

Modélisation numérique du problème du surcarottage : influence de la loi de comportement de la roche

Ammar Nechnech

▶ **To cite this version:**

Ammar Nechnech. Modélisation numérique du problème du surcarottage : influence de la loi de comportement de la roche. Sciences de la Terre. Institut National Polytechnique de Lorraine, 1998. Français. NNT : 1998INPL033N . tel-01750874

HAL Id: tel-01750874
https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01750874

Submitted on 29 Mar 2018

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

UNIVERSITÉ DE LORRAINE

AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4
Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10
http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php
http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm

136003973 4

98INPL033N

INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE

École Nationale Supérieure de Géologie de Nancy

Laboratoire **E**nvironnement, **G**éomécanique & **O**uvrages

École doctorale PROMEMA

THÈSE

Présentée à l'I.N.P.L.
en vue de l'obtention du titre de

DOCTEUR DE L'I.N.P.L.
en Génie civil - Hydrosystèmes - Géotechnique

par

Ammar NECHNECH
Ingénieur de l'**É**cole **N**ationale **P**olytechnique d'**A**lger

Modélisation numérique du problème du surcarottage : influence de la loi de comportement de la roche

---

Soutenue le 25 Mai 1998 devant la Commission d'Examen

Membres du Jury :

Mme	F. HOMAND	Présidente du jury
M.	G. VOUILLE	Rapporteur
M.	J. F. SHAO	Rapporteur
M.	N. HOTEIT	Examinateur
M.	H. BAROUDI	Examinateur
M.	A. GIRAUD	Examinateur

AU NOM DE DIEU CLEMENT ET MESIRICORDIEU

Je dédie ce travail :

à ma ***mère****, mes frères et sœurs,*

aux mémoires de mon père et de mon beau-père Ahcène,

à toute ma famille et à tous mes amis,

à tous mes professeurs.

Avant - propos

Madame le professeur F. HOMAND, responsable du Laboratoire Environnement, Géomécanique et Ouvrage (site ENSG), m'a fait l'honneur de m'accueillir dans son équipe et d'assurer l'encadrement de cette thèse. Je lui exprime ma plus grande reconnaissance.

Mes remerciements vont aussi à Monsieur A. GIRAUD, Maître de conférences à l'E.N.S.G, qui a assuré la co-direction de ce mémoire. Ses conseils et encouragements tout au long de cette thèse m'ont été d'une grande utilité.

Monsieur G. VOUILLE, Directeur de recherches à l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris a bien voulu accepter d'être rapporteur de ce travail. Je lui en suis profondément reconnaissant.

Je remercie également Monsieur J. F. Shao, Professeur à l'U.S.T.L, qui a accepté d'être rapporteur de cette thèse.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à :

Monsieur H. Baroudi de l'I.N.I.R.I.S, pour avoir accepté d'être examinateur
Monsieur N. Hoteit de l'ANDRA, pour avoir également accepté d'être examinateur.

Ces remerciements ne sauraient être complets si je n'y incluais pas tous ceux, collègues et amis, qui m'ont apporté leur soutien au cours de ces années de travail.

RESUME

La connaissance de l'état de contrainte *in situ* est indispensable dans les applications rencontrées en mécanique des roches. Plusieurs techniques d'estimation des contraintes *in situ* ont été élaborées. Parmi ces méthodes, nous nous sommes intéressés en particulier à l'essai de surcarottage.

Si le modèle de comportement de la roche est irréversible, l'interprétation de l'essai de surcarottage est délicate. Les relations contraintes-déformations ne sont plus linéaires et dépendent notamment de l'état initial en contraintes et de la totalité du chargement mécanique subi par le matériau. L'analyse exposée dans ce mémoire est consacrée au *problème direct.*

Le but de l'approche est de déterminer les facteurs essentiels au niveau de la rhéologie et de l'état initial de contrainte, influant sur le comportement de la roche lors du surcarottage. Une étude paramétrique a été menée en simulant numériquement la procédure du surcarottage à l'aide du code de calculs aux éléments finis CESAR-LCPC.

Plusieurs modélisations sont utilisées : modélisation bidimensionnelle en déformation plane, modélisations axisymétrique et tridimensionnelle prenant en compte l'avancement du carottier.

L'analyse bidimensionnelle du problème du surcarottage en terrain élastoplastique montre que la totalité de l'histoire du chargement mécanique subi par le matériau doit être prise en compte et que l'influence de la rhéologie est fortement liée à l'état initial de contrainte. Il a été mis en évidence l'influence des contraintes initiales sur l'apparition des zones plastiques et leurs extensions.

Nous avons montré que, la simulation numérique utilisant un modèle élastoplastique peut expliquer certains résultats observés *in situ* : évolution non monotone de déformation lors du surcarottage, fortes chutes de déformations.

L'étude tridimensionnelle a également mis en évidence les effets couplés des directions d'anisotropie et de contrainte et de l'intensité de la contrainte déviatorique sur les déformations.

Mots clés :

contraintes, surcarottage, modélisation, milieu élastoplastique, simulation numérique,

ABSTRACT

The knowledge of the *in situ* stress state is required for applications in Rock Mechanics. Several techniques of the *in situ* stress estimation have been elaborated. Among these methods, we have been interested in particular in the overcoring test.

When the rock behavior is elastoplastic (irreversible), the interpretation of the overcoring test becomes delicate. The stress-strain relationship is no longer linear and depend notably on the initial stress state and the totality of the mechanical loading undergone by the material. The analysis exposed in this thesis is devoted to the *direct problem.*

The object of the approach is to determine essential rheological factors and the initial stress state, affecting the rock behavior during of the overcoring. A parametric study has been led by numerical simulations of the overcoring procedure using CESAR-LCPC finite element code.

Several models were used : two-dimensional modelling in plane strain and axisymetric as well as three-dimensional modelling taking in account the drill advance.

The two-dimensional analysis of the overcoring problem in an elastoplastic field showed that the total history of the mechanical loading undergone by the material has to be taken in account and that the influence of the rheology is strongly linked to the initial stress state. The influence of initial stress on the plastic zone appearance and their extension has been pointed.

We have shown that, the numerical simulations using an elastoplastic model can explain some results observed *in situ* : non-monotonous evolution of strains during the overcoring, strong falls in strains values.

The three-dimensional study has also demonstrated coupled effects of the anisotropy and stress directions besides the intensity of the deviatoric stress on strains.

Key words :

stress, overcoring, modelling, elastoplastic medium, numerical simulation

SOMMAIRE

Chapitre 0	***Introduction***	1
Chapitre 1	***METHODES EXPERIMENTALES D'ESTIMATION DES CONTRAINTES IN SITU***	
1 -	Introduction	4
2 -	Méthodes d'estimations des contraintes *in situ*	4
2.1 -	Méthode du Vérin plat	4
2.2 -	Méthode de la fracturation hydraulique	6
2.3 -	Détermination des contraintes in situ par les techniques du relief	10
2.3.1 -	Technique du sous carottage	10
	Méthode de Duvall	10
	Méthode de Kaiser et Willes	11
2.3.2 -	Technique du surcarottage	14
	Surcarottage	14
	Description de la cellules CSIRO	14
2.4 -	Présentation de la théorie du problème inverse	18
2.5 -	Remarques	19
3 -	Comparaison des différentes méthodes	19
4 -	Conclusion	21
Chapitre 2	***LOIS DE COMPORTEMENT***	
1 -	Présentation du matériau d'étude	22
42-	Lois de comportement élastoplastique isotrope	25
2.1 -	Paramètres élastiques	25
2.2 -	Paramètres plastiques	25
2.2.1 -	Modèle plastique de Drucker - Prager sans écrouissage	25
2.2.2 -	Modèle de Khan et al.	28
2.2.3 -	Modèle de Cam-Clay modifié	30
2.3 -	Loi de comportement élastoplastique anisotrope : Modèle élastoplastique et anisotrope de Shao-Cazacu	31
2.3.1 -	Paramètres élastiques	31
2.3.2-	Paramètres plastiques	33
3 -	Contraintes initiales	36
4-	Conclusion	41
Chapitre 3	***MODELISATION EN DEFORMATION PLANE : COMPORTEMENT ISOTROPE***	
1 -	Introduction	42
2 -	Modélisation	42
2.1 -	Hypothèses et maillage	43
3 -	Lois de comportement et chargement	44
4 -	Procédure numérique et validation	44
4.1 -	Description des procédures de carottage et de surcarottage	44
4.2 -	Validation	45
5 -	Interprétation de quelques résultats	47
5.1 -	Introduction	47

5.2 -	Analyses de quelques cas particuliers de contraintes initiales	48
5.2.1 -	Contraintes initiales hydrostatiques	48
5.2.2 -	Contraintes initiales déviatoriques : cas D9 (modèle 1)	50
5.2.3 -	Contraintes initiales déviatoriques : cas D4 (modèles 1, 2 et 3)	57
6 -	Étude paramétrique générale	69
6.1 -	Introduction	69
6.2 -	Influence de la plasticité sur la déformation orthoradiale	70
6.2.1 -	fin de carottage	70
6.2.2	en début de surcarottage	74
6.2.3	fin de surcarottage	78
7 -	Conclusion	86

Chapitre 4 ***MODELISATION EN DEFORMATION PLANE : COMPORTEMENT ANISOTROPE***

1 -	Position du problème	90
2 -	Hypothèse et maillage	90
3 -	Procédure numérique et validation	91
4 -	Analyse du quart du trou	91
4.1 -	Introduction	91
4.2 -	Analyse du cas D9	92
4.3	Déformation orthoradiale en fin de carottage	94
4.4 -	Variations de déformation orthoradiale en début de surcarottage	96
4.5 -	Variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage	97
4.6 -	Étude de sensibilité au paramètre a	99
5 -	Analyse du trou complet	102
6 -	Conclusion	119

Chapitre 5 ***MODELISATION AXISYMETRIQUE***

1 -	Introduction	120
2 -	Modélisation	120
2.1 -	Hypothèses et Maillage	121
2.1.1-	Hypothèses	121
2.1.2 -	Maillage	121
2.2 -	Procédure numérique et validation	123
2.2.1-	Procédure numérique	123
2.2.2 -	Validation	124
3 -	Lois de comportement et états de contraintes initiales	126
4 -	Interprétation des résultats	126
4.1-	Remarques générales	127
4.1.1-	Calculs	127
4.1.2 -	Dépouillement et représentation graphique	127
4.2 -	Calcul élastique	129
4.2.2 -	Calcul isotrope	130
4.2.1.1 -	Chargement hydrostatique	130
4.2.1.2 -	Chargement déviatorique	132
4.3-	Calcul élastoplastique	132
5 -	Conclusion	137

Chapitre 6 ***MODELISATION TRIDIMENSIONNELLE***

1 -	Introduction	138

2 -	Modélisation	138
2 1-	Hypothèses et Maillage	139
2.1.1-	Hypothèses	139
2.1.2-	Maillage	140
2.2-	Procédure numérique et validation	143
2.2.1-	Validation de l'implantation de la loi de comportement élastique anisotrope dans le code de calcul CESAR(3D°	144
3-	Etats de contraintes initiales	146
4. -	Interprétation des résultats	146
4.1-	Remarques générales	146
4.1.1-	Calculs	146
4.1.2-	Dépouillement et représentation graphique	147
4.2-	Comportement élastique isotrope	149
4.2.1 -	Calcul isotrope	149
a -	Chargement hydrostatique H2	149
b -	Chargement déviatorique T2	150
4.3-	Comportement élastique anisotrope	152
4.3 .1-	Calcul dans le cas où l'axe de carottage est normal au plan d'isotropie	153
a-	Chargement hydrostatique	153
4.3.2 -	Calcul isotrope transverse dans le cas d'un axe de carottage faisant un angle de 45° avec le plan d'isotropie	156
a-	Chargement hydrostatique H2	156
b-	Chargement déviatorique	158
4.3.3 -	Calcul isotrope transverse avec l'axe de carottage faisant un angle de 30° avec le plan d'isotropie	161
a-	Chargement hydrostatique	161
b-	Chargement déviatorique	164
4.3.4 -	Calcul hors axe	166
a-	Chargement hydrostatique	166
b-	Chargement déviatorique	168
5 -	Conclusion	171

CONLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

	CONLUSION GENERALE	172

Liste des figures

Chapitre 1

Figure 1 : *Principe de la méthode du vérin plat.* 5
Figure 2 : *Type de matériel mis en œuvre pour des opérations de fracturation hydraulique* 6
Figure 3 : *Représentation schématique de deux types de comportement au cours d'un essai de fracturation hydraulique* 7
Figure 4 : *Fracture parallèle à l'axe du sondage "méthode I.S.I.P.".* 8
Figure 5: *Fracture naturelle "méthode H.T.P.F."* 9
Figure 6 : *Mise en place de la technique de sous carottage* 10
Figure 7 : *Organisation de la technique de sous carottage* 13
Figure 8 : *La procédure de carottage* 16
Figure 9 : *Géométrie de la cellule CSIRO* 17

Chapitre 2

Figure 10 : *Localisation de la mine d'Amélie* 23
Figure 11 : *Géologie et vue générale de la galerie d'essais* 24
Figure 12 : *Définition des repères de l'essai Triaxial* 32
Figure 13 : *Représentation des états de contraintes initiales dans le plan p - q.* 39
Figure 14 : *Représentation des états de contraintes initiales dans le plan* $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$. 40

Chapitre 3

Figure 15 : *Maillage complet (quart du trou)* 43
Figure 16 : *Chemins de contrainte dans le plan* $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$, *état initial D9 , modèle 1 (M1 : Drucker Prager sans écrouissage)* 51
Figure 17 : *Zone plastique en fins de carottage et de surcarottage, D9 , modèle 1* 53
Figure 18 : *Déformation orthoradiale et chemins de contrainte au point F (θ = 0°) (état initial D9 - modèle de Drucker Prager (M1)).* 53
Figure 19 : *Déformation orthoradiale et chemins de contrainte au point C (θ =30°) (état initial D9 - modèle de Drucker Prager (M1)).* 53
Figure 20 : *Déformation orthoradiale et chemins de contrainte au point E (θ =60°) (état initial D9 - modèle de Drucker Prager (M1)).* 54
Figure 21 : *Déformation orthoradiale et chemins de contrainte au point B (θ =90°) (état initial D9 - modèle de Drucker Prager (M1)).* 54
Figure 22 : *Chemins de contrainte dans le* $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$, *état initial D4 , modèle 1 (M1 : Drucker Prager sans écrouissage)* 58
Figure 23 : *Chemins de contrainte dans le* $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$, *état initial D4 , modèle 2 (M2 : Khan)* 59
Figure 24 : *Chemins de contrainte dans le plan* $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$, *point F, état initial* 60

D_4 , modèles 1 - 2 - 3 (M1 : Drucker Prager - M2 : Khan - M3 Cam-Clay Modifié)

Figure 25 : *Chemins de contrainte dans le plan $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$, point B, état initial D_4 , modèles 1 - 2 - 3* 61

Figure 26 : *Zone plastique en fins de carottage et de surcarottage, D_4 , modèle 1* 62

Figure 27 : *Zone plastique en fin de carottage, D_4 , modèle 2 (M2 : Khan)* 63

Figure 28 : *Zone plastique en fin de carottage, D_4 , modèle 3 (M3 : Cam-Clay Modifié)* 63

Figure 29 : *Zone plastique en fin de carottage, D_4 , modèle 1 (M1) - C = 4,2 MPa* 66

Figure 30 : *Chemins de contrainte dans le $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$, D_4 , modèle 1 (C=4,2 MPa)* 67

Figure 31 : *Variation de déformation orthoradiale lors du surcarottage (modèle 1 - C=8,4 - 4,2 MPa).* 68

Chapitre 4

Figure 32 : *Maillage complet et conditions aux limites* 91

Figure 33 : *Extension de la zone plastique pour θ = 0°.* 103

Figure 34 : *Évolution de la déformation orthoradiale (θ = 0°).* 104

Figure 35 : *Extension de la zone plastique pour θ = 15°.* 105

Figure 36 : *Évolution de la déformation orthoradiale (θ = 15°).* 106

Figure 37 : *Extension de la zone plastique pour θ = 30°.* 107

Figure 38 : *Évolution de la déformation orthoradiale* (θ = 30°). 108

Figure 39 : *Extension de la zone plastique pour θ = 45°.* 109

Figure 40 : *Évolution de la déformation orthoradiale (θ = 45°).* 110

Figure 41 : *Extension de la zone plastique pour θ = 60°.* 111

Figure 42 : *Évolution de la déformation orthoradiale (θ = 60°).* 112

Figure 43 : *Extension de la zone plastique pour θ = 75°.* 113

Figure 44 : *Évolution de la déformation orthoradiale (θ = 75°).* 114

Figure 45 : *Extension de la zone plastique pour θ = 90°.* 115

Figure 46 : *Évolution de la déformation orthoradiale (θ = 90°).* 116

Chapitre 5

Figure 47 : *Limites géométrique du modèle.* 122

Figure 48 : *Maillage complet.* 123

Figure 49 : *Évolution de la déformation des jauges circulaire et axiale matériau isotrope, état de contrainte hydrostatique H2, présentation 1.* 128

Figure 50 : *Évolution de la déformation des jauges circulaire et axiale, matériau isotrope, état de contrainte hydrostatique H2, présentation 2.* 148

Figure 51 : *Évolution de la déformation des jauges circulaire et axiale, matériau isotrope, état de contrainte hydrostatique 16 MPa.* 130

Figure 52 : *Évolution de la déformation des jauges circulaire et axiale, matériau isotrope transverse état de contrainte hydrostatique H2* 131

Figure 53 : *Effet de l'anisotropie du matériau sur l'évolution de la déformation en fonction de l'avancement du carottier lors de la phase de surcarottage* 132

Figure 54 : *Évolution de la déformation en fonction de la position du carottier, (modèle de Drucker - Prager) matériau isotrope, état de contrainte déviatorique* 133

Figure 55 : *Extension des zones plastiques* 134

Figure 56 : *Évolution de la déformation en fonction de la position du carottier,* 135

(résultats de l'essai 2 in situ in rapport ANDRA 621 RP INE 93 004 jauges C_0 et C_{90}).
Figure 57 : *Évolution de la déformation en fonction de la position du carottier, (modèle de Shao-Cazacu) matériau anisotrope, état de contrainte déviatorique.* 136

Chapitre 6

Figure 58 : *Dimensions du modèle (coupe transversale) d'après Worotnicki (1993).* 139
Figure 59 : *Sections (obtenues à l'aide de MAX 2D) servant pour la confection du maillage.* 141
Figure 60 : *Maillage complet.* 142
Figure 61 : *Orientation des plans de schistosité.* 145
Figure 62 : *Disposition des rosettes de mesure par rapport aux contraintes principales* 146
Figure 63 : *Disposition des jauges sur la cellule de mesure CSIRO.* 148
Figure 64 : *Évolution de la déformation de la totalité des jauges, matériau isotrope, chargement hydrostatique H_2* 150
Figure 65 : *Évolution de la déformation de la totalité des jauges, matériau isotrope, chargement déviatorique T_2.* 151
Figure 66 : *Évolution de la déformation des jauges circulaires, matériau isotrope, chargement déviatorique T_2.* 152
Figure 67 : *Évolution de la déformation de la totalité des jauges, matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=90°, Téta=90°).* 153
Figure 68 : *Évolution de la déformation des jauges circulaires, matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H2, orientation (Béta=90°, Têta=90°).* 154
Figure 69 : *Évolution de la déformation des jauges axiales et circulaires, Comparaison entre le calcul axisymétrique et le calcul tridimensionnel, matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H2, orientation (Béta=90°, Téta=90°).* 155
Figure 70 : *Évolution de la déformation la totalité des jauges, matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H2, orientation (Béta=90°, Téta=45°)* 156
Figure 71 : *Évolution de la déformation des jauges circulaires, matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=90°, Téta=45°)* 157
Figure 72 : *Évolution de la déformation des jauges inclinées, matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=90°, Téta=45°).* 158
Figure 73 : *Évolution de la déformation de la totalité des jauges, matériau isotrope transverse , chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=45°)* 159
Figure 74 : *Évolution de la déformation des jauges circulaires, matériau isotrope transverse , chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=45°).* 160
Figure 75 : *Évolution de la déformation des jauges inclinées, matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=45°).* 161
Figure 76 : *Évolution de la déformation de la totalité des jauges, matériau isotrope transverse , chargement hydrostatique H_2, orientation* 162

(Béta=90°, Téta=30°).
Figure 77 : *Évolution de la déformation des jauges circulaires, matériau isotrope transverse , chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=90°, Téta=30°).* 163
Figure 78 : *Évolution de la déformation des jauges inclinées, matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=90°, Téta=30°).* 163
Figure 79 : *Évolution de la déformation de la totalité des jauges, matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=30°).* 164
Figure 80 : *Évolution de la déformation des jauges circulaires, matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=30°).* 165
Figure 81 : *Évolution de la déformation des jauges inclinées, matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=30°).* 165
Figure 82 : *Évolution de la déformation de la totalité des jauges, matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=30°, Téta=60°).* 167
Figure 83 : *Évolution de la déformation des jauges circulaires, matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H2, orientation (Béta=30°, Téta=60°).* 167
Figure 84 : *Évolution de la déformation de la totalité des jauges, matériau isotrope transverse , chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=30°, Téta=60°).* 168
Figure 85 : *Évolution de la déformation des jauges circulaires, matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=30°, Téta=60°).* 169
Figure 86 : *Évolution de la déformation des jauges inclinées, matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=30°, Téta=60°).* 169

Liste des tableaux

Chapitre 1

Tableau 1 : *Positions des jauges de mesure des déformations (cellule C.S.I.R.O.).* 15
Tableau 2 : *Comparaison des différentes méthodes.* 20

Chapitre 2

Tableau 3 : *Contraintes initiales* 38

Chapitre 3

Tableau 4 : *Erreur relative entre les calculs analytique et numérique à la fin de la phase de carottage, cas hydrostatique H_1* 46
Tableau 5 : *Erreur relative entre les calculs analytique et numérique à la fin de la phase de surcarottage, cas hydrostatique H_1* 46
Tableau 6 : *Comparaison des différentes méthodes de calcul de la déformation orthoradiale* 46
Tableau 7 : *Rapports* $\frac{\delta\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\delta\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *(valeur au dernier incrément de surcarottage, état initial D_4) (EL : modèle élastique linéaire, M1 : Drucker Prager C = 8,4 - 4,2 -2,1 MPa)* 69
Tableau 8 : *Déformation orthoradiale en fin de carottage (10^{-4}) (valeur de $\varepsilon_{\theta\theta}$ au dernier incrément de carottage) (EL : modèle élastique linéaire, calcul analytique et calcul numérique CESAR M1 : Drucker Prager, M2 : Khan, M3 : Cam-Clay Modifié)* 70
Tableau 9 : *Déformation orthoradiale en fin de carottage (10^{-4}) (EL : modèle élastique linéaire, calcul analytique , M1 : Drucker Prager)* 71
Tableau 10 : *Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *(valeur au dernier incrément de carottage)* 73
Tableau 11 : *Écart relatif entre les pentes "élastique" et "élastoplastique" des courbes $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$ au premier incrément de surcarottage (M1 : Drucker Prager, M2 : Khan, M3 : Cam-Clay Modifié)* 75
Tableau 12 : *Variations de déformation orthoradiale finales (10^{-4}) (valeur de $\delta\varepsilon_{\theta\theta}$ au dernier incrément de surcarottage) (EL : modèle élastique linéaire, calcul analytique et calcul numérique CESAR;M1 : Drucker Prager, M2 : Khan, M3 : Cam-Clay Modifié)* 78
Tableau 13 : *Variations de déformation orthoradiale finales (10^{-4}) (valeur de $\delta\varepsilon_{\theta\theta}$ au dernier incrément de surcarottage) (EL : modèle élastique linéaire, calcul analytique, M1 : Drucker Prager)* 78
Tableau 14 : *Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *(valeur au dernier incrément de surcarottage) (EL : modèle élastique linéaire, M1 : Drucker Prager, M2 : Khan, M3 : Cam-Clay Modifié)* 80

Chapitre 4

Tableau 15 : *Déformation orthoradiale en fin de carottage (D1 - D7 - D8 - D9)* 95

Tableau 16 : *Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de carottage* 95

Tableau 17 : *Déformation orthoradiale en fin de carottage (D1 - D7 - D8 - D9) isotrope* 96

Tableau 18 : *Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de carottage isotrope* 96

Tableau 19 : *Écart relatif entre les pentes "élastiques" et "élastoplastiques" des courbes* $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$ *au premier incrément de surcarottage (cas anisotrope).* 97

Tableau 20 : *Écart relatif entre les pentes "élastiques" et "élastoplastiques" des courbes* $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$ *au premier incrément de surcarottage (cas isotrope).* 97

Tableau 21 : *Variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage (10^{-4}) (D1 - D7 - D8 - D9).* 98

Tableau 22 : *Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de surcarottage (cas anisotrope).* 98

Tableau 23 : *Variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage (10^{-4}) (D1 - D7 - D8 - D9) isotrope.* 99

Tableau 24 : *Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de surcarottage (cas isotrope).* 99

Tableau 25 : *Variations de déformation orthoradiale en fin de carottage (10^{-4}) (D9) (sensibilité au paramètre a).* 100

Tableau 26 : *Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de carottage (D9) (sensibilité au paramètre a).* 101

Tableau 27 : *Écart relatif entre les pentes "élastiques" et "élastoplastiques" des courbes* $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$ *au premier incrément de surcarottage (D9) (sensibilité au paramètre a).* 101

Tableau 28 : *Écart relatif entre les pentes "élastiques" et "élastoplastiques" des courbes* $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$ *au premier incrément de surcarottage (D9) (sensibilité au paramètre a).* 102

Tableau 29 : *Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de surcarottage(D9) (sensibilité au paramètre a)* 102

Chapitre 5

Tableau 30 : *Récapitulatif des groupes formant le maillage.* 122

Tableau 31 : *valeurs de la déformation orthoradiale* $\varepsilon_{\theta\theta}$*, comparaison entre les modélisations en déformations plane et axisymétrique* 125

Tableau 32 : *Récapitulatif des mesures des essais réalisés par l'ANDRA.* 134

Tableau 33 : *Récapitulatif des dimensions des blocs formant le maillage.* 140
Tableau 34 : *Numéros et coordonnées des nœuds correspondant aux jauges de la cellule de mesure du maillage.* 143

CHAPITRE 0 INTRODUCTION

INTRODUCTION

La connaissance de l'état de contrainte *in-situ* est indispensable dans les applications de la mécanique des roches liées à la construction des ouvrages. De nombreux travaux ont porté sur l'élaboration de techniques de mesures des contraintes *in-situ* dans les massifs rocheux, et la comparaison de leurs avantages et de leurs inconvénients.

Les contraintes *in-situ* sont mesurées dans des excavations souterraines ou dans des forages, sur l'affleurement ou sur les parois d'une galerie souterraine. La plupart des techniques mesurent des déformations ou des déplacements résultant de la perturbation de l'état de contrainte dans la roche. La loi de comportement de la roche intervient donc une première fois. Pour pouvoir remonter au champ de contrainte *in situ*, il faut procéder sur le site à une variation locale du champ de contrainte : la loi de comportement de la roche intervient une deuxième fois à ce niveau, sans compter l'histoire réelle du chemin de chargement effectué précisément lors de la perturbation locale du champ de contrainte. Enfin si le matériau est plastique, l'ensemble des résultats dépendra de l'état initial, c'est-à-dire des contraintes *in situ* qui sont recherchées.

Parmi ces méthodes d'estimation des contraintes *in situ*, nous nous sommes intéressés en particulier à l'essai de surcarottage qui consiste à mesurer *in situ* des variations de déformation (lors du surcarottage) et d'en déduire, connaissant la rhéologie de la roche, les contraintes initiales recherchées.

La démarche est classique si le modèle de comportement de la roche est élastique linéaire. Les données des caractéristiques élastiques (module de Young et coefficient de Poisson dans le cas le plus simple du matériau isotrope), permettent de relier directement les variations de déformation aux variations de contrainte par l'intermédiaire de la loi de Hooke.

Si le modèle de comportement de la roche est irréversible et non linéaire l'interprétation de l'essai de surcarottage est actuellement impossible. Les relations entre variations de déformations et variations de contraintes lors du surcarottage ne sont plus linéaires.

Elles dépendent notamment de l'état initial en contraintes (recherché) et de la totalité du chargement mécanique subi par le matériau : carottage et surcarottage. L'histoire du chargement mécanique subi par le matériau devient une composante essentielle de l'analyse de l'essai de surcarottage en comportement élastoplastique. Cela complique l'interprétation de l'essai, car le comportement du matériau lors du carottage n'est pas accessible, en conditions *in situ*, à l'expérience : les mesures de déformation ne s'effectuant que lors du surcarottage.

D'autre part, une bonne connaissance de la rhéologie de la roche étudiée est indispensable. Elle exige d'effectuer des essais de caractérisation mécanique relativement complexes (caractérisation des paramètres élastiques, de la surface de charge, de l'écrouissage, de l'écoulement plastique ...) en reproduisant au laboratoire des chemins de contrainte assez proches de ceux estimés *in situ.*

Il est ainsi difficile, dans le cas de roches à comportement élastoplastique telles que certaines marnes et argilites profondes, d'estimer *in situ* les variations de contraintes lors du surcarottage, et par conséquent les contraintes initiales recherchées.

L'analyse exposée dans ce mémoire est consacrée au ***problème direct***, c'est-à-dire que l'on se fixe des contraintes initiales recherchées puis on simule numériquement, connaissant la rhéologie de la roche, les phases successives de carottage et de surcarottage pour obtenir en résultat les déplacements, déformations et les contraintes.

Le but de l'approche est de déterminer les facteurs essentiels au niveau de la loi de comportement et de l'état initial de contrainte, influant sur le comportement de la roche lors du surcarottage.

Un des intérêts de l'approche est de prendre en compte la *totalité de l'histoire du chargement.* On verra en effet que l'analyse détaillée de la phase de carottage est indispensable pour interpréter le comportement de la structure lors du surcarottage.

Dans le premier chapitre, nous présentons successivement les méthodes d'estimation des contraintes *in-situ*, leurs principes, leurs hypothèses et nous essayons de montrer leurs inconvénients.

Nous axons par la suite, notre présentation essentiellement sur la méthode de surcarottage. Enfin, nous citons les méthodes classiques d'interprétation des essais de surcarottage.

Le deuxième chapitre est consacré à la présentation du matériau d'étude, dans notre cas la marne à hydrobies. Ce matériau a fait l'objet d'une caractérisation expérimentale, effectuée au Laboratoire de Mécanique de Lille. Sur la base des résultats expérimentaux, différents modèles rhéologiques élastoplastiques ont été ajustés : le modèle de Drucker Prager sans écrouissage (modèle1), le modèle de Khan (modèle 2) et le modèle de Cam-Clay Modifié (modèle 3).

Ces modèles rhéologiques ont été pris en compte, ainsi que le modèle élastique linéaire, afin d'analyser l'influence du modèle rhéologique sur l'interprétation de l'essai de surcarottage.

Nous abordons dans le troisième chapitre une importante étude paramétrique. Elle porte sur l'influence de la rhéologie et de l'état de contraintes initiales, sur l'interprétation de l'essai du surcarottage et sur l'hypothèse de déformation plane dans un milieu isotrope. L'interprétation ne traite donc que les jauges de déformations situées dans une section orthogonale à l'axe du carottier. Une large gamme d'états de contraintes initiales, hydrostatique ou déviatorique a été prise en compte (le rapport dit "d'anisotropie" des contraintes est compris entre 1 et 3), pour chacun des trois modèles présentés dans le chapitre 2.

Le quatrième chapitre est consacré à l'étude de l'essai de surcarottage sous l'hypothèse de la déformation plane dans un milieu anisotrope. L'étude porte donc sur les cinq jauges circulaires disposées sur la section droite du trou complet. L'analyse présentée dans ce chapitre se distingue de celle présentée dans le chapitre précédent par le fait que les paramètres du modèle anisotrope de Shao Cazacu ont été ajustés sur un autre matériau, qui est l'argilite de Tournemire. Pour évaluer l'effet spécifique de l'anisotropie, les comparaisons sont faites entre le modèle anisotrope et un modèle isotrope équivalent. L'influence de l'état de contraintes initiales, est étudiée pour les états initiaux D1, D7, D8, et D5 déjà définis dans le deuxième chapitre.

Le cinquième chapitre concerne l'étude du problème du surcarottage dans le cas d'une modélisation axisymétrique. Cette modélisation nous permet de simuler l'avancement du carottier lors des phases successives de carottage et de surcarottage. Seule l'évolution de la déformation axiale et circulaire sont étudiées. L'influence de la loi de comportement est mise en évidence en traitant le cas du critère de plasticité de Drucker-Prager. Étant limité par l'hypothèse de la modélisation en déformation axisymétrique, nous nous limitons à deux cas de contraintes initiales.

Dans le dernier chapitre, nous entamons une modélisation tridimensionnelle qui reste, sans aucun doute, la mieux adaptée pour le problème du surcarottage. Nous présentons les résultats des simulations numériques du surcarottage dans un milieu élastique anisotrope. Nous nous proposons d'étudier l'influence de l'état de contraintes initiales ainsi que l'effet de l'anisotropie du matériau sur l'interprétation de la totalité des jauges de la cellule CSIRO de l'essai du surcarottage.

CHAPITRE 1 METHODES EXPERIMENTALES D'ESTIMATION DES CONTRAINTES IN SITU

METHODES EXPERIMENTALES D'ESTIMATION DES CONTRAINTES IN SITU

1 - INTRODUCTION

La connaissance de l'état de contrainte *in situ* est très importante dans les applications de la mécanique des roches. De nombreux travaux ont porté sur l'élaboration de techniques de mesures des contraintes *in-situ* dans les massifs rocheux et la comparaison de leurs avantages et de leurs inconvénients. Nous citerons à titre indicatif les travaux de Leeman 1964, Fairhust 1967, Obert et Duval 1967, Mac Garr et Gay 1978, Goodmann 1980 et aussi quelques thèses récentes, Misbahi (1994) et Fouial (1997).

Les contraintes *in-situ* sont mesurées dans des excavations souterraines ou dans des forages, sur l'affleurement ou sur les parois d'une galerie souterraine. Excepté quelques techniques qui mesurent directement l'état de contrainte, la plupart d'entre elles mesurent des déformations ou des déplacements résultant de la perturbation de l'état de contrainte dans la roche. Les déformations ou les déplacements sont liés aux contraintes sous certaines hypothèses sur le comportement de la roche.

La détermination des contraintes *in-situ* est rarement exacte. Ces erreurs sont dues d'une part à l'incertitude qui entache les mesures (Schmidt et Frenk 1972), qui peut être minimisée en accordant une grande attention lors des mesures, d'autre part certaines incertitudes peuvent être empirées par le choix du **modèle de comportement mécanique de la roche**.

Les déformations et les déplacements enregistrés pendant le test sont, en général, liés aux contraintes dans la roche. On remonte aux contraintes en faisant certaines hypothèses sur l'homogénéité, l'isotropie et l'élasticité du matériau ainsi que sur l'orientation du champ de contraintes par rapport aux directions de mesures et sur le mode de déformation (déformation axisymétrique, déformation plane ...). Ces hypothèses sont si restrictives qu'on ne devrait pas être surpris d'arriver parfois à des conclusions erronées (Amadei, 1983).

2. - METHODES D'ESTIMATIONS DES CONTRAINTES IN-SITU

2.1 - Méthode du Vérin plat

La méthode du vérin plat fait partie des méthodes de mesure directe des contraintes dans les massifs rocheux. Elle est basée, essentiellement, sur le principe d'un relâchement partiel, des

contraintes en paroi du massif dû à une saignée. A l'intérieur de cette dernière est placé un vérin hydraulique. La pression injectée pour ramener le massif à son état initial correspond alors à la contrainte normale à la saignée.

Le principe de cette méthode est montré sur la figure 1. Cette méthode déjà ancienne, a été introduite aux débuts des années 50 par Tincelin (Tincelin, 1952). L'exécution de la méthode est comme suit :

- on fixe un certain nombre de plots scellés en paroi du massif,
- on effectue une saignée à l'aide d'une scie diamantée qui recoupe les bases comme indiqué sur la figure 1. Le relâchement résultant provoque le rapprochement des plots de mesure. La mesure de ce rapprochement est effectuée minutieusement,
- un vérin plat de même forme géométrique que la saignée est introduit. Le gonflage de ce vérin ramène progressivement les plots à leur position initiale. Lorsque la distance entre les plots est retrouvée avec précision, on admet que la pression dans le vérin correspond à la contrainte préexistante dans le massif rocheux en ce point (Piguet,1994 ; Bertrand, 1983).

