paramètres $\alpha_{ij}^{(m)}$, s'écrivent:

– Pour le chemin de contrainte du triaxial

$$\alpha_x^{(m)} = \alpha_1^{(m)} = \frac{3}{2} \alpha_{yy}^{(m)} \quad [6.03a]$$

$$\alpha_y^{(m)} = 0 \quad [6.03b]$$

$$\alpha_{xx}^{(m)} = \alpha_{zz}^{(m)} = -\frac{1}{2} \alpha_{yy}^{(m)} \quad [6.03c]$$

– Pour le chemin de contrainte du pressiomètre

$$\alpha_x^{(m)} = \alpha_1^{(m)} = \alpha_{yy}^{(m)} - \frac{1}{2} (\alpha_{rr}^{(m)} + \alpha_{\theta\theta}^{(m)}) \quad [6.04a]$$

$$\alpha_y^{(m)} = \frac{\sqrt{3}}{2} (\alpha_{rr}^{(m)} - \alpha_{\theta\theta}^{(m)}) \quad [6.04b]$$

VI.3.1 Equations donnant le maximum des contraintes dans un essai pressiométrique

L'essai pressiométrique est supposé se produire dans des conditions de déformation plane axisymétrique. Il est réalisé en augmentant la déformation radiale (ε_{rr}), tout en maintenant la déformation verticale nulle ($\varepsilon_{yy} = 0$). D'autre part, des calculs effectués par kauschinger en utilisant le modèle de Prévost [8], ont indiqué que la contrainte circonférentielle ($\sigma_{\theta\theta}$) reste constante durant tout l'essai. Par conséquent, les trois composantes normales à la rupture, normalisées par rapport à la contrainte verticale de fin de consolidation (σ_{yc}) peuvent être calculées en utilisant les expressions:

$$\frac{\sigma_{\theta\theta}^l}{\sigma_{yc}} = \frac{\sigma_{\theta\theta}^l}{\sigma_{yc}} = K_0 \quad [5.05a]$$

$$\frac{\sigma_{rr}^L}{\sigma_{yc}^L} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{K^{(f)}}{\sigma_{yc}} + K_0 \quad [6.05b]$$

$$\left(\frac{\sigma_{yy}^L}{\sigma_{yc}^L}\right)_f = \frac{\alpha_1^{(f)}}{\sigma_{yc}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{K^{(f)}}{\sigma_{yc}} + K_0 \quad [6.05c]$$

où l'exposant (L) signifie la phase chargement (Loading) et l'indice (f) l'état de rupture (failure), K_0 étant la pression des terres au repos.

VI.3.2 Simplification de la relation constitutive pour l'essai pressiométrique

La relation constitutive généralisée utilisée dans le modèle de Prévost, déjà donnée par l'équation 2.29a s'écrit :

$$dS_{ij} = 2Gd\varepsilon_{ij} + \frac{3}{2}(H_m - 2G) \frac{S_{ij} - \alpha_{ij}^m}{H_m [K^m]^2} (S_{kl} - \alpha_{kl}^m) d\varepsilon_{kl} \quad [6.06]$$

En substituant les conditions aux limites présentées au paragraphe 6.2.1, l'équation 6.06 exprimée en termes de coordonnées cylindriques rr , yy et $\theta\theta$, devient:

$$dS_{rr} = 2G.d\varepsilon_{rr} - \frac{3}{2}[2G - H_m] \left\{ \left[\frac{\frac{2}{3}\sigma_{rr} - \frac{1}{3}\sigma_{yy} - \frac{1}{3}\sigma_{\theta\theta} - \alpha_{rr}^{(m)}}{[K^{(m)}]^2} \right]^* \right. \\ \left. [(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) - (\alpha_{rr}^{(m)} - \alpha_{\theta\theta}^{(m)})] d\varepsilon_{rr} \right\} \quad [6.07a]$$

$$dS_{yy} = 2G.d\varepsilon_{yy} - \frac{3}{2}[2G - H_m] \left\{ \left[\frac{-\frac{1}{3}\sigma_{rr} + \frac{2}{3}\sigma_{yy} - \frac{1}{3}\sigma_{\theta\theta} - \alpha_{yy}^{(m)}}{[K^{(m)}]^2} \right]^* \right. \\ \left. [(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) - (\alpha_{rr}^{(m)} - \alpha_{\theta\theta}^{(m)})] d\varepsilon_{rr} \right\} \quad [6.07b]$$

$$dS_{\theta\theta} = 2G.d\varepsilon_{\theta\theta} - \frac{3}{2}[2G - H_m] \left\{ \left[\frac{-\frac{1}{3}\sigma_{rr} - \frac{1}{3}\sigma_{yy} + \frac{2}{3}\sigma_{\theta\theta} - \alpha_{\theta\theta}^{(m)}}{[K^{(m)}]^2} \right]^* \right. \\ \left. [(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) - (\alpha_{rr}^{(m)} - \alpha_{\theta\theta}^{(m)})] d\varepsilon_{rr} \right\} \quad [6.07c]$$

En soustrayant l'équation 6.07c de l'équation 6.07a, et en notant que $d\varepsilon_{\theta\theta} = -d\varepsilon_{rr}$, on obtient une équation reliant l'incrément de la différence de contrainte $d(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})$ à l'incrément de déformation radiale, $d\varepsilon_{rr}$:

$$d(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) = 4G d\varepsilon_{rr} - \frac{3}{2}[2G - H_m] [Facteur_{rr}] d\varepsilon_{rr} \quad [6.08a]$$

où

$$Facteur_{rr} = \frac{[(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) - (\alpha_{rr}^{(m)} - \alpha_{\theta\theta}^{(m)})]^2}{[K^{(m)}]^2} \quad [6.08b]$$

En utilisant une approche similaire à celle ci-dessus, on soustrait l'équation 6.07c de l'équation 6.07b, et en notant que $d\varepsilon_{yy} = 0$, on obtient:

$$d(\sigma_{yy} - \sigma_{\theta\theta}) = 2G d\varepsilon_{rr} - \frac{3}{2}[2G - H_m] [Facteur_{yy}] d\varepsilon_{rr} \quad [6.09a]$$

où

$$Facteur_{yy} = \frac{[(\sigma_{yy} - \sigma_{\theta\theta}) - (\alpha_{yy}^{(m)} - \alpha_{\theta\theta}^{(m)})]^2}{[K^{(m)}]^2} * [(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) - (\alpha_{rr}^{(m)} - \alpha_{\theta\theta}^{(m)})] \quad [6.09b]$$

VI.4 CALCUL DES PARAMETRES D'ECROUISSAGE A PARTIR DES RESULTATS D'UN ESSAI PRESSIOMETRIQUE

Il ne sera présenté ici que les grandes lignes de la procédure utilisée pour le calcul des paramètres, le lecteur intéressé pourra se référer pour plus de détails au rapport de recherche présenté par Kauschinger [8].

VI.4.1 Calcul du module de cisaillement élastoplastique (H_i)

Des analyses effectuées par Kauschinger ont montré que la valeur du $[Facteur_{rr}]$ dont l'expression est donnée par l'équation 6.08b était toujours égal à $(\frac{4}{3})$ durant la phase chargement du pressiomètre, alors que la valeur du $[Facteur_{yy}]$ donné par l'équation 6.09b est égale à $(\frac{2}{3})$. En substituant en substituant la valeur du $[Facteur_{rr}]$ par $(\frac{4}{3})$ dans l'équation 6.08a, on obtient une équation très simple pour calculer le module de cisaillement du pressiomètre:

$$H_m = \frac{1}{2} \frac{d(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})}{d\varepsilon_{rr}} \quad [6.10]$$

ou bien le du [Facteur_{yy}] par sa valeur ($\frac{2}{3}$), on obtient:

$$H_m = \frac{d(\sigma_{yy} - \sigma_{\theta\theta})}{d\varepsilon_{rr}} \quad [6.11]$$

VI.4.2 Calcul de tailles des surfaces de charge

Les chemins de contrainte suivis par l'argile bleue normalement consolidée de Boston dans des essais de chargement et de déchargement pressiométriques sont représentés dans les figures 6.01 et 6.02. On remarque que lors du déchargement, le chemin de contrainte commence à partir du sommet de la surface de charge limite et descend suivant la direction négative de l'axe Y en passant par les sommets de chaque surface de charge. A la rupture, toutes les surfaces de charge sont tangentes au point de rupture (fig.6.02), ce qui nous permet de calculer les tailles des surfaces de charge en utilisant la partie déchargement de la courbe pressiométrique. L'expression de la taille d'une surface de charge (m), $K^{(m)}$ est donnée par:

$$K^{(m)} = \frac{\sqrt{3}}{4} \{ (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})_f^L - (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})_m^{UL} \} \quad [6.12]$$

où $(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})_f^L$: maximum de différence de contraintes mesurées lors de la phase chargement (L)

$(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})_m^{UL}$: différence de contraintes mesurées lors de la phase déchargement (UL), et pour lequel la taille $K^{(m)}$ est calculée.