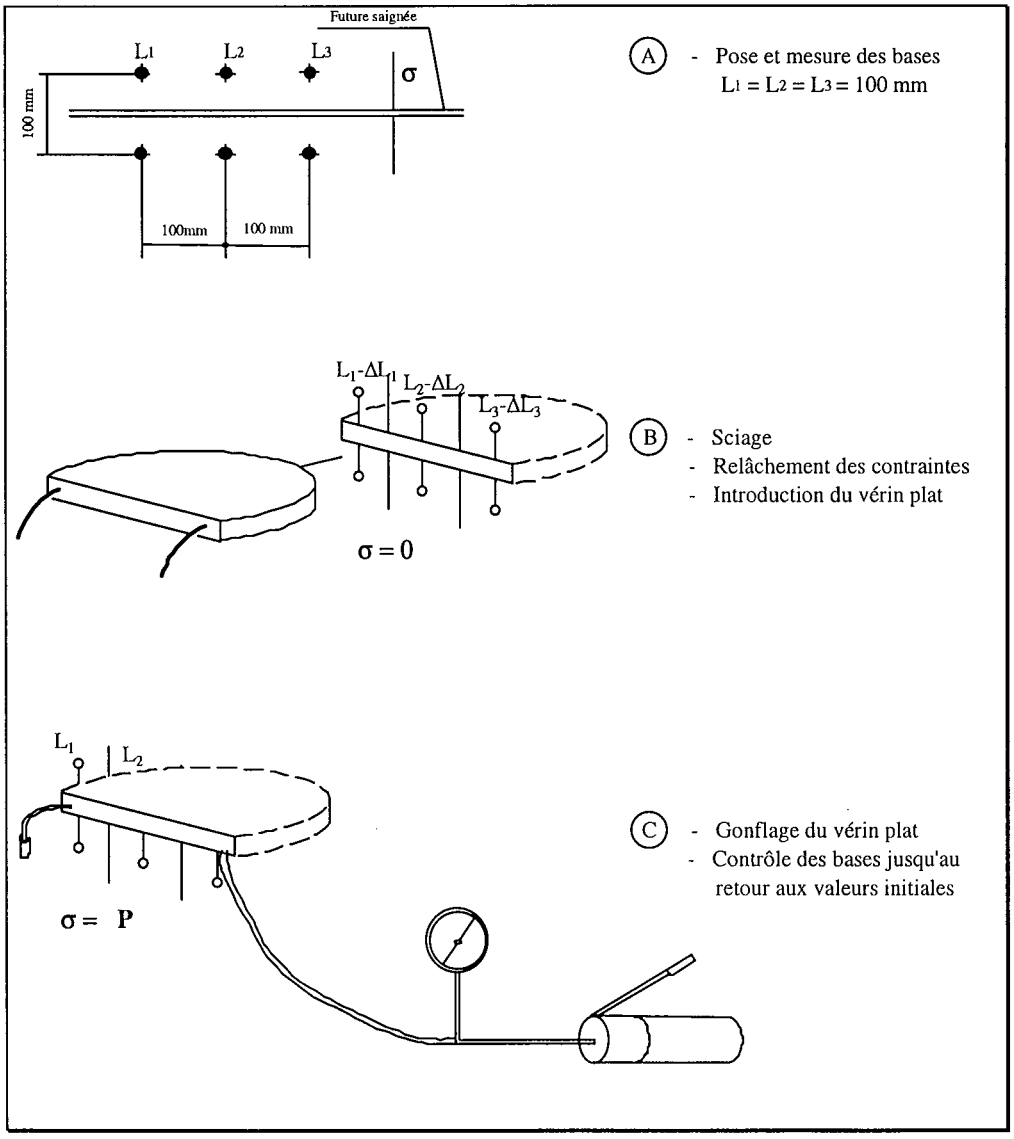


***Fig. 1** - Principe de la méthode du vérin plat (d'après Bertrand, 1994).*

2.2 - Méthode de la fracturation hydraulique

Introduction

La fracturation hydraulique a été introduite, au départ, pour stimuler les réservoirs pétroliers et les fractures produites dépendantes de l'état de contraintes. Cette technique a été adoptée depuis 1964 à la mesure des contraintes *in situ.*

Principe

L'utilisation de la méthode de la fracturation hydraulique dans les mesures des contraintes *in situ* consiste à étudier le comportement d'une fracture naturelle, ou créée artificiellement par injection de fluide sous pression dans un tronçon du sondage (se reporter à la figure 2), jusqu'à provoquer l'ouverture et l'extension de la fracture.

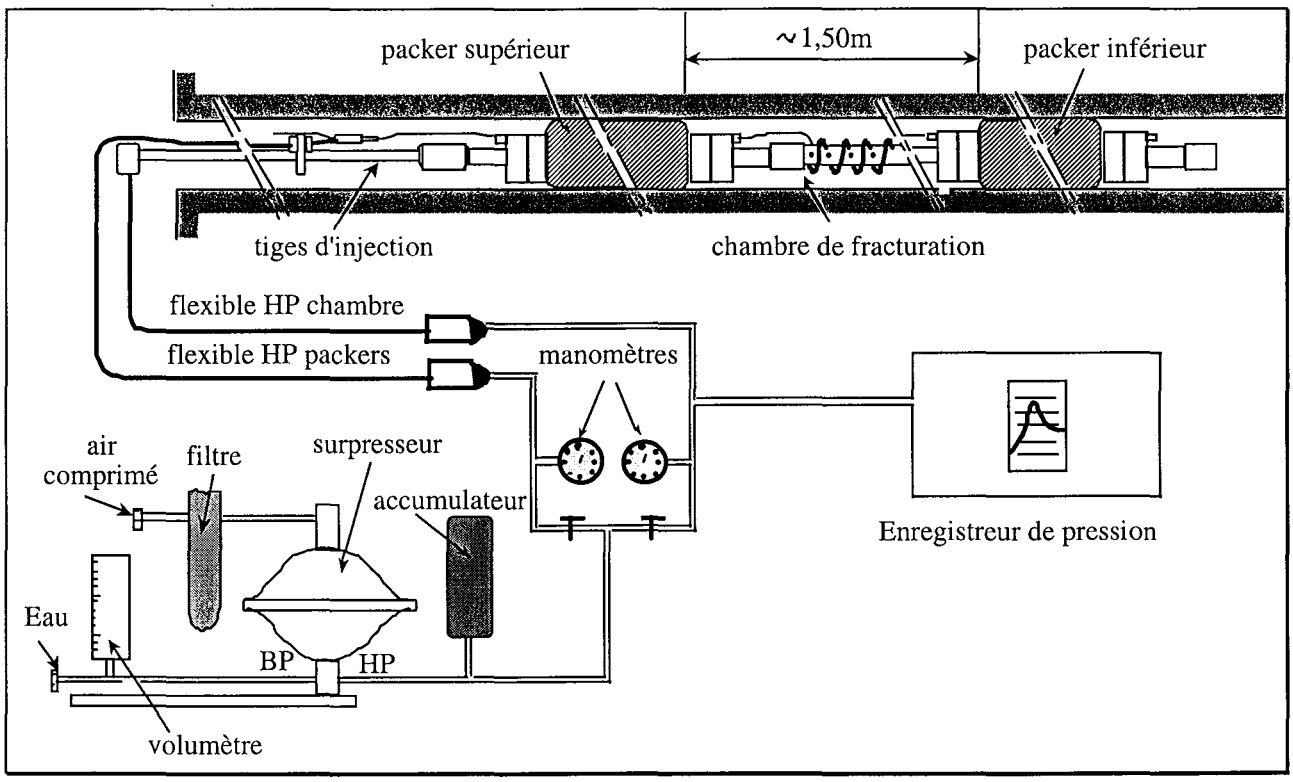


***Fig.2** - Type de matériel mis en œuvre pour des opérations de fracturation hydraulique (d'après Revalor, 1989).*

Au cours d'un tel essai, on peut mesurer les valeurs caractéristiques suivantes : (figure 3)

P_{fr} : pression dite de fracturation qui correspond au moment où la fracture se crée par dépassement de la résistance à la traction de la roche.

P_r : pression dite de réouverture, égale à la pression nécessaire pour ouvrir la fracture lors d'une deuxième montée en pression. La différence entre les deux pressions (P_{fr} et P_r) est voisine de la résistance de la roche. Dans le cas des fractures naturelles à cohésion faible, le pic de fracturation est atténué et $P_{fr} = P_r$.

P_e : pression d'extension.

P_{fe} : pression dite de fermeture en dessous de laquelle la fracture commence à se fermer et qui correspond à la valeur stable de la pression lors d'un arrêt de l'injection.

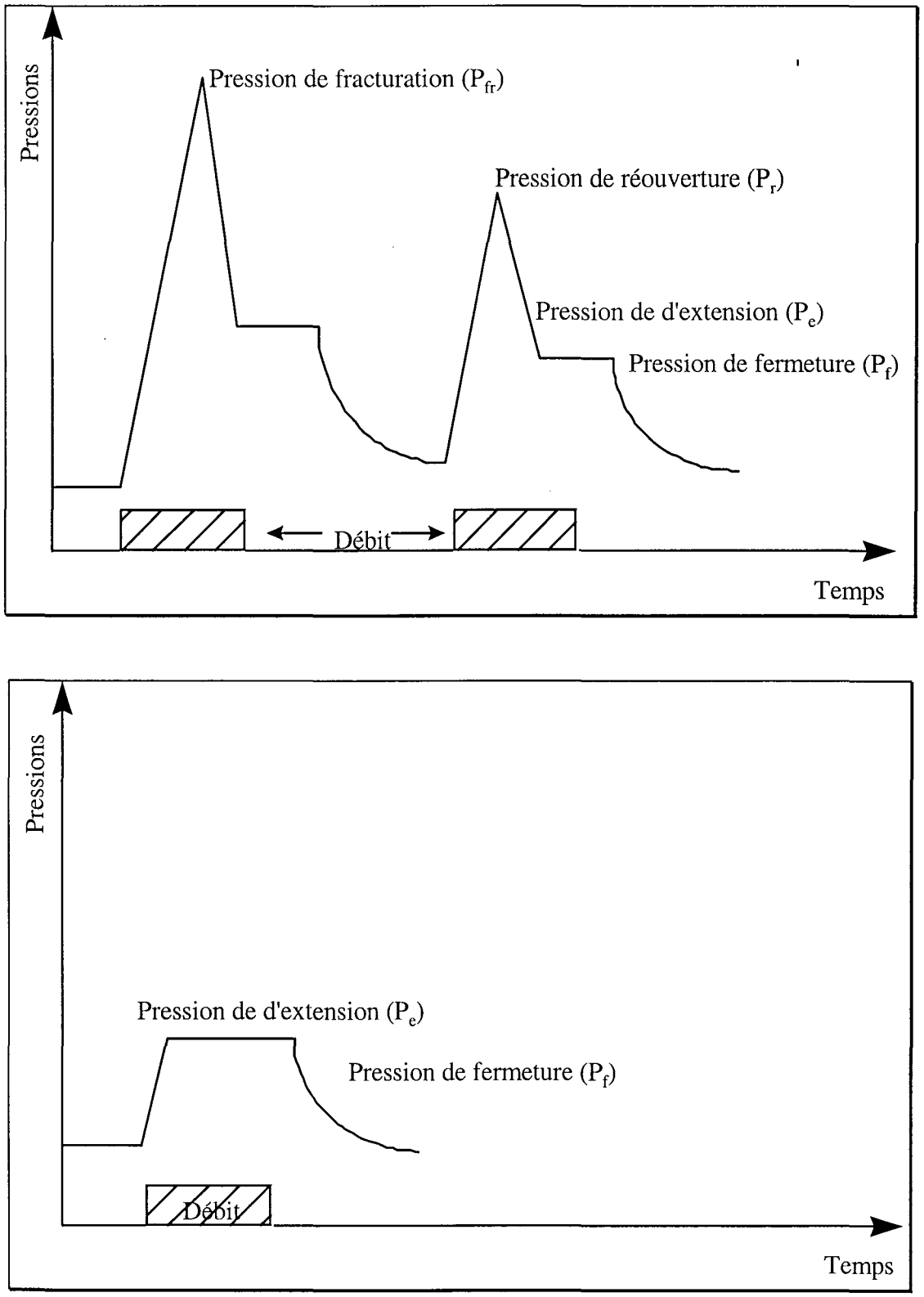


***Fig. 3** - Représentation schématique de deux types de comportement au cours d'un essai de fracturation hydraulique (d'après Bertrand et al., 1983).*

L'orientation de la fracture dans l'espace est une donnée importante qui permet l'interprétation d'un essai de fracturation hydraulique. Elle est repérée après essai, soit par une prise d'empreinte à l'aide d'un packer d'impression orienté, soit par des méthodes de diagraphies géophysiques.

L'analyse de l'enregistrement des variations de pression, pendant l'essai, ainsi que le débit de la chambre de fracturation permet de déterminer la contrainte normale s'exerçant sur la fissure considérée.

L'interprétation est basée sur l'évaluation, à partir des pressions mesurées, de la contrainte normale sur le plan de la fracture. Cependant, cette évaluation peut être conduite différemment suivant qu'il s'agira d'une fracture artificielle ou d'une fracture naturelle.

Afin de remonter au tenseur des contraintes naturelles à partir des essais de fracturation hydraulique, Revalor (1989) en se basant sur les travaux de Cornet F. H. (1981) propose deux méthodes de dépouillement pour les milieux homogènes, élastiques anisotropes sous certaines hypothèses

a - Méthode ISIP(Instantaneous Shut In pressure)

Cette méthode proposée au départ par Cornet (1986), sous le nom de la théorie classique, ne s'applique que pour un sondage parallèle à l'une des contraintes principales (verticale par exemple), et pour une fracture dont l'ouverture se fait parallèlement au sondage (voir la figure 4). Dans ce cas, la contrainte horizontale mineure σ_h est perpendiculaire à la fracture et est équivalente à la pression de fermeture "P_{fe}".

$$\sigma_h = P_{fe}$$

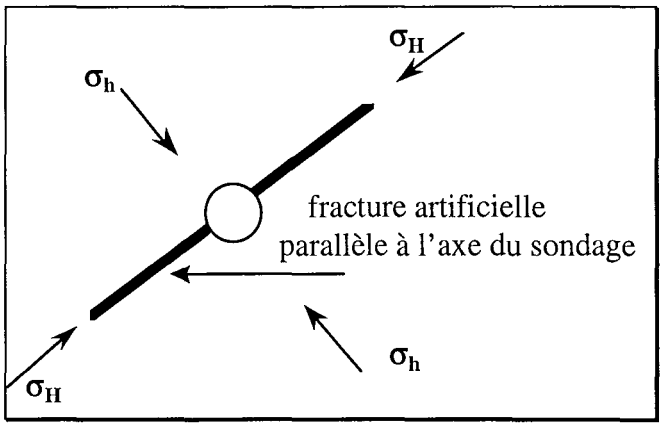


***Fig. 4** - Fracture parallèle à l'axe du sondage "méthode I.S.I.P.".*

La contrainte horizontale majeure σ_H est ensuite donnée par l'équation suivante :

$$\sigma_H = f(\sigma_h, P_{re\,Q}, E) \qquad (a)$$

avec :

$P_{re\,Q}$: pression de réouverture de la fissure à fort débit
E : matrice des propriétés de la roche.

Un choix judicieux de l'axe du sondage par rapport au repère structural de la roche conduit à des implications importantes dans l'équation. Dans le cas d'une schistosité verticale, parallèle à l'axe du sondage, l'équation (a) indépendamment des propriétés de la roche prend la forme suivante :

$$\sigma_H = 3\sigma_h - P_{reQ}$$
$$= 3P_{fe} - P_{reQ}$$

Reste à calculer la contrainte verticale σ_v que l'on estime en général au poids des terrains.

b - Méthode HTPF(Hydrolic Test on Prexisting Fractures)

Cette méthode qui constitue une généralisation de la première est utilisable quelle que soit la nature de la fracture (naturelle ou artificielle). Elle considère que la contrainte normale (σ_n) s'exerçant sur le plan de la fracture (figure 5) est égale à la pression de fermeture P_{fe} ou à la pression de réouverture à faible débit (P_{req}).

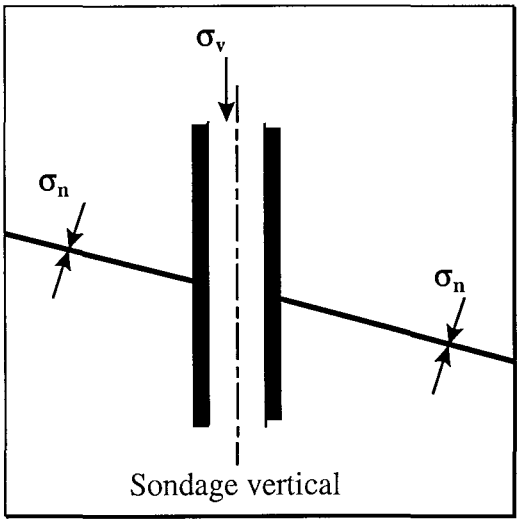


***Fig. 5** - Fracture naturelle "méthode H.T.P.F."*

On a donc :

$$\sigma_n = [\sigma]\vec{n}\ \vec{n}$$
$$\sigma_n = P_{fe} \quad \text{ou} \quad \sigma_n = P_{req} \qquad (b)$$

et aussi :

$$P_{fei} = l_i^2\,\sigma_{XX} + m_i^2\sigma_{YY} + n_i^2\sigma_{ZZ} + 2l_i m_i\sigma_{XY} + 2m_i n_i\sigma_{YZ} + 2n_i l_i\sigma_{ZX}$$

ou

$$P_{req_i} = l_i^2\,\sigma_{XX} + m_i^2\sigma_{YY} + n_i^2\sigma_{ZZ} + 2l_i m_i\sigma_{XY} + 2m_i n_i\sigma_{YZ} + 2n_i l_i\sigma_{ZX}$$

Avec:

$\vec{n}$: vecteur normal de la fracture ($\vec{n} = l_i, m_i, n_i$)

$[\sigma]$: tenseur des contraintes naturelles, exprimé dans un repère fixe.

$[\sigma]$ et $\vec{n}$ doivent être donnés dans le même repère. La résolution de l'équation (b), pour N essais de fracturations hydrauliques, se fait en général par la méthode des moindres carrées et plus rarement par la méthode combinatoire que nous allons voir plus tard.

c - Conclusion

Quel que soit le mode d'interprétation utilisé dans le dépouillement des essais de fracturation hydraulique, le résultat se ramène à l'évaluation, à partir des pressions mesurées sur le terrain, de la contrainte normale sur le plan de la fracture créée.

Toutefois, cette évaluation peut être conduite différemment suivant qu'il s'agira d'une fracture artificielle parallèle à l'axe du sondage où l'utilisation de la méthode I.S.I.P. est conseillée, ou d'une fracture naturelle où la méthode H.T.P.F. est plus adaptée. L'utilisation des deux modes d'interprétation (I.S.I.P. et H.T.P.F.) est souvent réalisée lors d'une campagne de mesures (Baroudi et al., 1991).

2.3 - Détermination des contraintes in situ par les techniques de relâchement

Les techniques de surcarottage et de sous-carottage peuvent être classées comme techniques de relâchement des contraintes (Amadei, 1983). En général, elles sont définies comme étant des méthodes, ou procédures, qui isolent intégralement, ou partiellement, une partie de la roche du champ de contrainte régnant dans l'entourage de cette même roche. Les mesures des déformations et ou des déplacements dans le morceau de roche isolé, ou dans l'entourage de la roche associé au relief, sont enregistrés pendant le test. Pour les techniques de sous carottage ou de surcarottage ces mesures se font à l'endroit où l'on veut déterminer l'état de contrainte, ce qui nécessite un champ de contraintes homogène dans la zone de mesure.

La technique de sous carottage, appelée aussi technique des contraintes de relief, connue par le forage d'un trou central a été présenté pour la première fois par Duvall (1974), et par la suite développée par Kaiser et Wiles (1995).

La mesure des contraintes, dans les massifs rocheux, par la technique du surcarottage a été utilisée et améliorée depuis plus de trente ans, comme le montre les travaux récents de Irvin *et al.* (1987) et de Cai *et al.* (1995). La revue de la littérature technique et bibliographie existantes montre que cette technique est dorénavant au point.

2.3.1 - Technique du sous carottage

a - Méthode de Duvall

C'est une procédure de mesure des contraintes *in situ* dans un massif rocheux qui consiste à mesurer les déplacements radiaux des plots placés, au préalable, autour du trou foré (figure 6).

La mise en œuvre de cette technique est comme suit :

1 - à la surface du massif rocheux , on place six plots de mesure sur une circonférence espacés de 60° (degrés), et on mesure le diamètre du cercle (distance qui sépare deux plots diamétralement opposés),

2 - après forage d'un trou au centre des plots, et très proche, on mesure les trois distances séparant les plots de mesure.

Les changements de distance, entre les plots de mesure induits par le forage du trou, sont utilisés pour calculer les contraintes dans la roche.

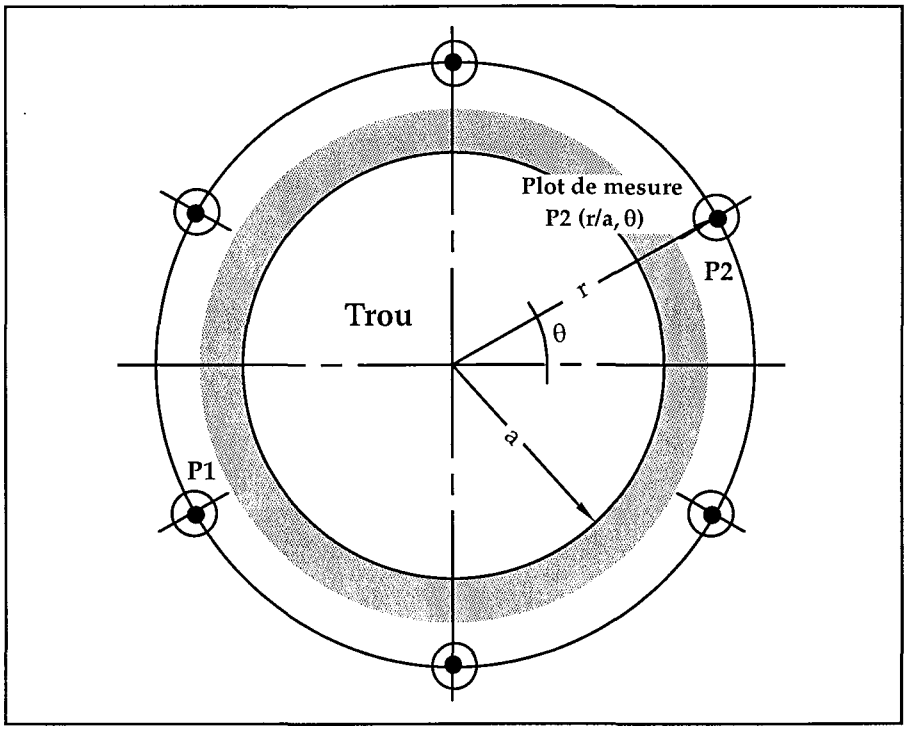


***Fig. 6** - Mise en place de la technique de sous carottage (d'après Duvall, 1974).*

b - Méthode de Kaiser et Wiles

Dans cette méthode, les contraintes préexistantes sont évaluées par l'intermédiaire d'une analyse par remontée de la réponse du massif rocheux résultant de l'avancement du carottier lors de l'excavation du trou central.

Dans la procédure d'analyse par remontée, l'état de contrainte est déterminé de façon qu'il fournisse un bon ajustement des changements de déplacements ou de déformations qui apparaissent suite à l'avancement de l'excavation.

Pendant un test de sous carottage, les contraintes préexistantes sont déterminées par la mesure des déformations requises, les déformations enregistrées sont utilisées, dans le cadre de la théorie de l'élasticité, pour calculer les contraintes initiales.

La technique du sous carottage est actuellement similaire au concept du surcarottage mais, au lieu de libérer toutes les contraintes préexistantes, on procède à un léger changement des contraintes induites par une excavation d'un trou central dans le massif rocheux (se reporter à la figure 7). Les déformations et les déplacements associés à l'excavation peuvent être utilisés pour déterminer non les variations de contraintes, mais aussi l'état de contraintes initiales régnant dans la roche avant excavation. Dans ce but, le massif rocheux est supposé posséder un comportement élastique.

La mise en œuvre de la technique du sous carottage est comme suit :

1 - le processus de la technique du sous carottage commence par le forage de quelques trous de mesure,

2 - mise en place des cellules de mesure des déformations (CSIRO par exemple) au point d'étude,

3 - le sous carottage commence. Les variations dans la lecture des instruments sont enregistrées continuellement , une série discrète d'étape d'excavation dont chacune d'elles à une géométrie bien définie,

4 - une analyse directe par remontée utilisant une méthode de calcul par des éléments finis (ou frontières ou autre méthode) est utilisée pour la forme initiale, et pour toutes les autres étapes d'excavation choisies. Les résultats de ces analyses sont des matrices relatives aux variations des contraintes dues à l'excavation,

5 - les résultats de l'analyse de la méthode utilisée sont reportés dans un programme d'analyse statistique des contraintes qui est utilisé pour analyser les données des instruments de mesure, et estimer l'état de contraintes initiales.

Une prédiction complète du tenseur tridimensionnel de l'état de contrainte peut être faite pour chaque étape de l'excavation,

6 - les séries des états de contraintes initiales sont comparées, une bonne estimation peut être obtenue par cette comparaison.

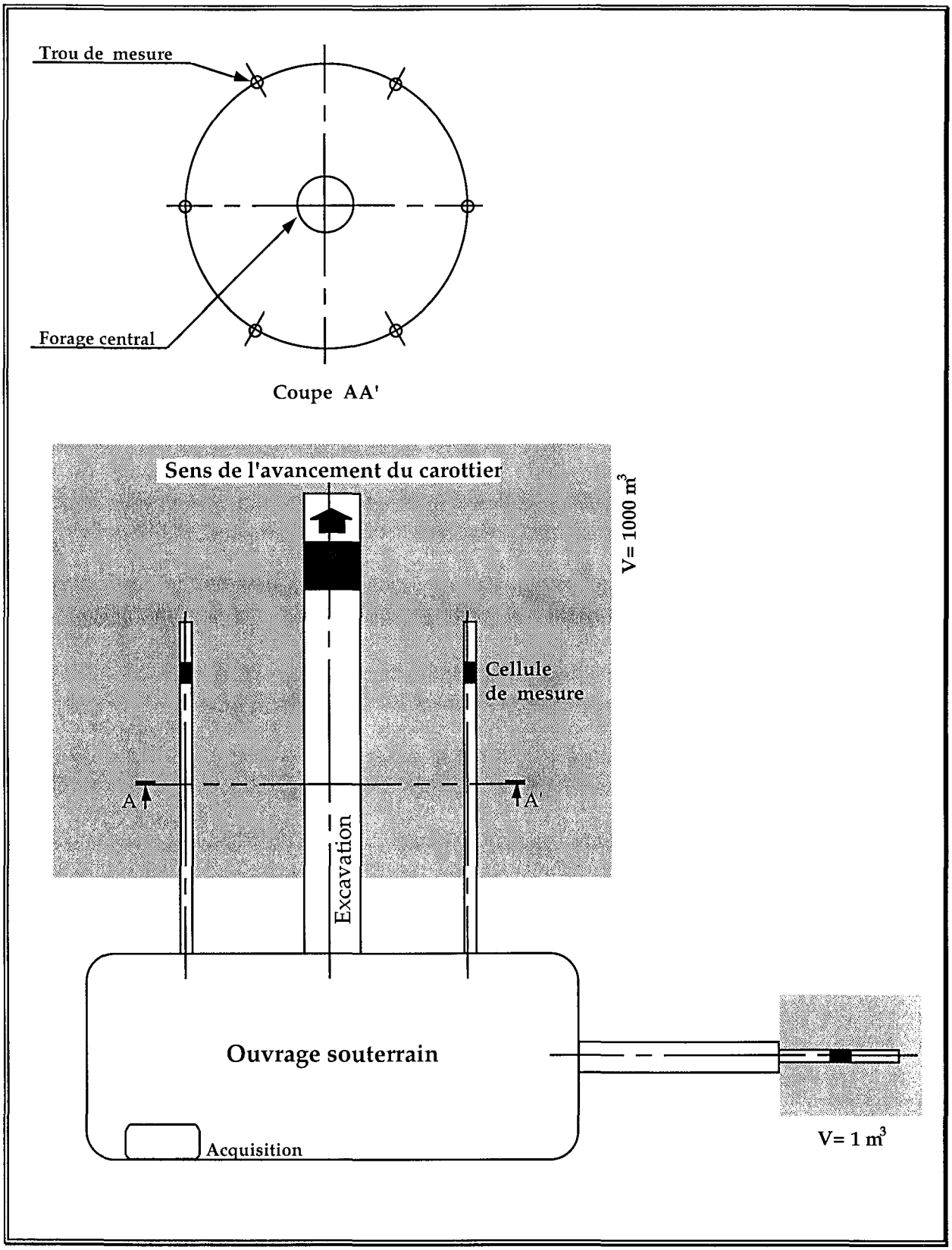


Fig. 7 *- Organisation de la technique de sous carottage (selon Kaiser et Wiles, 1995).*

2.3.2 - Technique du surcarottage

a - Surcarottage

Les descriptions du surcarottage et (dans le paragraphe suivant) de la cellule C.S.I.R.O sont extraites de Baroudi et Revalor (1994) et Choquet (1994).

Choquet (1994) décrit le surcarottage comme "une technique de mesure de contraintes dans les formations rocheuses et par extension dans le béton, qui consiste à positionner une cellule de mesure dans un trou préalablement foré jusqu'à l'endroit ou l'on désire connaître l'état de contrainte, puis réaliser une saignée par forage, de telle sorte que le volume de roche ainsi délimité et contenant la cellule de mesure, soit libéré des contraintes qu'il contient (figure 8).

La différence entre les lectures de déformations de la cellule avant et après le surcarottage permet d'accéder par la suite, sous l'hypothèse de lois de comportement appropriées, à l'état de contrainte initial qui régnait dans le volume de roche considéré."

Divers instruments, ou cellules, permettant la réalisation de ces mesures ont été développés et mis à l'essai pendant les années 60, on cite ci-dessous les plus connues :

- la cellule biaxiale Doorstopper (Leeman et al, 1966), et plus récemment la cellule Doorstopper modifiée (Corthésy et *al*, 1993 ; Corthésy et *al*, 1997),

- la cellule triaxiale C.S.I.R. (Counsil for Scientific and Industrial Research) (Leeman et al, 1966) aussi appelée cellule de Leeman, et la cellule C.S.I.R modifiée (Martin et al, 1991)

- la cellule biaxiale B.D.G. (Borehole Deformation Jauge) du U.S.B.M. (U.S. Bureau of Mines) (Merrill, 1967).

Par la suite, une seconde cellule triaxiale a été développée par le C.S.I.R.O. (Worotnicki et Walton, 1976), c'est à cette dernière que l'on va s'intéresser particulièrement.

b - Description de la cellule C.S.I.R.O.

Cette cellule a été développée en Australie par le C.S.I.R.O. (Commonwealth Scientific and Industrial Research Organisation) autour des années 1972 - 75. Elle est de type inclusion creuse et déformable. Son piston creux en résine acrylique glisse directement dans un cylindre (corps de la cellule) en résine époxy, dont les diamètres extérieur et intérieur valent respectivement 36 et 32 mm figure 9a) . La cellule C.S.I.R.O. est qualifiée de déformable dans la mesure où son module de déformation est plus petit que celui de la roche.

La cellule C.S.I.R.O. possède 12 jauges réparties en 3 rosettes, fixées sur le corps cylindrique de la cellule figure (9b).

- 5 jauges inclinées à 45 ° par rapport à l'axe du forage
- 5 jauges tangentielles (ou cylindriques)
- 2 jauges axiales

La longueur des jauges (10 mm), ainsi que leur largeur (2,5 mm), permet d'effectuer des mesures correctes jusqu'à une dimension des grains de 4 mm.

Afin d'assurer un enregistrement en continu pendant toute la durée de l'essai, un câble électrique reliant toutes les jauges de la cellule à une centrale d'acquisition traverse le carottier et tiges de sondages au moment du surcarottage . La cellule C.S.I.R.O. nécessite pour sa mise en place (fixer les jauges sur les parois latérales du trou) l'utilisation d'une colle spéciale, généralement de l'époxy, d'un système de mise place (trolley + orientation) et d'un outil de nettoyage. Elle n'est pas récupérable après l'essai.

Le tableau 1 donne le numéro des jauges ainsi que leurs positions sur la cellule de mesure CSIRO.

Jauge n°	Position	Indice de la jauge	α (degré)
1	A(axiale)	A_0	323,0
2	**A(circ.)**	**A_{90}**	**300,0**
3	A(45°)	A_{45}	300,0
4	B(45°)	B_{45}	163,5
5	B(135°)	B_{135}	163,5
6	**B(circ.)**	**B_{90}**	**180,0**
7	C(axiale)	C_0	83,0
8	**C(circ.)**	**C_{90}**	**60,0**
9	C(45°)	C_{45}	60,0
10	D(135°)	D_{135}	300,0
11	**E(circ.)**	**E_{90}**	**210,0**
12	**F(circ.)**	F_{90}	**90,0**

Tableau 1 *- Positions des jauges de mesure des déformations (cellule C.S.I.R.O.).*

Pour une étude, de la procédure de surcarottage, en déformation plane, seules les jauges circulaires (A_{90}, B_{90}, C_{90}, E_{90}, F_{90}) sont interprétées. Dans le cas d'une modélisation en axisymétrie seulement deux jauges peuvent êtres interprétées comme nous allons le voir dans le chapitre trois, une jauge axiale et une jauge circulaire.

Bien sur, une modélisation tridimensionnelle nous permet de suivre l'évolution de la totalité des jauges de la cellule de mesure, douze jauges dans le cas de la cellule CSIRO.

Effet de la colle :

Une étude menée par Fouial (1997) montre que l'effet de la colle est négligeable dans le cas où le rapport, entre le module de Young du massif et de la colle, serait grand. De ce fait la simulation numérique du problème du surcarottage peut être réalisée sans tenir compte de l'effet de la colle.

La procédure de mise en place du surcarottage est décrite sur la figure 8 :

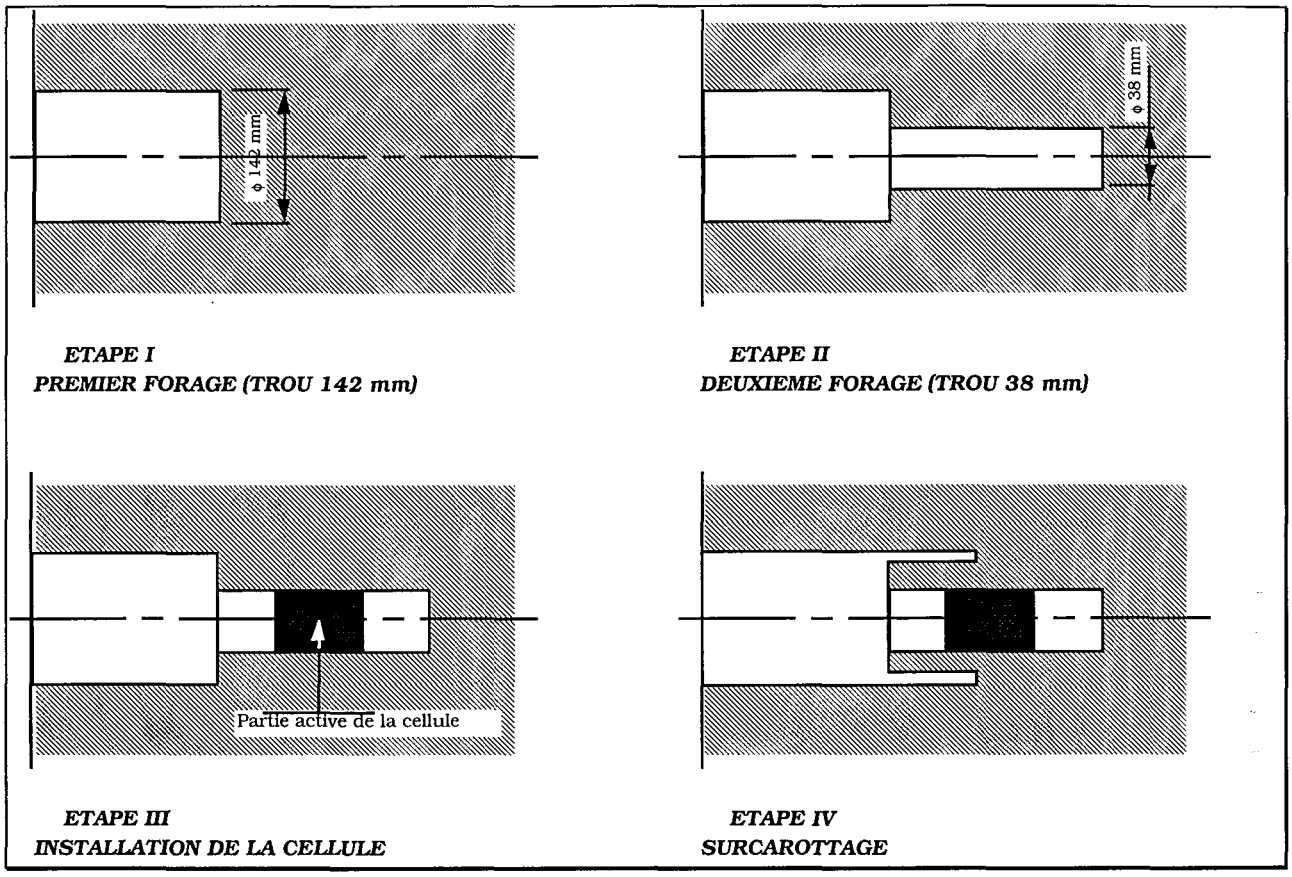


***Fig. 8** - La procédure de carottage*

la première étape consiste à exécuter un premier forage (forage d'accès de diamètre ($\phi \geq 86$ mm, dans notre cas d'étude 142 mm) jusqu'à la profondeur voulue ;

l'étape II sert à exécuter un second forage (ϕ=38mm et de longueur $\approx$60 mm) qui correspond à la phase de carottage;

dans la troisième étape, on place la cellule de mesure (cellule CSIRO) à une distance supérieure ou égale à deux fois le diamètre du forage d'accès ;

en dernière étape, on reprend le premier forage avec un carottier à parois minces, c'est la phase de surcarottage, tout en enregistrant continuellement les déformations des jauges lors de l'avancement du carottier.