Il est cependant important de préciser que l'état de contrainte pour lequel la taille de surface de charge $K^{(m)}$ est calculée doit satisfaire la condition d'écroutissage (éq. 2.01).

VI.4.3 Localisation de la surface de charge limite, $\alpha_1^{(f)}$:

La localisation de la surface de charge limite, donnée par l'expression:

$$\alpha_1^{(f)} = \sigma_{yy_f}^L - \frac{1}{2} (\sigma_{rr_f}^L + \sigma_{\theta\theta_f}^L) \quad [6.13]$$

nécessite la détermination des trois contraintes normales à la rupture (f) durant le stade de chargement (L). Les valeurs des contraintes circonférentielle et radiale à la rupture sont

X ——— Chemin de contrainte suivi lors d'un chargement pressiométrique.

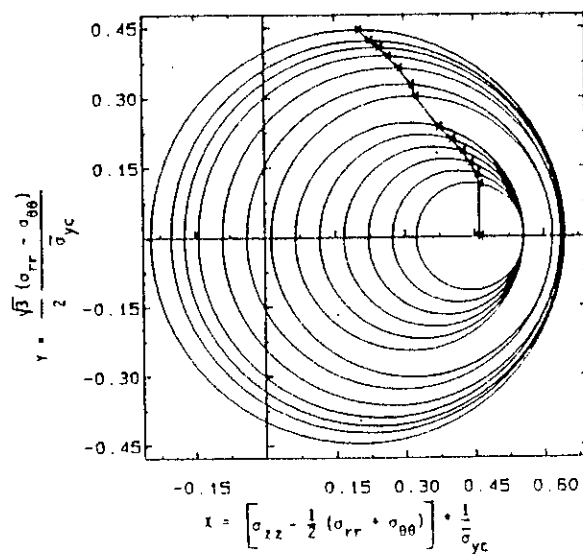


Figure 6.01 Configuration initiale des surfaces de charge et le chemin de contrainte suivi lors d'un chargement pressiométrique obtenus en utilisant les paramètres d'écroutissage extraits du triaxial, argile bleue de Boston[8]

X ——— Chemin de contrainte suivi lors d'un déchargement pressiométrique.

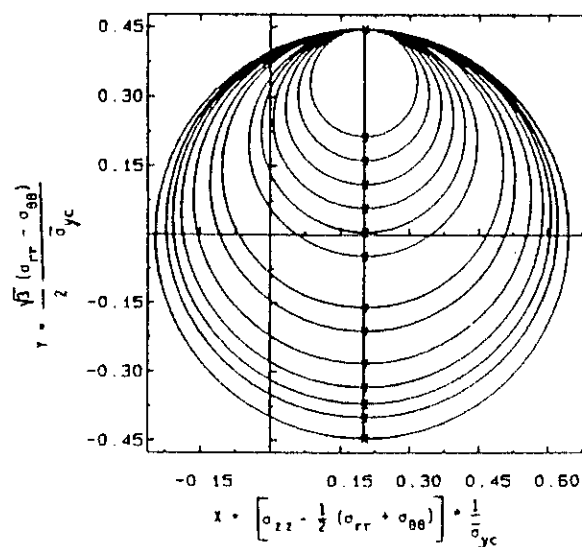


Figure 6.02 Configuration initiale des surfaces de charge et le chemin de contrainte suivi lors d'un déchargement pressiométrique obtenus en utilisant les paramètres d'écroutissage extraits du triaxial, argile bleue de Boston[8]

données par les équations (6.05a) et (6.05b). Les analyses effectuées par Kauschinger [8], pour le calcul de la contrainte verticale à la rupture $(\sigma_{yc})_f^l$, ont abouti aux expressions:

$$\frac{\sigma_{yy_f}^l}{\sigma_{yc}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{K^{(f)}}{\sigma_{yc}} \frac{1}{[1 - F_1]} \quad [6.14a]$$

pour les sols reconstitués

$$F_1 = 0.534 - 0.20 \left(\frac{K^{(f)}}{\sigma_{yc}} \right)^2 \quad [6.14b]$$

pour les sols non remaniés

$$F_1 = 0.475 - 0.10 \left(\frac{K^{(f)}}{\sigma_{yc}} \right)^2 \quad [6.14c]$$

VI.4.4 Localisation des surfaces de charge internes

Connaissant uniquement la position de la surface de charge limite $\alpha_1^{(f)}$, les positions des surfaces de charge internes sont calculées en partant de la surface de charge limite vers la région élastique. L'utilisation de la condition $d\mu = 1$ peut simplifier énormément la règle d'épaississement de Mróž [8]:

$$d\bar{\alpha}_{ij}^{(m)} = d\mu \cdot \mu_{ij}^{(m)} \approx (1) \cdot \bar{\mu}_{ij}^{(m)} \quad [6.15]$$

$\bar{\mu}_{ij}^{(m)}$: taux moyen d'épaississement de la surface de charge active (m).

$d\bar{\alpha}_{ij}^{(m)}$: épaississement moyen qui traduit la manière avec laquelle la surface de charge (m) passe de sa position initiale à un point tangent à la surface de charge extérieure (m+1).

Par conséquent la localisation initiale $\alpha_{ij}^{(i)}$ de la surface de charge (m) peut être calculée:

$$\alpha_{ij}^{(i)} = \alpha_{ij}^{(m)} - d\bar{\alpha}_{ij}^{(m)} = \alpha_{ij}^{(m)} - \bar{\mu}_{ij} \quad [6.16]$$

où $\alpha_{ij}^{(m)}$: localisation de la surface de charge (m) après épaississement

L'utilisation de ces hypothèses nous permet de localiser la première surface de charge interne (f-1) qui suit la surface de charge limite (f)

$$\alpha_{ij}^{(f-1)} = S_{ij}^{(f-1)} - [(S_{ij}^{(f)} - \alpha_{ij}^{(f)})] * \frac{K^{(f-1)}}{K^{(f)}} \quad [6.17a]$$

l'équation 6.17a peut être généralisée pour toute surface de charge interne (m)

$$\alpha_{ij}^{(m-1)} = S_{ij}^{(m-1)} - [(S_{ij}^{(m)} - \alpha_{ij}^{(m)})] * \frac{K^{(m-1)}}{K^{(m)}} \quad [6.17b]$$

où $S_{ij}^{(m-1)}$: contrainte déviatrice qui satisfait la condition d'écroûissage relative à la localisation initiale de la surface de charge (m-1).

$S_{ij}^{(m)}$: contrainte déviatrice qui satisfait la condition d'écroûissage relative à la localisation initiale de la surface de charge (m).

$\alpha_{ij}^{(m-1)}$: localisation initiale de la surface de charge (m-1).

$\alpha_{ij}^{(m)}$: localisation initiale de la surface de charge (m).

La valeur de $\alpha_1^{(m)}$ qui définit la configuration initiale des surfaces de charge est calculée approximativement en utilisant la composante radiale de $\alpha_{ij}^{(m)}$, comme suit [8]:

$$\alpha_1^{(m)} = -3\alpha_{rr}^{(m)} \quad [6.18]$$

L'obtention des valeurs de $\alpha_1^{(m)}$ est un processus incrémental, par subdivision du chemin de contrainte, en partant de la surface de charge limite, vers la région élastique en passant par toutes les surfaces de charge internes.

VI.5 COMPARAISON DES COURBES PRESSIOMETRIQUES GENEREES EN UTILISANT LES PARAMETRES EXTRAITS DU TRIAXIAL ET DU PRESSIOMETRE

Les données de l'essai pressiométrique en termes de différence de contraintes radiale-circumférentielle en fonction de la déformation radiale pour l'argile bleue normalement consolidée de Boston et l'argile normalement consolidée de Gleason [8] sont introduites dans le code "PRESS" pour générer les paramètres du modèle, présentés dans l'annexe E. Tous les paramètres et les contraintes sont normalisés par rapport à la contrainte verticale de fin de consolidation (σ_{vc}). Dans ce qui suit, les courbes contrainte-déformation générées pour le chemin de contrainte du pressiomètre en utilisant les paramètres extraits d'un essai pressiométrique sont comparées à celles générées en utilisant les paramètres extraits d'un essai triaxial.

VI.5.1 Courbes $\frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{\sigma_{vc}}$ en fonction de ε_{rr}

Les courbes représentant la différence de contraintes radiale-circumférentielle normalisée ($\frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{\sigma_{vc}}$) en fonction de la déformation radiale ε_{rr} générées pour les deux sols en utilisant les paramètres d'écroutissage extraits du triaxial et du pressiomètre sont pratiquement les mêmes (fig. 6.03). Ces courbes commencent par un état de contrainte isotrope ($\sigma_{rr} = \sigma_{\theta\theta}$), durant l'essai, la contrainte radiale (σ_{rr}) augmente et la contrainte circumférentielle ($\sigma_{\theta\theta}$) reste constante. La valeur de ($\frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{\sigma_{vc}}$) atteint une valeur maximale de (0.51) pour l'argile bleue normalement consolidée de Boston et une valeur de (0.456) pour l'argile normalement consolidée de Gleason.