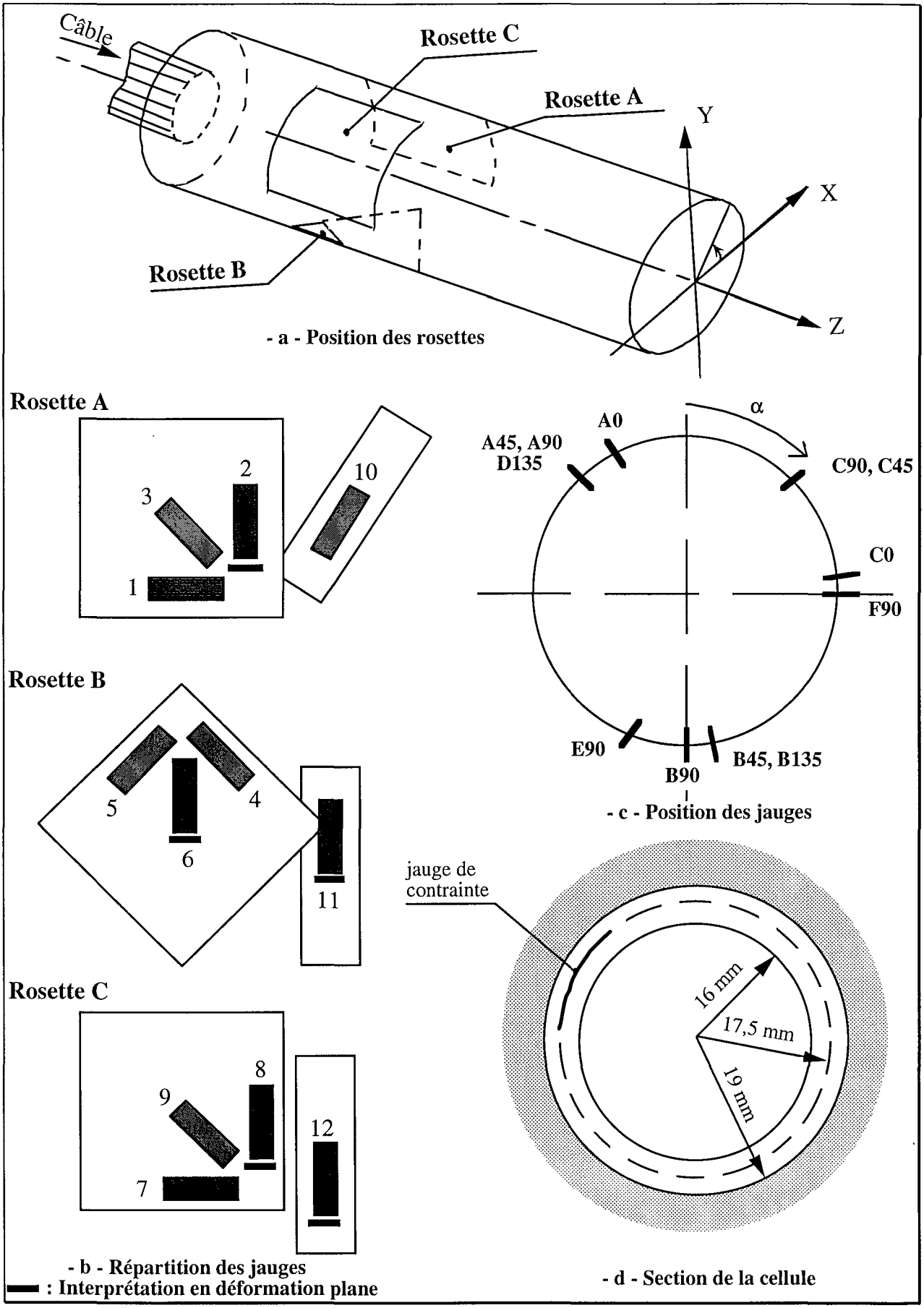


Fig. 9 *- Géométrie de la cellule CSIRO.*

2.4 - Présentation de la théorie du problème inverse

Le problème direct consiste à se fixer des contraintes initiales recherchées puis simuler numériquement, connaissant la rhéologie de la roche, l'essai de surcarottage pour obtenir en résultat les déformations.

Soit $\vec{P}$ un jeu de paramètres caractérisant complètement le problème direct. Ces paramètres peuvent représenter la géométrie initiale du premier trou, le comportement mécanique et l'état de contraintes initiales. La résolution du problème direct consiste à déterminer le jeu de résultats $\vec{R}$ dans notre cas les déformations. Le problème direct est décrit par la relation : $\vec{R} = F(\vec{P})$, la détermination des contraintes *in situ* consiste à trouver $\vec{P}$ (la géométrie et les paramètres plastiques sont supposés connues) à partir des mesures *in situ* des déformations fournies par la cellule CSIRO, notées $\vec{R}$. Ceci revient à définir un problème inverse, tel que : $\vec{P} = F^{-1}(\vec{R})$

La résolution explicite de ce problème inverse est, en général, impossible. Il est nécessaire d'utiliser un processus d'optimisation. Le problème consiste donc à déterminer le vecteur $\vec{P}$ tel que : $F(\vec{P}) = \vec{R}_{num} = \vec{R}_{\exp}$

où $\vec{R}_{num}$ est le vecteur résultant de la solution numérique et $\vec{R}_{\exp}$ est le vecteur des déformations enregistrées *in situ* durant l'essai de surcarottage. Ces dernières déformations sont affectées d'erreurs, ce qui revient à définir la résolution du problème inverse tel que :

$$\vec{R}_{num} \approx \vec{R}_{\exp} \qquad \text{ou} \qquad \left\| \vec{R}_{num} - \vec{R}_{\exp} \right\| < e$$

Afin de résoudre le problème inverse par un processus d'optimisation, on utilise une approche statistique. Nous considérons donc $R^i_{\exp}$ comme une valeur moyenne des déformations enregistrées par la jauge i dans les différents essais de surcarottage (dans l'hypothèse de plusieurs essais), à laquelle on associe l'écart type S^i_R. Nous faisons l'hypothèse que la variable aléatoire (déformations enregistrées *in situ*) vérifie la distribution de Gauss. Nous définissons en conséquence la fonction de densité de probabilité:

$$\Pi_1 = A.\exp\left[-\frac{1}{2}\left[{}^t\left(\vec{R}_{num} - \vec{R}_{\exp}\right)\left[C_R\right]^{-1}\left(\vec{R}_{num} - \vec{R}_{\exp}\right)\right]\right]$$

A est une constante et $\left[C_R\right]$ la matrice de covariance. Le problème consiste donc à trouver $\vec{P}$, ceci revient à maximiser Π_1. La résolution de ce problème donne parfois plusieurs solutions . comme les contraintes *in situ* varient dans une marge de valeurs physiquement acceptables. On définit alors une nouvelle densité de probabilité Π_2.

$$\Pi_2 = B.\exp\left[-\frac{1}{2}\left[{}^t\left(\vec{P} - \vec{P}_0\right)\left[C_P\right]^{-1}\left(\vec{P} - \vec{P}_0\right)\right]\right]$$

La résolution du problème inverse consiste alors à trouver $\vec{P}$ (maximiser Π_1) dans le domaine physique satisfaisant (maximiser Π_2). Donc une fonction globale de densité de probabilité:

$$D(\vec{P}) = \Pi_1 \Pi_2$$

Ainsi la résolution du problème inverse (Quiertant et al. 1997 ; Misbahi 1994) est transformée en la maximisation de $D(\vec{P})$.

2.5 - Remarques

La détermination des contraintes *in situ* dans un massif rocheux se fait, comme on vient de le voir, par le forage d'un trou cylindrique. La répartition des contraintes autour d'une excavation cylindrique a fait l'objet de plusieurs études et développements analytiques.

Pour trouver une solution analytique des contraintes autour d'une excavation cylindrique creusée dans un milieu isotrope, on a été dans le passé souvent amené à faire plusieurs hypothèses simplificatrices, à savoir :

- les déformations induites par l'excavation du trou restent dans le domaine élastique ;
- les contraintes initiales dans la zone d'influence de l'excavation sont homogènes et sont suffisamment élevées pour pouvoir négliger la pesanteur ; Ceci implique que l'excavation est située à une grande profondeur (H>>>D) ;
- la direction principale correspondant à la contrainte principale moyenne est supposée confondue avec l'axe horizontal de l'excavation.

Dans ce cas où, on a affaire à un problème de cavité cylindrique en déformation plane, la solution des contraintes autour de cette cavité est donné par Kirsch .

Le cas général (milieu anisotrope et champ de contraintes initiales anisotropes), toujours en élasticité, a été étudié par Lekhnitski (1963) et repris et développé par Amadei (1983). Les modèles élastoplastiques des cavités cylindriques, creusées dans le sous-sol, soumis à un chargement de contraintes initiales hydrostatiques, ont été le sujet de plusieurs contributions, à commencer par les travaux de J. Salençon 1966 et 1969 Egger en 1974, Panet en 1973 et 1976 Nguyen Minh et Berest en 1979 (voir la revue bibliographique de Brown *et al.*1983 pour une liste exhaustive des références relatives à ce sujet). Ces études avaient pour but le développement de plusieurs solutions pour prédire la taille de la zone endommagée de la roche et la convergence de l'ouverture induite par la redistribution des contraintes durant l'excavation, connaissant le champ de contraintes *in - situ*, les propriétés mécaniques de la roche et la pression fournie par un système de support.

Le cas où le champ de contrainte *in - situ* est déviatorique n'a pas suscité une grande attention vu le nombre limité d'analyses (selon Detournay 1987). Ces études ont été basées sur la méthode des éléments finis. Detournay a proposé une méthode qui étudie, par le moyen d'un modèle semi-analytique, l'influence d'un champ de contraintes déviatoriques lointain sur la forme, l'évolution de la zone fracturée et la convergence de la cavité causée par la redistribution des contraintes due à l'excavation. Le modèle est cependant sujet à plusieurs restrictions, la plus importante est d'être limité par le rang de l'écart du chargement hydrostatique.

3 - Comparaison des différentes méthodes

Afin de comparer les avantages, les inconvénients et les hypothèses restrictives de chaque méthode citée ci-dessus, nous avons dressé le tableau 2 :

Méthodes	Hypothèses restrictives	Avantages	Inconvénients
Vérin plat domaine d'application : 1. mesure des contraintes à la paroi d'excavations, 2. contrôle de murs de soutènement 3. contrôle de l'efficacité des piliers artificiels 4. mesure des contraintes naturelles horizontales en surface, 5. contrôle des contraintes à l'intérieur d'ouvrages.	• Comportement élastique du terrain et absence de fluage après sciage, • contrainte mesurée est une contrainte principale, • pas de déconsolidation et pas de plastification.	• simple, rapide et robuste, • pas d'appareillage électrique • ne nécessite pas la connaissance des propriétés mécaniques du terrain, • coût faible	• ne permet pas de mesurer les contraintes naturelles dans une zone perturbée, • nécessite une zone de mesure saine, • ne peut prendre en compte les contraintes de cisaillement, • ne peut être utilisée pour matériau viscoplastique.
Fracturation hydraulique domaine d'application varié : 1. production pétrolière 2. géothermie 3. gazéification souterraine 4. mesure de contraintes dans des milieux rocheux fracturés et à grande profondeur ou au voisinage des excavations souterraines.	• Comportement linéaire élastique et isotrope du massif rocheux, • résistance à la traction déjà déterminée, • pression de rupture doit correspondre au démarrage de la fracture, • influence des obturateurs • le forage doit être parallèle à l'une des directions principales, • faible perméabilité de la roche, • si HTPF connaître l'orientation des fractures, • seule la fracture testée doit être activée lors de l'essai.	• pas de limitation de la profondeur , • état de contrainte déterminé directement, • domaine d'essai important donc état de contrainte plus représentatif, • pas d'instrumentation sophistiquée, • interprétation facile des essais par la méthode HTPF qui ne dépend pas de l'anisotropie de la roche.	• problèmes liés à l'anisotropie, • difficulté de la détermination avec précision de la pression représentative de la contrainte normale au plan de la fracture, • problème des massifs rocheux très perméables, • résistance des obturateurs à des pressions différentielles limitée, • nécessité d'un repérage précis des fractures (technique sophistiquée), • nécessité de connaître le mécanisme d'ouverture des fractures.
Surcarottage domaine d'application : 1. mesure des contraintes induites par des excavations 2. mesure des contraintes à partir de la surface, 3. application aux milieux rocheux anisotropes, 4. contrôle d'ouvrages préexistants en béton, 5. suivi de la variation des contraintes au voisinage d'un ouvrage en service.	• massif rocheux homogène et sans fracturation au droit de la mesure, • pas de fluage (propriétés mécaniques constantes), • absence du phénomène de discage, • propriétés géomécaniques de la roche déterminées au préalable	• mesure très précise, • pas d'orientation privilégiée du trou de mesure, • fiabilité des mesures, • permet la mesure aux voisinage des ouvrages, • les propriétés mécaniques de la roche sont déterminées à partir de la carotte récupérée (meilleur représentativité du tenseur), • possibilité de suivie de l'état de contraintes à long terme dans un ouvrage en service.	• mal adaptée pour les mesures à grande profondeur, • méthode ponctuelle donc nécessité de multiplier le nombre d'essais (très coûteuse), • ne peut être appliquée pour un massif rocheux très fracturé, • difficulté de réalisation, nécessite un personnel qualifié.

***Tableau 2** - Comparaison des différentes méthodes*

4. CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons montré à la fois l'importance des mesures des contraintes et les difficultés d'obtenir des résultats représentatifs. Nous avons constaté qu'aucune méthode n'est adaptée à tous les sites et à toutes les conditions.

Pour la plupart des méthodes d'estimation des contraintes *in situ*, on est souvent amené à faire plusieurs hypothèses simplificatrices pour pouvoir interpréter les mesures *in situ*.

Ces hypothèses portent sur l'homogénéité, la continuité, l'isotropie et l'élasticité linéaire du massif rocheux. De plus le champ de contrainte est supposé homogène au voisinage de l'endroit de mesure.

Pour contourner le problème d'échelle, quelle que soit la méthode utilisée, il est nécessaire de multiplier le nombre d'essais. Ainsi, le recoupement des résultats des différentes méthodes nous permet d'aboutir à des résultats représentatifs à l'échelle du massif.

La technique du surcarottage est la seule méthode permettant de suivre la variation de l'état des contraintes au voisinage d'une structure, c'est pourquoi elle est largement utilisée dans le domaine minier.

Diverses améliorations ont été apportées à cette technique depuis son apparition :

- développement des instruments de mesures,
- amélioration de la procédure de réalisation,
- amélioration de la méthodologie d'interprétation, etc.

Néanmoins, cette méthode rencontre dans les formations rocheuses plastiques des problèmes qui limitent son utilisation pour une interprétation classique. Nous nous proposons dans le reste de notre travail d'étudier l'influence de la rhéologie, ainsi que l'état de contraintes initiales sur l'interprétation des mesures de contraintes *in situ* par surcarottage.

Au chapitre suivant, nous allons présenter le matériau d'étude et par la suite essayer de proposer certaines lois de comportement qui peuvent décrier son comportement.

CHAPITRE 2 LOIS DE COMPORTEMENT

LOIS DE COMPORTEMENT

1 - PRESENTATION DU MATERIAU D'ETUDE

Dans le cadre du travail de recherche et de développement, pour l'étude de la possibilité de l'enfouissement de déchets radioactifs dans de profondes formations géologiques, conduit par l'ANDRA (Agence Nationale De Gestion des déchets Radioactifs), un programme d'essais *in situ* a été réalisé dans une galerie des mines de potasse d'Alsace (M.D.P.A.) située dans le bassin de potasse de Mulhouse (figure 10).

L'essai **CASAMANCE** (**CA**vité en **S**ite **A**rgilo - marneux, **M**odélisation et **AN**alyse du **C**omportement **E**n place) a été réalisé dans une branche de la galerie de mine à une profondeur de 520 m, de telle sorte que le niveau de la marne appelée "marne à hydrobies" situé en dessous des couches marno-anhydritique soit atteint (voir la figure 11). La marne à hydrobies a été choisie parce qu'elle répond aux exigences des types de roches retenus pour les deux sites présélectionnés en France afin d'implanter des laboratoires souterrains (Ben Slimane et al., 1996).

Les marnes à hydrobies (gastéropodes) font partie d'une formation appelée la zone fossilifère située au sommet de la zone saline moyenne. Elles sont relativement hétérogènes sur une échelle centimétrique, en même temps du point de vu structural (microfissures plus ou moins remplies parallèles à la stratification) et stratigraphique.

La composition moyenne minéralogique est comme suit :

- calcite : 53%,
- argiles : 26% (30% kaolinite, 39% illite, 1.1% chlorite, 20% interstratifiés d'illite - smectite),
- 3 % quartz détritiques,
- 3 % dolomite,
- 3% halite.

Les argiles sont essentiellement détritiques, les smectite représentent 5% seulement de la phase totale d'argile. Ces marnes ne sont pas donc très hydrophiles. Elles possèdent en moyenne une épaisseur de 25m dans la région où l'essai a été effectué.

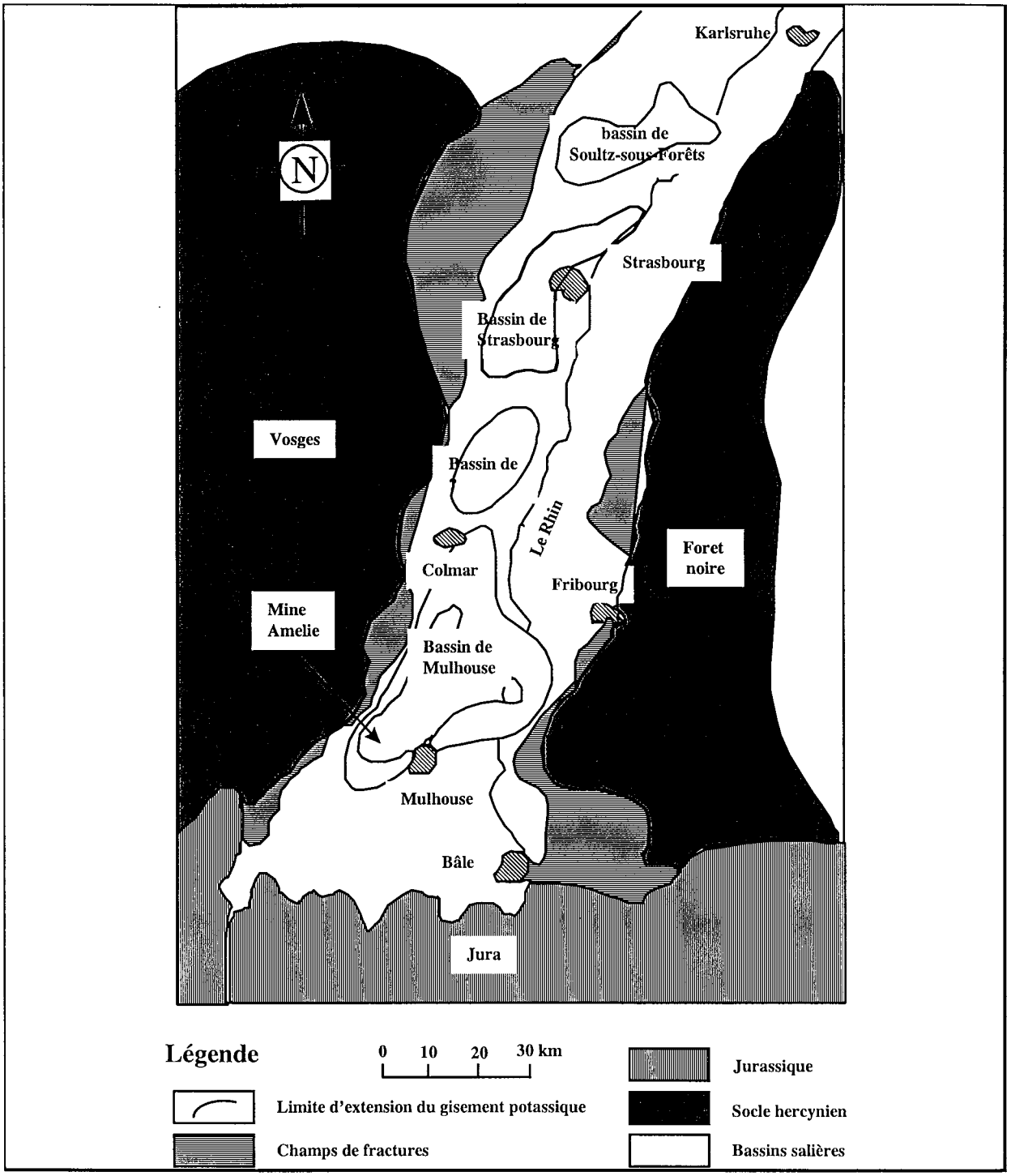


Fig. 10 *- Localisation de la mine Amélie.*

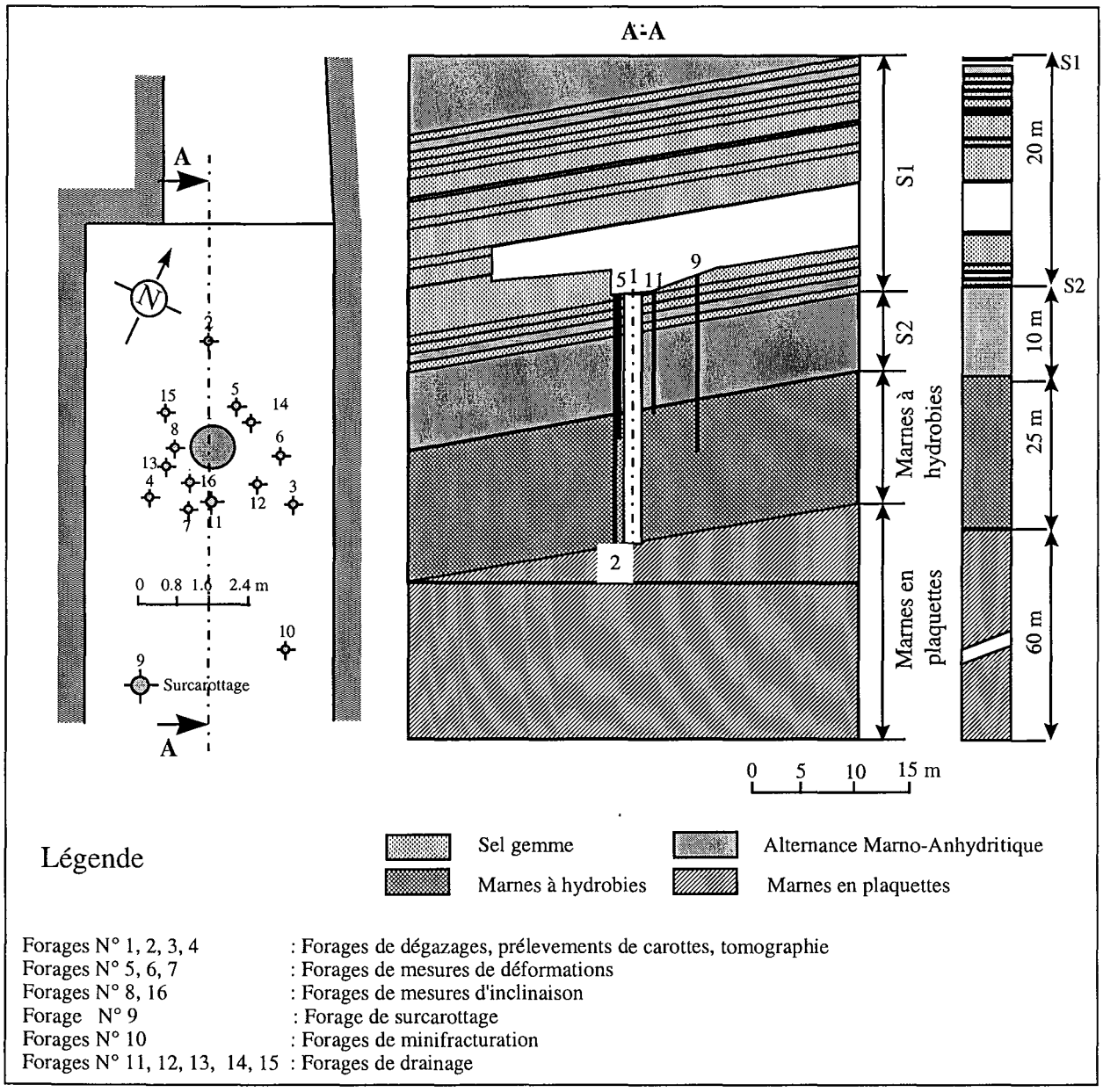


Fig. 11 *- Géologie et vue générale de la galerie d'essais.*

D'après les résultats expérimentaux obtenus à l'issue de l'étude réalisée par le Laboratoire de Mécanique de Lille (Shao et Shahrour, 1994 ; Sibai *et al.*,1993), les caractéristiques du comportement mécanique de la marne à hydrobies peuvent être résumées ainsi :

1) le comportement global est plutôt élastoplastique qu'élasto-endommageable dans le sens ou la dégradation des constantes élastiques n'est pas significative,

2) la dilatance de volume a été observée seulement pour des essais triaxiaux à (très) faibles pressions de confinement,

3) le comportement est isotrope transverse, néanmoins l'anisotropie est fortement atténuée quand la pression de confinement augmente,

4) le module élastique dans le plan de sédimentation est quasiment constant tandis que celui perpendiculaire au plan augmente avec la pression de confinement et les coefficients de Poisson varient peu.

Selon ces observations, on a opté, dans l'hypothèse où la roche possède un comportement élastoplastique isotrope, pour les modèles élastoplastiques suivants :

• le modèle élastoplastique de Drucker - Prager sans écrouissage (**modèle 1**);

• le modèle élastoplastique avec un écrouissage isotrope de Khan (**modèle 2**);

• le modèle élastoplastique de Cam - Clay Modifié (**modèle 3**).

Et dans le cas de l'hypothèse d'une roche possédant un comportement élastoplastique anisotrope, pour le modèle élastoplastique suivant :

• le modèle élastique parfaitement plastique basé sur le critère de rupture anisotrope développé par Cazacu (**modèle 4**).

Le calage des paramètres des modèles 2 et 4, ainsi que les paramètres élastiques, a été effectué au Laboratoire de Mécanique de Lille, sous la direction du professeur Shao. Quant au calage des paramètres des deux autres modèles 1 et 3, il a été fait au niveau de notre laboratoire par nos soins. On rappelle brièvement ci-dessous le principe de l'ajustement (se reporter aux références correspondantes données ci-dessus pour plus de détails).

2 - LOIS DE COMPORTEMENT ELASTOPLASTIQUE ISOTROPE

2.1 - Paramètres élastiques

On suppose, dans le but de faciliter la comparaison, que la partie élastique est linéaire isotrope et qu'elle est identique pour les différents modèles.

Les deux paramètres caractérisant la partie réversible du comportement, le module de Young E et le coefficient de Poisson ν ont été ajustés à l'aide des essais triaxiaux avec cycles de chargement-déchargement à $\theta = 0°$ (cas où le plan de stratification est vertical).

Conformément aux résultats expérimentaux, *Sibai et al.* (1993), on a considéré les valeurs suivantes :

Module de Young : $E = 21000$ MPa
Coefficient de Poisson : $\nu = 0{,}29$

2.2 - Paramètres plastiques

Les paramètres relatifs au comportement plastique ont été déterminés à partir des essais triaxiaux à $\theta = 0°$, avec des cycles de chargement-déchargement et des pressions de confinement de 0, 3, 10, 25 et 40 MPa.

2.2.1 - Modèle plastique de Drucker-Prager sans écrouissage (modèle 1)

Le modèle de Drucker-Prager pris en compte se caractérise par la fonction de charge $f(\underline{\underline{\sigma}}, k)$ et le potentiel plastique non associé $g(\underline{\underline{\sigma}})$ suivants :

fonction de charge :

$$f(\underline{\underline{\sigma}}, k) = \sqrt{3J_2} + \sqrt{3}\,\alpha\,\sigma_m - \sqrt{3}\,k$$

ou encore :

$$f(\underline{\underline{\sigma}}, k) = \sqrt{3J_2} + \sqrt{3}\,\alpha\frac{I_1}{3} - \sqrt{3}\,k$$

Potentiel plastique :

$$g(\underline{\underline{\sigma}}) = \sqrt{3J_2} + \sqrt{3}\,\beta\,\sigma_m$$

avec :

σ_m : contrainte moyenne ($\sigma_m < 0$ en compression)

$$\sigma_m = \frac{tr[\underline{\underline{\sigma}}]}{3} = \frac{I_1}{3}$$

J_2 : second invariant du déviateur $\underline{\underline{s}}$ du tenseur des contraintes $\underline{\underline{\sigma}}$

$$J_2 = \frac{1}{2}\underline{\underline{S}} : \underline{\underline{S}}$$

Le modèle de Drucker-Prager comprend au total 5 paramètres : deux paramètres caractérisant le comportement élastique linéaire isotrope ($E = 21000$ MPa, $\nu = 0{,}29$) et trois paramètres caractérisant le comportement irréversible (deux paramètres α et k caractérisent la fonction de charge $f(\underline{\underline{\sigma}}, k)$, et un paramètre β caractérise l'écoulement plastique).

Un minimum de deux essais de compression triaxiale effectués à deux pressions de confinement différentes (avec cycles de charge décharge pour les paramètres E et ν) est nécessaire pour déterminer ces cinq paramètres.

Les paramètres α et k sont déterminés en suivant la procédure suivante :

• on trace la courbe de $\sqrt{J_2} = f(I_1)$, ou $\sqrt{3J_2} = f(\sigma_m)$ en considérant les valeurs à la rupture des essais triaxiaux à $\theta = 0°$, avec des cycles de chargement-déchargement et des pressions de confinement de 0, 3, 10, 25 et 40 MPa.

Les paramètres α et k, représentent respectivement la pente et l'ordonnée à l'origine de la droite $\sqrt{J_2} = f(I_1)$ peuvent être déterminés par la méthode des moindres carrés :

• on trace la courbe de la déformation volumique totale ε_v en fonction de la déformation axiale ε_1 pour un essai triaxial de compression. La pente de la droite représentant $\varepsilon_v = f(\varepsilon_1)$ permet de déterminer l'angle de dilatance β.

Les valeurs des paramètres α et k du modèle de Drucker Prager ont été ajustées à l'aide d'essais triaxiaux déviatoriques en compression. On peut les exprimer en fonction de la cohésion C et de l'angle de frottement interne ϕ du modèle de Mohr-Coulomb à l'aide des relations suivantes, Mestat (1988) :

$$\alpha = \frac{3\mathrm{tg}[\phi]}{\sqrt{9+12\mathrm{tg}^2[\phi]}} \qquad k = \frac{3C}{\sqrt{9+12\mathrm{tg}^2[\phi]}}$$

Les deux relations précédentes correspondent au cas où le modèle de Drucker-Prager est tangent intérieurement au modèle de Mohr-Coulomb. L'ajustement des paramètres α et **k** a conduit aux valeurs :

$$\alpha = 0{,}454 \qquad k = 7{,}17 \text{ MPa}$$

qui correspondent à :

$$\phi \approx 28\,° \qquad C \approx 8{,}4 \text{ MPa}$$

On a considéré, d'après Sibai *et al.* (1993) un angle de dilatance nul ($\psi = 0°$), ce qui se traduit par un coefficient β nul :

$$\beta = 0$$

Les déformations plastiques correspondantes sont donc purement déviatoriques :

$$\varepsilon_v^p = \mathrm{tr}\left[\underline{\underline{\varepsilon^p}}\right] = 0$$

Les paramètres pris en compte, pour les calculs numériques (module MCNL, modèle de Drucker-Prager sans écrouissage) sont donc $\phi \approx = 28°$, $\psi = 0$, C = 8,4 MPa.

Récapitulatif : paramètres du modèle de Drucker-Prager (modèle 1)

E = 21 000 MPa, $\nu = 0{,}29$
$\phi \approx = 28°$, $\psi = 0°$, C = 8,4 MPa

2.2.2 - Modèle de Khan et al. (modèle 2)

Le modèle de Khan *et al.* (1991) et (1992) introduit par le Laboratoire de Mécanique de Lille dans le logiciel CESAR – LCPC par Marc Quiertant , Diouta (1995), Diouta *et al.* (1994), et utilisé dans cette étude, est basé sur l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire isotrope se développant pour un état de contrainte compris à l'intérieur de la surface de charge f ($\underline{\underline{\sigma}}$, β) suivante :

$$f(\underline{\underline{\sigma}}, \beta) = \sqrt{J_2} - \beta(b_0 - b_1 I_1 + b_2 I_1^2) \qquad (I_1 < 0 \text{ en compression})$$

L'évolution de cette surface de charge est assurée par la fonction d'écrouissage isotrope :

$$\beta = \beta_{max} - (\beta_{max} - 1)\, Exp[-M\xi] \qquad \text{avec :} \qquad 1 \leq \beta \leq \beta_{max}$$

• cas $\beta = 1$

$$f(\underline{\underline{\sigma}}, \beta) = \sqrt{J_2} - (b_0 - b_1 I_1 + b_2 I_1^2) \qquad (I1 < 0 \text{ en compression})$$

surface de charge initiale

• cas $\beta = \beta_{max}$

$$f(\underline{\underline{\sigma}}, \beta) = \sqrt{J_2} - (a_0 - a_1 I_1 + a_2 I_1^2) \qquad (I_1 < 0 \text{ en compression})$$

surface de rupture

La variable ξ désigne la déformation plastique équivalente :

$$\xi = \Sigma\left[d\varepsilon_{ij}^{p} d\varepsilon_{ij}^{p}\right]^{1/2}$$

On considère un écoulement plastique associé :

$$g(\underline{\underline{\sigma}}, \beta) = f(\underline{\underline{\sigma}}, \beta) = \sqrt{J_2} - \beta(b_0 - b_1 I_1 + b_2 I_1^2)$$

Le modèle de Khan. adapté à cette étude comprend 10 paramètres :

• deux paramètres (E, ν) liés au comportement élastique linéaire isotrope,

• trois paramètres (b_0 , b_1 , b_2) représentant la surface de charge initiale,

• trois paramètres (a_0 , a_1 , a_2) représentant la surface de rupture,

• deux paramètres (β_{max} , M) associés à la fonction d'écrouissage isotrope.

Un minimum de trois essais est nécessaire pour déterminer la totalité des paramètres :

• un essai de compression uniaxiale,

• deux essais de compression triaxiale effectués à différentes pressions de confinement.

On présente ci-dessous quelques indications sur le principe de la procédure à suivre pour la détermination de ces paramètres :

- on calcule la valeur de $\sqrt{J_2}$ et de I_1 en prenant les valeurs à la rupture des essais cités, a_0 , a_1 , a_2 peuvent être déterminés par la méthode des moindres carrés;

- on détermine les contraintes correspondant à l'initialisation de la plastification en analysant les courbes représentant la contrainte moyenne $\sigma_m = \frac{I_1}{3}$ en fonction de la déformation volumique ε_v , et la contrainte déviatorique $(\sigma_1 - \sigma_3)$ en fonction de la déformation axiale ε_1.

L'étape suivante est la détermination des paramètres b_0 , b_1 , b_2 correspondant à la surface de charge initiale en utilisant la méthode des moindres carrés.

Le paramètre d'écrouissage isotrope β_{max} est alors calculé à l'aide de la relation suivante :

$$\beta_{max} = \frac{a_1}{b_1}$$

Une fois la valeur du paramètre β_{max} déterminée, le lissage de la courbe représentant l'équation :

$$b = \beta_{max} - (\beta_{max} - 1)\ Exp[-M\xi]$$

utilisant les résultats d'un seul essai donne le paramètre d'écrouissage M (on peut prendre la moyenne de tous les essais).

La détermination des paramètres du modèle de Khan a été effectuée au Laboratoire de Mécanique de Lille selon les étapes décrites précédemment et a conduit aux résultats suivants (Shao et Shahrour 1994) :

Récapitulatif : paramètres du modèle de Khan (modèle 2)

E = 21 000 MPa,	ν = 0,29	
a_0 = 18,564 MPa ,	a_1 = 0,308 ;	a_2 = - 29,12 E-05 MPa^{-1} .
b_0 = 6,63 MPa ,	b_1 = 0,11 ;	b_2 = - 10,40 E -05 MPa^{-1} ;
β_{max} : 2,8 ,	M = 300.	

Remarque :

Les 8 paramètres caractérisant le comportement irréversible ne sont pas tous indépendants. β_{max} est par exemple calculé à l'aide de a_1 et b_1; d'autre part, on a calculé ci-dessous a_0 et a_2 de manière à vérifier

$$\frac{a_0}{b_0} = \frac{a_2}{b_2} = \frac{a_1}{b_1} = \beta_{max} .$$

On note que l'hypothèse d'écoulement plastique associé conduit à des déformations plastiques volumiques non nulles dans le cas du modèle de Khan, contrairement au cas du modèle de Drucker - Prager pris en compte.

- Comparaison des modèles 1 et 2 : cas d'un essai triaxial

La comparaison entre ces deux modèles permet de souligner leurs différences : la plastification apparaît à des seuils de chargement relativement bas et mobilise ensuite un important écrouissage positif pour le modèle 2 .

Le modèle de Khan, plus proche de la réalité expérimentale, est plus "optimiste" que le modèle de Drucker Prager au niveau de l'apparition de la rupture : le seuil de rupture est en effet nettement plus bas dans le cas du modèle de Drucker Prager.

2.2.3 - Modèle de Cam-Clay Modifié (modèle 3)

On suppose, contrairement au modèle de Cam Clay Modifié développé par Roscoe et Burland (1968) pour les sols, l'élasticité linéaire. On a considéré des paramètres élastiques identiques à ceux considérés pour les modèles 1 et 2 :

- $E = 21\,000$ MPa, $\nu = 0{,}29$

L'ajustement des paramètres du modèle de Cam Clay Modifié à l'aide des résultats d'essais réalisés sur les marnes à hydrobies par Sibai *et al.* (1993) a conduit aux valeurs suivantes :

Paramètres du modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3) :

Pression critique de préconsolidation initiale : $P_{c0} = 25$ MPa,

Paramètre M (pente de la droite d'état critique dans le plan $\sqrt{3J_2} - |\sigma_m|$) $M = 1{,}08$

Paramètre α_p caractérisant la loi d'écrouissage : $\alpha_p = 295{,}4$

$$P_{cr}\left(\varepsilon_v^p\right) = P_{c0}\mathrm{Exp}\left[-\alpha_p \varepsilon_v^p\right] \qquad \varepsilon_v^p = \mathrm{tr}\,[\,\underline{\underline{\varepsilon^p}}\,]$$

2.3 - Comportement élastoplastique anisotrope : Modèle élastique parfaitement plastique anisotrope de Shao-Cazacu

Le modèle de Shao-Cazacu (conçu pour modéliser le comportement viscoplastique anisotrope des roches) est utilisé dans notre étude comme un modèle élastique parfaitement plastique ayant pour surface de charge l'expression du critère rupture Shao-Cazacu initial, il a été implanté sur le code de calcul CESAR LCPC par Hassani et Quiertant (1995) de l'équipe du Laboratoire de Mécanique de Lille dirigée par le professeur J. F. Shao.

Le modèle de Shao-Cazacu, utilisé dans la présente étude, compte désormais douze paramètres.

La partie élastique anisotrope est gouvernée par cinq paramètres constants correspondant aux éléments du tenseur d'élasticité d'un matériau isotrope transverse conformément à la théorie de l'élasticité anisotrope. En effet la loi de Hooke généralisée appliquée à un matériau isotrope transverse ayant pour axe d'orthotropie la direction 1 préconise cinq paramètres élastiques indépendants:

$$E_1, E_2, \nu_{12}, \nu_{23}, \text{et } G_{12}.$$

Un sixième paramètre θ définit la direction du plan d'isotropie par rapport à la direction de la contrainte principale initiale majeure.

La partie plastique est définie par le critère de rupture anisotrope de Shao-Cazacu qui compte six paramètres indépendants comme nous allons le voir par la suite. La détermination des paramètres élastiques ainsi qu'une brève présentation du critère de rupture et d'une procédure de détermination des paramètres plastiques sera faite par la suite. Rappelons en fin que cette étude a été faite sur l'argilite de tournemire qui peut être assimilée à un matériau orthotrope de révolution.

2.3.1 - Paramètres élastiques

La détermination des paramètres élastiques E_1, E_2, ν_{12}, ν_{23},et G_{12}se fait à partir des résultats des essais de compression triaxiale de révolution. Avant d'entamer la procédure de détermination de ces paramètres, il est nécessaire de définir les repères utilisés : (X_1, X_2, X_3) et (S_1, S_3, S_3). Le repère (X_1, X_2, X_3) correspond au repère des contraintes principales dans un essai de compression triaxiale de révolution et (S_1, S_3, S_3) représente le repère de structure du matériau. L'angle θ est l'angle entre la direction de la contrainte principale majeure et l'axe d'orthotropie S_1 (se reporter à la figure 12).

• **le module de Young E_1** se détermine en mesurant la pente de la décharge sur la courbe contrainte-déformation axiale $(\sigma_1 - \sigma_{31}) - \varepsilon_1$, pour l'orientation $\theta = 0°$,

• **le module de déformation élastique E_2** dans le plan d'isotropie (S_2, S_3) se détermine à partir des mesures de la déformation suivant la direction X_1, pour l'orientation $\theta = 90°$,

• **le coefficient de Poisson ν_{12}** se détermine à partir des essais triaxiaux en mesurant la déformation ε_{3p} pour $\theta = 0°$, (ε_{3p} représente la déformation suivant la direction X_3),

• **le coefficient de Poisson** ν_{23} se détermine à partir des essais triaxiaux en mesurant la déformation latérale $\varepsilon_{3//}$ pour $\theta = 90°$, ($\varepsilon_{3//}$ étant la déformation suivant la direction X_2),

• **le module de cisaillement statique** G_{12} peut être déterminé à partir des mesures des jauges longitudinales (ε_1) et des jauges transversales (ε_{3p}), placées perpendiculairement au plan de stratification dans la direction X_3, dans un essai de compression triaxiale à $\theta = 45°$.

$$G_{12} = \frac{\sigma_1}{2(\varepsilon_1 - \varepsilon_{3p})}$$

Une bonne estimation du module de cisaillement G_{12} 'statique' est donnée par la formule de Saint Venant (1863).

$$\frac{1}{G_{12}} = \frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} + \frac{2\nu_{12}}{E_2}$$

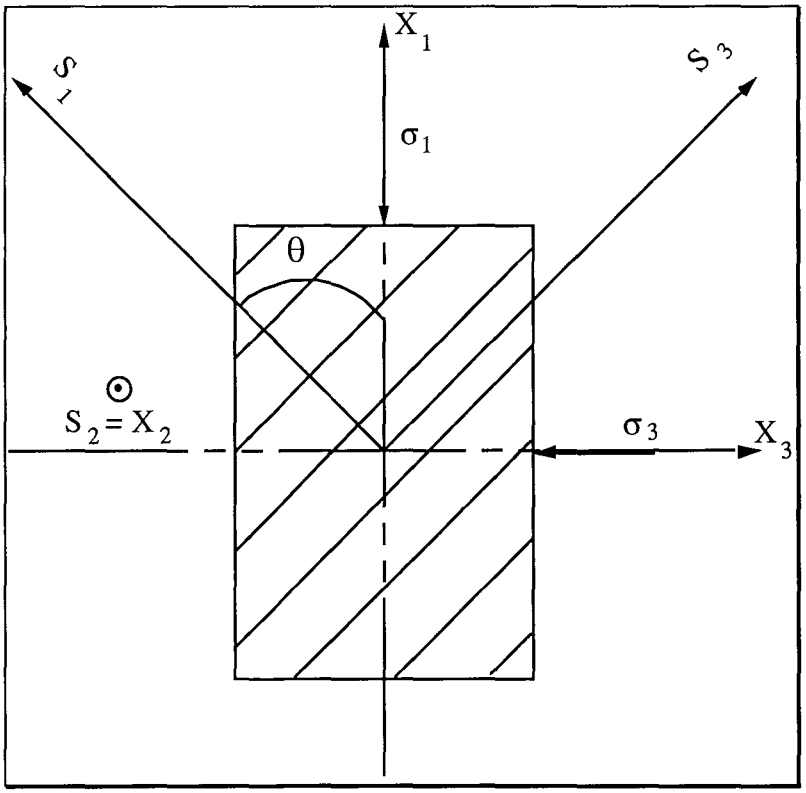


***Fig. 12** - Définition des repères de l'essai triaxial.*

Ainsi, les paramètres élastiques anisotropes retenus pour notre étude sont : E_1 = 12347 MPa ; E_2 = 32328 MPa ; ν_{12} = 0,35 ; ν_{23} = 0,15 et G_{12} = 7528 MPa

2.3.2 - Paramètres plastiques

Le modèle de Shao-Cazacu se base sur un critère de rupture conçu pour des matériaux à structure initiale présentant une orthotropie de révolution.

La formulation du critère de rupture s'exprime d'une manière générale par la relation :

$$f(\sigma) = 0$$

La forme spécifique du critère de Shao-Cazacu est la suivante :

$$\frac{3}{2}\mathrm{tr}(\Sigma')^2 - \frac{m}{3}\mathrm{tr}(\Sigma) - 1 = 0$$

où **m** est une constante du matériau et le tenseur Σ est défini par la transformation suivante :

$$\Sigma_{ij} = A_{ijkl}.\sigma_{kl}$$

L'anisotropie du matériau est ainsi introduite par l'intermédiaire du tenseur d'ordre 4 constant A. Cependant, ce critère prédit une relation restrictive entre les résistances en traction et en compression simple du matériau.

$$\left(\frac{R_{tx}}{R_{cx}} = \frac{R_{cy}}{R_{ty}} \ \textbf{ou} \ \frac{R_{tx}}{R_{cx}} = \frac{R_{ty}}{R_{cy}} \right)$$

où ($- R_{tx}$) et (R_{cx}) sont les résistances en traction et compression simple suivant la direction S_1 de l'axe de révolution de l'orthotropie et ($- R_{ty}$) et (R_{cy}) sont les résistances en traction et compression simple suivant la direction S_2 appartenant au plan d'isotropie.

La forme matricielle du tenseur A n'a que cinq composantes indépendantes, elle est donnée par :

$$A = \begin{bmatrix} a & b & b & & 0 & 0 \\ b & d & e & 0 & 0 & 0 \\ b & e & d & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{d-e}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{c}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{c}{2} \end{bmatrix}$$

où **a, b, c, d** et **e** sont des constantes.

Ainsi six paramètres interviennent dans l'expression du critère de rupture de Shao-Cazacu **:** a, b, c, d ,e et m.

L'expression du critère dans le repère S_1 S_2 S_3 est donnée par :

$$AA\sigma_1^2 + BB(\sigma_2^2 + \sigma_3^2) + CC(\sigma_1\sigma_2 + \sigma_1\sigma_3) + DD\sigma_2\sigma_3 + 3c^2(\sigma_5^2 + \sigma_6^2) + 3(d-e)^2\sigma_4^2$$
$$-\frac{m}{3}[(a+2b)\sigma_1 + (b+e+d)(\sigma_2 + \sigma_3)] - 1 = 0$$

avec :

$$AA = (a-b)^2$$
$$BB = \frac{1}{2}[(b-e)^2 + (d-e)^2 + (b-d)^2]$$
$$CC = (b-a)(e-2b+d)$$
$$DD = (2b-d-e)^2 - 2BB$$

Le tenseur de contrainte dans le repère (S_1, S_3, S_3) est donné par la matrice :

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_1\cos^2\theta + \sigma_3\sin^2\theta & 0 & (\sigma_1 - \sigma_3)\sin\cos\theta \\ 0 & \sigma_3 & 0 \\ (\sigma_1 - \sigma_3)\sin\cos\theta & 0 & \sigma_1\cos^2\theta + \sigma_3\sin^2\theta \end{bmatrix}$$

L'expression expansée du critère devient :

$$\left(\frac{u}{R_{ex}}\right)(\sigma_1\cos^2\theta + \sigma_3\sin^2\theta) + \frac{v}{R_{cy}}\left[\sigma_3^2 + (\sigma_1\sin^2\theta + \sigma_3\cos^2\theta)^2\right]$$
$$+ z\sqrt{\frac{u}{R_{ex}}}(\sigma_1\cos^2\theta + \sigma_3\sin^2\theta)$$
$$\left[\sigma_1\sin^2\theta + \sigma_3\cos^2\theta + \sigma_3 + 3c^2\sin^2\theta\cos^2\theta + \sigma_3 + 3c^2\sin^2\theta\cos^2\theta(\sigma_1 - \sigma_3)^2\right]$$
$$+ (\sigma_1\sin^2\theta + \sigma_3\cos^2\theta)\left(z^2 - \frac{2v}{R_{cy}}\right) + \left(\frac{1}{R_{ex}} - u\right)(\sigma_1\cos^2\theta + \sigma_3\sin^2\theta) +$$
$$\left(\frac{1}{R_{cy}} - v\right)(\sigma_1\sin^2\theta + \sigma_3\cos^2\theta + \sigma_3) = 1$$

avec $u = \frac{1}{R_{tx}}$; $v = \frac{1}{R_{ty}}$ et $z = 2b - e - d$

La procédure d'identification des paramètres du critère est la suivante :

• essais de compression et traction simple suivant la direction S_1 (ou un essai brésilien) pour la détermination des résistances R_{cx} et R_{tx} ;

• essais de compression et traction simple suivant une direction quelconque dans le plan d'isotropie S_2 S_3 (ou un essai brésilien) pour la détermination des résistances R_{cy} et R_{ty} ;

• en utilisant les valeurs des contraintes au pic obtenues dans les essais triaxiaux de révolution (trois essais au minimum sont nécessaires) à une pression de confinement donné et pour plusieurs orientations : $\theta = 0°, 30°, 60°,...,90°$, nous déterminons les paramètres z et C par approximation par moindres carrées (en utilisant l'expression expansée du critère). Ainsi, la détermination des paramètres a, b, c, d, e et m s'obtient de la manière suivante :

$$C = \frac{\frac{1}{R_{cx}} - u}{\frac{1}{R_{cy}} - v} \neq 1$$

pour $a > b$ on obtient $\frac{zC + \sqrt{\frac{a}{R_{cx}}}}{z(C-1)}$, on peut déterminer alors a et m par les relations suivantes :

$$a = b + \sqrt{\frac{u}{R_{cx}}} \quad \text{et} \quad m = \frac{3\frac{u-1}{R_{cx}}}{a+2b}$$

et par la résolution de l'équation du second degré suivante :

$$6e^2 + 6(z-2b)e + (6b^2 - 6bz + 2z^2 - 2\frac{v}{R_{cy}}) = 0$$

En suivant la procédure qui vient d'être décrite nous obtenons, pour l'argilite de Tournemire, les paramètres suivants :

$a = 0{,}05983\ MPa^{-1}$, $b = -0{,}02097\ MPa^{-1}$, $c = 0{,}111\ MPa^{-1}$, $d = 0{,}05322\ MPa^{-1}$, $e = -0{,}01516\ MPa^{-1}$ et $m = 38{,}4\ MPa^{-1}$.

Remarque :

Dans le cas d'un matériau isotrope, le critère de Shao-Cazacu se réduit au critère de Stassi (Henry J.P et Parsy F., 1982).

L'expression du critère de Stassi est la suivante :

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + c_1(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) + c_2 = 0$$

c_1 et c_2 étant des paramètres du modèle.

En effet le passage au cas d'un matériau isotrope se fait en remplaçant le tenseur A par un autre tenseur d'ordre 4 A1 qui satisfait les conditions d'isotropie du matériau

$$Al = \begin{bmatrix} a & b & b & 0 & 0 & 0 \\ b & a & b & 0 & 0 & 0 \\ b & b & a & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{a-b}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{a-b}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{a-b}{2} \end{bmatrix}$$

ce qui revient à prendre a = d ; b = e et c = a - b

En faisant le développement le critère de **Shao-Cazacu** dans le cas isotrope s'écrit :

$$\frac{3\,(a-b)^2}{2}\,\mathrm{tr}\,\mathbf{S}^2 - \frac{m(a+2b)}{3}\,\mathrm{tr}\sigma - 1 = 0$$

où **S** est le déviateur du tenseur des contraintes.

Ainsi les paramètres retenus, dans notre étude, pour le cas d'un matériau isotrope équivalent sont :

Récapitulatif : paramètres du modèle de Shao - Cazacu (modèle 4)

paramètres élastiques anisotropes:

$E_1 = E_2 = 22326$ MPa, $\nu_{12} = \nu_{23} = 0{,}20$ et $G_{12} = 9302{,}5$ MPa

paramètres plastiques isotropes :

$a = 0{,}05983\ \mathrm{MPa}^{-1}$, $b = -0{,}02097\ \mathrm{MPa}^{-1}$, $c = 0{,}0808\ \mathrm{MPa}^{-1}$,
$d = 0{,}05983\ \mathrm{MPa}^{-1}$, $e = -0{,}02097\ \mathrm{MPa}^{-1}$ et $m = 38{,}4\ \mathrm{MPa}^{-1}$.

3 - Contraintes initiales

L'état initial de contrainte est caractérisé par les contraintes principales initiales mineure σ_h et majeure σ_H ($|\sigma_h| \leq |\sigma_H|$), dont les directions principales associées sont orthogonales à l'axe du carottier (soit l'axe vertical dans le cas de l'application aux essais effectués sur les marnes à hydrobies), ainsi que par la contrainte initiale $\sigma_{z.init}$ associée à la direction verticale. Cette dernière valeur est fixée arbitrairement, l'étude paramétrique portant sur les contraintes σ_h et σ_H.

On note $\underline{\varepsilon}_h$, $\underline{\varepsilon}_H$ les vecteurs unitaires portés par les directions principales initiales associées respectivement à σ_h et σ_H. La restriction (indexée par "2") à la section droite (orthogonale à l'axe du carottier) du tenseur des contraintes initiales peut s'exprimer sous la forme:

$$\underline{\underline{\sigma}}_{z.initial.} = \sigma_h \, \underline{\varepsilon}_h \otimes \underline{\varepsilon}_h + \sigma_H \, \underline{\varepsilon}_H \otimes \underline{\varepsilon}_H$$

Le tenseur des contraintes initiales $\underline{\underline{\sigma}}_{initial}$ s'exprime alors sous la forme :

$$\underline{\underline{\sigma}}_{z.initial} = \sigma_h \, \underline{\varepsilon}_h \otimes \underline{\varepsilon}_h + \sigma_H \, \underline{\varepsilon}_H \otimes \underline{\varepsilon}_H + \sigma_{z.init} \, \underline{\varepsilon}_z \otimes \underline{\varepsilon}_z$$

ou encore :

$$\underline{\underline{\sigma}}_{z.initial} = \underline{\underline{\sigma}}_{z.initial.2} + \sigma_{z.init} \, \underline{\varepsilon}_z \otimes \underline{\varepsilon}_z$$

Le rapport K :

$$K = \frac{\sigma_H}{\sigma_h}$$

caractérise l'état initial de contrainte : K = 1 correspond au cas de contraintes initiales "planes" hydrostatiques (le tenseur des contraintes initiales est hydrostatique si de plus $\sigma_{z.init} = \sigma_h = \sigma_H$), une valeur de K élevée correspond à des contraintes initiales fortement déviatoriques.

Par abus de langage, le coefficient K est souvent nommé "rapport d'anisotropie".

Une étude de sensibilité sera effectuée au chapitre 3 d'une part, sur la valeur σ_H elle même et d'autre part, sur la valeur du rapport K (et donc sur la contrainte principale initiale "plane" mineure σ_h, pour chaque valeur de σ_H).

Cette étude, prenant en compte une large gamme d'états initiaux de contrainte, est destinée à mieux cerner, en problème direct, l'influence de l'interaction " contraintes initiales - loi de comportement" sur l'interprétation de l'essai de surcarottage dans les roches élastoplastiques.

On a considéré, pour chaque modèle de comportement (compressions négatives) :

• trois états de contraintes hydrostatiques (notés H_i , i = 1 , 3) :

• H1	$\sigma_h = \sigma_H$ = - 10 MPa	(K = 1)
• H2	$\sigma_h = \sigma_H$ = - 20 MPa	(K = 1)
• H3	$\sigma_h = \sigma_H$ = - 30 MPa	(K = 1)

• neuf états de contraintes déviatoriques (notés D_i , i = 1 , 9) :

• D_1	σ_h = - 8 MPa ; σ_H = - 12 MPa	(K = 1,5)
• D_2	σ_h = - 6 MPa ; σ_H = - 12 MPa	(K = 2)
• D_3	σ_h = - 4 MPa ; σ_H = - 12 MPa	(K = 3)
• D_4	σ_h = - 16 MPa ; σ_H = - 24 MPa	(K = 1,5)

- D_5 σ_h = - 12 MPa ; σ_H = - 24 MPa (K = 2)
- D_6 σ_h = - 8 MPa ; σ_H = - 24 MPa (K = 3)

- D_7 σ_h = - 24 MPa ; σ_H = - 36 MPa (K = 1,5)
- D_8 σ_h = - 18 MPa ; σ_H = - 36 MPa (K = 2)
- D_9 σ_h = - 12 MPa ; σ_H = - 36 MPa (K = 3)

Dans le cas du modèle élastique linéaire et du modèle de Drucker-Prager, deux états initiaux supplémentaires ont été pris en compte :

- D_{10} σ_h = - 18 MPa ; σ_H = - 24 MPa (K = 1,33)
- D_{11} σ_h = - 32,7 MPa ; σ_H = - 36 MPa (K = 1,1)

Ces deux derniers états de contraintes ont été considérés afin d'analyser l'influence de faibles valeurs du rapport "d'anisotropie des contraintes" K.

On a porté, dans le tableau 3, pour chaque état initial de contrainte, les valeurs des contraintes principales $\sigma_{z.init}$, σ_h et σ_H prises en compte, ainsi que les valeurs correspondantes du rapport $K = \frac{\sigma_H}{\sigma_h}$, de la contrainte moyenne initiale $\sigma_{m.init}$ et de la contrainte déviatorique équivalente initiale: $\sqrt{3J_{2init}}$

calcul	$\sigma_{z.init}$ (MPa)	σ_H (MPa)	σ_h (MPa)	K	$\sigma_{m.init}$ (MPa)	$\sqrt{3J_{2init}}$ (MPa)
H_1	- 10	- 10	- 10	1	- 10	0
H_2	- 20	- 20	- 20	1	- 20	0
H_3	- 30	- 30	- 30	1	- 30	0
D_1	- 10	- 12	- 8	1,5	- 10	3,46
D_2	- 10	- 12	- 6	2	- 9,33	5,29
D_3	- 10	- 12	- 4	3	- 8,67	7,21
D_4	- 20	- 24	- 16	1,5	- 20	6,93
D_5	- 20	- 24	- 12	2	- 18,67	10,58
D_6	- 20	- 24	- 8	3	- 17,33	14,72
D_7	- 30	- 36	- 24	1,5	- 30	10,39
D_8	- 30	- 36	- 18	2	- 28	15,87
D_9	- 30	- 36	- 12	3	- 26	21,63
D_{10}	- 20	- 24	- 18	1,33	- 20,67	5,29
D_{11}	- 30	- 36	- 32,7	1,1	- 32,9	5,20

Tableau 3 - *Contraintes initiales.*

Avec :

$$\sigma_{m.init} = \frac{\sigma_h + \sigma_H + \sigma_{z.init}}{3}$$

et $$\sqrt{3J_{2init}} = \sqrt{\frac{1}{2}\left[(\sigma_h - \sigma_{z.init})^2 + (\sigma_h - \sigma_H)^2 + (\sigma_{z.init} - \sigma_H)^2\right]}$$

Trois valeurs de rapport "d'anisotropie des contraintes" K : K = 1,5 - 2 - 3 (plus le cas hydrostatique K = 1) ont été prises en compte systématiquement pour les 3 modèles élastoplastiques et le modèle élastique, à trois niveaux de contrainte initiale majeure :

σ_H (- 12, - 24 et - 36 MPa).

Comme on l'a indiqué précédemment, deux valeurs supplémentaires, K = 1,33 et K = 1,1 ont été prises en compte dans le cas du modèle élastique linéaire et du modèle de Drucker-Prager sans écrouissage (modèle 1).

On a représenté sur la figure 13 ces états de contraintes initiales dans le plan (p - q) défini par :

- axe des abscisses : $p = \left|\frac{\sigma_H + \sigma_h}{2}\right|$
- axe des ordonnées : $q = \left|\frac{\sigma_H - \sigma_h}{2}\right|$

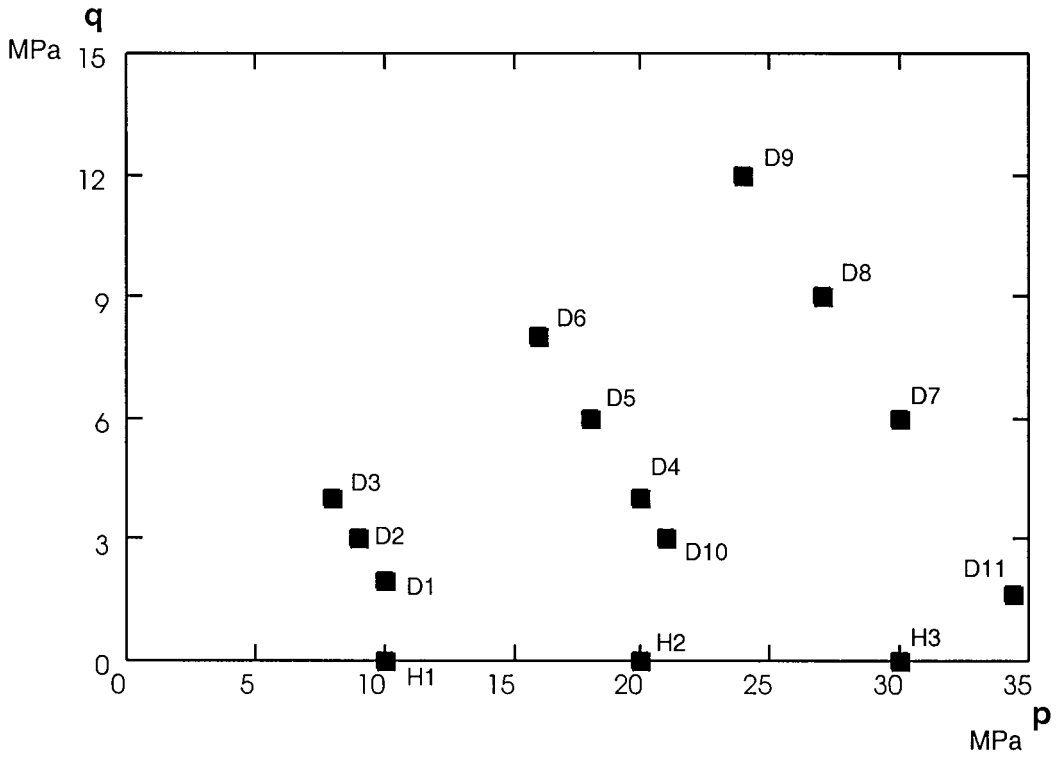


***Fig. 13** - Représentation des états de contraintes initiales dans le plan p - q.*

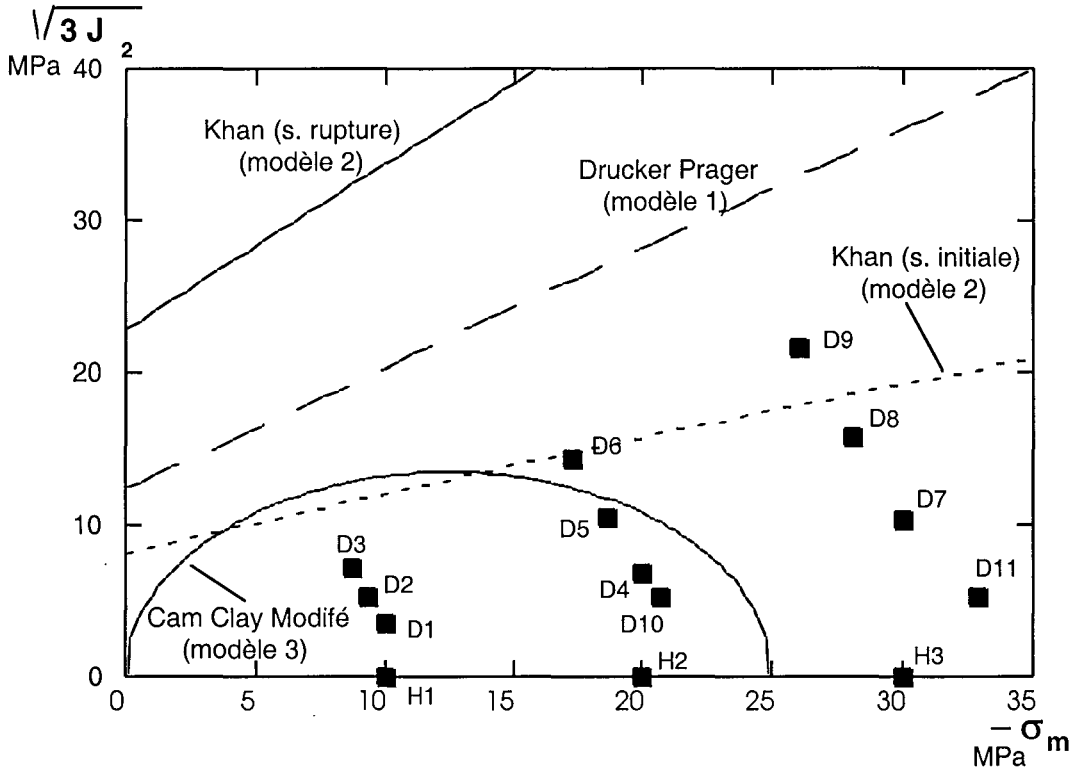


***Fig. 14** - Représentation des états de contraintes initiales dans le plan* $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$.

Discussion

La représentation, donnée sur la figure 14, des états initiaux de contrainte, dans l'espace des deux premiers invariants du tenseur des contraintes permet de situer ceux-ci par rapport aux fonctions de charge du modèle de Drucker-Prager sans écrouissage (modèle 1), du modèle de Khan (modèle 2, on a représenté la surface de charge initiale et la surface de rupture) et du modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3, on considère la surface de charge initiale).

La plastification éventuelle apparaîtra à des niveaux de chargement mécanique les plus faibles dans le cas des modèles de Cam Clay Modifié et de Khan, dont les surfaces de charge initiale sont intérieures à la surface de charge du modèle de Drucker-Prager.

A partir d'un même état initial, la plastification sera activée à des niveaux de chargement les plus élevés (ou des taux de déconfinement les plus élevés lors du carottage) dans le cas du modèle de Drucker-Prager. Il sera intéressant de comparer l'évolution de la plastification entre les trois modèles plastiques, et son influence sur le comportement de la structure lors du carottage et du surcarottage.

La différence fondamentale entre les modèles 1 et 2 se situe d'une part au niveau du potentiel plastique, non associé pour le modèle 1 avec un angle de dilatance $\psi = 0$, et associé pour le modèle 2 et d'autre part au niveau de l'écrouissage : le modèle de Khan se traduira par une plastification plus précoce que le modèle de Drucker-Prager, mais mobilisera ensuite de l'écrouissage positif dont le rôle est plutôt "stabilisateur". La surface de rupture considérée pour le modèle de Khan permet d'atteindre des contraintes déviatoriques nettement plus élevées que dans le cas du modèle de Drucker-Prager.

Le modèle de Cam Clay Modifié se distingue des deux autres par sa surface de charge, fermée en compression, et par son écrouissage. De ce fait, les états initiaux de contrainte H_3 - D_6 - D_7 - D_8 - D_9 situés hors de la surface de charge initiale ne sont pas plastiquement admissibles et n'ont donc pas été pris en compte pour le modèle 3. L'écrouissage associé au modèle de Cam Clay Modifié peut être, soit positif (comportement "plastiquement contractant"), soit négatif ("plastiquement dilatant"), soit nul (déformations plastiques incompressibles $\varepsilon_v^p = 0$ quand l'état de contrainte est situé, en charge plastique, sur la droite d'état critique). Bien que le modèle de Cam Clay Modifié, surtout dans sa version originale, ne soit pas très bien adapté aux trajets de chargements rencontrés dans les problèmes d'excavation de cavités profondes (Niandou, 1994), il est intéressant de l'étudier d'un point de vue théorique.

5 - CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons montré, suite aux résultats expérimentaux obtenus à l'issue de l'étude réalisée par le Laboratoire de Mécanique de Lille, que le comportement mécanique global de la marne à hydrobies peut être assimilé à un comportement élastoplastique plutôt qu'un comportement élasto-endommageable dans le sens où la dégradation des constantes élastiques n'est pas significative. Nous avons remarqué de même que cette roche possède un comportement isotrope transverse.

Dans le but de d'étudier l'influence de la rhéologie sur l'interprétation d'un essai de surcarottage, nous avons proposé trois modèles élastoplastiques isotropes très simples :

- le premier est un modèle élastoplastique parfait,
- le deuxième modèle possédant la particularité d'être élastoplastique avec écrouissage positif,
- le troisième, bien qu'il ne soit pas très bien adapté aux trajets de chargements rencontrés dans les problèmes d'excavation de cavités profondes, a été choisi à titre comparatif parce qu'il est fermé en compression,

et un modèle élastique parfaitement plastique anisotrope pour étudier l'effet de l'anisotropie du matériau. On notera par ailleurs, que la partie élastique est linéaire pour tous les modèles étudiés.

Afin d'apprécier l'effet des contraintes initiales sur l'estimation des contraintes *in situ*, nous nous sommes proposés une série d'états de contraintes initiales. Ces états de contraintes sont échelonnés selon deux paramètres :

- l'intensité de la contrainte principale majeure
- le rapport "d'anisotropie" des contraintes principales majeure et mineure.

Ayant défini les modèles rhéologiques et les états de contraintes initiales, nous allons commencer dans les chapitres suivants l'étude paramétrique concernant le problème direct. Cette étude est faite en simulant numériquement la procédure du surcarottage à l'aide du code de calculs par éléments finis CESAR LCPC.

Malgré le caractère tridimensionnel du problème du surcarottage, et dans un souci de simplicité, nous abordons dans le chapitre 3 une modélisation en déformation plane du problème du surcarottage moyennant certaines hypothèses.

CHAPITRE 3 MODELISATION EN DEFORMATION PLANE : COMPORTEMENT ISOTROPE

MODELISATION EN DEFORMATION PLANE : COMPORTEMENT ISOTROPE

1 - INTRODUCTION

Dans ce chapitre, on traite le problème du surcarottage sous l'hypothèse de déformation plane, l'interprétation ne porte donc que sur les jauges de déformation situées dans une section orthogonale à l'axe du carottier.

Afin d'étudier l'influence de l'état de contraintes initiales et de la loi de comportement sur l'interprétation d'un essai de surcarottage, une large gamme d'états de contraintes initiales, hydrostatique ou déviatorique (le rapport dit "d'anisotropie des contraintes" est compris entre 1 et 3), a été prise en compte pour chacun des trois modèles élastoplastiques isotropes présentés dans le deuxième chapitre de cette thèse.

2 - MODELISATION

Les procédures de carottage et de surcarottage ainsi que les mesures de déformation dans un milieu élastoplastique ont été simulées numériquement à l'aide du code de calcul par éléments finis CESAR -LCPC (versions 3.0 et 3.1).

Le matériau de référence étudié est la marne à hydrobies qui a été l'objet d'études antérieures par l'ANDRA. Le comportement de cette dernière est isotrope transverse en raison de ses plans de sédimentation. Cependant les résultats expérimentaux ont montré que l'anisotropie de la partie élastique est assez faible et celle de la partie plastique négligeable quand la galerie est creusée verticalement par rapport au plan de stratification qui est sub - horizontal.

Le matériau est sollicité essentiellement dans son plan d'isotropie, par conséquent dans une modélisation bidimensionnelle, il est raisonnable d'utiliser un modèle élastoplastique isotrope.

L'avancement du carottier, lors des opérations de carottage et de surcarottage a été simulé numériquement à l'aide du facteur de déconfinement λ, sachant que ce dernier est lié à la position du carottier par la relation :

$$\lambda(z) = \frac{1}{2}\left[1 - \text{th}\left(\frac{1}{3} - \frac{z}{D}\right)\right]$$

avec :

th : tangente hyperbolique ; z : position du carottier par rapport au front de taille ; D : diamètre du trou.
Pour les représentations graphiques, on utilisera : $0 \leq \lambda \leq 1$: carottage ; $1 \leq \lambda \leq 2$: surcarottage

Remarque : la relation précédente entre le taux de déconfinement $\lambda(z)$ et la position du carottier z est utilisable dans le cas du creusement des tunnels. Cette relation ne peut tenir compte fidèlement de l'avancement du carottier lors du surcarottage, néanmoins les valeurs des déformations en fin du surcarottage restent valables.

2.1 - Hypothèses et maillage

Étant donné que la dimension longitudinale du trou de carottage est grande par rapport à son diamètre et que la marne présente une isotropie transverse (symétrie dans le plan transversal), on a adopté l'hypothèse de la déformation plane. On suppose la déformation nulle dans la direction orthogonale à l'axe du carottier :

$$\varepsilon_{zz} = \varepsilon_{xz} = \varepsilon_{yz} = 0$$

On n'étudie donc que la section droite, c'est à dire la section orthogonale à l'axe du carottier. Par symétrie, du fait des hypothèses prises en compte (notamment isotropie transverse), on ne considère que le quart de la section droite dans lequel on replace les différentes jauges circulaires

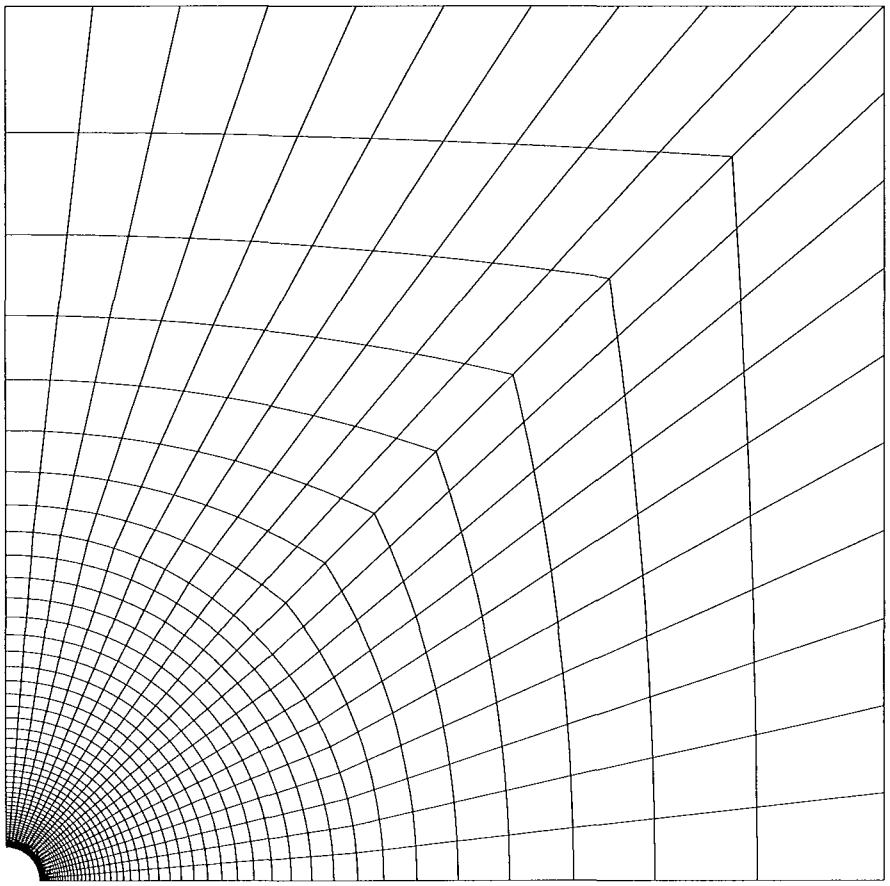


***Fig. 15** - Maillage complet (quart du trou)*

Le maillage, présenté sur la figure 15, pris en compte pour les simulations numériques du surcarottage est constitué de :

• 1060 quadrilatères à huit nœuds (éléments quadratiques isoparamétriques de Lagrange Q8), et de 3327 nœuds.

3 - LOIS DE COMPORTEMENT ET CHARGEMENT

Dans ce chapitre, nous avons étudié l'influence de la loi de comportement de la roche sur l'interprétation des essais des mesures des contraintes *in situ* par surcarottage à travers l'étude paramétrique menue sur les trois modèles élastoplastiques isotropes:

• le modèle élastoplastique de Drucker - Prager sans écrouissage (**modèle 1**);

• le modèle élastoplastique avec un écrouissage isotrope de Khan (**modèle 2**);

• le modèle élastoplastique de Cam - Clay Modifié (**modèle 3**).

La présentation de ces modèles, ainsi que la détermination de leurs paramètres mécaniques a été faite dans le chapitre 2 de cette thèse.

Une étude de sensibilité est effectuée d'une part, sur la valeur σ_H elle même et d'autre part, sur la valeur du rapport K (et donc sur la contrainte principale initiale "plane" mineure σ_h, pour chaque valeur de σ_H).

Cette étude, prenant en compte une large gamme d'états initiaux de contrainte définie dans le chapitre précédent, est destinée à mieux cerner, en **problème direct**, l'influence de l'interaction " contraintes initiales - modèle rhéologique" sur l'interprétation de l'essai de surcarottage dans les roches élastoplastiques.

4 - PROCEDURE NUMERIQUE ET VALIDATION

4.1 - Description des procédures de carottage et de surcarottage

L'ensemble de l'histoire du chargement, carottage et surcarottage est simulé numériquement en trois étapes :

• une première étape est destinée à initialiser les contraintes dans le massif en trois étapes, ceci à l'aide des modules "chargement volumique", et "contraintes initiales" du pré-processeur MAX2D (on utilise plus précisément l'option permettant d'imposer un champ initial constant).

• une seconde étape permet d'effectuer le carottage. On effectue un calcul de reprise à partir des fichiers de résultat obtenus à l'issue de la première étape. Le carottage proprement dit est effectué à l'aide du module "LAMB" du logiciel CESAR-LCPC (10 incréments sont utilisés). Ce module permet en effet de décharger les contraintes en paroi du trou de rayon $r_i = 19\ 10^{-3}$ m (rayon extérieur de la sonde C.S.I.R.O.), de la valeur initiale à zéro.