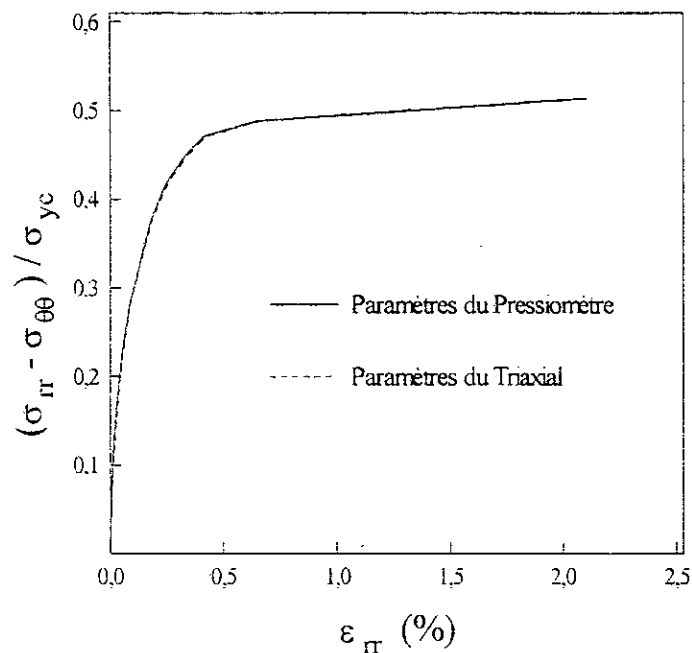
VI.5.2 Courbes $\frac{\sigma_{yy} - \sigma_{rr}}{\sigma_{vc}}$ en fonction de ε_{rr}

Les valeurs initiales de la différence de contraintes verticale-radiale pour chaque sol sont égales à $(1-K_c)$, soit (0.46) pour l'argile bleue de Boston et (0.43) pour l'argile de Gleason.

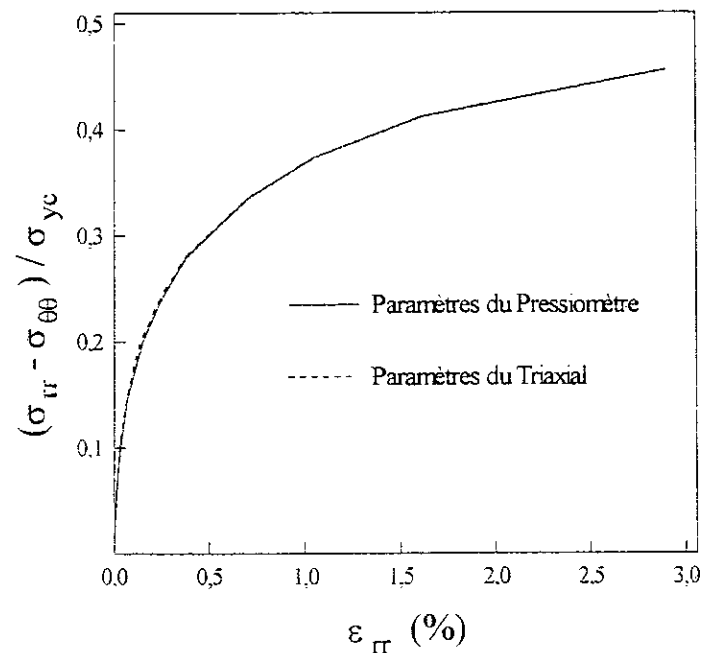
La forme des deux courbes générées en utilisant les paramètres extraits d'un essai au triaxial et d'un essai pressiométrique ^{est} sont les mêmes (fig.6.04). Lorsque les paramètres sont extraits d'un essai triaxial, les courbes pressiométriques décroissent de la valeur de la contrainte initiale jusqu'à une valeur minimale $\frac{(\sigma_{yy} - \sigma_{rr})_{\min}}{\sigma_{vc}}$ de (-5.62E-2) pour l'argile bleue de Boston et de (-9.73E-2) pour l'argile de Gleason. Les déformations radiales à la fin de la phase chargement sont respectivement (2.11%) et (2.90%).

VI.5.3 Courbes $\frac{\sigma_{yy} - \sigma_{\theta\theta}}{\sigma_{vc}}$ en fonction de ε_{rr}

Le comportement contrainte-déformation en termes de différence de contraintes vertical-circumférentielle en fonction de la déformation radiale est aussi similaire pour les deux sols (fig. 6.05). Les courbes commencent d'une différence de contraintes égale à $(1-K_c)$. La contrainte circumférentielle ($\sigma_{\theta\theta}$) étant constante, la variation de la courbe traduit en fait la variation de la contrainte verticale (σ_{yy}). Pour des déformations inférieures à (0.25%), la valeur de σ_{yy} croit légèrement plus pour la courbe générée en utilisant les paramètres du triaxial que pour celle générée en utilisant les paramètres du pressiomètre, ensuite les deux

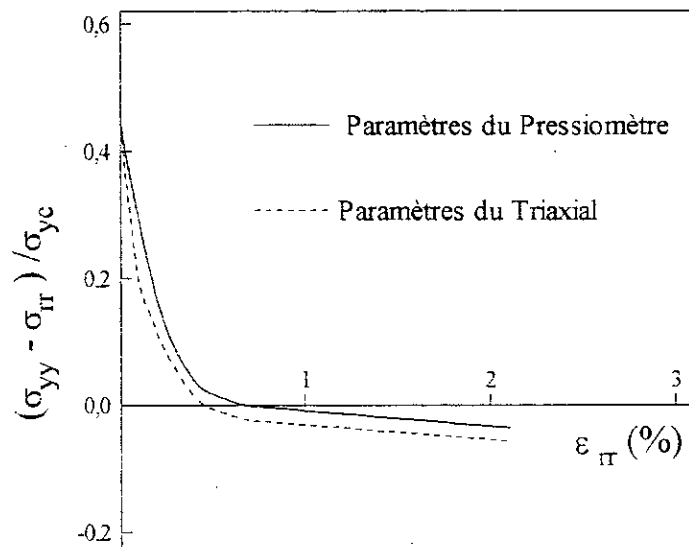


a) Argile Bleue de Boston

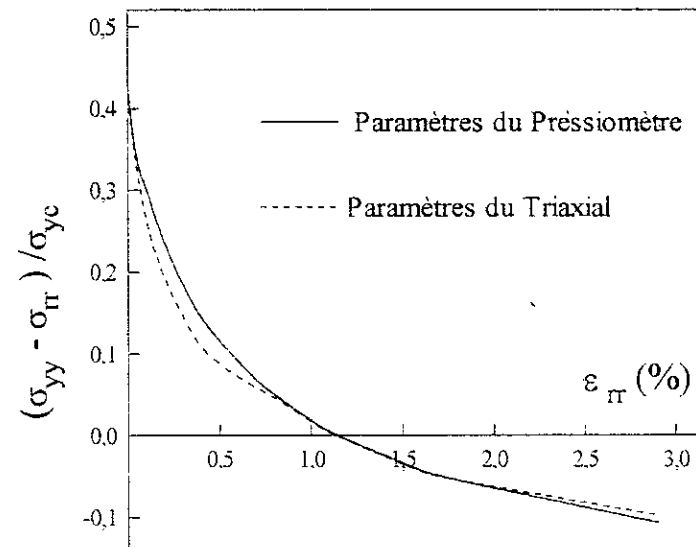


b) Argile de Gleason

Figure 6.03 Comparaison des Courbes Différence de Contraintes Radiale-Circonférentielle Normalisée en fonction de la Déformation Radiale Générées en Utilisant les Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Triaxial et d'un Essai Pressiométrique, Chemin de Contrainte du Pressiometre, a) Argile Bleue de Boston, b) Argile de Gleason.



a) Argile Bleue de Boston



b) Argile de Gleason

Figure 6.04 Comparaison des Courbes Différence de Contraintes Verticale-Radiale Normalisée en fonction de la Déformation Radiale Générées en Utilisant les Paramètres d'Ecroutissement Extraits d'un Essai Triaxial et d'un Essai Pressiométrique, Chemin de Contrainte du Pressiometre, **a)** Argile Bleue de Boston, **b)** Argile de Gleason.