• une troisième étape permet de simuler le surcarottage. On effectue à nouveau un calcul de reprise à partir des fichiers de résultat obtenus à l'issue de la seconde étape. On rappelle que le surcarottage consiste, une fois la cellule de mesure installée dans le trou de forage, à forer un trou de

section circulaire, de plus grand diamètre que le précédent (on note r_e le rayon de ce second trou de forage) : cela revient, en terme de chargement mécanique, à effectuer un déchargement mécanique et à annuler ensuite les efforts exercés sur le rayon du trou de surcarottage. Numériquement, ce déchargement est effectué en diminuant (en module) progressivement (à l'aide du module "LAMB", 10 incréments sont utilisés, de même que pour le carottage) les contraintes exercées dans le massif, dans la zone extérieure au rayon de surcarottage r_e (dans le cas de la sonde C.S.I.R.O. $r_e = 71\ 10^{-3}$ m = 71 mm).

Les calculs élastiques et élastoplastiques sont effectués à l'aide du module "MCNL" (Milieu Continu Non Linéaire) du logiciel CESAR-LCPC.

Le problème du surcarottage, en déformations planes, est alors celui d'un cylindre creux, soumis à une pression nulle sur le rayon intérieur r_i, et à une pression et un effort tangentiel (non uniformes si les contraintes initiales sont déviatoriques) sur le rayon extérieur r_e. Lors du surcarottage, des variations de contraintes de traction sont imposées sur le rayon extérieur r_e du cylindre creux (les contraintes totales étant toujours négatives ou nulles, soit de compression).

4.2 - Validation

La phase de carottage est classique, par contre la procédure numérique prise en compte pour modéliser le surcarottage l'est moins, ce qui a nécessité de procéder à des validations.

Ces validations ont été effectuées en élasticité linéaire isotrope, par comparaison entre les résultats issus des simulations numériques (CESAR-LCPC) et des résultats analytiques donnés par la solution de Kirsch dans le cas de contraintes initiales hydrostatiques et déviatoriques (se reporter à l'annexe A1 pour plus de détails). On donne ci dessous la formule de la variation de déformation orthoradiale en paroi du trou de carottage, en fin de surcarottage :

$$\delta\varepsilon_{\theta\theta}(r' = 1,\ \theta) = -\frac{(1-\nu^2)}{E}\left(\sigma_h + \sigma_H - 2(\sigma_h - \sigma_H)\cos 2\theta\right)$$

($\theta = 0$ correspond à la direction principale associée à σ_h).

On ne présente ci-dessous que les résultats des comparaisons.

Données :

Comportement élastique linéaire isotrope

module de Young	:	E = 21000 MPa ;	Coefficient de Poisson :	ν = 0,29
Rayon intérieur	:	r_i = 0,019 m ;	Rayon extérieur :	r_e = 0,071 m

- **Contraintes initiales hydrostatiques** σ_0 = -10 MPa , Δ = erreur relative, ξ_r : déplacement radial (au point B ξ_r représente le déplacement vertical)

Calcul	Rayon	σ_{rr} (MPa)	$\sigma_{\theta\theta}$ (MPa)	$\xi_r\ 10^{-4}$ m	Δ (%)
Analytique	r_i	0	-20	- 0,1167	
CESAR	r_i	-0,017	-20,043	- 0,1169	0,17
Analytique	r_e	-9,284	-10,716	- 0,3125	
CESAR	r_e	-9,295	-10,729	- 0,3151	0,90

Tableau 4 *- Erreur relative entre les calculs analytique et numérique à la fin de la phase de carottage, cas hydrostatique H_1*

Calcul	Rayon	σ_{rr} (MPa)	$\sigma_{\theta\theta}$ (MPa)	$\xi_r\ 10^{-4}$ m	Δ (%)
Analytique	r_i	0	0	0,4902	
CESAR	r_i	$-2{,}525\ 10^{-6}$	$2{,}828\ 10^{-3}$	0,4904	0,04
Analytique	r_e	0	0	1,8318	
CESAR	r_e	$1{,}276\ 10^{-3}$	$1{,}550\ 10^{-3}$	1,8321	0,02

Tableau 5 *- Erreur relative entre les calculs analytique et numérique à la fin de la phase de surcarottage, cas hydrostatique H_1*

Commentaire : les écarts relatifs entre les résultats analytiques et numériques présentés dans les tableaux 4 et 5 sont inférieurs à 1 %, ce qui valide (dans le cas de l'élasticité linéaire isotrope et de l'état de contraintes initiales hydrostatiques considéré) la procédure numérique prise en compte.

- **Contraintes initiales déviatoriques :**

Les résultats analytiques et numériques, aux points B et F, sont présentés dans le tableau 6 :

σ (MPa)	Point	Phase	Déformation orthoradiale $\varepsilon_{\theta\theta}$		Δ (%)
			Analytique	Numérique	
σ_h = - 6 MPa	B	Carottage	$-2{,}14\ 10^{-4}$	$-2{,}16\ 10^{-4}$	1,0
D_2 K = 2		Surcarottage	$4{,}79\ 10^{-4}$	$4{,}80\ 10^{-4}$	0,2
σ_H = - 12 MPa	F	Carottage	$-8{,}92\ 10^{-4}$	$-8{,}79\ 10^{-4}$	1,4
		Surcarottage	$4{,}16\ 10^{-4}$	$4{,}17\ 10^{-4}$	0,1
σ_h = - 12 MPa	B	Carottage	$-4{,}27\ 10^{-4}$	$-4{,}32\ 10^{-4}$	1,0
D_5 K = 2		Surcarottage	$9{,}58\ 10^{-5}$	$9{,}60\ 10^{-5}$	0,2
σ_H = - 24 MPa	F	Carottage	$-1{,}78\ 10^{-3}$	$-1{,}76\ 10^{-3}$	1,5
		Surcarottage	$8{,}33\ 10^{-4}$	$8{,}34\ 10^{-4}$	0,1
σ_h = - 18 MPa	B	Carottage	$-6{,}41\ 10^{-3}$	$-6{,}47\ 10^{-3}$	0,9
D_8 K = 2		Surcarottage	$1{,}44\ 10^{-3}$	$1{,}43\ 10^{-3}$	0,5
σ_H = - 36 MPa	F	Carottage	$-2{,}68\ 10^{-3}$	$-2{,}64\ 10^{-3}$	1,5
		Surcarottage	$1{,}25\ 10^{-3}$	$1{,}25\ 10^{-3}$	0,2

Tableau 6 *- Comparaison des différentes méthodes de calcul de la déformation orthoradiale*

• point B : $r = r_e$, $\theta = \frac{\pi}{2}$ (direction principale associée à σ_H)

• point F : $r = r_e$, $\theta = 0$ (direction principale associée à σ_h)

On constate que l'écart relatif entre les résultats numériques et analytiques est inférieur à 1,5 %, ce qui valide la procédure numérique au cas de contraintes initiales déviatoriques (en élasticité linéaire isotrope).

5 - INTERPRETATION DE QUELQUES RESULTATS

5.1 - Introduction

Le résultat essentiel de ces simulations est la variation de déformation orthoradiale $(\varepsilon_{\theta\theta})$ lors du surcarottage car elle correspond aux mesures in situ obtenues à partir d'une cellule C.S.I.R.O.

On étudie dans ce qui suit l'influence, sur l'évolution des déformations et sur l'interprétation des résultats de l'essai de surcarottage, des contraintes initiales (rapport "d'anisotropie des contraintes" K, position des jauges de déformation par rapport aux directions principales initiales de contraintes) et de la loi de comportement.

Les résultats présentés et analysés concernent essentiellement quatre points de la paroi du forage qui correspondent, du fait de l'hypothèse de déformations planes adoptée, aux positions des jauges circulaires de la cellule de mesure, dans la section orthogonale à l'axe du carottier. Les jauges interprétables sont les cinq jauges circulaires A_{90}, B_{90}, C_{90}, E_{90}, F_{90}. Par raison de symétrie, le jauge A_{90} est confondue avec la jauge C_{90}.

Les cinq jauges circulaires de déformation seront donc représentées par les quatre points B, E, C et F, régulièrement répartis sur la paroi du trou de forage (angle de 90° entre les directions radiales associées aux point B et F, et angles de 30° entre les directions associées à B-E,E-C et C-F).

Par rapport aux directions associées aux contraintes principales initiales, on rappelle l'hypothèse qui a permis rendre le problème symétrique en ne considérant que quatre jauges de déformations :

• la direction radiale correspondant au point B représente la direction associée à la contrainte principale initiale majeure σ_H (angle polaire $\theta = 90°$),

• la direction radiale correspondant au point F représente la direction associée à la contrainte principale initiale mineure σ_h (angle polaire $\theta = 0°$).

Les points E et C sont intermédiaires entre les deux précédents. Les directions radiales correspondant aux points E et C ont des angles respectifs de 60° et 30° par rapport à la direction associée à la contrainte principale initiale mineure (point F).

En résumé, en respectant l'ordre des points :

• point B, $\theta = 90°$, direction associée à la contrainte principale initiale majeure σ_H,

• point E, $\theta = 60°$,

• point C, $\theta = 30°$,

• point F, $\theta = 0°$, direction associée à la contrainte principale initiale mineure σ_h.

Pour mettre en évidence l'influence de la plastification (éventuelle) lors du carottage on a représenté sur le même graphique les variations de déformations orthoradiale ($\varepsilon_{\theta\theta}$) consécutives au carottage($0 \leq \lambda \leq 1$) et au surcarottage ($1 \leq \lambda \leq 2$), pour chacun des quatre points B, E, C et F.

On a représenté également, les trajets de contrainte, en carottage et en surcarottage, des mêmes points dans le plan p q :

axe des abscisses : $p = \left|\frac{\sigma_{1.1} + \sigma_{2.2}}{2}\right|$; axe des ordonnées : $q = \left|\frac{\sigma_{1.1} - \sigma_{2.2}}{2}\right|$

$\sigma_{1.1}$ et $\sigma_{2.2}$ (notées plus simplement par la suite σ_1 et σ_2) désignent les contraintes principales "planes" (la troisième contrainte principale étant la contrainte σ_{zz} associée à la direction verticale).

Les mesures in situ correspondent (théoriquement) aux variations de déformation orthoradiale ($\delta\varepsilon_{\theta\theta}$) obtenues lors du surcarottage.

5.2 - Analyses de quelques cas particuliers de contraintes initiales

5.2.1 - Contraintes initiales hydrostatiques

Dans le cas de contraintes initiales hydrostatiques, le problème étudié admet une symétrie de révolution par rapport à l'axe du carottier. Les réponses des jauges de déformations circulaires collées dans la section droite orthogonale à l'axe du carottier, sur la paroi du trou de forage, sont identiques.

L'état initial H_1 ($\sigma_H = \sigma_h = \sigma_{z.init} = -10$ MPa) conduit à une évolution élastique, en carottage et en surcarottage, pour les modèles de Drucker - Prager sans écrouissage (modèle 1) et le modèle de Khan (modèle 2).

On constate une plastification du matériau au cours de la phase de carottage dans le cas de l'état initial H_2 ($\sigma_H = \sigma_h = \sigma_{z.init} = -20$ MPa), elle apparaît à des niveaux de chargement, ou des taux de déconfinement, plus faibles dans le cas du modèle de Khan que dans le cas du modèle de Drucker - Prager (se reporter au tableau a1.1, annexe A1). Ce résultat est logique car la surface de charge initiale du modèle de Khan est atteinte à des niveaux de contrainte déviatorique plus faibles que la surface de charge du modèle de Drucker - Prager.

On rappelle (annexe A1)que dans le cas de contraintes initiales hydrostatiques, les chemins de contrainte de tous les points situés à proximité du trou de forage sont purement déviatoriques lors du carottage, en élasticité linéaire isotrope (la contrainte moyenne est constante au cours du carottage). L'apparition de la plasticité est donc exclusivement liée à une augmentation de contrainte déviatorique équivalente $\sqrt{3J_2}$.

Dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3, M3), on note que dans le cas de l'état initial H_1 ($\sigma_0 = -10$ MPa $> -\frac{p_{cro}}{2} = -12{,}5$ MPa) l'écrouissage activé à l'apparition de la

plastification en fin de carottage est négatif, et l'on observe une diminution de contrainte "déviatorique" q (en toute rigueur on devrait dans ce cas représenter les chemins de contrainte dans l'espace des invariants $\sqrt{3J_2} - \sigma_m$).

Dans le cas de l'état initial H_2 ($\sigma_0 = -10$ MPa $< -\frac{p_{cro}}{2} = -12{,}5$ MPa) l'écrouissage activé à l'apparition de la plastification au cours du carottage est positif, et l'on observe alors une (légère) augmentation de contrainte "déviatorique" q en début de plastification.

Lors du carottage, la plastification se traduit, pour les trois modèles de comportement élastoplastiques pris en compte, par des variations de contrainte moyenne de traction. Le surcarottage se traduit également, en élasticité et en élastoplasticité, par des variations de contrainte moyennes de traction (déchargement à partir d'un état initial précontraint).

En élasticité, l'évolution de la contrainte déviatorique équivalente est très simple : décroissance monotone de la valeur maximale atteinte en fin de carottage à une valeur nulle en fin de surcarottage. Suivant le modèle de comportement plastique, on peut observer une replastification en fin de surcarottage due à des très faibles contraintes moyennes (en module). Cette replastification est maximale dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié. Ce modèle n'autorise pas, en effet, des contraintes moyennes de traction, même à contrainte déviatorique équivalente nulle (au contraire des modèles de Drucker Prager de Khan pris en compte). Les variations de contraintes moyenne de traction en début de surcarottage, superposées à des variations de contrainte moyenne de traction due à la plastification subie lors du carottage, conduiraient "naturellement" à des contraintes moyennes de traction en fin de surcarottage. On observe alors une replastification (dès le $4^{ème}$ incrément de déchargement dans le cas H_2, et le $7^{ème}$ incrément dans le cas H_1) (se reporter à l'annexe A1): l'état de contrainte est maintenu dans le domaine plastiquement admissible. Cette replastification en fin de surcarottage est accompagnée d'un écrouissage négatif (domaine plastiquement dilatant).

Dans le cas d'un état initial hydrostatique de contrainte, et pour les modèles élastoplastiques 1, 2, le modèle rhéologique ne semble avoir qu'une influence très faible (voir négligeable) sur les mesures effectuées in situ lors du surcarottage. La pente de la courbe de déformation orthoradiale fonction du taux de déconfinement ($\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\beta)$, pour reprendre les notations de l'annexe A1, $0 \leq \beta \leq 1$ correspond à $1 \leq \lambda \leq 2$) n'est alors liée qu'aux paramètres élastiques E et ν et à la contrainte initiale recherchée.

L'indice permettant in situ de déceler un état de contrainte initial hydrostatique dans le plan de la section orthogonale à l'axe du carottier est une réponse identiques de toutes les jauges circulaires collées en paroi du trou de forage, dans le plan de la section droite.

5.2.2 - Contraintes initiales déviatoriques : cas D9 (modèle 1)

Le cas de contraintes initiales déviatoriques D9 $\sigma_H = -36$ MPa, $\sigma_h = -12$ MPa, $\sigma_{z;init} = -30$ MPa correspond à l'état initial caractérisé par la contrainte déviatorique équivalente la plus élevée, combinée avec une contrainte moyenne initiale de compression importante. La valeur du "rapport d'anisotropie des contraintes" K est égale à 3 (état fortement déviatorique).

Cet état initial est plastiquement admissible seulement pour le modèle de Drucker Prager sans écrouissage (modèle 1). Conformément aux résultats analytiques présentés dans l'annexe A1, la plastification se développe au cours de carottage à des taux de déconfinement relativement faibles, le premier point de la paroi du trou de forage plastifié étant le point F ($\theta = 0°$), correspondant à la direction radiale associée à la contrainte initiale mineure σ_h.

Chemins de contrainte

L'interprétation des chemins de contraintes est immédiate dans le cas du modèle de Drucker - Prager sans écrouissage car l'extension du domaine élastique est constante. Les évolutions élastiques correspondent aux points situés "sous" la droite représentant la fonction de charge de Drucker - Prager, dans l'espace des invariants $\sqrt{3J_2} - |\sigma_m|$ et les évolutions plastiques correspondent aux points situés sur cette même droite (se reporter à la figure 16).

L'état de contrainte D9, fortement déviatorique conduit à des chemins de contraintes nettement différents, en élasticité linéaire et lors du carottage, pour les quatre points étudiés situés en paroi du trou de forage (se reporter à l'annexe A1 pour l'analyse détaillée de la solution élastique linéaire) : aux points F et C (directions $\theta = 0°$ et $\theta = 30°$), on observe lors du carottage une forte augmentation de contrainte déviatorique équivalente et une variation de contrainte moyenne de compression, alors qu'aux points E et B (directions $\theta = 60°$ et $\theta = 90°$), la variation de contrainte moyenne est de traction et λ' évolution de la contrainte déviatorique équivalente est non monotone (diminution en début de carottage puis augmentation en fin de carottage, quoique l'évolution soit un peu particulière au point B, $\theta = 90°$, direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure, pour K = 3).

Le surcarottage se traduit toujours par un déchargement, ou décompression, c'est à dire une variation de contrainte moyenne de traction. Dans l'hypothèse d'une évolution élastique lors du carottage, cette variation de contrainte moyenne de traction se superpose à une variation de contrainte moyenne de compression aux points F et C ($\theta = 0°$ et 30°), en lesquels la contrainte déviatorique en fin de carottage est maximale. Du point de vue du modèle de Drucker Prager, "ouvert" du coté des fortes contraintes moyennes de compression et "fermé" du coté des contraintes moyennes de traction (les contraintes moyennes de traction plastiquement admissibles sont d'autant plus petites que l'angle ϕ est élevé et la "cohésion" C petite), l'évolution élastique lors du carottage irait plutôt (pour les points F et C) dans le sens de la sécurité vis à vis des contraintes moyennes de traction.

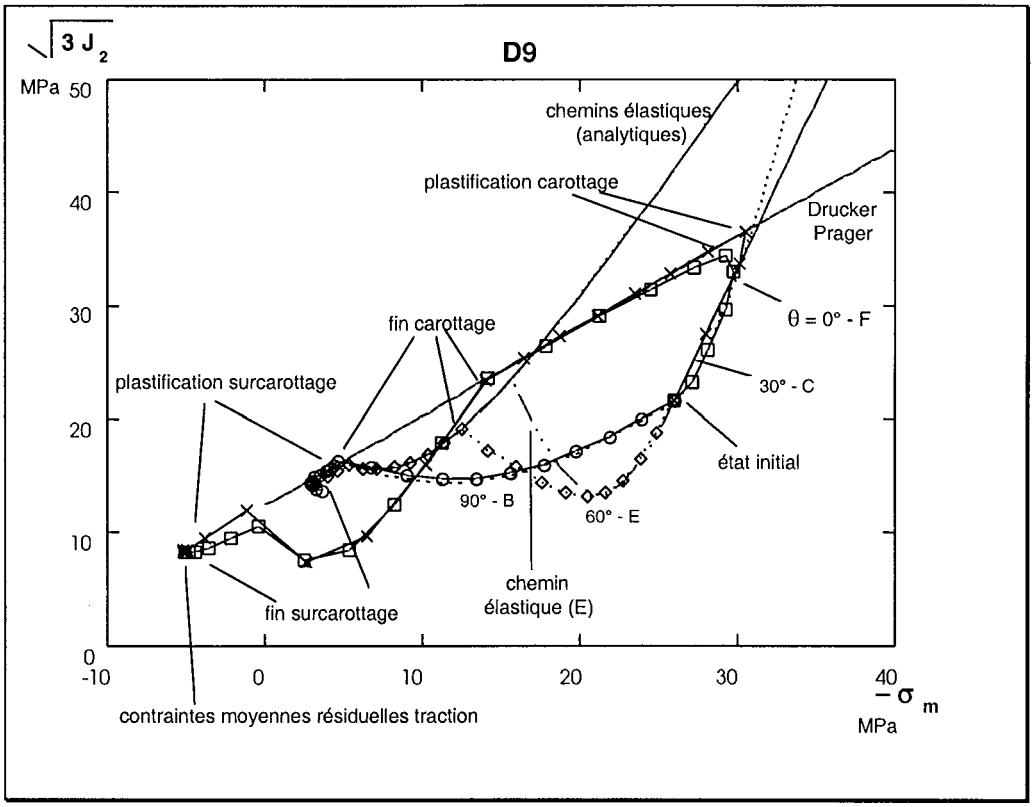


Fig. 16 *- Chemins de contrainte dans le plan* $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$ *,*
état initial D9 , modèle 1 (M1 : Drucker Prager sans écrouissage)

Les calculs élastoplastiques montrent au contraire que dès que la plastification est atteinte au point F lors du carottage, des variations de contrainte moyenne de traction apparaissent. Cela rapproche d'autant plus, en fin de carottage, l'état de contrainte (caractérisé par les invariants $\sqrt{3J_2} - |\sigma_m|$) de la zone plastiquement non admissible, en terme de contrainte moyenne (l'état de contrainte, en cas de charge plastique étant évidemment situé sur la surface de charge).

Les deux points E et B sont situés dans la zone ($45° < \theta \leq 90°$) pour laquelle le chemin de contrainte en comportement élastique se caractérise, lors du carottage par une variation de contrainte moyenne de traction. Cette variation de contrainte moyenne de traction est observée en comportement plastique. La plastification influe, pour les point E et B considérés essentiellement sur la contrainte déviatorique. L'augmentation de contrainte déviatorique qui intervient, en fin de carottage en comportement élastique, d'autant plus fortement que le point est éloigné de la direction $\theta = 90°$ (point B, direction associée à la contrainte initiale majeure), est bornée en plasticité (figure 2) de manière à maintenir l'état de contrainte dans le domaine plastiquement admissible.

En début de surcarottage, les chemins de contrainte des quatre points étudiés sont situés dans le domaine élastique sous l'effet d'une nette diminution de contrainte déviatorique équivalente. On observe ensuite, lors du surcarottage une augmentation de contrainte déviatorique équivalente toujours accompagnée d'une variation de contrainte moyenne de traction qui conduit l'état de contrainte vers un état de charge plastique en fin de surcarottage.

Il est intéressant de noter que les positions finales des états de contrainte, dans le plan des invariants $\sqrt{3J_2} - |\sigma_m|$, sont différentes de celles que l'on obtiendrait dans le cas du milieu élastique linéaire.

Le cycle de chargement carottage - surcarottage est irréversible et se traduit par l'apparition déformations plastiques non nulles en fin de surcarottage, sur la paroi du trou de forage. Ces déformations plastiques conduisent elles mêmes à des contraintes résiduelles, et notamment des contraintes résiduelles moyennes de traction, en fin de surcarottage (figure 16).

La plastification se traduit, lors du carottage, par une variation de contrainte moyenne de traction et une diminution de contrainte déviatorique équivalente. En état de charge plastique, le chemin de contrainte est situé sur la surface de charge, l'écoulement plastique "dirigeant" ces contraintes vers les contraintes moyennes de traction, dans le plan $\sqrt{3J_2} - |\sigma_m|$.

La variation de contrainte moyenne de traction consécutive à la plastification, lors du carottage est essentielle car elle est à l'origine d'une replastification en fin de surcarottage : on l'observe aux points B (θ = 90°, direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure) et E (θ = 60°) pour l'état initial déviatorique D9.

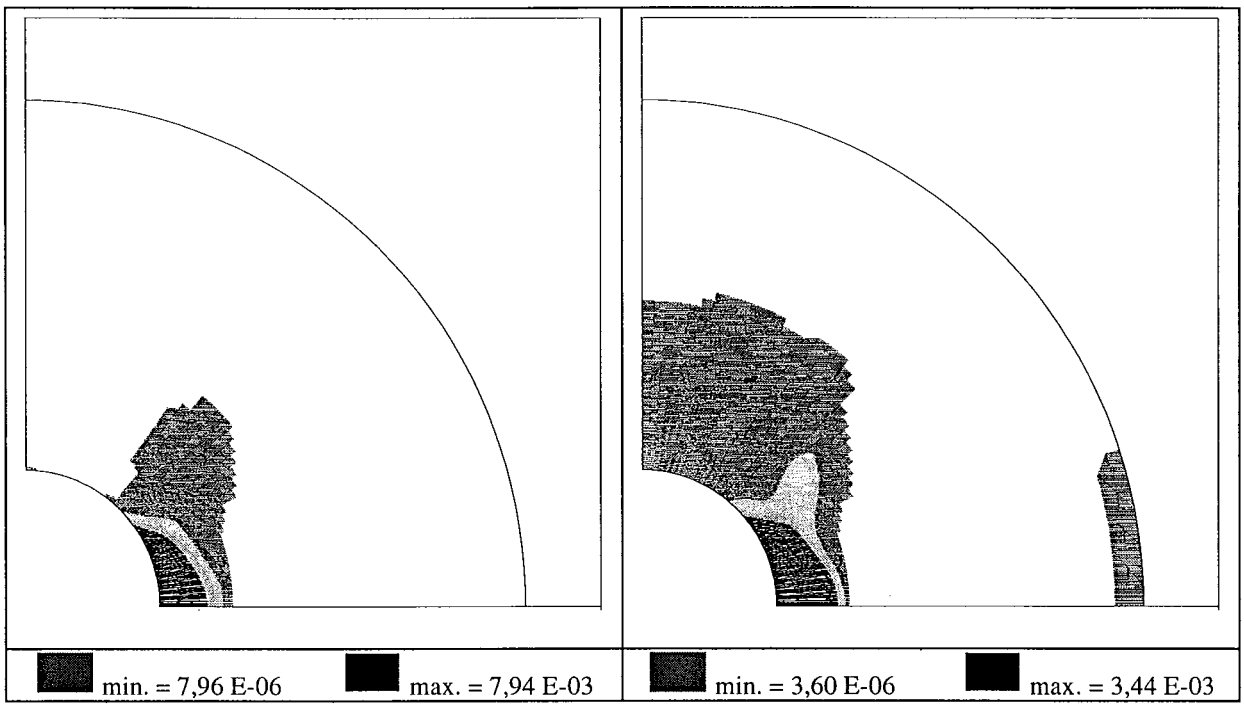
On observe d'ailleurs que pour tous les états initiaux déviatoriques pris en compte, aucun chemin de contrainte, en paroi du trou de forage, ne recoupe la fonction de charge initiale lors surcarottage s'il ne l'a déjà recoupé lors du carottage.

Autrement dit on ne peut pas observer de plastification (en un point quelconque du massif) lors du surcarottage non précédée d'une plastification lors du carottage (en au moins un point de la paroi du trou de forage, c'est à dire au point F).

Extensions des zones plastiques en fin de carottage et en fin de surcarottage

La zone plastique en fin de carottage est nettement localisée autour de la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure (point F, θ = 0°).

On note qu'au cours du surcarottage, la zone plastique s'étend et entoure l'ensemble du trou de forage. D'après les chemins de contraintes des quatre points de la paroi du trou de forage étudiés précédemment, l'extension de la zone plastique s'effectue en fin de surcarottage sous l'effet de variations de contraintes moyennes de traction. Les points F et C se replastifient alors que les points B et E subissent une première plastification (figure 17)



fin de carottage *fin de surcarottage*

Fig.17 *- Zone plastique en fins de carottage et de surcarottage, D9 , modèle 1 (M1)*

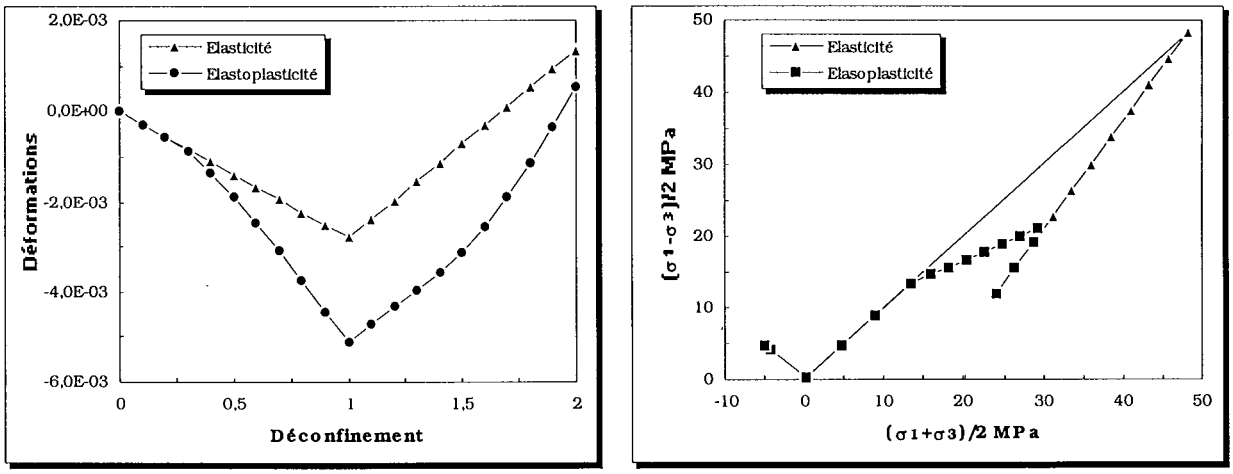


Fig.18 *- Déformation orthoradiale et chemins de contrainte au point F (θ = 0°) (état initial D9 - modèle de Drucker Prager (M1)).*

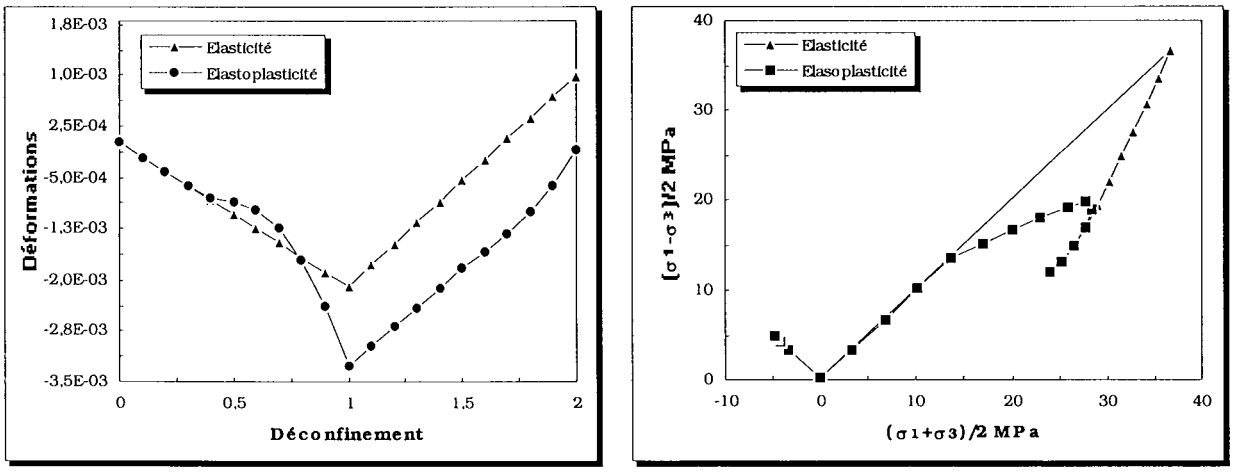


Fig. 19 *- Déformation orthoradiale et chemins de contrainte au point C (θ = 30°) (état initial D9 - modèle de Drucker Prager (M1)).*

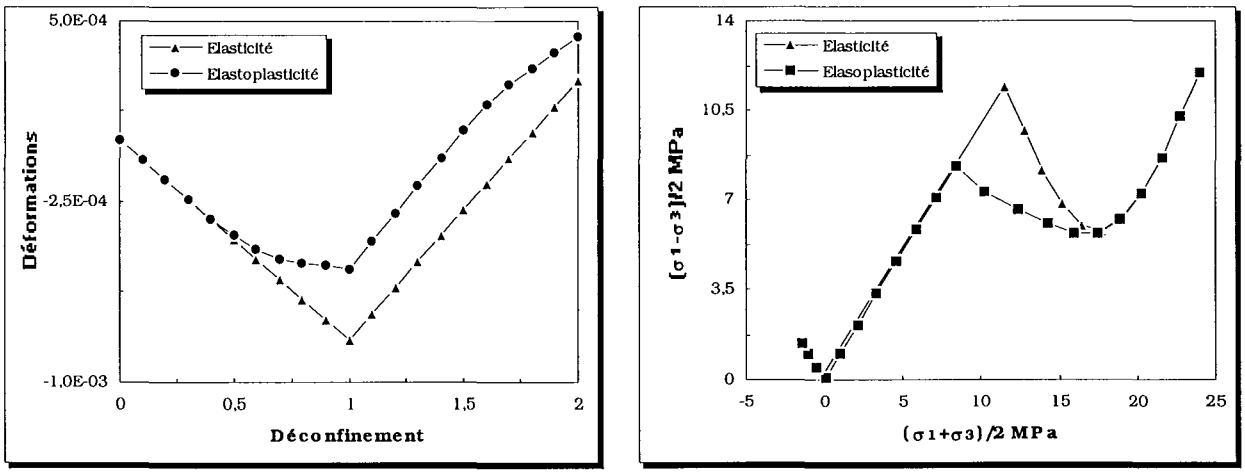


Fig.20.- Déformation orthoradiale et chemins de contrainte au point E (θ = 60°) (état initial D9 - modèle de Drucker Prager (M1)).

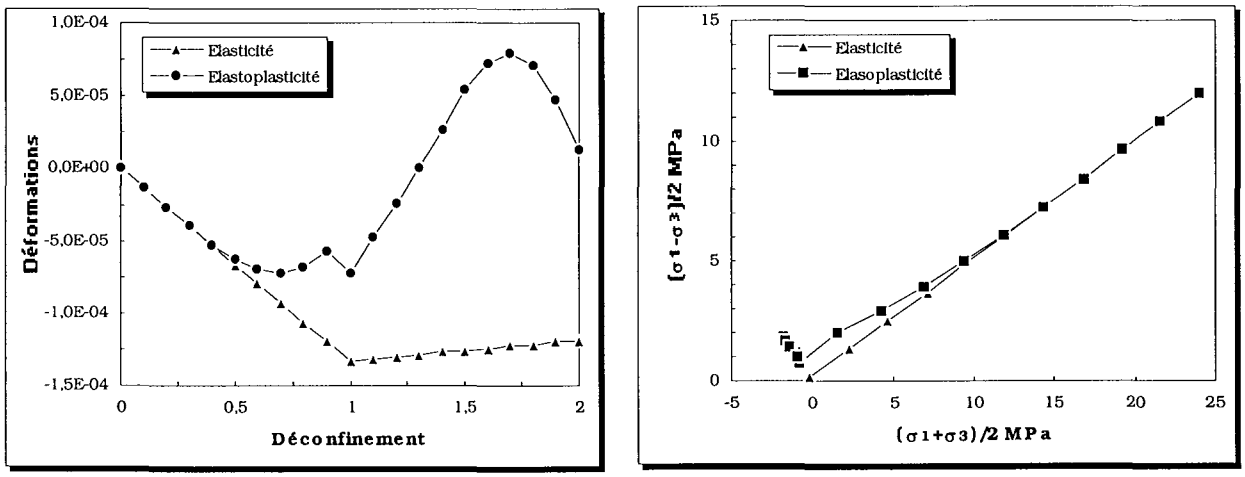


Fig. 21 - Déformation orthoradiale et chemins de contrainte au point B (θ = 90°) (état initial D9 - modèle de Drucker Prager (M1)).

• ***Effet de la plastification sur la déformation orthoradiale en cours de carottage***

Les courbes d'évolution de la déformation orthoradiale lors du carottage, aux quatre points de la paroi du trou de forage étudiés (se reporter aux figures 18, 19, 20, 21) montrent que l'influence de la plastification est forte et qu'elle s'exerce différemment suivant la position des points par rapport aux directions associées aux contraintes principales initiales (D9, M1, points B, C, E et F).

Au point F ($\theta = 0°$), correspondant à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure σ_h, qui est le point de la paroi du forage se plastifiant le premier au cours du carottage, la déformation orthoradiale totale prédite par le modèle élastoplastique est nettement supérieure, en fin de carottage, à la déformation orthoradiale prédite par le modèle élastique linéaire. L'influence de la plastification est nette et relativement simple : l'écart entre déformations élastique et "élastoplastique" croît au fur et à mesure que se développe la plastification.

On observe ceci d'ailleurs pour tous les états initiaux déviatoriques considérés pour le modèle 1 : le point F étant le point subissant le plus forte plastification lors du carottage, la déformation orthoradiale totale élastoplastique" est toujours supérieure ou égale (en module), à un taux de déconfinement donné, à la déformation orthoradiale élastique.

Au point C (θ = 30°), le plus proche du précédent, l'influence de la plastification sur l'évolution de la déformation orthoradiale en cours de carottage est plus complexe : la déformation orthoradiale totale prédite par le modèle élastoplastique est plus faible en début de plastification que la déformation orthoradiale prédite par le modèle élastique linéaire. La tendance s'inverse ensuite au cours de la plastification et en fin de carottage la déformation orthoradiale élastoplastique est plus forte (de même qu'au point F) que la déformation orthoradiale élastique. On note ainsi une sensibilité du comportement mécanique en carottage par rapport à la position du point relativement aux directions principales initiales.

On note, en comparant les évolutions de la déformation orthoradiale au point C, modèle 1 (M1), correspondant aux cas D7 - D8 - D9 que la diminution de déformation orthoradiale totale "élastoplastique" en début de plastification, par rapport à la déformation élastique linéaire, est d'autant plus importante que l'état initial est fortement déviatorique (diminution plus importante dans le cas D9 et moins importante dans le cas D7), ou que la valeur du "rapport d'anisotropie des contraintes" K est grande devant 1, à contrainte initiale majeure σ_H fixée.

On retrouve le même phénomène en comparant, au même point les états initiaux déviatoriques D4 - D5 - D6 : diminution de déformation orthoradiale totale "élastoplastique" en début de plastification, par rapport à la déformation élastique linéaire, plus marquée dans le cas D6 que dans le cas D5 et le cas D4 .

On note ici une influence de l'état initial de contrainte sur le comportement mécanique en cours de carottage.

Aux points E (θ = 60°), et B (θ = 0°, correspondant à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure σ_H), la déformation orthoradiale totale prédite par le modèle élastoplastique est toujours inférieure ou égale (en module) à la déformation orthoradiale prédite par le modèle élastique linéaire. L'écart entre les déformations orthoradiales "élastique" et "élastoplastique" augmente au fur et à mesure que le taux de déconfinement diminue (et que l'effet de la plastification, même localisée, augmente), il est donc maximal en fin de carottage.