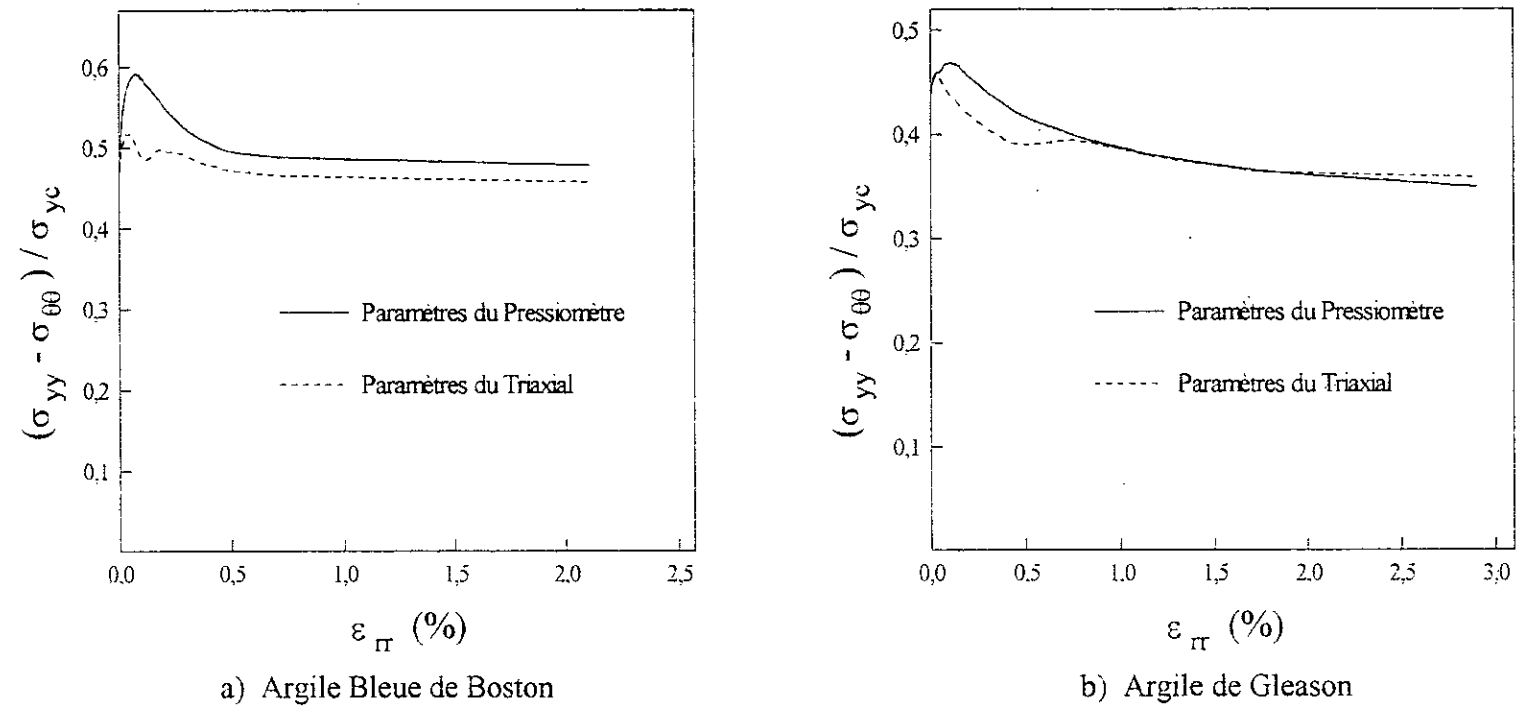


Figure 6.05 Comparaison des Courbes Différence de Contraintes Verticale-Circonférentielle Normalisée en fonction de la Déformation Radiale Générées en Utilisant les Paramètres d'Écrouissage Extraits d'un Essai Triaxial et d'un Essai Pressiométrique, Chemin de Contrainte du Pressiomètre, **a)** Argile Bleue de Boston, **b)** Argile de Gleason.

courbes décroissent et tendent vers la même différence de contrainte $\frac{(\sigma_{11} - \sigma_{33})}{\sigma_{11}}$ égale à (0.457) pour l'argile de Boston et (0.358) pour l'argile de Gleason.

Les différentes courbes générées pour les deux sols (figs.6.03 à 6.05) ont permis de constater que le modèle prédit assez bien les courbes pressiométriques lorsque les paramètres sont extraits d'un essai triaxial.

VI.6 COMPARAISON DES COURBES D'UN ESSAI TRIAXIAL GENEREES EN UTILISANT LES PARAMETRES EXTRAITS DU TRIAXIAL ET DU PRESSIOMETRE

La capacité du modèle à prédire le comportement contrainte-déformation d'un essai triaxial sera évaluée pour l'argile bleue de Boston et l'argile de Gleason en utilisant les paramètres d'érouissage extraits d'un essai pressiométrique suivant la procédure présentée dans ce chapitre.

VI.6.1 Chemin de contrainte de compression triaxiale

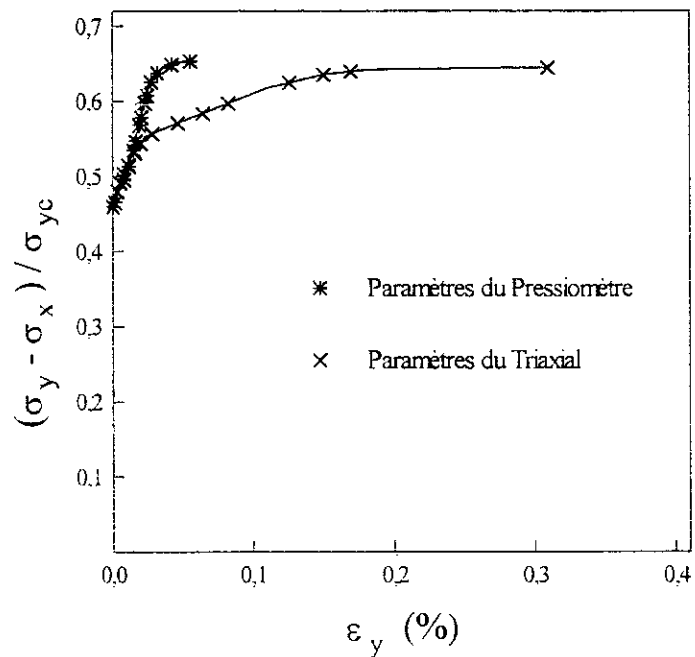
Les paramètres d'érouissage extraits d'un essai pressiométrique (annexe E) sont introduits dans le code de calcul "PMOD" pour générer la courbe différence de contraintes normales normalisée (DCNN) en fonction de la déformation axiale (ε_y) correspondant au chemin de contrainte du triaxial et qui sera comparée aux résultats du triaxial.

Pour l'argile bleue de Boston, la valeur maximale de la différence de contrainte normalisée (DCNN)_{max} égale à (0.654) est supérieure de (1.5%) à celle calculée en utilisant les paramètres du triaxial (fig. 6.06a), alors qu'une différence notable est relevée pour les déformations à la rupture (ε_y)_f, [(0.056%) pour la première courbe et (0.31%) pour la seconde].

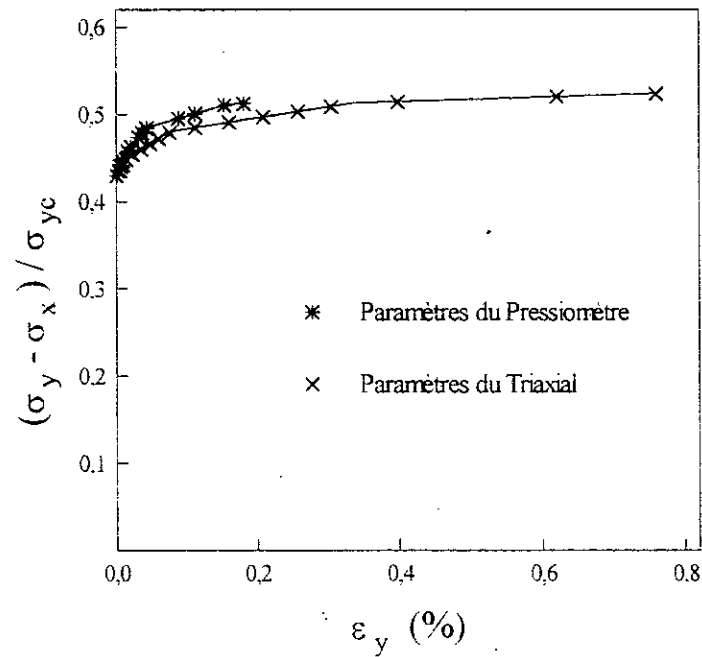
Les mêmes constatations sont faites pour l'argile de Gleason (fig 6.06b), l'écart entre la différence de contraintes normales normalisée à la rupture (DCNN)_f est insignifiant (égales à 0.51 et 0.52 respectivement), cependant, on enregistre un écart important entre les déformations axiales à la rupture qui atteint (0.18%) pour le premier cas et (0.76%) pour le second.