Cet écart est également d'autant plus important que l'état initial est fortement déviatorique (diminution plus importante dans le cas D9 et moins importante dans le cas D7). On observe le même effet en comparant, aux points les états initiaux déviatoriques D4 - D5 - D6. On note également ici une influence de l'état initial de contrainte sur le comportement mécanique en cours de carottage.

• Effet de la plastification sur la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage

L'analyse de l'effet de la plastification sur l'évolution de la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage est bien sûr l'objet de cette étude puisque la variation de déformation orthoradiale en paroi du trou de forage est la quantité accessible et mesurable in situ.

Les commentaires présentés ci-dessous concernent les courbes de déformation orthoradiale en fonction du taux de déconfinement $\varepsilon_{\theta\theta}$, $1 \leq \lambda \leq 2$, (D9, M1, figures 18 - 21) et de variation de déformation orthoradiale en fonction de l'avancement (rapporté au diamètre) du carottier $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(z')$. En élasticité comme en plasticité, les plus fortes variations de déformation orthoradiale lors du surcarottage sont observées au point F ($\theta = 0°$, correspondant à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure σ_h). On note que ce point avait également subi les plus fortes déformations lors du carottage. En fin de surcarottage, les variations de déformation orthoradiale obtenues par les modèles élastique et élastoplastique, décroissent progressivement en suivant la paroi du trou de forage du point F ($\theta = 0°$) au point B ($\theta = 90°$, correspondant à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure σ_H).

L'effet de la position du point de mesure par rapport aux directions principales initiales de contraintes est donc identique, quant à l'état final, si l'on compare les deux modèles : élastique linéaire et modèle élastoplastique de Drucker Prager sans écrouissage. On obtiendrait in situ dans les deux cas une information analogue quant aux deux directions principales initiales des contraintes (variation maximale finale de déformation obtenue dans une direction proche de la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure, et inversement).

L'analyse de l'évolution de la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage est intéressante. On rappelle tout d'abord que la variation de déformation orthoradiale est théoriquement nulle au point B lors du surcarottage en élasticité linéaire isotrope (D9, cas particulier $K = 3$, $\theta = 90°$). Les valeurs non nulles mais toutefois très faibles portées sur les courbes (cas élastique, D9) permettent de visualiser la précision du calcul numérique par éléments finis. En élasticité linéaire, la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage est monotone croissante (en module) en fonction du taux de déconfinement (voir ci-dessus le cas particulier du point B, avec $K = 3$).

Dans le cas du modèle de Drucker Prager sans écrouissage considéré, la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage est monotone croissante (en module) en fonction du taux de déconfinement seulement pour trois points de la paroi du trou de forage : les points F, C et E ($\theta = 0°$, 30° et 60°). Ces points correspondent, comme on l'a noté précédemment, aux points pour lesquels les variations de déformation lors du surcarottage sont maximales.

L'évolution de la déformation orthoradiale au point B prédite par le modèle élastoplastique de Drucker Prager est particulière : augmentation de (variation de) déformation orthoradiale au début du surcarottage, un maximum est atteint puis la déformation diminue en fin de surcarottage. Cette évolution particulière, non monotone, de la variation de déformation orthoradiale, est un effet caractéristique de la rhéologie sur la réponse de la structure au problème du surcarottage. On l'observe dans la direction radiale correspondant à la direction associée à la contrainte principale initiale majeure σ_H (point B, $\theta = 90°$) où les variations de déformations sont pourtant les plus faibles, en module. Cet effet lié à la rhéologie du matériau (on ne peut pas l'observer en comportement élastique linéaire) dépend de l'état initial de contraintes car ne l'observe pas, pour ce même modèle 1, au point B, dans le cas des états initiaux déviatoriques D4 - D5 - D6 - D7 - D8 (les états D1 - D2 - D3 ne conduisant pas à une plastification sensible). On note l'effet "couplé" rhéologie - contraintes initiales.

La comparaison entre les variations de déformation orthoradiale totales prédites par le modèle élastique linéaire et le modèle de Drucker Prager (modèle 1) montrent qu'un modèle élastoplastique ne conduit pas nécessairement à des variations de déformation plus fortes (en

module) qu'un modèle élastique linéaire. Aux points extrêmes B et F correspondant aux deux directions radiales associées respectivement aux contraintes principales initiales majeure et mineure les variations de déformation orthoradiale totale "élastoplastique" sont plus fortes, à taux de déconfinement identique que les variations de déformation orthoradiale "élastique".

Aux points intermédiaire, l'influence de la rhéologie est différente :

• en C (θ = 30°) les variations de déformation "élastique" et "élastoplastique" sont très proches (les courbes "se croisent" d'ailleurs au cours du surcarottage, la valeur finale "élastoplastique" étant légèrement plus élevée).

• au point E (θ = 60°), les courbes "élastique" et "élastoplastique" se croisent également, au cours du surcarottage (figure 20) mais la variation finale "élastoplastique" a une valeur plus faible que sa correspondante "élastique").

L'influence de la rhéologie, décrite ci-dessus pour les points intermédiaires C et E dépend de l'état initial de contrainte. On observe le même phénomène dans le cas des états initiaux D8 et D7 (de moins en moins marqué toutefois) pour le point E. Dans le cas du point C, les différences entre les variations de déformation "élastoplastique" et "élastique" bien que relativement faibles en module, varient suivant les états initiaux considérés.

5.2.3 - Contraintes initiales déviatoriques : cas D4 (modèles 1, 2 et 3)

L'état initial D4 (σ_H = -24 MPa, σ_h = -16 MPa, $\sigma_{z.init}$ = -20 MPa, K = 1,5) est plastiquement admissible pour les trois modèles de comportement élastoplastique pris en compte.

Les contraintes initiales sont nettement moins "déviatoriques" que les contraintes initiales étudiées précédemment (cas D9). En particulier la valeur du "rapport d'anisotropie des contraintes", K est proche de l'unité, pour l'état initial D4.

• *Chemins de contrainte*

Modèle de Drucker Prager sans écrouissage (modèle 1, M1)

Dans le cas du modèle de Drucker Prager sans écrouissage (modèle 1, M1), les points F, C et E sont plastifiés au cours du carottage mais pas le point B (θ = 90°). On peut l'observer d'une part en suivant les chemins de contrainte dans le plan des invariants $\sqrt{3J_2} - \sigma_m$ (le chemin du point B est situé dans le domaine d'élasticité durant le carottage, figure 22) et d'autre part à l'aide de la zone plastique au dernier incrément de carottage (figure 26). Bien que le chemin de contrainte au point B soit situé dans le domaine d'élasticité durant toute la phase de carottage, il n'est pas confondu, en fin de carottage, au chemin de contrainte prédit par un modèle élastique linéaire. Cela marque l'influence de la plastification, même localisée, sur la répartition des contraintes autour du trou de forage.

Les chemins de contraintes prédits par le modèle de Drucker Prager et le modèle élastique linéaire des quatre points F - C - E - B sont quasiment confondus en début de surcarottage : on peut interpréter dans de cas le début du surcarottage comme une décharge élastique. On observe d'ailleurs que les variations de déformation orthoradiale sont très proches, si l'on compare les

réponses du modèle élastique linéaire et du modèle de Drucker Prager lors du premier incrément de surcarottage (écart relatif maximal de l'ordre de 2%, se reporter au tableau 11). On observe une replastification en fin de surcarottage, mais seulement aux points F (θ = 0°, direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure) et C (θ = 30°) qui avaient subi la plus forte plastification au cours du carottage.

Les chemins de contraintes des points F et C atteignent la surface de charge du modèle en fin de surcarottage sous l'effet d'augmentations de contrainte déviatorique équivalente $\sqrt{3J_2}$ et de variations de contrainte moyenne de traction, ceci à de très faibles niveaux de contrainte moyenne (en module), voire à des contraintes moyennes de traction.

La plastification lors du carottage s'est traduit, en ces deux points F et C par des variations de contrainte moyenne de traction qui ont rapproché les états de contrainte, en fin de carottage, du domaine plastiquement non admissible (au sens des contraintes moyennes). Cette plastification s'accompagne de déformations plastiques bloquées en début de surcarottage puisque les chemins de contrainte sont alors situés dans le domaine d'élasticité. Ces déformations irréversibles tendent à accentuer l'augmentation de contrainte déviatorique équivalente $\sqrt{3J_2}$ en fin de surcarottage, par rapport au cas élastique linéaire : les chemins de contrainte des points F et C "remontent" plus fortement, dans le plan $\sqrt{3J_2} - \sigma_m$, en fin de surcarottage, avant d'atteindre à nouveau la fonction de charge (par rapport aux chemins de contrainte élastique linéaire en fin de surcarottage).

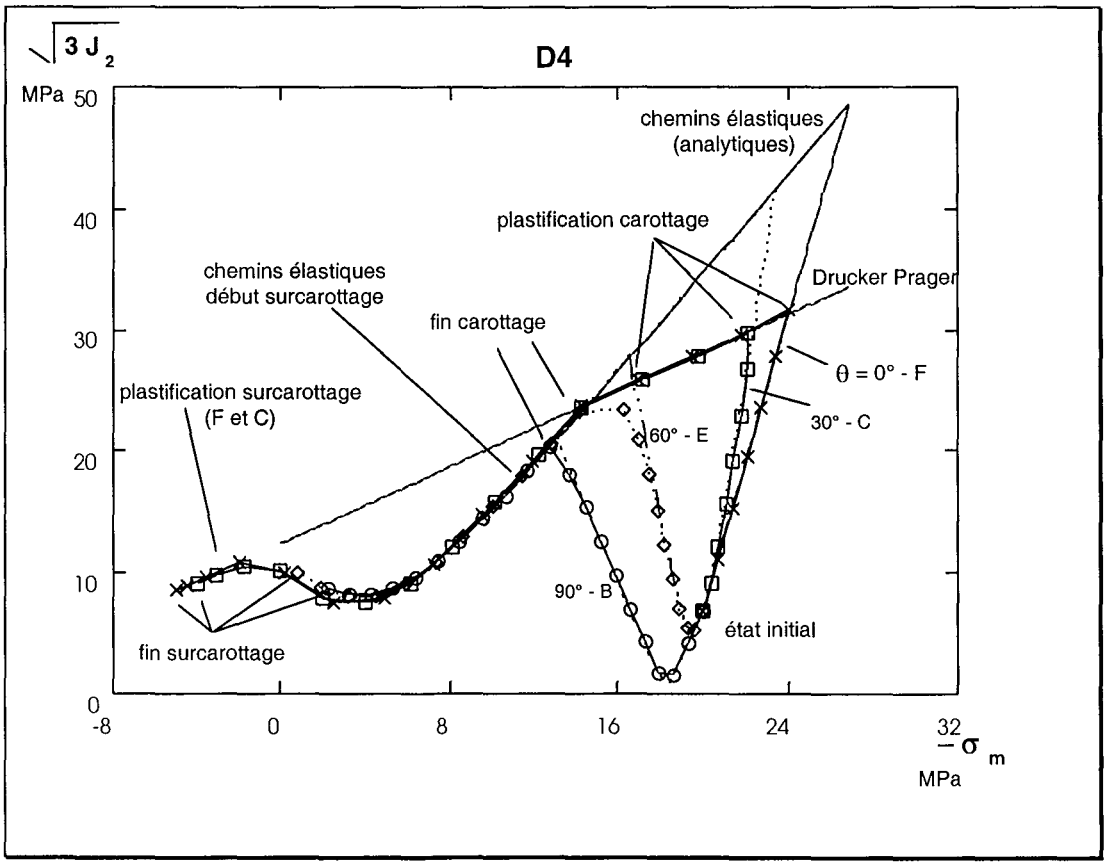


Fig. 22 - Chemins de contrainte dans le $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$ *,*
état initial D4 , modèle 1 (M1 : Drucker Prager sans écrouissage)

On pourrait imaginer fictivement que si le seuil d'élasticité était "infini" après la phase de carottage, les déformations irréversibles bloquées, après cette phase de carottage, conduiraient à une contrainte déviatorique équivalente plus forte, en fin de surcarottage que la contrainte déviatorique finale prédite par le modèle élastique linéaire (celle ci n'est liée qu'à la valeur de la contrainte initiale axiale $\sigma_{z.init}$ imposée).

Le seuil d'élasticité du modèle 1, n'est bien évidemment pas "infini" : la contrainte déviatorique équivalente admissible diminuant linéairement en fonction de contraintes moyenne de traction est atteinte par les chemins de contrainte en F et C en fin de surcarottage.

Modèle de Khan (modèle 2, M2)

On note une plastification relativement précoce, lors du carottage, des quatre points de la paroi du trou de forage étudiés. La surface de charge initiale du modèle est atteinte à des niveaux de chargement relativement bas, on observe ensuite un écrouissage positif qui ne permet pas d'atteindre la surface de rupture (cette surface de rupture n'est atteinte pour aucun des états initiaux de contrainte considérés).

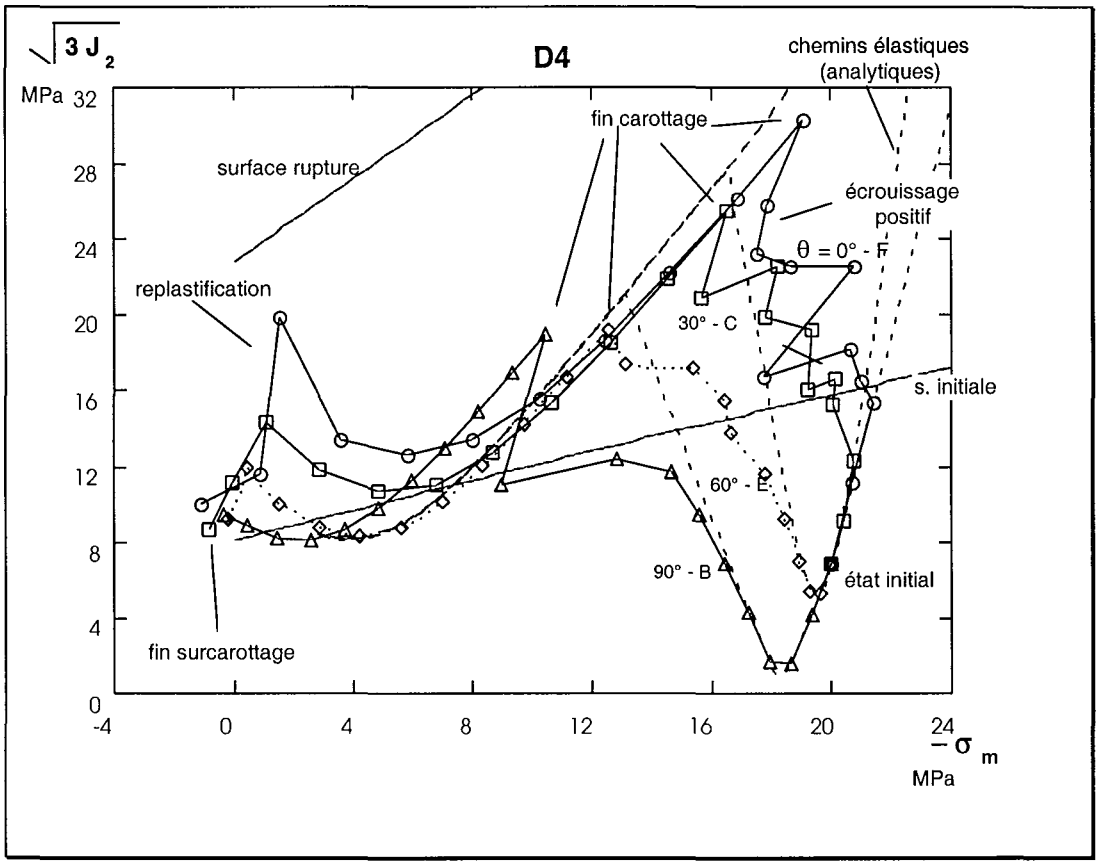


Fig. 23 *- Chemins de contrainte dans le* $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$ *, état initial D4 , modèle 2 (M2 : Khan)*

Dans le cas du modèle de Khan, la plastification lors du carottage s'accompagne d'une augmentation de contrainte déviatorique équivalente $\sqrt{3J_2}$, due à l'écrouissage positif du matériau) et d'une variation globale de contrainte moyenne de traction. Les chemins de contrainte sont nettement différents de ceux correspondant au modèle de Drucker Prager pour les trois raisons

suivantes : surface de charge initiale nettement plus "basse", écrouissage positif et écoulement plastique associé dans le cas du modèle de Khan.

On observe une replastification des points F et C en fin de surcarottage, assez faible en E et B. L'écrouissage positif subi par le matériau lors du carottage a pour effet de limiter la replastification en cours de surcarottage. Cette replastification est également limitée, par rapport au modèle 1, par le fait que les variations de contrainte moyenne de traction due à la plastification lors du carottage, aux points F et C, sont moins importantes que dans le cas du modèle 1.

Contrairement au cas du modèle de Drucker Prager, pour ce même état initial, les chemins de contraintes prédits par le modèle de Khan et le modèle élastique linéaire sont sensiblement différent en début de surcarottage. En examinant les variations de déformation orthoradiale lors du premier incrément de surcarottage, l'écart relatif maximal, entre les réponses "élastique" et "élastoplastique" est de l'ordre de 10% (2% dans le cas du modèle 1).

Modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3, M3)

L'état initial de contraintes D4 est relativement proche de la surface de charge initiale du modèle de Cam Clay Modifié, on observe conformément aux résultats analytiques présentés dans l'annexe A1, que la plastification lors du carottage est très précoce au point F (deuxième incrément) et le signe de l'écrouissage en ce même point est positif en début de plastification (le point est situé sous la droite d'état critique, dans le domaine plastiquement contractant).

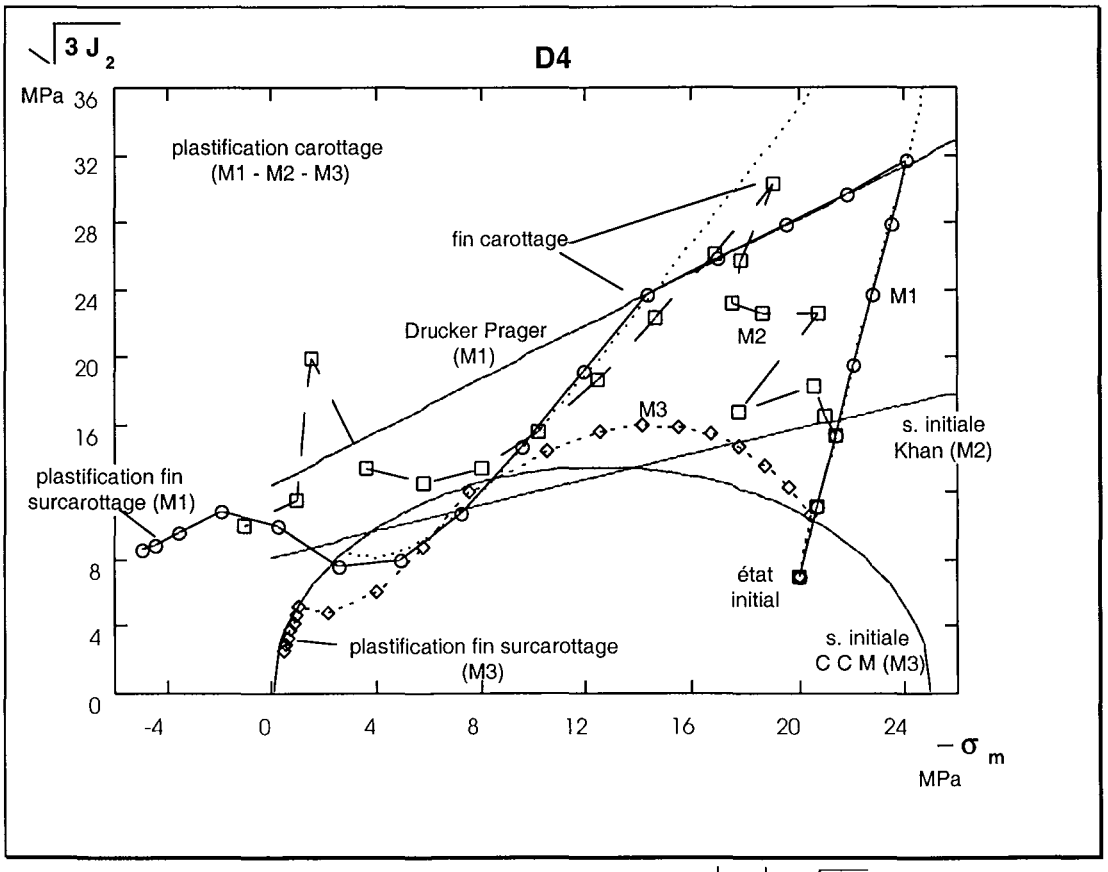


Fig. 24 *- Chemins de contrainte dans le plan* $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$ *, point F, état initial* D_4 *, modèles 1 - 2 - 3 (M1 : Drucker Prager - M2 : Khan - M3 Cam Clay Modifié)*

Cet écrouissage positif se traduit par une augmentation de contrainte déviatorique équivalente $\sqrt{3J_2}$, en début de plastification. La contrainte déviatorique équivalente atteint ensuite une valeur maximale et décroît légèrement en fin de carottage.

Le modèle 3 conduit, pour l'état initial D4 à une plus forte plastification lors du carottage que pour les modèles 1 et 2 (la plus faible plastification étant observée pour le modèle 1). La surface de charge initiale du modèle de Cam Clay Modifiée, fermée du côté des fortes contraintes moyennes de compression est, comme on l'a noté précédemment, relativement proche de l'état initial D4.

De même que pour les deux autres modèles de comportement élastoplastique, les chemins de contrainte en début de surcarottage sont situés dans le domaine élastique, pour les quatre points de la paroi du trou de forage étudiés.

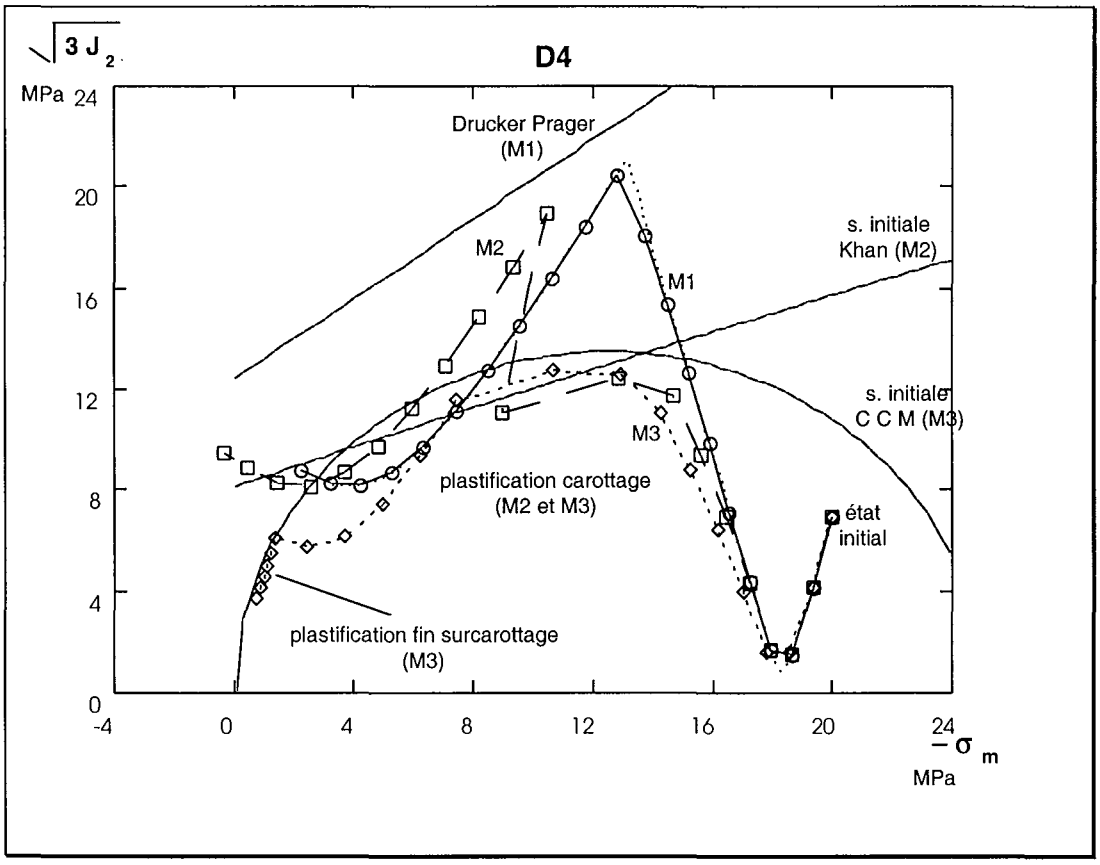


Fig. 25 *- Chemins de contrainte dans le plan* $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$ *, point B, état initial D4 , modèles 1 - 2 - 3 (M1 : Drucker Prager - M2 : Khan - M3 Cam Clay Modifié)*

La replastification en fin de surcarottage est amplifiée dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié. Par exemple on observe, au point F, une replastification au 4ème incrément de déchargement (lors du surcarottage) pour le modèle 3 (Cam Clay Modifié M3), 7ème incrément pour le modèle 1 (Drucker Prager M1), 8ème incrément pour le modèle 2 (Khan M2).

Contrairement aux deux autres modèles de comportement élastoplastique pris en compte, le modèle de Cam Clay Modifié interdit toute contrainte moyenne de traction. La plastification se traduit globalement, lors du carottage par des variations de contrainte moyenne de traction, auxquelles on superpose des variations de contrainte moyenne de traction lors du surcarottage. Les

chemins de contraintes des points de la paroi du trou de forage tendent naturellement, dans le plan des invariants $\sqrt{3J_2} - \sigma_m$, vers des contraintes moyennes très faibles en module, voire de traction, en fin de surcarottage. On observe effectivement en fin de surcarottage des contraintes moyennes de traction pour les modèles élastoplastiques 1 et 2, dues aux déformations plastiques finales.

Le modèle de Cam Clay Modifié n'autorisant pas ces contraintes moyennes de traction, la replastification destinée à maintenir l'état de contrainte dans le domaine plastiquement admissible en fin de surcarottage est plus forte que pour les autres modèles. Cette replastification est également amplifiée par le fait qu'elle s'accompagne d'un écrouissage négatif (la surface de charge est atteinte dans le domaine plastiquement dilatant, à de très faibles niveaux de contrainte moyenne, en module).

Extensions des zones plastiques en fin de carottage et en fin de surcarottage

Le rapport K = 1,5 conduit, pour le modèle 1, à une extension de zone plastique moins localisée autour de la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure (point F, $\theta = 0°$), et donc plus "étalée". On note que la zone plastique ne s'étend pas au cours du surcarottage, en particulier le point B n'est pas plastifié en fin de surcarottage.

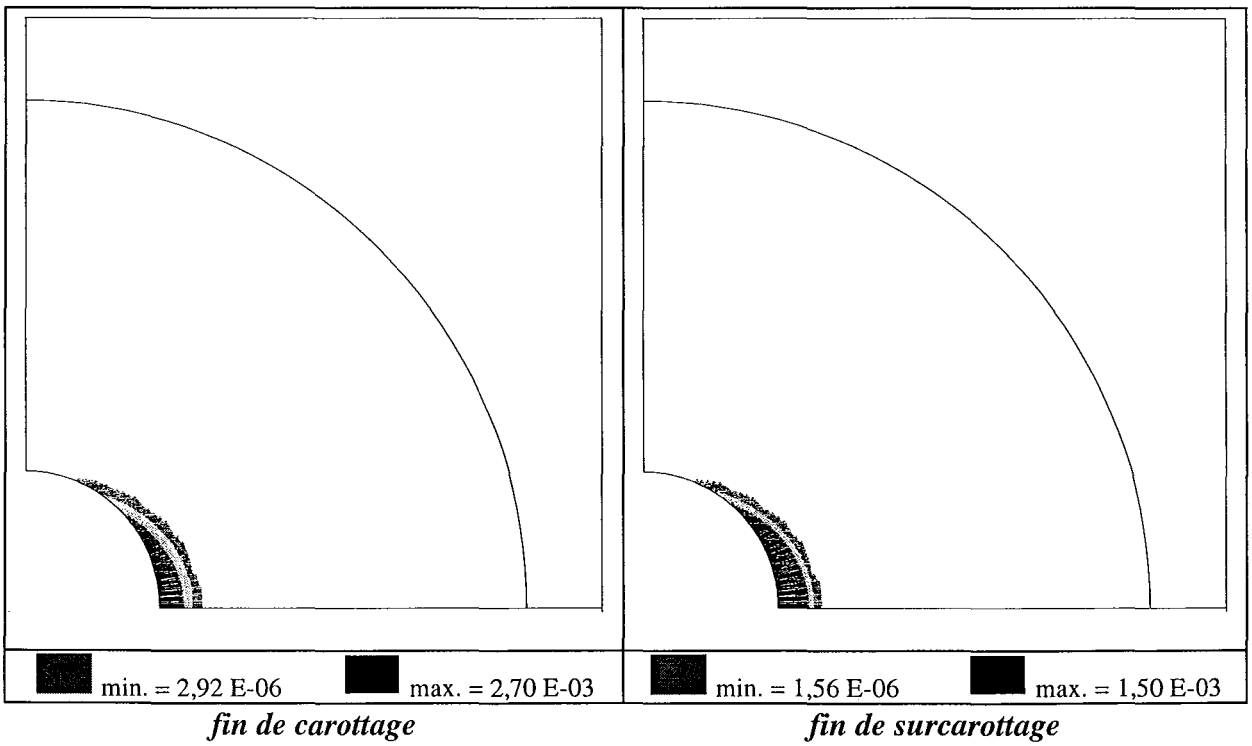


Fig. 26 *- Zone plastique en fins de carottage et de surcarottage, D4 , modèle 1 (M1)*

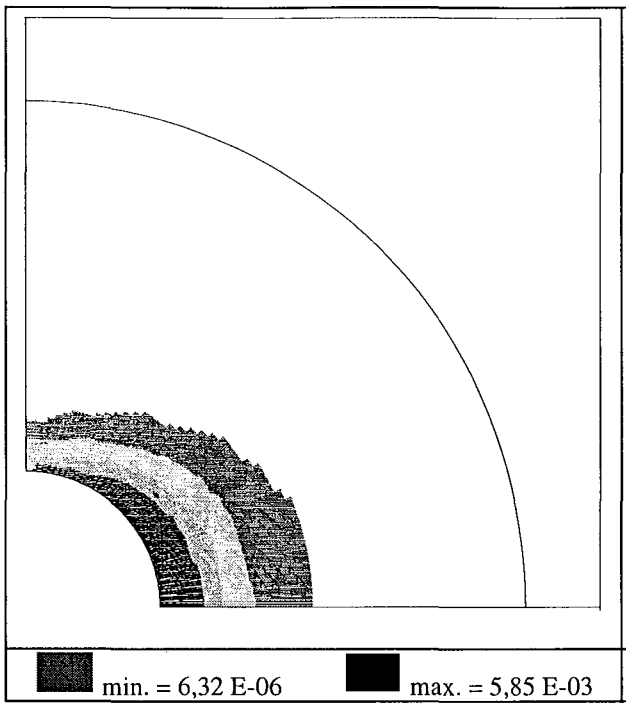


Fig. 27 - Zone plastique en fin de carottage, D4 , modèle 2 (M2 : Khan)

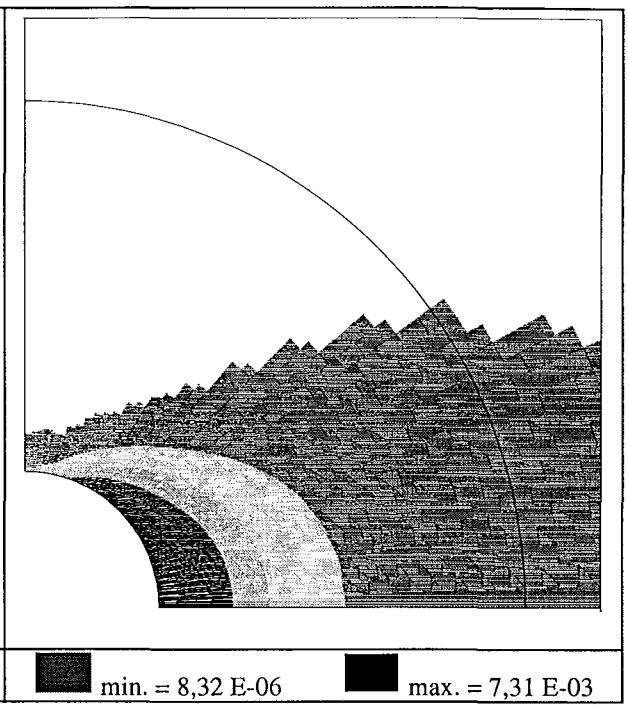


Fig. 28 - Zone plastique en fin de carottage, D4 , modèle 3 (M3 : Cam Clay Modifié)

Le seuil de plasticité initial du modèle de Khan, nettement plus bas que celui du modèle de Drucker Prager conduit à une zone plastique nettement plus étendue : elle entoure tout le trou de forage en fin de carottage. Le modèle de Cam Clay Modifié conduit également à une extension de zone plastique importante en fin de carottage.

• ***Effet de la plastification sur la déformation orthoradiale en cours de carottage***

Se reporter, pour les commentaires qui suivent, à l'annexe A1, état initial D4, pour les quatre points B, E, C et F, et les trois modèles de comportement élastoplastique.

Modèle de Drucker Prager sans écrouissage (modèle 1, M1)

La plastification subie par le matériau lors du carottage s'exerce différemment suivant les positions des points de la paroi du trou de forage par rapport aux directions associées aux contraintes principales initiales.

Aux points B ($\theta = 90°$, direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure) et E ($\theta = 60°$) la déformation orthoradiale prédite par le modèle élastoplastique est plus faible que celle prédite par le modèle élastique linéaire.

Inversement, aux points C ($\theta = 30°$) et F ($\theta = 0°$, direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure), situés dans la zone plastique, la déformation orthoradiale prédite par le modèle élastoplastique est plus forte que celle prédite par le modèle élastique linéaire.

La plastification accentue les contrastes de déformation orthoradiale sur la paroi du trou de forage, par rapport au modèle élastique linéaire, dans le cas du modèle de Drucker Prager et de l'état initial considéré.

Modèle de Khan (modèle 2, M2)

Conformément aux remarques effectuées au sujet des chemins de contrainte, l'effet de la plastification lors du carottage sur les déformations est plus précoce dans le cas du modèle 2 que dans celui du modèle 1. Elle s'exerce également différemment (par rapport au modèle 1) en fonction de la direction. Pour tous les points de la paroi du trou de forage considérés, la déformation élastoplastique en fin de carottage est nettement supérieure à la déformation orthoradiale prédite par le modèle élastique linéaire. Contrairement au cas du modèle 1, la plastification a pour effet de "lisser" ou "uniformiser" les déformations orthoradiales sur la paroi du trou de forage, lors du carottage, par rapport au modèle élastique linéaire.

Modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3, M3)

L'effet de la plastification sur les déformations orthoradiales au cours du carottage est différent selon la position des points de la paroi du trou de forage.

Aux points F et C la déformation orthoradiale élastoplastique est toujours supérieure ou égale à déformation orthoradiale prédite par le modèle élastique linéaire, Aux points les moins plastifiés, E et B, la déformation orthoradiale totale "élastoplastique" est inférieure à la déformation "élastique" en début de plastification des points F et C. En fin de carottage, sous l'effet de la plastification effective de ces mêmes points E et B, la déformation orthoradiale totale "élastoplastique" est supérieure à la déformation élastique. De même que pour le modèle de Drucker Prager et contrairement au modèle de Khan, le modèle de Cam Clay Modifié tend à accentuer les contrastes de déformation orthoradiale sur la paroi du trou de forage, lors du carottage.

La comparaison des trois modèles rhéologique, au niveau du "lissage" éventuel des déformations sur la paroi du trou de forage met en évidence une influence de la rhéologie sur la réponse de la structure au problème du carottage. On attribuera le "lissage" des déformations à l'écrouissage positif développé pour tous les points de la paroi du trou de forage, dans le cas du modèle de Khan.

• Effet de la plastification sur la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage

Modèle de Drucker Prager sans écrouissage (modèle 1, M1)

On note un effet quasiment négligeable de la plastification subie lors du carottage et de la replastification en fin de surcarottage, sur les variations de déformation orthoradiale lors du surcarottage, aux points B, E et C .

La seule différence visible entre les variations de déformation orthoradiale prédites par le modèle élastique linéaire et le modèle élastoplastique de Drucker Prager, est de l'ordre de 7 %. On observe cet écart relatif maximal en fin de surcarottage, au point F, il est lié à la replastification en fin de surcarottage.

Modèle de Khan (modèle 2, M2)

Les variations de déformation orthoradiale lors du surcarottage prédites par les modèles élastique linéaire et plastique sont très proches aux points F, C et E. L'influence de la plastification sur les variations de déformation est la plus marquée au point B, en lequel les variations de déformation sont les plus faibles, en module. L'écart relatif entre les variations de déformation "élastiques" et "élastoplastique" reste très faible, de l'ordre de 5 %.

Le comportement de la structure en surcarottage est très différent du comportement en carottage : l'effet de la plastification sur les déformations, très net lors du carottage est pratiquement insensible pour le surcarottage. La décharge subie par le matériau lors du surcarottage est très proche d'une décharge élastique et la replastification finale du matériau a peu d'effet sur la déformation.

Modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3, M3)

Contrairement aux deux autres modèles de comportement élastoplastique, les variations de déformation prédites par le modèle élastique linéaire et le modèle de Cam Clay Modifié sont nettement différentes. Les variations de déformation orthoradiale "élastoplastiques" sont plus faibles que les variations de déformation orthoradiale "élastiques" aux points les plus plastifiées durant le carottage, soient les points F ($\theta = 0°$, direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure) et C ($\theta = 30°$). Inversement, les variations de déformation orthoradiale "élastoplastiques" sont plus fortes que les variations de déformation orthoradiale "élastiques" aux points les moins plastifiées durant le carottage, soient les points B ($\theta = 90°$, direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure) et E ($\theta = 60°$). On observe ainsi un "lissage" des déformations orthoradiale en paroi du trou de forage, lors du surcarottage, dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié par rapport au modèle élastique linéaire.