VI.6.2 Chemin de contrainte d'extension triaxiale

La courbe différence de contraintes normales normalisée (DCNN) en fonction de la déformation axiale (ε_y) générée en utilisant les paramètres extraits de l'essai pressiométrique

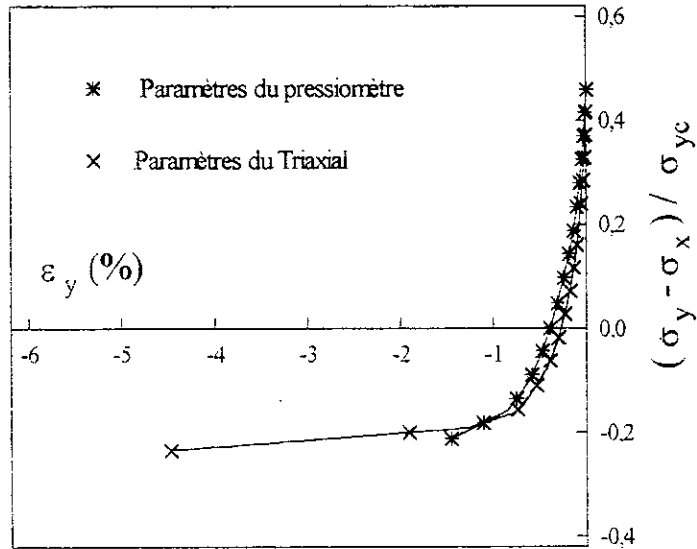


a) Argile Bleue de Boston

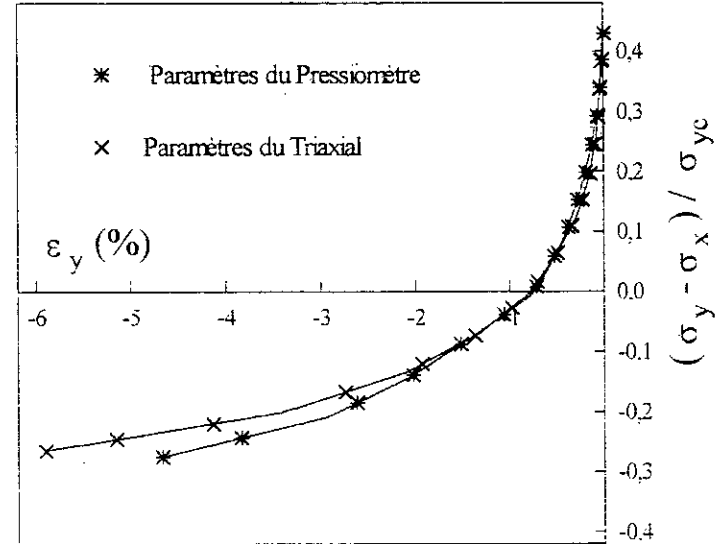


b) Argile de Gleason

Figure 6.06 Comparaison des Courbes Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale Générées en Utilisant les Paramètres d'Écrouissage Extraits d'un Essai Triaxial et d'un Essai Pressiométrique, Chemin de Contrainte de Compression Triaxiale, **a)** Argile Bleue de Boston, **b)** Argile de Gleason.



a) Argile Bleue de Boston



b) Argile de Gleason

Figure 6.07 Comparaison des Courbes Différence de Contraintes Normales Normalisée-Déformation Axiale Générées en Utilisant les Paramètres d'Écrouissage Extraits d'un Essai Triaxial et d'un Essai Pressiométrique, Chemin de Contrainte d'Extension Triaxiale, **a)** Argile Bleue de Boston, **b)** Argile de Gleason.

Tableau 6.03 Comparaison entre les valeurs des Contraintes et des déformations à la rupture générées pour le chemin de contrainte du triaxial en utilisant les paramètres extraits du triaxial et du pressiomètre.

		TRIAXIAL			
		Compression		Extension	
		$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{\sigma_{vc}}$	$(\varepsilon_y)_f$ (%)	$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)_f}{\sigma_{vc}}$	$(\varepsilon_y)_f$ (%)
Argile Bleue de Boston	Paramètres Extraits du Triaxial	0.644	0.31	-0.231	-4.47
	Paramètres Extraits du Pressiomètre	0.654	0.056	-0.21	-1.46
Argile de Gleason	Paramètres Extraits du Triaxial	0.52	0.76	-0.26	-5.90
	Paramètres Extraits du Pressiomètre	0.51	0.18	-0.25	-5.85

est comparée avec la courbe contrainte-déformation correspondante générée en utilisant les paramètres extraits de l'essai triaxial (fig. 6.07).

Pour l'argile bleue de Boston, la valeur de la différence de contraintes normales normalisée à la rupture $(DCNN)_f$ (-0.21) est inférieure de (10%) à celle calculée en utilisant les paramètres du triaxial, alors qu'une différence notable est enregistrée pour les déformations à la rupture $(\varepsilon_y)_f$, (-1.46%) pour la première courbe et (-4.47%) pour la seconde.

Quant à l'argile de Gleason, les valeurs de la différence de contraintes normales normalisée à la rupture $(DCNN)_f$ sont égales respectivement à (-0.25) et (-0.26) avec des déformations axiales à la rupture de (-5.85%) pour le premier cas et (-5.90%) pour le second. Le tableau 6.03 résume les valeurs à la rupture des contraintes et des déformations obtenues en utilisant les paramètres extraits du triaxial et du pressiomètre.

VI.7 CONCLUSION

Il a été présenté dans ce chapitre les résultats de nombre d'analyses effectuées par Kauschinger [8,9] dans sa tentative d'établir une procédure pour extraire les paramètres d'érouissage à partir d'un seul essai pressiométrique. L'exploitation de ces résultats pour prédire le chemin de contrainte du triaxial a révélé une différence notable sur les valeurs des déformations à la rupture.

La question est donc soulevée quant à l'utilisation de l'hypothèse d'une contrainte circonférentielle ($\sigma_{\theta\theta}$) constante durant tout l'essai, ainsi que les simplifications faites sur la base d'observations du comportement de certaines argiles pour établir une expression permettant de calculer la contrainte verticale (σ_y). Il est à noter aussi que les valeurs des contraintes à la rupture sont fonction du coefficient des terres au repos K_0 , et ce coefficient est très difficile à évaluer correctement dans un essai pressiométrique [3].

Les paramètres d'érouissage extraits de l'essai triaxial ont été utilisés pour générer les courbes pressiométriques (figures 6.03 à 6.05), celles-ci restent très proches des courbes correspondantes générées en utilisant les paramètres extraits d'un essai pressiométrique.

CHAPITRE VII

CONCLUSION GENERALE

CONCLUSION GENERALE

Dans toute étude géotechnique, la modélisation est une étape très importante qui conditionne la qualité de prévision du comportement des sols. Le progrès de l'outil informatique et des méthodes d'analyse numérique ont permis d'envisager des modèles qui permettent de dépasser les limitations rhéologiques des méthodes de calcul traditionnelles et d'aborder l'étude des problèmes aux lois de comportement complexes combinant les concepts de nonlinéarité, d'élastoplasticité et d'anisotropie. La formulation mathématique de tels modèles est souvent délicate.

Le modèle de Prévost qui a été examiné dans cette étude a été formulé par combinaison de certains éléments de la théorie de plasticité à savoir: surface de charge de Von-Mises, règle d'épaississement de Mroz et loi d'écoulement associative. Les relations constitutives qui en découlent ont été implémentées dans un code numérique "PMOD" théoriquement capable de prédire correctement les réponses contrainte-déformation de tout sol soumis à un chargement monotone croissant mené dans des conditions non drainées.

L'extraction des paramètres d'écrouissage, caractéristiques du comportement de tout sol, à partir des résultats des essais de compression et d'extension au triaxial, constitue un point très délicat; à cet effet, différentes procédures ont été proposées et implémentées dans un code de calcul "FIT" qui génère automatiquement et efficacement ces paramètres.

L'établissement d'une analyse comparative des réponses prédites et mesurées pour six différents sols, dont trois non remaniés et trois reconstitués au laboratoire, ont permis de constater que le modèle de Prévost prédit dans une fourchette très étroite (de l'ordre de 7%), le comportement contrainte-déformation du chemin de contrainte de compression en déformation plane, quant au chemin de contrainte d'extension en déformation plane. le modèle surestime les valeurs mesurées à la rupture d'un maximum de 13%. Le cisaillement simple enregistre, cependant, un écart qui atteint 24%.

A la lumière de ces résultats, quoique réduits, nous pouvons conclure sur l'efficacité du modèle de Prévost, relativement à d'autres modèles existants [1,33], à prédire d'une manière très satisfaisante la réponse contrainte-déformation des sols pour des chemins de contrainte de déformation plane et de cisaillement simple lorsque les paramètres d'érouissage sont extraits des essais au triaxial.