L'influence de la rhéologie sur les variations de déformation orthoradiale est forte dans le cas du modèle considéré. Cela est dû à l'importance de la replastification (lors du surcarottage) observée pour le modèle de Cam Clay Modifié.

• ***Exemple d'influence de la rhéologie : étude de sensibilité sur la cohésion (modèle 1, M1)***

Pour illustrer l'influence de la rhéologie sur la réponse du matériau au problème du surcarottage, on a effectué, pour le même état initial D4, une étude de sensibilité sur la cohésion C, dans le cas du modèle de Drucker Prager sans écrouissage. L'analyse des chemins de contrainte dans l'espace des invariants $\sqrt{3J_2} - \sigma_m$ montre que l'ampleur de la plastification lors du carottage, ainsi que de la replastification lors du surcarottage est fonction de la cohésion :

• à valeur égale d'angle de frottement, la plastification apparaît lors du carottage, à la paroi du trou de forage dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure (point F), à des taux de chargement d'autant plus faibles que la valeur de la cohésion est petite,

• la replastification en fin de surcarottage due essentiellement à des variations de contrainte moyenne de traction, elles mêmes superposées aux variations de contrainte moyenne de traction

liées à la plastification lors du carottage, est d'autant plus forte que le niveau de contraintes moyennes de traction plastiquement admissibles est faible (et la valeur de la cohésion petite).

On a considéré deux valeurs de cohésion : C = 4,2 MPa et C = 2,1 MPa (on rappelle que la valeur de référence de cohésion prise en compte dans cette étude est de 8,4 MPa) . On a porté sur la figure 15 les extensions de zones plastiques respectivement en fin de carottage et de surcarottage correspondant au cas C = 4,2 MPa. On observe, en comparant avec les mêmes extensions correspondant au cas de référence C = 8,4 MPa, que la plastification est d'une part plus intense et d'autre part plus étendue autour du trou de forage en fin de carottage (tous les points de la paroi du trou de forage sont plastifiés en fin de carottage).

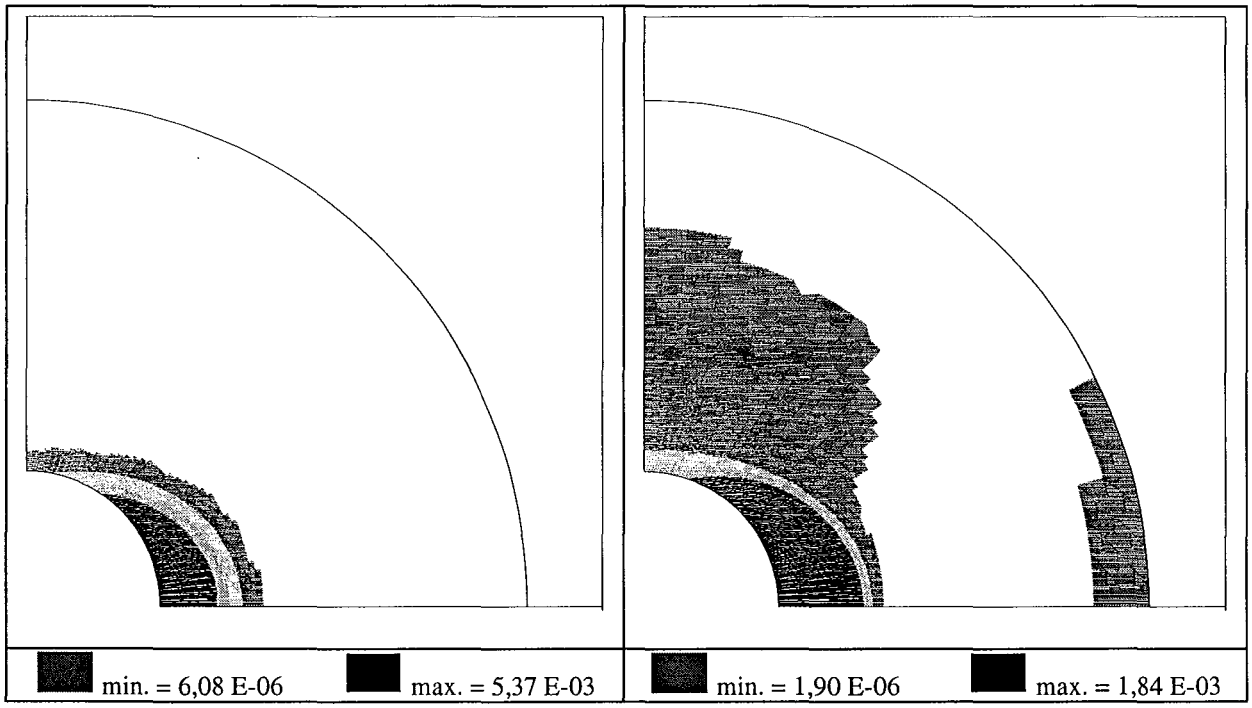


***Fig. 29**- Zone plastique en fin de carottage, D4 , modèle 1 (M1) - C = 4,2 MPa*

L'effet de la diminution de cohésion est très sensible durant la phase de surcarottage : on observe (figure 29) une nette extension de la zone plastique lors du surcarottage, en particulier dans la direction radiale associée à la contrainte principale majeure. La replastification est la plus intense dans la direction radiale associée à la contrainte principale mineure (point F) : on le note sur les chemins de contrainte (figure 30) ainsi que sur les courbes de variation de déformation orthoradiale (figure 31).

Comme on l'a indiqué précédemment, une diminution de cohésion va se traduire par une augmentation de la plastification lors du carottage. Schématiquement (se reporter à la figure 30), au point le plus plastifié (point F, correspondant à la direction radiale associée à la contrainte principale mineure), la plastification en cours de carottage s'accompagne de plus fortes variations de contraintes moyennes de traction et diminutions de contrainte déviatorique équivalente (en charge plastique, l'état de contrainte est situé sur la surface de charge) que dans le cas C = 8,4 MPa.

Superposées aux variations de contrainte moyenne de traction dues au surcarottage, les chemins de contrainte "conduiraient" (en supposant fictivement un seuil d'élasticité "infini" en fin

de carottage) en fin de surcarottage à de plus fortes contraintes moyenne de traction dans le cas C = 4,2 MPa que dans le cas C = 8,4 MPa. De même des déformations plastiques bloquées plus importantes après le carottage conduiraient (dans le cas d'une évolution élastique lors du surcarottage) à une plus forte augmentation de contrainte déviatorique équivalente en fin de surcarottage.

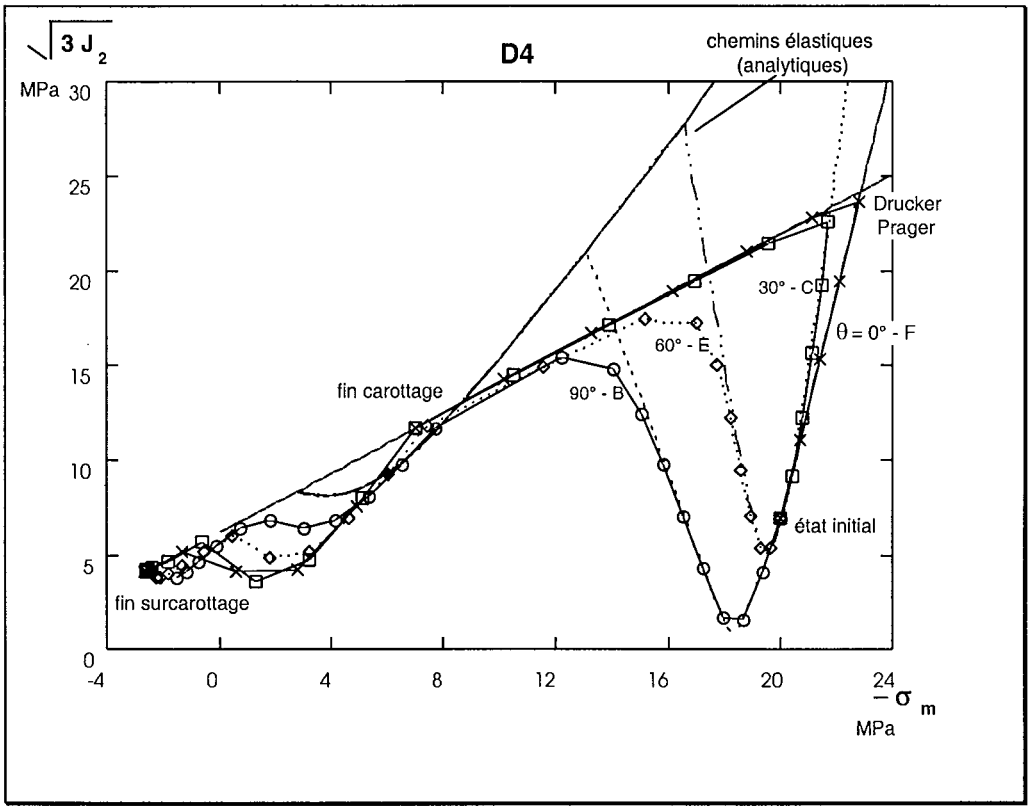


Fig. 30 *- Chemins de contrainte dans le* $|\sigma_m| - \sqrt{3J_2}$ *, D4 , modèle 1 (C = 4,2 MPa)*

Ce n'est évidemment pas le cas : la diminution de cohésion fait baisser d'autant le niveau de contraintes moyennes de traction plastiquement admissibles (les contraintes moyennes résiduelles de traction sont plus faibles, dans le cas C = 4,2 MPa par rapport à C = 8,4 MPa), et de contrainte déviatorique équivalente admissible (à contrainte moyenne donnée).

Une diminution de cohésion se traduit donc par deux effets qui se superposent et tendent à augmenter l'ampleur de la replastification lors du surcarottage : plus fortes variations de contrainte moyenne de traction lors du carottage et plus faibles contraintes déviatoriques équivalentes plastiquement admissibles (à contrainte moyenne constante par exemple).

On examine enfin l'effet de la diminution de cohésion sur les variations de déformation orthoradiale lors du surcarottage. Une diminution de cohésion augmente l'ampleur de la replastification lors du surcarottage. Plus cette replastification est forte, plus l'écart entre les variations de déformation orthoradiale totale "élastoplastique" et "élastique linéaire" est important au voisinage du point F, c'est à dire de la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure (figure 31, points F et C). Les variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage sont de plus en plus "hétérogènes" sur la paroi du trou de forage.

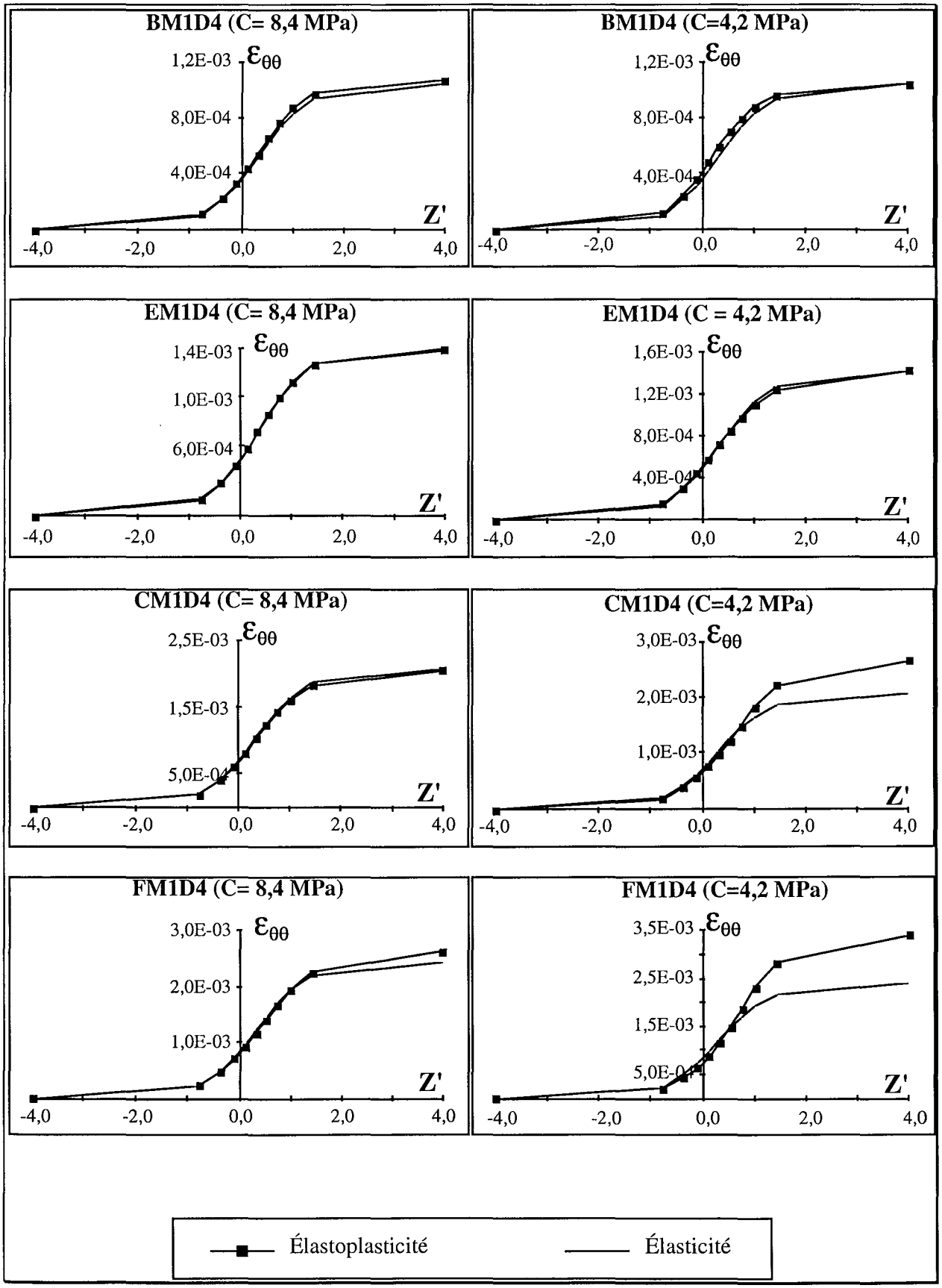


Fig. 31 *- Variation de déformation orthoradiale lors du surcarottage (modèle 1 - C = 8,4 - 4,2 MPa).*

On caractérise la "non uniformité" des variations de déformation orthoradiale en paroi du trou de forage par le rapport entre les variations maximale (point F, direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure) et minimale (point B, direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure) en fin de carottage (voir par la suite le tableau 13, paragraphe 4.5.4) en fin de surcarottage. On a reporté les valeurs de ce rapport :

$$R = \frac{\delta\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\delta\varepsilon_{\theta\theta}^{min}} = \frac{\delta\varepsilon_{\theta\theta}(F)}{\delta\varepsilon_{\theta\theta}(B)}$$

dans le tableau 7 :

	EL	M1 C = 8,4 MPa	M1 C = 4,2 MPa
$\frac{\delta\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\delta\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$	2,3	2,7	3,3

Tableau 7 *- Rapports* $\frac{\delta\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\delta\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$

(valeur au dernier incrément de surcarottage, état initial D_4)
(EL : modèle élastique linéaire, M1 : Drucker Prager C = 8,4 - 4,2 -2,1 MPa)

L'influence de la rhéologie est sensible : une diminution de cohésion (entre 8,4 MPa et 4,2 MPa) se traduit par une augmentation de "l'hétérogénéité" des variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage sur la paroi du trou de forage.

On note que le cas d'une cohésion nulle a conduit à une divergence des calculs en fin de carottage, pour ce même état initial D4. Des calculs effectués en prenant en compte des valeurs de cohésion de 3 MPa et 2,1 MPa ont conduit à une forte plastification lors du carottage et une plastification finale de tout l'anneau surcarotté (en fin de surcarottage). Il semble alors que les valeurs du rapport $R = \frac{\delta\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\delta\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ tendent à diminuer dans le cas de très fortes plastifications (ce point est à vérifier).

6. - Étude paramétrique générale

6.1 - Introduction

On présente dans les paragraphes suivants des analyses plus générales des résultats de l'étude paramétrique. On examinera essentiellement les déformations orthoradiales en fin de carottage, en début et en fin de surcarottage à l'aide de tableaux récapitulatifs synthétisant l'ensemble des résultats.

On s'intéressera également à d'autres aspects de la déformation subie par le trou de forage lors du carottage et du surcarottage en examinant la déformée du trou, en fin de carottage et en fin de surcarottage. Un paramètre important, caractérisant l'évolution de la forme du trou est son ovalisation (soit le rapport entre les déplacements radiaux maximal et minimal de la paroi). Des mesures de convergence de la paroi du trou de forage pourraient ainsi également donner des informations sur les directions principales initiales de contrainte.

6.2 - Influence de la plasticité sur la déformation orthoradiale

6.2.1 - Fin de carottage

On a porté sur les tableaux 8 et 9 les valeurs de la déformation orthoradiale en fin de carottage, en chacun des quatre points de la paroi du trou de forage considérés, pour les états initiaux déviatoriques D_1- D_{11}, le modèle élastique linéaire et les trois modèles élastoplastiques considérés.

Points	Modèle	D1	D2	D3	D4	D5	D6	D7	D8	D9
	EL analyt.	- 3,88	- 2,14	- 0,39	- 7,76	- 4,28	- 0,79	- 11,6	- 6,41	- 1,18
	EL CESAR	- 3,87	- 2,16	- 0,44	- 7,74	- 4,32	- 0,89	- 11,6	- 6,47	- 1,33
(90°)	M1	- 3,87	- 2,16	- 0,44	- 7,41	**- 4,07**	**- 0,66**	**- 9,49**	**- 5,20**	**- 0,72**
B	M2	**- 3,50**	**- 1,97**	**- 0,33**	- 14,8	- 10,5	- 6,09	- 33,9	- 30,4	
	M3	**- 3,66**	**- 1,97**	**- 0,25**	- 7,75	- 4,47				
	EL analyt.	- 5,01	- 3,83	- 2,65	- 10,0	- 7,67	- 5,31	- 15,0	- 11,5	- 7,96
	EL CESAR	- 5,03	- 3,90	- 2,77	- 10,1	- 7,80	- 5,53	- 15,1	- 11,7	- 8,30
(60°)	M1	- 5,03	- 3,90	- 2,76	- 8,80	**- 6,75**	**- 4,56**	**- 13,8**	**- 7,41**	**- 5,36**
E	M2	- 5,30	**- 3,23**	**- 2,39**	- 20,1	- 15,8	- 12,4	- 38,0	- 31,9	
	M3	**- 4,20**	**- 3,21**	**- 2,06**	- 22,4	- 19,6				
	EL analyt.	- 7,27	- 7,22	- 7,17	- 14,5	- 14,4	- 14,4	- 21,8	- 21,7	- 21,5
	EL CESAR	- 7,14	- 7,05	- 6,97	- 14,3	- 14,1	- 13,9	- 21,4	- 21,2	- 20,9
(30°)	M1	- 7,12	- 7,01	- 6,88	- 16,6	- 15,6	- 14,1	- 33,1	- 33,6	- 32,7
C	M2	- 9,33	- 9,65	- 9,69	- 25,1	- 25,0	- 27,6	- 44,5	- 44,5	
	M3	- 9,35	- 9,12	- 8,02	- 38,1	- 42,7				
	EL analyt.	- 8,40	- 8,92	- 9,43	- 16,8	- 17,8	- 18,9	- 25,2	- 26,8	- 28,3
	EL CESAR	- 8,40	- 8,79	- 9,29	- 16,6	- 17,6	- 18,6	- 24,9	- 26,4	- 27,9
(0°)	M1	- 8,41	- 9,10	- 9,86	- 22,9	- 25,9	- 28,7	- 43,8	- 51,0	- 21,4
F	M2	- 11,4	- 12,3	- 12,7	- 29,4	- 31,3	- 36,4	- 48,4	- 50,1	
	M3	-13,0	- 14,7	- 16,0	- 48,4	- 64,0				

***Tableau 8** - Déformation orthoradiale en fin de carottage (10^{-4})*
(valeur de $\varepsilon_{\theta\theta}$ au dernier incrément de carottage)
(EL : modèle élastique linéaire, calcul analytique et calcul numérique CESAR
M1 : Drucker Prager, M2 : Khan, M3 : Cam Clay Modifié)

Remarque : le modèle élastique linéaire se traduit par des relations très simples (linéaires !) entre les déformations finales en fin de carottage en un point donné, obtenues en considérant les états initiaux de contrainte D_1- D_4 - D_7, D_2 - D_5 - D_8 , D_3 - D_6 - D_9.

Le trou de forage étant non revêtu en fin de carottage, les déformations obtenues lors du carottage sont uniquement fonction des valeurs des contraintes principales initiale mineure σ_h et majeure σ_H, dans le cas du modèle élastique linéaire. D'un état initial à l'autre, une relation de

proportionnalité identique entre les contraintes principales initiale mineure σ_h et majeure σ_H se traduit par la même relation de proportionnalité sur les déformations (linéarité de comportement). On rappelle ces relations de proportionnalité pour les états initiaux pris en compte :

σ_H (D4) = 2 σ_H (D1) et σ_h (D4) = 2 σ_h (D1) donc $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D4) = 2 $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D1)(EL)
σ_H (D7) = 3 σ_H (D1) et σ_h (D7) = 3 σ_h (D1) donc $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D7) = 3 $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D1)(EL)
de même :
σ_H (D5) = 2 σ_H (D2) et σ_h (D5) = 2 σ_h (D2) donc $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D5) = 2 $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D2)(EL)
σ_H (D8) = 3 σ_H (D2) et σ_h (D8) = 3 σ_h (D2) donc $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D8) = 3 $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D2) (EL)
et :
σ_H (D6) = 2 σ_H (D3) et σ_h (D6) = 2 σ_h (D3) donc $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D6) = 2 $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D3)(EL)
σ_H (D9) = 3 σ_H (D3) et σ_h (D9) = 3 σ_h (D3) donc $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D9) = 3 $\varepsilon_{\theta\theta}$ (D3)(EL)

Ces relations de proportionnalité en élasticité linéaire, sont parfaitement vérifiés, que ce soit pour les calculs analytiques et que pour les simulations numériques (CESAR).

Points	Modèle	**D10**	**D11**
(90°)	EL analyt.	- 9,51	- 19,3
B	M1	**- 8,49**	**- 18,1**
(60°)	EL analyt.	- 11,2	-20,2
E	M1	**- 10,5**	- 26,2
(30°)	EL analyt.	- 14,6	- 22,0
C	M1	- 16,9	- 31,9
(0°)	EL analyt.	- 16,3	- 23,0
F	M1	- 21,4	- 32,0

Tableau 9 *- Déformation orthoradiale en fin de carottage (10^{-4})*
(EL : modèle élastique linéaire, calcul analytique , M1 : Drucker Prager)

On a porté en caractères gras, dans les tableaux 8 et 9, toutes les variations de déformation orthoradiale (totale) élastoplastique, en fin de carottage, inférieures aux variations de déformation orthoradiale prédites par le modèle élastique linéaire.

On note que la plastification peut se traduire, en paroi du trou de carottage, par des déformations orthoradiales plus faibles dans certaines directions, selon le modèle de comportement élastoplastique et l'état initial de contraintes considérés, que celles prédites par le modèle élastique linéaire.

Pour les trois modèles de comportement élastoplastiques pris en compte (Drucker Prager sans écrouissage, Khan, et Cam Clay Modifié) les déformations orthoradiales élastoplastiques en fin de carottage sont supérieures ou égales aux déformations orthoradiales prédites par le modèle élastique linéaire au point F ainsi qu'au point C. Ce résultat est logique car le point F correspond à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure, et le point C correspond à une direction radiale relativement proche de la précédente (écart angulaire de 30°). On a noté

précédemment que c'est toujours dans cette direction particulière que la plastification est la plus intense au cours du carottage et ceci d'autant plus nettement que l'état initial de contrainte est fortement déviatorique (valeur du "rapport d'anisotropie des contraintes" K élevée).

Suivant le modèle de comportement élastoplastique et l'état initial de contraintes considérés, on observe que les déformations orthoradiales élastoplastiques en fin de carottage peuvent être inférieures aux déformations orthoradiales prédites par le modèle élastique linéaire dans la direction associée à la contrainte principale initiale majeure (point B) ainsi que dans la direction la plus proche (point E, écart de 30° par rapport à la précédente).

Dans le cas du modèle de Drucker Prager sans écrouissage (modèle 1, M1), les états initiaux D_1 - D_2 - D_3 conduisent en cours de carottage, à une réponse "quasi " élastique : les déformations élastoplastique et élastique linéaire sont très proches.

Les effets de la plastification en cours de carottage, pour le modèle 1, sont significatifs pour les états initiaux déviatoriques D_4 - D_9. On observe alors, pour les états initiaux D_5 - D_9 des déformations orthoradiales "élastoplastiques" plus faibles, en fin de carottage, que les déformations prédites par le modèle élastique linéaire, aux point B et E. Ceci d'ailleurs observé, que les points B et E aient été plastifiés ou non au cours du carottage. En effet, on remarque que dans le cas des états initiaux D_1 - D_4 le point B n'a pas été plastifié au cours du carottage pourtant les déformations orthoradiales en ce point, ainsi que les contraintes, sont différentes de celle prédites par le modèle élastique linéaire.

La plastification, même localisée, affecte donc l'équilibre de toute la structure (dans la zone proche du trou de carottage) et modifie les distributions de contraintes et de déformation, par rapport à celles prédites par une évolution totalement élastique de la structure, que ce soit dans les domaines effectivement plastifiés ou non.

Dans le cas du modèle de Khan (modèle 2, M2) la plastification se développe de manière nettement plus importante que dans le cas du modèle de Drucker Prager au cours du carottage car le seuil initial de plasticité du modèle 2 est moins élevé. Une autre différence, importante entre les modèles 1 et 2 est l'écrouissage positif développé par le modèle 2.

On observe alors de même des déformations orthoradiales élastoplastiques en fin de carottage inférieures aux déformations orthoradiales prédites par le modèle élastique linéaire au point B, et moins nettement au point le plus proche (point E), dans le cas des états initiaux D_1- D_2 - D_3 et D_4. Ces états initiaux conduisent à une plastification relativement "modérée" au point B, par rapport à la plastification activée au point F au cours du carottage. Les états initiaux D_5 - D_6 - D_7 - D_8 qui se traduisent par une plastification importante de toute la zone proche de la paroi du trou de forage (points B, E C et F inclus) au cours du carottage se traduisent par des déformations orthoradiales élastoplastiques plus fortes en fin de carottage, que celles prédites par un modèle élastique linéaire.

Dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié, on note que les états initiaux D_1- D_2 - D_3 pour lesquels l'écrouissage en début de plastification, au point F, est négatif, conduisent également, aux points B et E, déformations orthoradiales élastoplastiques en fin de carottage inférieures aux déformations orthoradiales prédites par le modèle élastique linéaire.

"Non - uniformité" des déformations orthoradiales en fin de carottage

On a porté sur le tableau 10 les amplitudes maximales des déformations orthoradiales sur la paroi du trou de carottage en fin de carottage, représentées par le rapport entre la déformation maximale (point F) et la déformation minimale (point B) :

$$r = \frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}} = \left| \frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{final}(F)}{\varepsilon_{\theta\theta}^{final}(B)} \right|$$

Modèle	D1	D2	D3	D4	D5	D6	D7	D8	D9	D10	D11
EL analyt.	2,2	4,2	24	2,2	4,2	24	2,2	4,2	24	1,7	1,2
M1	2,2	4,2	22	3,1	6,4	43	4,6	9,4	30	2,5	1,3
M2	3,3	6,2	38	**2,0**	**3,0**	**6,0**	**1,4**	**1,6**			
M3	3,6	7,5	64	6,2	14						

Tableau 10 *- Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *(valeur au dernier incrément de carottage)*

(EL : modèle élastique linéaire, M1 : Drucker Prager, M2 : Khan, M3 : Cam Clay Modifié)

L'influence du modèle de comportement sur les déformations orthoradiales en fin de carottage est nette.

Le modèle de Drucker Prager sans écrouissage (M1) conduit à des contrastes entre déformations maximale/minimale supérieurs ou égaux à ceux obtenus dans le cas du modèle élastique linéaire, ceci pour tous les états initiaux de contrainte considérés. Ces contrastes plus importants sont dus au fait que dans le cas d'états de contrainte initiaux déviatoriques, la plastification se traduit par des déformations plus grandes (en module) dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure (point F, $\theta = 0°$), et parfois même plus faibles dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure (point B, $\theta = 90°$) que celles prédites par un modèle élastique linéaire.

Le modèle de Khan (M2), caractérisé par un écrouissage positif, conduit à des contrastes, sur la paroi du forage, entre déformations maximale/minimale supérieurs à ceux obtenus dans le cas du modèle élastique linéaire seulement pour les états initiaux D_1 , D_2 et D_3 pour lesquels la plastification lors du carottage est la moins forte. Les états initiaux D_4 - D_5 - D_6 - D_7 - D_8 qui conduisent à une forte plastification de la zone proche du trou de forage se traduisent par des contrastes entre déformations maximale/minimale inférieurs à ceux obtenus dans le cas du modèle élastique linéaire. On note ainsi un "lissage" ou "homogénéisation" des déformations sur la paroi du trou de forage lors du carottage. On attribuera cet effet à l'écrouissage positif mobilisé de manière importante.

Le modèle de Cam Clay Modifié (M3), de même que le modèle de Drucker Prager, conduit à des déformations orthoradiales plus "hétérogènes", en paroi du trou de forage, que le modèle élastique linéaire.

6.2.2 - en début de surcarottage

On s'intéresse dans ce paragraphe à la variation de déformation orthoradiale en début de surcarottage. Numériquement, on étudie donc les variations de déformation orthoradiale obtenues aux quatre points (référencés B, E, C et F) de la paroi du trou de carottage correspondant aux jauges circulaires de déformation lors du premier incrément de surcarottage (on rappelle que le surcarottage est modélisé numériquement en 10 incréments de déchargement).

Pour illustrer l'influence de la loi de comportement de la roche sur la variation de déformation orthoradiale en début de surcarottage, on a porté dans le tableau 11 les écarts relatifs entre les pentes de (variations) de déformation orthoradiale prédites par le modèle élastique linéaire et chacun des modèles élastoplastiques.

$$P_{ente}^{relative} = \left| \frac{\text{Pente élastique}(1^{er}\text{ increment}) - \text{pente élastoplastique}(1^{er}\text{ increment})}{\text{pente élastique}(1^{er}\text{ increment})} \right| \times 100$$

$$\text{Pente} = \frac{\Delta(\delta\varepsilon_{\theta\theta})}{\Delta\lambda}$$

$[(1 \le \lambda \le 1{,}1)$, sur les courbes générales carottage - surcarottage $]$
lors du surcarottage, le taux de déchargement $\lambda' = \lambda - 1$ est donc pris entre 0 et 0,1)

Dans le cas particulier de la direction B ($\theta = 90°$) et de la valeur du rapport "d'anisotropie des contrainte" K égale à 3 ($\sigma_H = 3\sigma_h$), la déformation orthoradiale est constante lors du surcarottage et la variation de déformation orthoradiale est donc nulle ($\delta\varepsilon_{\theta\theta} = 0$) : pente élastique théorique (point B, K = 3, D3 - D6 - D9) = 0

On a donc porté pour le point B, dans le tableau 11 la valeur suivante (indicée par le symbole "*") :

$$P_{ente}^{relative} = \left| \frac{\text{Pente élastique}(1^{er}\text{ increment}) - \text{pente élastoplastique}(1^{er}\text{ increment})}{\text{pente élastoplastique}(1^{er}\text{ increment})} \right| \times 100$$

théoriquement égale à 100, l'écart par rapport à 100 mesure alors la précision du calcul par éléments finis, (la pente élastique n'étant pas parfaitement nulle).

Dans ce cas particulier, l'influence de la plastification se mesure directement sur la pente élastoplastique (courbes $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$, point B, D3, D6 et D9).

On a porté en caractère gras les valeurs de différences relatives élastique - élastoplastique supérieures à 10 % (se reporter au tableau 11).

La seule connaissance des paramètres élastiques est-elle suffisante pour interpréter les mesures de déformation en début d'essai (dans un tel cas les variations de contraintes s'obtiendraient directement à partir des mesures de variations de déformations, à l'aide de la loi de Hooke) ?

Points	Modèle	D1	D2	D3	D4	D5	D6	D7	D8	D9
(90°)	M1	0	0	0	2,3	9,4	**86***	9,6	**23**	**96***
B	M2	5,8	**11**	**86***	9,6	**36**	**97***	**13**	**56**	
	M3	7,0	**11,1**		2,5	**73,6**				
(60°)	M1	0	0	0	1,3	1,9	2,8	2,4	4,4	8,3
E	M2	1,4	1,9	2,8	1,4	6,6	**21**	2,4	**13**	
	M3	1,4	3,8	5,6	1,3	**12,3**				
(30°)	M1	1,0	0	0	1,5	1,9	2,4	4,5	5,2	6,2
C	M2	2,9	2,9	2,9	5,3	7,8	8,8	8,4	**11**	
	M3	2,9	2,9	4,9	**16,5**	**20,9**				
(0°)	M1	0	0	0	2,2	2,7	3,6	6,9	7,2	8,4
F	M2	3,3	3,1	3,6	8,3	**11**	**13**	**12**	**16**	
	M3	**16,7**	4,7	**28,6**	**22,3**	**61,4**				

Tableau 11 *- Écart relatif entre les pentes "élastique" et "élastoplastique" des courbes* $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$ *au premier incrément de surcarottage (M1 : Drucker Prager, M2 : Khan, M3 : Cam Clay Modifié)*

Une question importante que l'on peut se poser, par rapport à l'essai de surcarottage est la suivante : dans quelle mesure la réponse de la structure en début de surcarottage est, ou n'est pas, affectée par une éventuelle plastification antérieure, suivant le modèle rhéologique et l'état initial de contraintes considérés ?

Comparaison des trois modèles élastoplastiques (influence de la rhéologie)

Pour la quasi totalité des états initiaux de contraintes et des points étudiés, les écarts relatifs entre les pentes des courbes de variations de déformation en fonction du taux de déconfinement prédites par les modèles élastique linéaire et élastoplastique sont plus importants dans le cas du modèle de Khan (M2) par rapport au modèle de Drucker Prager sans écrouissage.

Pour chaque état initial de contraintes et en chaque point, les différences d'écarts relatifs, au premier incrément de surcarottage entre les modèles élastoplastiques 1 et 2, par rapport au modèle élastique linéaire, sont dues à l'influence du modèle rhéologique sur le comportement du matériau en début de surcarottage.

L'effet de la plastification apparue en cours de carottage sur la variation de déformation orthoradiale en début de surcarottage, est donc plus important pour le modèle de Khan que pour le modèle de Drucker Prager sans écrouissage considéré. Cela s'explique notamment par le fait que le seuil de plasticité initial est nettement plus faible dans le cas du modèle de Khan (la plastification intervient à des niveaux de chargement nettement plus bas, lors du carottage) que dans le cas du modèle de Drucker Prager, le modèle de Khan mobilisant ensuite de l'écrouissage (positif).

La comparaison des modèles de Drucker Prager (M1), Khan (M2) et de Cam Clay Modifié (M3), dans le cas des états initiaux plastiquement admissibles pour ce dernier modèle (D_1 - D_5) montre que les plus forts écarts relatifs avec le modèle élastique linéaire sont obtenus dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié.

L'interprétation est analogue à celle présentée précédemment dans le cas des modèles 1 et 2. On note à nouveau l'influence du modèle rhéologique. La surface de charge initiale considérée pour le modèle de Cam Clay est atteinte à des niveaux de chargement mécanique plus faibles que pour les autres modèles lors du carottage. La plastification en fin de carottage est plus importante dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié, et son influence sur le comportement du matériau en début de surcarottage plus forte. Cela est accentué par la fait que l'écrouissage peut être négatif dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié, contrairement au cas du modèle de Khan considéré pour lequel l'écrouissage est positif.

L'influence de la plastification antérieure sur la variation de déformation orthoradiale en début de surcarottage dépend, à modèle de comportement fixé, de la position du point par rapport aux directions principales initiales de contraintes : les différences relatives les plus fortes, par rapport à l'élasticité linéaire et pour les trois modèles élastoplastiques étudiés, sont obtenues, pour la plupart des calculs, aux points B et F qui correspondent aux directions radiales associées aux contraintes principales initiales majeure et mineure.

Cela n'est pas vérifié dans le cas de l'état initial D4 et du modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3) pour lequel l'écart relatif "réponse élastique - réponse élastoplastique" est plus important au point intermédiaire C ($\theta = 30°$) qu'au point B.

Même en début de surcarottage (lors du premier incrément de déchargement), l'influence de la plastification subie lors du carottage sur la variation de déformation orthoradiale est sensible : pour de nombreux états initiaux de contrainte et pour les modèles de comportement élastoplastique considérés, les réponses élastiques et élastoplastiques sont nettement différentes.

On note par exemple (se référer au tableau 11) que dans 28 cas sur 92 possibles (9 états initiaux 4 points 2 (M1, M2) + 5 états initiaux 4 points (M3)) , soit un pourcentage de l'ordre de 30 %, les différences relatives entre les réponses élastique et élastoplastiques en surcarottage lors du premier incrément de déchargement sont supérieures à 10 %.

D'autre part tous les états initiaux déviatoriques considérés ont conduit, en au moins une jauge de déformation et au moins un modèle élastoplastique, à un écart relatif supérieur à 10 % par rapport à la réponse élastique lors du premier incrément.

On en conclut que dans des cas relativement nombreux (état initial de contraintes, modèle rhéologique) la seule connaissance des caractéristiques élastiques de comportement (module de Young E et coefficient de Poisson dans le cas du matériau isotrope) est insuffisante pour interpréter le début de l'essai de surcarottage. Pour ces mêmes cas, la pente de la courbe "variation de déformation orthoradiale - taux de déconfinement" n'est pas liée exclusivement aux caractéristiques élastiques et aux contraintes initiales. Elle dépend également de l'histoire du chargement mécanique subi antérieurement (c'est à dire le carottage), et par la même d'aspects de comportement relativement complexes (surface de charge initiale, lois d'écrouissage et d'écoulement plastique).

Cette différence entre les réponses élastique et élastoplastique peut être sensible, en début de surcarottage, même si le point considéré n'est pas plastifié en fin de carottage. C'est le cas notamment du point B, modèle de Drucker Prager (M1), état initial D8, non plastifié à l'issu du carottage et en lequel on observe un écart relatif de 23 % entre les pentes élastique et élastoplastique en début de surcarottage.