Une tentative d'extraire les paramètres d'érouissage d'un essai pressiométrique, suivant les recherches préliminaires effectuées par Kauschinger, a révélé une différence assez sensible quant à la réponse contrainte-déformation de l'argile bleue normalement consolidée de Boston, pour un chemin de contrainte de compression et d'extension au triaxial.

La différence relevée peut provenir des hypothèses simplificatrices "non réalistes" utilisées pour modéliser l'essai pressiométrique, notamment la contrainte circonférentielle ($\sigma_{\theta\theta}$) qui n'a jamais été contrôlée en phase d'essai, a été supposée constante. Aussi, la contrainte normale verticale (σ_{yy}) a été calculée en exploitant les résultats d'analyses qui restent vrais pour un nombre très réduit parmi les sols examinés [8]. Il est à noter aussi que l'essai pressiométrique est très difficile à modéliser car il peut être traité comme un problème de déformation plane ($d\varepsilon_{yy} = 0$) ou un problème de contrainte pseudo-plane ($d\sigma_{yy} = 0$). Enfin, les valeurs à la rupture des contraintes verticale, circonférentielle et radiale ont été calculées en fonction du coefficient des terres au repos, K_0 , or ce coefficient ne peut pas être évalué d'une manière correcte dans un essai pressiométrique [3].

Prévost [26] proposa d'étendre cette approche aux contraintes effectives et d'introduire les effets de la contrainte normale moyenne, ce qui nécessite la modélisation de l'évolution des pressions interstitielles dans le sol lors d'un chargement non drainé, ou alors la variation du volume dans une analyse en chargement drainé pour les sables et les argiles. Le développement de la version en contraintes effectives du modèle est sans doute plus compliquée, lorsque les pressions interstitielles restent très délicates à modéliser.

La règle d'épaississement cinématique préconisée dans la présente étude peut être utilisée pour modéliser le comportement cyclique, il en ressort immédiatement à l'esprit qu'une extension simple du présent travail serait d'évaluer la capacité du modèle en contraintes totales à prédire le comportement cyclique des sols.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] **Bardet, J. P.**, "*Scaled Memory Model for Undrained Behaviour of Anisotropic clays*", *Journal of the Geotechnical Engineering*, Vol. 121, No.11, November, 1995, pp.755-765.
- [2] **Belkacemi, S.**, "*Notes des Cours de Mécanique des Sols*", Cours de Post-Graduation, Ecole Nationale Polytechnique.
- [3] **Belkacemi, S.**, and **Kauschinger, J. L.**, "*Laboratory Pressuremeter Tests on Reconstituted Silt Samples*", Proceedings of the first International Conference on Site Characterization- ISC'98/ Atlanta/Géorgia/USA/ 19-22 April 1998.
- [4] **Chen, W. F.**, and **Han, D.J.**, "*Plasticity for Structural Engineers*" Springer-Verlag New York Inc., 1988.
- [5] **Gibson, R. E.**, and **Anderson, W. F.**, "*In-situ Measurement of Soil Properties with the Pressuremeter*," *Civil Engineering Public Works Revue*, London, Vol. 56, No. 658, May 1961, pp.615-618.
- [6] **Kauschinger, J.L.**, "*Evaluation and Implementation of Prévost's Total Stress Model*," Dissertation presented to The University of Texas at Austin, in may 1983, in partial fulfillment of the requirement for the degree of Doctor of philosophy.
- [7] **Kauschinger, J.L.**, and **Roesset, J.M.**, "*Evaluation of a Multi-Yield Surface Elasto-plastic Model*," International Conference on Constitutive Laws for Engineering Materials: Theory and Application, January 10-14, 1983, Tucson, Arizona.
- [8] **Kauschinger, J.L.**, "*Interim Report to the Engineering Foundation of ASCE: Extracting Multi-Yield Surface Model Parameters From Pressuremeter Data*," Contact No. RI-A-84-2, July, 1985.

- [9] **Kauschinger, J.L.**, "*Relating Undrained Triaxial and Pressuremeter Stress-Strain Characteristics by using Multi-Yield Surface Model Parameters*," The Pressuremeter and its Marine Applications: Second International Symposium, ASTM., STP 960, J.L. Briau, and J.M.E. Audibert, Editions, American Society for Testing and Materials, 1986.
- [10] **Krieg, R.D.**, "*A Practical Two Surface Plasticity Theory*," Journal of Applied Mechanics, ASME, 1975, pp.641-646.
- [11] **Krieg, R.D.**, and **Krieg, D.B.**, "*Accuracies of Numerical Solutions Methods for the Elastic-Perfectly Plastic Model*," Journal of Applied Mechanics, ASME, 1977, pp.510-515.
- [12] **Ladanyi, B.**, "*In-Situ Determination of Undrained Stress-Strain Behavior of Sensitive Clays with the Pressuremeter*," Canadian Geotechnical Journal, 9, 1972, pp.313-319.
- [13] **Ladd, C.C.**, **Bovee, R. B.**, **Edgers, L.**, **Rixner, J. J.**, "*Consolidated Undrained Plane Strain Shear Tests on Boston Blue Clay*," Research Report R71-13, Soils Publication 273, Department of Civil Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, March 1971.
- [14] **Ménard, L.**, "*Mesures In-Situ des Propriétés physiques des sols*," Annales des ponts et Chaussées, Vol.127, No.14, 1957, pp.357-377.
- [15] **Mroz, Z.**, "*On the Description of Anisotropic Work-hardening*," Journal of the Mechanics and Physics of Solids, London, England, Vol. 15, 1967, pp. 163-175.
- [16] **Mroz, Z.**, and **Pietruszczak, ST.**, "*A Constitutive Model for Sand with Anisotropic Hardening Rule*," International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, Vol. 7, 1983, pp.305-320.
- [17] **Nayak, G. C.**, and **Zienkiewicz, O.C.**, "*Convenient Form of Stress Invariants for Plasticity*," Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Vol. 98, No. ST4, April, 1972

- [18] **Nayak, G. C., and Zienkiewicz, O.C.,** "*Elasto-plastic Stress Analysis. A Generalization for Various Constitutive Relations Including Strain Softening.*" International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.5, 1972, pp.113-135.
- [19] **Palmer, A. C.,** "*Undrained Plane-Strain Expansion of a Cylindrical Cavity in Clay: A Simple Interpretation of the Pressuremeter Test.*" Geotechnique 22, No. 3, 1972, pp.451-457.
- [20] **Prager, W.,** "*The Theory of Plasticity: A Survey of Recent Achievement.*" Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, London, England, Vol. 169, 1955, pp.41-57.
- [21] **Prévost, J.H., and Hoëg, K.,** "*Effective Stress-Strain-Strength Model for Soils.*" Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 101, No. GT3, Proceedings Paper 11157. March., 1975, pp.259-278.
- [22] **Prévost, J.H., and Hoëg, K.,** "*Soil Mechanics and Plasticity Analysis of Strain Softening.*" Geotechnique, Vol.25, No.2, 1975.
- [23] **Prévost, J.H., and Hoëg, K.,** "*Reanalysis of Simple Shear Soil Testing.*" Canadian Geotechnical Journal, Ontario, Canada, Vol.13, November,1976, pp. 418-429.
- [24] **Prévost, J.H., and Hoëg, K.,** "*Plasticity Model for Undrained Stress-Strain Behavior.*" Proceedings. of the 9th International. Conference. on Soil Mechanics. And Foundation. Engineering., Tokyo, Vol.1, 1977, pp. 255-261.
- [25] **Prévost, J.H.,** "*Mathematical Modeling of Monotonic and Cyclic Undrained Clay Behavior.*" International Journal of Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, Vol. 1, No. 2, 1977, pp. 195-216.
- [26] **Prévost, J.H.,** "*Anisotropic Undrained Stress-Strain Behavior of Clays.*" Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol.104, No. GT8, Proceedings Paper 13942, August, 1978, pp. 1075-1090.

- [27] **Prévost, J.H.**, "*Plasticity Theory for Soil Stress-Strain Behavior*," Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol. 104, No. EM5, Proceedings Paper 14069, October, 1978, pp. 1177-1194.
- [28] **Prévost, J.H.**, "*Undrained Shear Tests on Clays*," Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 105, No. GT1, January 1979, pp.49-64.
- [29] **Prévost, J.H.**, "*Constitutive Theory for Soil*," Proceeding of the Workshop on Limit Equilibrium, Plasticity and generalized Stress-Strain in Geotechnical Engineering, McGill University, May 28-30, 1980, pp.745-814.
- [30] **Prévost, J.H.**, "*Two-Surface Versus Multi-Surface Plasticity Theories: A Critical Assessment*," International Journal of Numerical and Analytical Methods in Geomechanics Vol. 6, 1982, pp. 323-338.
- [31] **Prévost, J.H.**, and al., "*Offshore Gravity Structures: Analysis*," Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol 107, No. GT2, February, 1981, pp. 143-165.
- [32] **Prévost, J.H.**, and **Roesset, J.M.**, "*Evaluation of a Multi-Yield Surface Elasto-Plastic Model*," International Conference on Constitutive Laws for Engineering Materials: Theory and Application, January 10-14, Tucson, Arizona.
- [33] **Raymond, K.Y.**, and **Hon-Yim, K.**, "*Limit Equilibrium, Plasticity and Generalized Stress-Strain in Geotechnical Engineering*", Proceedings of the Workshop, Mc Gill University, May 28-30, 1980.
- [34] **Salençon, J.**, "*Théorie de la Plasticité pour les applications à la mécanique des sols*," Edition Eyrolles, 1974.
- [35] **Scott, R. F.**, "*Plasticity and Constitutive Relations in Soil Mechanics*," Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 111, No. 5, May, 1985, pp. 563-605.

- [36] **Vaid, Y. P., and Campanella, R. G.**, "*Triaxial and Plane Strain Behavior of Natural Clay*," Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol.100, No. GT3, Proceedings paper 10421, March, 1974, pp.207-224.
- [37] **Westergaard, H.M.**, "*Theory of Elasticity and Plasticity*," Cambridge, Massachusetts, Harvard University Press, 1952.



ANNEXE A

ALGORITHME UTILISE POUR IMPLEMENTER LE MODELE DE PREVOST

Les séquences de calcul effectuées par PMOD pour l'implémentation du modèle de Prévost sont:

1. Spécifier en données initiales, les valeurs de six incréments de contrainte, $d\sigma_{ij}^{(0)}$, ou bien incréments de déformation $d\varepsilon_{ij}^{(0)}$, ou alors des conditions mixtes. Une valeur de contrainte normale doit spécifiée-en donnée.
2. Calculer la matrice d'état élastoplastique, équation 3.04, en utilisant l'état de contraintes initial.
3. Manipuler la matrice d'état élastoplastique de telle sorte à obtenir toute composante de contrainte ou de déformation non spécifié au départ. Déterminer les six paires de contrainte-déformation comme suit:
 - 4a. Si tous les incréments spécifiés en données dans l'étape 1 sont de type contrainte, faire une simple multiplication matricielle donnée par l'équation 3.04
 - 4b. Si, maintenant, les incréments spécifiés en données sont de type mixte (contraintes et déformations), résoudre le système algébrique donné par l'équation 3.04, en utilisant la méthode d'élimination de Gauss, et obtenir l'ensemble d'incrément de contrainte $d\sigma_{ij}^{(0)}$, et d'incrément de déformation $d\varepsilon_{ij}^{(0)}$
4. Mettre à jour le tenseur de contrainte $\sigma_{ij}^{(g)}$, en rajoutant à l'état de contrainte actuel, l'incrément de contrainte $d\sigma_{ij}^{(0)}$, comme suit:

$$\sigma_{ij}^{(g)} = \sigma_{ij}^{(l)} + d\sigma_{ij}^{(0)} \quad [A1]$$

- Calculer la valeur de la fonction de charge, en utilisant les paramètres d'érouissage du modèle, $K^{(m+1)}$ et $\alpha_{ij}^{(m+1)}$ relatifs à la surface de charge extérieure (m+1):

$$f^{(g)} = \frac{2}{3} [(S_{ij}^{(g)} - \alpha_{ij}^{(m+1)}) (S_{ij}^{(g)} - \alpha_{ij}^{(m+1)})] - [K^{(m+1)}]^2 \quad [A2]$$

$$\text{où: } S_{ij}^{(g)} = \sigma_{ij}^{(g)} - \frac{1}{3} \sigma_{kk}^{(g)} \delta_{ij}$$

- Si la valeur de la fonction de charge $f^{(g)}$ est inférieure ou égale à zéro, aller à l'étape 6, sinon Procéder à l'étape suivante.

5. L'incrément de contrainte appliqué $d\sigma_{ij}^{(0)}$, doit être subdivisé de telle sorte à satisfaire la condition d'érouissage. La procédure est:

- Calculer la valeur de la fonction de charge, $f^{(i)}$:

$$f^{(i)} = \frac{3}{2} (S_{ij}^{(i)} - \alpha_{ij}^{(m+1)}) (S_{ij}^{(i)} - \alpha_{ij}^{(m+1)}) - K^{(m+1)2} \quad [\Lambda3]$$

$$\text{où: } S_{ij}^{(i)} = \sigma_{ij}^{(i)} - \frac{1}{3} \sigma_{kk}^{(i)} \delta_{ij}$$

- Calculer le coefficient correcteur (R_1) utilisé pour subdiviser le vecteur incrément de contrainte:

$$R_1 = \frac{f^{(i)}}{(f^{(g)} - f^{(i)})} \quad [\Lambda4]$$

- Calculer le nouvel estimé de la contrainte $\sigma_{ij}^{(i)new}$ nécessaire pour se ramener sur la surface de charge (m+1):

$$\sigma_{ij}^{(i)new} = d\sigma_{ij}^{(0)} - R_1 d\sigma_{ij}^{(0)} \quad [\Lambda5]$$

- Réévaluer la fonction de charge pour le nouvel état de contrainte:

$$f^{(i)new} = \frac{3}{2} (S_{ij}^{(i)new} - \alpha_{ij}^{(m+1)}) (S_{ij}^{(i)new} - \alpha_{ij}^{(m+1)}) - K^{(m+1)2} \quad [\Lambda6]$$

$$\text{où: } S_{ij}^{(i)new} = \sigma_{ij}^{(i)new} - \frac{1}{3} \sigma_{kk}^{(i)new} \delta_{ij}$$

- Refaire l'étape 5 jusqu'à ce que la valeur de la fonction de charge $f^{(i)new}$ soit inférieure ou égale à zéro.

6. Épaissir la surface de charge active en utilisant l'équation 2.08, pour la ramener en contact avec la surface de charge extérieure (m+1) au nouvel état de contrainte $\sigma_{ij}^{(i)new}$.
7. calculer les portions d'incrément de contrainte, spécifiés dans l'étape 1, qui restent à appliquer:

$$d\varepsilon_{ij}^{(0)new} = d\varepsilon_{ij}^{(i)old} - C^{ep} d\sigma_{ij}^{(0)new} \quad [A7]$$

où: C^{ep} : matrice d'état élastoplastique donnée par l'équation 3.02, et calculée dans l'étape 2.

8. Actualiser d'une façon permanente l'état de contrainte ($\sigma_{ij}^{(i)} = \sigma_{ij}^{(i)new}$) et les coordonnées du centre de la surface de charge active $\alpha_{ij}^{(m)}$.
9. Si les conditions aux limites spécifiées dans l'étape 1, ne sont pas entièrement épuisées après le processus de subdivision, appliquer le reste de ces incréments en reprenant les étapes de 2 à 8.
Si, à présent les conditions aux limites spécifiées dans l'étape 1 sont complètement satisfaites, revenir à l'étape 1 et appliquer de nouvelles incrémentsations.

ANNEXE B

ALGORITHME D'EXTRACTION DES PARAMETRES D'ECROUISSAGE D'UN ESSAI PRESSIOMETRIQUE

Pour des raisons de présentation, toutes les contraintes et tous les paramètres sont normalisés par rapport à la contrainte verticale effective de fin de consolidation (σ_{vr}). Les séquences de calcul pour l'extraction des paramètres d'écrouissage du modèle à partir des résultats d'un essai pressiométrique sont:

1- Dériver la courbe de contrainte-déformation, $(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})$ en fonction de ε_{rr} , à partir des résultats de l'essai pressiométrique (pression, déplacement radial), et évaluer le coefficient de terre au repos, K_0

2- Calculer la taille de la surface de charge à la rupture:

$$K^{(l)} = \frac{\sqrt{3}}{2} (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})_f^l \quad [B1]$$

3- Choisir un incrément de déformation, $d\varepsilon_{rr}$, et calculer le module de cisaillement plastique total, H_m , en utilisant la partie chargement de la courbe contrainte-déformation:

$$H_m = \frac{1}{2} \frac{d(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})}{d\varepsilon_{rr}} \quad [B2]$$

4- Calculer les tailles des surfaces de charges internes en utilisant la partie déchargement de la courbe contrainte-déformation:

$$K^{(m)} = \frac{\sqrt{3}}{4} \left[(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})_f^l - (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})_m^{ul} \right] \quad [B3]$$

5- Localiser la surface de charge limite (à la rupture):

$$\alpha_1^{(f)} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{K^{(f)}}{[1 - K_1]} - \frac{K^{(f)}}{\sqrt{3}} - K_0 \quad [B4]$$

où : $F_f = 0.534 - 0.2 [K^{(f)}]^2$ pour les sols reconstitués

$F_f = 0.475 - 0.1 [K^{(f)}]^2$ pour les sols non remaniés

6- Calculer les contraintes normales à la rupture:

$$(\sigma_{\theta\theta})_f = (\sigma_{\theta\theta})_i = K_0 \quad [B5]$$

$$(\sigma_{rr})_f = \frac{2}{\sqrt{3}} K^{(f)} + K_0 \quad [B6]$$

$$(\sigma_{zz})_f = \alpha_1^f + \frac{K^{(f)}}{\sqrt{3}} + K_0 \quad [B7]$$

7- Choisir un incrément de contrainte $d\sigma_{rr}$, et calculer les contraintes normales satisfaisant la condition d'écroutissage relative à la surface de charge ($f-1$):

$$(\sigma_{rr})_{f-1} = (\sigma_{rr})_f - d\sigma_{rr} \quad [B8]$$

$$(\sigma_{yy})_{f-1} = (\sigma_{yy})_f \pm d\sigma_{yy} \quad [B9]$$

le signe (+) est pris dans le cas des sols anisotropes et le signe (-) dans le cas des sols isotropes.

8- Calculer les composantes déviatrices des contraintes calculées dans les étapes 6 et 7.

9- Calculer la valeur de la position de la surface de charge $\alpha_1^{(f-1)}$, en utilisant la composante radiale de la contrainte déviatrice:

$$\alpha_1^{(f-1)} = -3\alpha_r^{(f-1)} \quad [B10]$$

10- Refaire les étapes 7 à 9, pour la surface de charge suivante en changeant l'indice (f) par ($f-1$) et ($f-1$) par ($f-2$), et ainsi de suite.

11- Calculer les modules de cisaillement élastique G , en utilisant la plus grande pente initiale sur la courbe contrainte-déformation.

$$G = \frac{1}{4} \frac{(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})'_i}{d\epsilon_{rr}} \quad [B11]$$



ANNEXE C

Tableau C.1 Données Générées par Kauschinger[6] d'un Essai de
Compression et d'Extension au Triaxial, Argile
Surconsolidée de Drammen, OCR=4

Compression au Triaxial		Extension au Triaxial	
ε_y (%)	$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)}{\sigma_{vc}}$	ε_y (%)	$\frac{(\sigma_y - \sigma_x)}{\sigma_{vc}}$
0.0000	0.0000	-0.0526	0.0000
0.1542	0.5867	-0.1403	-0.2200
0.2354	0.7800	-0.2807	-0.3267
0.3458	0.9733	-0.6678	-0.4133
0.5112	1.1733	-1.0276	-0.5133
0.7368	1.3800	-1.3307	-0.5933
0.8596	1.4600	-1.8544	-0.6567
1.0000	1.5330	-2.2456	-0.7207
1.2281	1.6333	-2.7719	-0.7697
1.4912	1.7057	-3.3333	-0.8000
1.7368	1.7502	-3.8772	-0.8283
2.0175	1.7886	-5.1731	-0.9060
2.2807	1.8050		
2.5088	1.8233		
2.8278	1.8400		

ANNEXE D

Tableau D.1 Paramètres d'Ecroûissage Extraits d'un Essai au Triaxial,
Argile Plastique Surconsolidée de Drammen, OCR=4.

Module de Cisaillement Elastique : $G = 200.000 \sigma_{yc}$

m	$\frac{H_{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{K^{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{\alpha_1^{(m)}}{\sigma_{yc}}$
1	188.887	0.210	0.190
2	133.331	0.446	0.124
3	130.768	0.531	0.209
4	100.003	0.616	0.294
5	75.711	0.701	0.379
6	54.665	0.786	0.467
7	48.712	0.831	0.509
8	37.576	0.897	0.533
9	30.085	0.965	0.555
10	19.874	1.031	0.579
11	13.333	1.076	0.624
12	10.183	1.226	0.520
13	3.684	1.250	0.544
14	0.000	1.373	0.467

Tableau D.2 Paramètres d'Écrouissage Extraits d'un Essai au Triaxial,
Argile Normalement Consolidée de l'Est d'Atchafalaya.

Module de Cisaillement Elastique : $G = 65.577 \sigma_{yc}$

m	$\frac{H_{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{K^{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{\alpha_1^{(m)}}{\sigma_{yc}}$
1	78.495	0.011	0.291
2	34.469	0.090	0.281
3	29.232	0.120	0.252
4	17.537	0.135	0.237
5	11.215	0.210	0.224
6	8.341	0.240	0.194
7	6.855	0.269	0.165
8	5.996	0.299	0.135
9	5.087	0.320	0.117
10	2.575	0.358	0.076
11	1.476	0.399	0.058
12	0.941	0.429	0.029
13	0.000	0.460	0.028

Tableau D.3 Paramètres d'Ecroûissage Extraits d'un Essai au Triaxial,
Argile Bleue Normalement Consolidée de Boston.

Module de Cisaillement Elastique : $G = 257.530 \sigma_{yc}$

m	$\frac{H_{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{K^{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{\alpha_1^{(m)}}{\sigma_{yc}}$
1	167.604	0.025	0.436
2	126.706	0.141	0.415
3	113.003	0.168	0.388
4	91.068	0.182	0.374
5	74.071	0.209	0.347
6	46.216	0.236	0.320
7	44.457	0.312	0.313
8	28.856	0.325	0.300
9	17.359	0.357	0.277
10	14.831	0.385	0.249
11	0.390	0.398	0.236
12	0.866	0.423	0.220
13	0.000	0.446	0.200

Tableau D.4 Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai au Triaxial,
Silt Normalement Consolidé de Santa Barbara.

Module de Cisaillement Elastique : $G = 74.432 \sigma_{yc}$

m	$\frac{H_{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{K^{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{\alpha_1^{(m)}}{\sigma_{yc}}$
1	65.407	0.054	0.546
2	65.407	0.233	0.397
3	38.283	0.248	0.412
4	15.883	0.263	0.427
5	7.360	0.381	0.351
6	4.760	0.401	0.372
7	2.601	0.472	0.343
8	1.974	0.497	0.362
9	1.827	0.520	0.385
10	0.000	0.550	0.400

Tableau D.5 Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai au Triaxial, Argile Normalement Consolidée de Gleason.

Module de cisaillement élastique : $G = 76.181 \sigma_{yc}$

m	$\frac{H_{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{K^{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{\alpha_1^{(m)}}{\sigma_{yc}}$
1	115.762	0.069	0.362
2	55.171	0.113	0.343
3	30.719	0.144	0.313
4	19.039	0.187	0.294
5	12.775	0.218	0.263
6	8.852	0.249	0.232
7	5.803	0.295	0.217
8	3.366	0.326	0.186
9	1.720	0.357	0.155
10	0.000	0.395	0.129

Tableau D.6 Paramètres d'Ecouissage Extraits d'un Essai au Triaxial,
Argile Normalement Consolidée de Haney.

Module de cisaillement élastique : $G = 109.637 \sigma_{yc}$

m	$\frac{H_{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{K^{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{\alpha_i^{(m)}}{\sigma_{yc}}$
1	170.291	0.029	0.422
2	154.408	0.061	0.424
3	122.497	0.106	0.380
4	100.192	0.136	0.350
5	67.835	0.150	0.335
6	45.942	0.197	0.293
7	11.825	0.212	0.278
8	7.576	0.307	0.225
9	6.726	0.322	0.210
10	4.980	0.351	0.181
11	3.530	0.381	0.151
12	1.482	0.396	0.136
13	0.000	0.429	0.108

Tableau E.1 Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Pressiométrique,
Argile Bleue Normalement Consolidée de Boston.

Module de Cisaillement Elastique : $G = 257.530 \sigma_{yc}$

m	$\frac{H_{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{K^{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{\alpha_1^{(m)}}{\sigma_{yc}}$
1	189.180	0.116	0.549
2	135.560	0.143	0.522
3	121.201	0.171	0.495
4	88.791	0.198	0.467
5	80.999	0.225	0.440
6	49.849	0.253	0.413
7	42.825	0.308	0.358
8	33.198	0.335	0.330
9	25.432	0.362	0.303
10	16.202	0.389	0.276
11	5.748	0.417	0.248
12	0.927	0.444	0.212
13	0.000	0.446	0.221

Tableau E.2 Paramètres d'Ecrouissage Extraits d'un Essai Pressiométrique, Argile Normalement Consolidée de Gleason.

Module de cisaillement élastique : $G = 76.181 \sigma_{yc}$

m	$\frac{H_{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{k^{(m)}}{\sigma_{yc}}$	$\frac{\alpha_1^{(m)}}{\sigma_{yc}}$
1	55.776	0.909E-1	0.397
2	40.996	0.125	0.363
3	31.139	0.158	0.329
4	20.567	0.192	0.295
5	15.398	0.226	0.262
6	7.280	0.260	0.253
7	6.694	0.294	0.219
8	4.998	0.327	0.185
9	1.527	0.361	0.153
10	0.000	0.395	0.119