L'apparition de la plastification lors du carottage, et le développement d'une zone plastique même fortement localisée autour de la direction associée à la contrainte principale initiale mineure, affecte le comportement ultérieur de toute la structure.

Ceci est un effet de structure particulier au problème traité. La plastification se traduit, par rapport à une évolution élastique, par une modification de la distribution des contraintes autour du trou de carottage, et donc à une modification de l'état d'équilibre de toute la structure.

Un point de la paroi du trou de carottage situé dans une zone élastique, au cours du carottage et au début du surcarottage, se comportera différemment selon qu'une zone plastique se soit antérieurement développée au cours du carottage, dans une zone proche centrée sur la direction $\theta = 0°$, ou non (c'est le cas du modèle élastique linéaire).

6.2.3 - Fin de surcarottage

On a porté dans les tableaux 12 et 13 les variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage (soient les valeurs de variation de déformation au dixième incrément de surcarottage)

On a porté en caractères gras, dans le tableau 12, toutes les variations de déformation orthoradiale élastoplastiques, en fin de surcarottage, inférieures aux variations de déformation orthoradiale prédites par le modèle élastique linéaire.

On notera qu'en comportement élastique linéaire, les relations de proportionnalité entre les contraintes principales initiales mineure et majeure se traduisent par les mêmes relations de proportionnalité entre les variations de déformations orthoradiales en cours de surcarottage (linéarité de comportement) :

La comparaison des variations de déformations orthoradiales élastoplastiques et élastiques linéaires en fin de surcarottage (tableaux 12 et 13) et des déformations orthoradiales élastoplastiques et élastiques linéaires en fin de carottage montre que l'effet de la plastification sur les déformations est nettement différent pour ces deux chargements mécaniques : carottage et surcarottage.

En fin de carottage, les modèles de comportement élastoplastiques peuvent conduire (suivant les états initiaux de contrainte) à des déformations élastoplastiques plus faibles que les déformations élastiques linéaires dans la direction associée à la contrainte principale initiale majeure (point B). Cette direction est celle pour laquelle la plastification est la moins activée au cours du carottage (pour les trois modèles de comportement élastoplastiques pris en compte).

Points	Modèle	D1	D2	D3	D4	D5	D6	D7	D8	D9
	EL analyt.	5,23	2,62	0	10,5	5,23	0	15,7	7,85	0
	EL CESAR	5,22	2,64	0,04	10,4	5,28	0,10	15,7	7,90	0,14
(90°)	M1	5,22	2,64	0,06	10,7	5,54	0,39	15,3	8,13	0,85
B	M2	5,45	2,90	0,34	11,0	7,43	4,37	16,0	12,8	
	M3	**5,14**	**2,57**	**-0,03**	15,8	10,7				
	EL analyt.	6,98	5,23	3,49	14,0	10,5	6,98	20,9	15,7	10,5
	EL CESAR	7,00	5,30	3,60	14,0	10,6	7,20	21,0	15,9	10,8
(60°)	M1	7,00	5,31	3,61	13,8	10,4	7,00	**19,9**	**14,7**	**9,66**
E	M2	7,05	5,36	3,68	14,3	10,7	8,54	21,6	17,6	
	M3	**6,35**	**4,74**	**2,99**	17,4	**9,62**				
	EL analyt.	10,5	10,5	10,5	20,9	20,9	20,9	31,4	31,4	31,4
	EL CESAR	10,3	10,3	10,3	20,7	20,6	20,5	31,0	30,9	30,9
(30°)	M1	10,3	10,3	10,3	20,4	19,8	**19,1**	34,8	33,7	31,6
C	M2	10,4	**9,67**	**9,60**	20,8	20,5	**18,9**	**26,7**	**29,8**	
	M3	**9,40**	**8,01**	6,81	20,7	**17,5**				
	EL analyt.	12,2	13,1	14,0	24,4	26,2	27,9	36,6	39,2	41,9
	EL CESAR	12,1	13,0	13,8	24,2	25,9	27,6	36,3	38,9	41,5
(0°)	M1	12,1	13,0	13,8	26,2	29,2	32,4	45,6	51,3	56,2
F	M2	12,0	13,0	14,0	24,1	**25,0**	**25,6**	**34,3**	**36,2**	
	M3	15,8	20,1	25,1	**21,6**	28,0				

Tableau 12 *- Variations de déformation orthoradiale finales (10^{-4}) (valeur de $\delta\varepsilon_{\theta\theta}$ au dernier incrément de surcarottage)*

Points	Modèle	D10	D11
(90°)	EL analyt.	13,1	27,1
B	M1	13,2	28,2
(60°)	EL analyt.	15,7	28,5
E	M1	15,4	30,4
(30°)	EL analyt.	20,9	31,4
C	M1	20,7	35,1
(0°)	EL analyt.	23,5	32,8
F	M1	24,7	37,7

Tableau 13 *- Variations de déformation orthoradiale finales (10^{-4}) (valeur de $\delta\varepsilon_{\theta\theta}$ au dernier incrément de surcarottage)*

(EL : modèle élastique linéaire, calcul analytique, M1 : Drucker Prager)

En fin de carottage, les déformations élastoplastiques sont toujours supérieures ou égales aux déformations élastiques linéaires dans la direction associée à la contrainte principale initiale mineure (point F), qui est la direction pour laquelle la plastification est la plus activée au cours du carottage.

En fin de surcarottage, pour tous les états initiaux déviatoriques pris en compte, les variations de déformations orthoradiales élastoplastiques semblent toujours supérieures ou égales aux variations de déformations orthoradiales élastiques linéaires dans la direction associée à la contrainte principale initiale majeure (point B), pour les modèles 1 et 2.

La comparaison entre les variations de déformations élastiques et élastoplastiques en fin de surcarottage est fortement influencée par le modèle de comportement élastoplastique :

• le modèle de Drucker Prager sans écrouissage (modèle 1) conduit, pour les états initiaux D_8 - D_9 à des variations de déformations élastoplastiques plus faibles que les variations de déformations élastiques linéaires au point E, ce phénomène étant assez peu marqué;

• le modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3) conduit, pour les états initiaux D_1 - D_2 -D_3 et D_5 à des variations de déformations élastoplastiques plus faibles que les variations de déformation élastiques linéaires dans les directions intermédiaires (points E et C) entre les directions associées aux contraintes principales initiales majeure et mineure;

• le modèle de Khan (modèle 2) conduit, pour les états initiaux D_6 - D_7 - D_8 à des variations de déformations élastoplastiques plus faibles que les variations de déformation élastiques linéaires dans la direction associée à la contrainte principale initiale mineure (point F) et la direction écartée de 30° (point C).

On peut expliquer cette influence de la rhéologie par les nettes différences entre les règles d'écoulement plastique et d'écrouissage prises en compte pour ces trois modèles.

Le modèle de Khan conduit à de fortes plastifications au cours du carottage, accompagnées d'un écrouissage positif. L'écrouissage positif lors du carottage est maximal au point F. De ce fait, la fonction de charge est elle même maximale au point F, en fin de carottage. Cela se traduit par une "minimisation" des effets de la plastification en cours de surcarottage au point F, par rapport au modèle élastique linéaire et par rapport au point B (où l'extension du domaine élastique en fin de carottage est la plus faible). On rappelle que pour tous les modèles de comportement et tous les états initiaux de contrainte considérés, la variation maximale de déformation est enregistrée au point B.

On observe d'ailleurs (tableau 14) que dans le cas du modèle de Khan, les variations de déformation en cours de surcarottage ont tendance à être "lissées" sur la paroi du trou de forage, par rapport au modèle élastique linéaire : la valeur du rapport entre les variations maximales (point F) et minimales (point B) de déformation orthoradiale en paroi du trou de forage lors du surcarottage a tendance à être plus faible que dans le cas du modèle élastique linéaire.

"Non - uniformité" des variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage

On a porté sur le tableau 14 les amplitudes maximales de variations de déformations orthoradiales sur la paroi du trou de carottage en fin de surcarottage, représentées par le rapport entre la variation maximale de déformation (point F) sur la variation minimale (point B) :

$$r = \frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}} = \left| \frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{final}(F)}{\varepsilon_{\theta\theta}^{final}(B)} \right|$$

Modèle	D1	D2	D3	D4	D5	D6	D7	D8	D9	D10	D11
EL analyt.	2,3	5,0	•	2,3	5,0	•	2,3	5,0	•	1,8	1,3
M1	2,3	4,9	230	2,7	5,3	81	3,0	6,3	66	1,9	1,8
M2	**2,2**	**4,5**	**41**	**2,2**	**3,4**	**5,9**	**2,1**	**2,8**			
M3	3,1	7,8	837	**1,4**	**2,6**						

Tableau 14 *- Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *(valeur au dernier incrément de surcarottage)*

(EL : modèle élastique linéaire, M1 : Drucker Prager, M2 : Khan, M3 : Cam Clay Modifié)

En comparant les états initiaux respectifs D_1 - D_2 - D_3, D_4 - D_5 - D_6 et D_7 - D_8 - D_9 on note qu'à contrainte principale initiale majeure fixée, l'écart relatif entre les variations maximale et minimale de déformation orthoradiale sur la paroi du trou de forage lors du surcarottage est d'autant plus grand que la contrainte principale initiale mineure est petite (en module), c'est à dire que la valeur du "rapport d'anisotropie des contraintes" est grande. Cela est vérifié pour les trois modèles de comportement élastoplastiques pris en compte ainsi que le modèle élastique linéaire.

In situ, un fort contraste relatif entre les variations maximale et minimale de déformation orthoradiale sur la paroi du trou de forage lors du surcarottage est un indice de contraintes initiales ("planes") déviatoriques (contraintes majeure et mineure nettement différentes).

Il est intéressant de noter que l'effet de la plastification sur les variations de déformation lors du surcarottage est sensible dans le cas d'états initiaux faiblement déviatoriques tels que D_{10} et D_{11} (K = 1,33 et 1,1). Dans le cas le plus faiblement déviatorique, D_{11} : les variations de déformation en paroi du trou de forage sont sensiblement plus "hétérogènes" que celles prédites par le modèle élastique linéaire.

L'influence de la rhéologie sur les contrastes entre les mesures de déformation, lors du surcarottage, en paroi du trou de forage est nette.

Le modèle élastoplastique de Drucker Prager sans écrouissage (M1), conduit, pour les états initiaux D_4 - D_5, D_7 - D_8 à des écarts relatifs, entre les variations maximale et minimale de déformation, plus importants que pour le modèle élastique linéaire. La plastification étant très faible pour le modèle M1, pour les états initiaux D_1 - D_2 - D_3 (d'autre part les cas D_3 - D_6 - D_9 sont particuliers en élasticité, K = 3). Le modèle élastoplastique de Khan (M2), caractérisé par un écrouissage positif important, conduit, pour tous les états initiaux considérés, à de plus faibles écarts relatifs, entre les variations maximale et minimale de déformation, que le modèle de Drucker Prager et le modèle élastique linéaire. In situ, cela se traduirait par des mesures de déformation un peu plus "homogènes", que pour les autres modèles. Cet effet de "lissage" est certainement lié à l'écrouissage positif développé par le modèle 2, lors du carottage.

Dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié, les états initiaux D_1 - D_2 conduisent en fin de surcarottage à de plus forts écarts relatifs entre les variations maximale et minimale de déformation, que les modèles élastoplastiques de Drucker Prager, de Khan et élastique linéaire. On attribue ce résultat à l'écrouissage négatif développé par le modèle de Cam Clay Modifié lors de l'apparition de la plasticité au cours du carottage (point F). Cet écrouissage négatif conduit à de forts contrastes de variation de déformation orthoradiale sur la paroi du trou de forage en fin de surcarottage.

Inversement, les états initiaux D_4 - D_5 conduisent en fin de surcarottage à de plus faibles écarts relatifs entre les variations maximale et minimale de déformation, que les modèles élastoplastiques de Drucker Prager, de Khan et élastique linéaire. On note que dans ce cas, la fonction de charge initiale du modèle de Cam Clay Modifié est atteinte, lors du carottage, au point F, dans le domaine plastiquement contractant à écrouissage positif.

Au niveau du modèle de comportement élastoplastique, un écrouissage positif développé au cours du carottage semble se traduire par une (relative) "atténuation" des contrastes entre les variations de déformation orthoradiale sur la paroi du trou de forage en fin de surcarottage. Un écrouissage négatif semble avoir l'effet inverse.

On note, suivant les modèles de comportement certaines analogies au niveau de la comparaison entre les contrastes de déformation en paroi du trou de forage obtenus par les modèles élastoplastiques et le modèle élastique linéaire, en carottage et en surcarottage. Par exemple le modèle de Drucker Prager sans écrouissage, conduit, en carottage et en surcarottage, en exceptant les cas particuliers ($K = 3$, modèle élastique), à des déformations plus "hétérogènes", en paroi du trou de forage, que le modèle élastique linéaire, dès que la plastification devient relativement importante.

Dans le cas du modèle de Khan, l'effet de "lissage" des déformations est observé pour tous les états initiaux de contrainte dans le cas du surcarottage et seulement pour les états initiaux conduisant à de relativement importantes plastifications pour le carottage.

6.3 - Aspects communs des réponses élastiques et élastoplastiques lors du surcarottage

Directions associées aux contraintes principales initiales

Les trois modèles élastoplastiques considérés et le modèle élastique linéaire conduisent, dans le cas des contraintes initiales déviatoriques prises en compte, à des variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage :

- maximales au point F, c'est à dire dans la direction associée à la contrainte principale initiale mineure,

- minimales au point B, c'est à dire dans la direction associée à la contrainte principale initiale majeure (excepté pour le modèle de Cam Clay Modifié M3, état initial D_5),

- monotones croissantes du point B au point F ($\delta\varepsilon_{\theta\theta}$ (B) < $\delta\varepsilon_{\theta\theta}$ (E) < $\delta\varepsilon_{\theta\theta}$ (C) < $\delta\varepsilon_{\theta\theta}$ (F)), c'est à dire de la direction associée à la contrainte principale initiale majeure, à la direction associée à la contrainte principale initiale mineure (excepté pour le modèle de Cam Clay Modifié M3, état initial D_5).

Tous les modèles de comportement conduisent à un diamètre final du trou de carottage maximal dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure (point B) et minimal dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure (point F).

On note ainsi des informations, communes aux divers modèles de comportement, permettant d'estimer in situ les directions associées aux contraintes principales initiales mineure et majeure.

Contraintes initiales

A valeur de contrainte principale initiale majeure σ_H fixée :

• "l'hétérogénéité", sur la paroi du trou de forage, des variations de déformation orthoradiale lors du surcarottage,

• l'ovalisation finale du trou de forage, sont d'autant plus fortes que la valeur du "rapport d'anisotropie des contraintes" K est grande devant 1 (ou que la valeur de la contrainte principale initiale mineure σ_h est petite par rapport à celle de σ_H).

Ce résultat est intuitif car "l'hétérogénéité" des déformations sur la paroi du trou de forage, ainsi que l'ovalisation du trou de forage caractérisent l'écart par rapport à une réponse (en déformation) respectant la symétrie de révolution autour de l'axe du carottier (cette réponse parfaitement symétrique correspondant au cas de contraintes initiales hydrostatiques).

La seule cause de dissymétrie dans ce problème provenant d'un état initial déviatorique (ou "non hydrostatique") il est naturel d'observer que la réponse en déformation est d'autant plus "hétérogène" en paroi du trou, ou "dissymétrique" que l'état initial en contraintes est fortement déviatorique. A valeur égale de "rapport d'anisotropie des contraintes" $K = \sigma_H / \sigma_h$, la variation de déformation orthoradiale en fin de surcarottage est d'autant plus importante que la contrainte moyenne initiale est forte, en compression, ceci pour les quatre points de mesure considérés et pour tous les modèles de comportement pris en compte, modèle élastique linéaire et les trois modèles élastoplastiques.

Cela peut s'expliquer par le fait que l'amplitude du chargement mécanique subi par les points situés de la paroi du trou de carottage est d'autant plus importante, en carottage et en surcarottage, que la contrainte moyenne initiale (de compression) est forte, à niveau semblable de contrainte initiale déviatorique.

- Principaux effets de la plastification

L'influence de la plastification est différente suivant les modèles de comportement élastoplastique considérés (influence de la rhéologie) et l'état initial de contraintes. On s'intéresse dans cette étude aux "couplages" rhéologie - contraintes initiales, et leurs influences sur l'interprétation d'un essai de surcarottage en matériau élastoplastique.

Carottage

L'hétérogénéité des déformations orthoradiales sur la paroi du trou de forage en fin de carottage est plus forte, pour le modèle de Drucker Prager sans écrouissage (modèle 1, M1) que

pour le modèle élastique linéaire dès que la plastification se développe de manière sensible lors du carottage (états initiaux D_5 - D_{11}).

Cette hétérogénéité plus forte des déformations est due au fait que la plastification se traduit par des déformations totales :

• d'une part plus importantes dans la zone plastifiée ("centrée" autour de la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure, point F),

• d'autre part, au contraire, moins importantes dans la zone non plastifiée, ou la moins plastifiée (zone "centrée" autour de la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure, point B), que les déformations totales respectives prédites par un modèle élastique linéaire.

Dans le cas du modèle de Khan (modèle 2, M2) , la comparaison avec une réponse élastique linéaire montre que l'hétérogénéité des déformations orthoradiales "élastoplastiques" en paroi du trou de forage est plus forte que celle prédite par un modèle élastique linéaire seulement dans le cas des états initiaux D_1 - D_2 - D_3. La tendance est inverse dans le cas des états initiaux D_4 - D_5 - D_6 - D_7 - D_8. On peut expliquer ce phénomène par le fait que la zone plastique en fin de carottage est relativement localisée autour de la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure dans le cas des états D_1 - D_2 - D_3 : les déformations totales "élastoplastiques" sont alors plus faibles au niveau du point B (non plastifié ou le moins plastifié) et plus fortes au niveau du point F (plastification la plus forte).

Dans le cas des états initiaux D_4 - D_5 - D_6 - D_7 - D_8, la plastification subie au cours du carottage est relativement importante (la zone plastique finale entoure le trou de forage), et elle s'accompagne d'un écrouissage positif non négligeable. Cela a pour effet de "lisser" les déformations en paroi du trou, essentiellement du fait de déformations plus importantes dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure (point B).

Le modèle de Cam Clay Modifié tend à augmenter l'hétérogénéité des déformations orthoradiales en paroi du trou de forage par rapport au modèle élastique linéaire et aux deux autres modèles élastoplastiques. Les déformations orthoradiales finales "élastoplastiques" au point B sont d'ailleurs inférieures aux déformations orthoradiales "élastiques" pour les états initiaux D_1 - D_2- D_3, alors qu'au point F les déformations "élastoplastiques" sont nettement supérieures aux déformations "élastiques".

Les trois modèles de comportement élastoplastique considérés :

• modèle de Drucker Prager (modèle 1, M1, sans écrouissage, écoulement plastique non associé),

• modèle de Khan (modèle 2, M2, écrouissage positif et écoulement plastique associé),

• modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3, M3, écrouissage positif ou négatif, écoulement plastique associé), conduisent à des réponses, en déformation orthoradiale, sensiblement différentes, lors du carottage. On note ainsi un effet de la rhéologie du matériau.

Globalement, une forte plastification accompagnée d'un écrouissage positif important tel que celui développé par le modèle de Khan semble conduire à une relative "uniformisation" des déformations orthoradiale sur la paroi du trou de forage lors du carottage. Un modèle plastique sans écrouissage tel que le modèle de Drucker Prager, et un modèle plastique activant de l'écrouissage

négatif tel que le modèle de Cam Clay Modifié, semblent conduire à une augmentation de "l'hétérogénéité" des déformations orthoradiale lors du carottage.

On note qu'un effet éventuel du développement d'une zone plastique localisée est l'apparition de déformations orthoradiales totales "élastoplastiques" plus faibles que des déformations orthoradiales prédites par un modèle élastique linéaire au niveau du point B, c'est à dire au voisinage de la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure.

Surcarottage

La réponse en déformation, lors du surcarottage, de la structure au voisinage du trou de forage est sensible à la rhéologie du matériau. L'influence de la rhéologie du matériau sur les variations de déformations orthoradiales lors du surcarottage est différente de celle observée précédemment lors du carottage : d'une part ces deux chargements mécaniques (carottage et surcarottage) sont différents, mais surtout l'histoire du chargement intervient en élastoplasticité : le carottage conditionnant la réponse de la structure lors du surcarottage.

Un modèle de comportement élastoplastique peut conduire à de plus faibles variations de déformation orthoradiale en certains points de la paroi du trou de forage que le modèle élastique linéaire.

Ce phénomène est peu marqué dans le cas du modèle de Drucker Prager sans écrouissage (modèle 1) : on ne l'observe que très légèrement dans une direction intermédiaire ($\theta = 60°$, point E) et pour les états initiaux D_7 - D_8 - D_9. Il l'est relativement plus dans le cas du modèle de Khan, ceci au voisinage de la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure (point F, et le point le plus proche soit le point C) et pour les états initiaux de contrainte ayant conduit aux plus fortes plastifications lors du carottage (D_5 - D_6 - D_7 - D_8).

On note que les déformations orthoradiales totales "élastoplastiques" étaient inversement maximales en F, lors du carottage. On attribue ces plus faibles variations de déformation "élastoplastique" en F à l'écrouissage positif développé par le modèle. Cet écrouissage positif a pour effet de limiter la replastification du matériau en fin de surcarottage. Les valeurs des variations finales de déformation orthoradiale, en F sont assez proches des valeurs finales prédites par le modèle élastique linéaire (tableau 12). Le phénomène commenté précédemment : variations de déformation orthoradiale "élastoplastiques" en paroi du trou de forage plus faibles que celles prédites par le modèle élastique linéaire, s'observe de manière encore différente dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié (influence de la surface de charge, de la règle d'écoulement plastique et de la règle d'écrouissage).

Les états initiaux de contrainte D_4 - D_5 qui conduisent à un écrouissage positif du point F en début de plastification lors du carottage se traduisent, en ce même point par des variations de déformation orthoradiale totale "élastoplastique" en surcarottage plus faibles (D_4) que celle prédites par le modèle élastique linéaire (ou très légèrement supérieures pour D_5). Les états initiaux D_1 - D_2 - D_3 qui conduisent inversement à un écrouissage négatif en début de plastification lors du carottage se traduisent par des variations de déformation orthoradiale totale "élastoplastique" en surcarottage plus fortes que celles prédites par le modèle élastique linéaire .

L'écrouissage positif développé par le modèle de Khan (modèle 2) au cours du carottage tend à diminuer l'ampleur de la replastification du matériau en fin de surcarottage, par rapport au modèle de Drucker Prager. Cela conduit, pour le modèle de Khan à une diminution relative des

variations de déformation orthoradiale dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure où ces variations sont pourtant maximales (par rapport aux autres points de la paroi du trou de forage).

Les variations de déformation orthoradiale dans les autres directions correspondant à E (θ=60°) et B (θ=90°, direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure) étant au contraire plus fortes dans le cas du modèle de Khan que dans celui des modèles élastique linéaire et de Drucker Prager : on observe un "lissage" relatif des variations de déformation orthoradiale sur la paroi du trou de forage lors du surcarottage pour le modèle de Khan.

Ce "lissage" relatif des variations de déformation orthoradiale totale "élastoplastique" lors du surcarottage, aux points de la paroi du trou de forage, semble d'autant plus important que la plastification et l'écrouissage positif sont forts durant le carottage. Cela limite en effet l'ampleur de la replastification (ou plastification pour les points non plastifiés en fin de carottage) en fin de surcarottage.

Ce phénomène est d'autant plus important, dans le cas du modèle de Khan pris en compte, que l'écrouissage positif peut être très fort : la surface de charge initiale et la surface de rupture sont nettement différentes l'une de l'autre (coefficient de proportionnalité de l'ordre de 3) et la surface de rupture n'est effet pas atteinte, pour aucun des états initiaux de contrainte considérés. Dans le cas du modèle de Drucker Prager considéré, l'absence d'écrouissage (et donc d'écrouissage positif) et les valeurs de cohésion et d'angle de frottement prises en compte, conduisent à une replastification en fin de surcarottage est plus importante que dans le cas du modèle de Khan.

Cette replastification se traduit par une perte de linéarité de la variation de déformation orthoradiale en fonction du taux de déchargement mécanique : on observe ce phénomène sur les courbes de déformation orthoradiale et de variations de déformation orthoradiale en fonction de l'avancement (coordonnée réduite z') du carottier (figure 31) au niveau des derniers incréments de déchargement, états initiaux D_4 - D_5 - D_6 - D_7 - D_8 - D_9. Cette replastification s'accompagne d'un accroissement de "l'hétérogénéité" des variations de déformation orthoradiale totale "élastoplastique" sur la paroi du trou de forage, par rapport à un modèle élastique linéaire (contraire du lissage observé pour le modèle de Khan). Le point de la paroi du trou de forage en lequel la replastification semble la plus intense est le point F, correspondant à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure. Ce point subit en effet la plus forte plastification au cours du carottage, la variation de contrainte moyenne de traction qui accompagne cette plastification est donc maximale et elle conduit à des contraintes moyennes de traction maximales en fin de surcarottage.

Par rapport au modèle élastique linéaire, les variations de déformation totale "élastoplastique" ont tendance d'une part à augmenter dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure (point F, et point les plus proche : C), et d'autre part à diminuer dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure (point B, et point les plus proche : E) au niveau des derniers incréments de déchargement en surcarottage (D_4 - D_5 - D_6 - D_7 - D_8 - D_9).

Les deux paramètres de comportement définissant la surface de charge du modèle de Drucker Prager, cohésion C et angle de frottement ϕ sont essentiels car ils contrôlent l'ampleur de la replastification en fin de surcarottage, elle même liée au niveau de contrainte moyenne de traction plastiquement admissible. A valeur constante d'angle de frottement, la replastification en fin de

surcarottage (de même que la plastification en carottage) est d'autant plus forte que la valeur de la cohésion est faible, ce qui est intuitif.

L'interprétation de l'essai de surcarottage en matériau élastoplastique nécessite une détermination expérimentale précise de ces paramètres.

Possibilité d'évolution "non monotone" de la déformation orthoradiale en plasticité

En ce qui concerne l'évolution de la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage en fonction du taux de déchargement mécanique, on observe que le modèle élastique linéaire conduit toujours à une évolution monotone croissante.

Un modèle élastoplastique peut conduire à une évolution non monotone. Ce phénomène est observé pour des modèles de comportement très différents : le modèle de Drucker Prager sans écrouissage et le modèle de Cam Clay Modifié, pour des états initiaux de contrainte : respectivement D_9 et D_3.

Ces deux états initiaux sont caractérisés par une valeur relativement élevée de "rapport d'anisotropie des contraintes" ($K = 3$) pour laquelle l'apparition et le développement de la plastification sont nettement localisés. On observe dans les deux cas cette évolution non monotone au point B, correspondant à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure, en lequel la plastification et l'ampleur des variations de déformation orthoradiale sont les plus faibles

7 - CONCLUSIONS

L'analyse du problème du surcarottage en terrain élastoplastique a mis en évidence tout d'abord les aspects communs aux différents modèles de comportement, relativement intuitifs, de la réponse de la structure, par rapport à l'état initial de contraintes.

Pour chaque modèle de comportement, la "dissymétrie" de la réponse de la structure en déformations, que ce soit la déformation orthoradiale en paroi du trou de forage, ou la déformée du trou de forage est d'autant plus forte que les contraintes initiales sont fortement déviatoriques. Ce résultat est logique, le matériau considéré étant isotrope, la seule cause de "dissymétrie" par rapport au cas de la symétrie parfaite de révolution autour de l'axe du carottier est un état initial de contrainte non hydrostatique (ou déviatorique) dans le plan de la section droite orthogonale à l'axe du carottier.

Les directions radiales associées aux contraintes principales initiales peuvent être théoriquement déterminées à l'aide des mesures de variations de déformation orthoradiale au cours du surcarottage effectuées par une cellule C.S.I.R.O., ou par des mesures de diamètre du trou de forage :

- les variations maximales de déformation orthoradiale sont obtenues au point de la paroi du trou de forage correspondant à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure, et les variations minimales au point correspondant à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure,

• inversement le diamètre maximal est obtenu dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure, et le diamètre minimal dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure.

On note que du fait de la raideur importante du matériau, les convergences (et donc les ovalisations) du trou de forage sont très faibles et justifient l'utilisation d'une cellule de mesure de déformation de type C.S.I.R.O.

L'analyse du problème du surcarottage en terrain élastoplastique montre que l'histoire du chargement mécanique total subi par le matériau doit être prise en compte.

Le comportement du matériau lors du surcarottage est conditionné par le chargement mécanique antérieur, c'est à dire le carottage. On montre en particulier que pour tous les trois modèles de comportement élastoplastique pris en compte, une plastification en surcarottage est toujours précédée d'une plastification lors du carottage.

Des états initiaux de contrainte fortement déviatorique conduisent à une plastification relativement localisée autour de la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure, lors du carottage. Cette plastification même localisée influe sur le comportement mécanique de toute la zone proche du trou de forage lors du carottage : les distributions de contraintes, déformations et déplacements sont en effet différentes de celles que l'on obtiendrait dans un matériau élastique linéaire (que le point considéré soit situé dans la zone plastique ou hors de cette zone plastique).

L'influence de la plastification subie lors du carottage est sensible en début de surcarottage, pour des états initiaux de contrainte relativement nombreux, suivant les modèles rhéologiques considérés. Par exemple environ 30 % des écarts relatifs entre les déformations orthoradiales totales "élastoplastiques" et "élastiques linéaires" au premier incrément de déchargement lors du surcarottage, aux quatre points de mesure de la paroi du trou de forage sont supérieurs ou égaux à 10 %. Cela est observé alors que les chemins de contrainte au premier incrément de surcarottage sont situés dans le domaine élastique. L'explication de ce phénomène provient de la modification des distributions de contraintes, déformations et déplacements dès qu'une plastification apparaît lors du carottage, par rapport à une évolution élastique linéaire.

Des contraintes initiales hydrostatiques conduisent, en début de surcarottage, à une décharge élastique. L'influence de la plastification subie lors du carottage sur les déformations en début de surcarottage n'est possible que si l'état initial de contraintes est déviatorique (dans le plan de la section droite orthogonale à l'axe du carottier), c'est à dire si le développement de la plastification autour du trou de forage n'est pas parfaitement symétrique par rapport à l'axe du carottier.

L'influence de la rhéologie du matériau sur les variations de déformations orthoradiales en paroi du trou de forage, lors du surcarottage, est relativement importante pour de nombreux états initiaux de contrainte. En comparant avec le modèle élastique linéaire, la plastification peut avoir un effet inverse suivant le modèle de comportement considéré :

• le modèle de Khan caractérisé par une plastification et un écrouissage positifs importants lors du carottage tend à "uniformiser" les variations de déformation orthoradiale en paroi du trou de forage lors du surcarottage,

• le modèle de Drucker Prager tend au contraire à accroître "l'hétérogénéité" des variations de déformation orthoradiale sur cette même paroi lors du surcarottage dès que la plastification subie au cours du carottage est importante,

• le modèle de Cam Clay Modifié est très sensible à l'état de contrainte initial et les deux tendances peuvent être observées : "lissage" des variations de déformation orthoradiale en paroi du trou si la plastification initiale subie lors du carottage s'accompagne d'un écrouissage positif (états initiaux à forte contrainte moyenne de compression conduisant à une plastification initiale dans le domaine plastiquement contractant) et, au contraire, augmentation des contrastes sur la paroi du trou si la plastification initiale subie lors du carottage s'accompagne d'un écrouissage négatif (états initiaux à faible contrainte moyenne de compression conduisant à une plastification initiale dans le domaine plastiquement dilatant).

L'influence de la rhéologie est fortement liée à l'état initial de contrainte. Par exemple les deux tendances présentées ci-dessus, pour les modèles de Khan ("lissage") et de Drucker Prager ("accroissement de l'hétérogénéité"), sont, d'autant plus marquées que la plastification est importante c'est à dire :

• que la contrainte moyenne initiale de compression est forte (en module), à valeur identique de "rapport d'anisotropie des contraintes",

• que la valeur du "rapport d'anisotropie des contraintes" est élevée, à valeur constante de contrainte initiale majeure.

Les variations de contrainte moyenne de traction subies par le matériau lors du carottage (éventuellement sous l'effet de la plastification) auxquelles se superposent des variations de contrainte moyenne de traction lors du surcarottage peuvent conduire à une replastification du matériau, à proximité du trou de forage, en fin de surcarottage. On peut d'ailleurs observer des contraintes moyennes finales de traction dans le cas des modèles de Drucker Prager et de Khan (ces contraintes moyennes de traction ne sont pas admissibles pour le modèle de Cam Clay Modifié).

La plastification (ou replastification suivant les points) du matériau en fin de surcarottage se traduit par des pertes de linéarité des courbes de variations de déformation orthoradiale en fonction du taux de déchargement. Dans le cas du modèle de Drucker Prager l'effet de cette replastification est d'accroître (relativement à la réponse élastique linéaire) les variations de déformation dans la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure et inversement dans la direction radiale perpendiculaire.

Une forte plastification lors du carottage accompagnée d'un écrouissage positif important limite (voire annule suivant l'état initial de contrainte) la replastification en fin de surcarottage. Le modèle de Khan se distingue des deux autres modèles de comportement à ce niveau. La replastification en fin de surcarottage est maximale dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié : d'une part ce modèle n'autorise pas de contraintes moyennes de traction et d'autre part on observe un écrouissage négatif dans le domaine des très faibles contraintes moyennes de compression (domaine plastiquement dilatant).

Au niveau du modèle de comportement il est très important, par rapport à la replastification (éventuelle) en fin de surcarottage de quantifier finement au laboratoire le seuil de traction du matériau (niveau "plastiquement admissible" de contraintes moyennes de traction).

Dans le cas du modèle de Drucker Prager, les paramètres dont l'influence est essentielle sont la cohésion (équivalente) et l'angle de frottement.

Une caractérisation précise, en laboratoire, du comportement des matériaux élastoplastiques tels que les marnes profondes est indispensable pour interpréter l'essai de surcarottage, et en particulier :

• la fonction de charge initiale à laquelle est liée l'ampleur de la plastification du matériau lors du carottage et du surcarottage,

• la loi d'écrouissage : on a vu qu'un écrouissage conduit à un comportement nettement différent en surcarottage, qu'un écrouissage négatif ou nul,

Il semble important d'étudier le comportement de ces matériaux sous de faibles contraintes moyennes compression, ainsi qu'à partir d'essais avec cycle de chargement - déchargement reproduisant "au mieux" les chemins de contraintes observés théoriquement in situ durant le cycle (irréversible) carottage - surcarottage.

On peut illustrer l'importance d'une connaissance de la rhéologie du matériau à l'aide de deux exemples. Au vu de l'étude paramétrique, on peut mettre en évidence deux causes indépendantes pouvant conduire à accroître l'uniformité (ou le "lissage") des variations de déformation orthoradiales sur la paroi du trou de forage lors du surcarottage : une cause liée à la rhéologie du matériau et une autre liée à l'état initial de contraintes.

Au niveau de la rhéologie, un seuil de plasticité initial relativement bas et un écrouissage positif important tendent à "lisser" les déformations. Au niveau de l'état initial de contraintes, les déformations orthoradiales sont d'autant plus uniformes sur la paroi du trou de forage que les contraintes initiales sont proches de l'état hydrostatique (dans le plan de la section droite étudiée). Inversement un écrouissage négatif ou nul et un faible seuil de traction, peuvent conduire à une replastification importante en fin de surcarottage, et à un accroissement de "l'hétérogénéité" des déformations orthoradiales sur la paroi du trou de forage. Au niveau des contraintes initiales, une augmentation de "rapport d'anisotropie des contraintes initiales" conduit au même effet.

La difficulté de l'inversion des données de terrains consiste à différencier les effets liés à la rhéologie, et aux contraintes initiales recherchées. Cette inversion nécessite donc une connaissance fine de la rhéologie du matériau.

On note enfin la possibilité, en élastoplasticité, d'évolution non monotone de la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage. Un modèle de type élastique linéaire ne peut conduire qu'à des évolutions monotones de la déformation (linéarité du comportement), une évolution non monotone est donc caractéristique d'un comportement irréversible ou non linéaire.

La perspective immédiate de cette étude est l'analyse de l'anisotropie de comportement, élastique et élastoplastique.

CHAPITRE 4 MODELISATION EN DEFORMATION PLANE : COMPORTEMENT ANISOTROPE

MODELISATION EN DEFORMATION PLANE : COMPORTEMENT ANISOTROPE

1 - POSITION DU PROBLEME

Par rapport aux modèles de comportement de Drucker-Prager sans écrouissage (modèle 1), de Khan (modèle 2) et de Cam-Clay Modifié (modèle 3) précédemment pris en compte, nous focalisons notre attention sur l'effet de l'anisotropie de comportement : élastique et élastoplastique. L'anisotropie de comportement est étudiée à l'aide du modèle élastoplastique anisotrope développé par O. Cazacu (1995). L'analyse présentée dans ce chapitre se distingue de l'analyse présentée dans les chapitres précédents par le fait que les paramètres du modèle de Shao-Cazacu (1995) ont été ajustés sur un autre matériau que la marne à hydrobie, il s'agit de l'argilite de Tournemire. On ne comparera donc pas quantitativement les nouveaux résultats avec les précédents mais on s'attachera plutôt à dégager des tendances.

2 - HYPOTHESES ET MAILLAGE

Étant donné que l'hypothèse de la déformation plane est toujours vérifiée, c'est-à-dire que la dimension longitudinale du trou de carottage est grande par rapport à son diamètre. On suppose la déformation nulle dans la direction orthogonale à l'axe du carottier :

$$\varepsilon_{zz} = \varepsilon_{xz} = \varepsilon_{yz} = 0$$

On n'étudie donc que la section droite, c'est-à-dire la section orthogonale à l'axe du carottier. Dans le cas où l'axe du carottier serait perpendiculaire à la normale au plan d'isotropie et si l'on fait tourner ce plan par rapport à sa normale, on perd la symétrie dans la section droite. Dans ce cas, on considère toute la section droite dans laquelle on replace les différentes jauges circulaires.

Le maillage pris en compte pour les simulations numériques du surcarottage est constitué de 1060 quadrilatères à huit noeuds (éléments quadratiques isoparamétriques de Lagrange Q8), et de 3327 noeuds. Ce maillage est représenté sur la figure 32 (maillage complet).

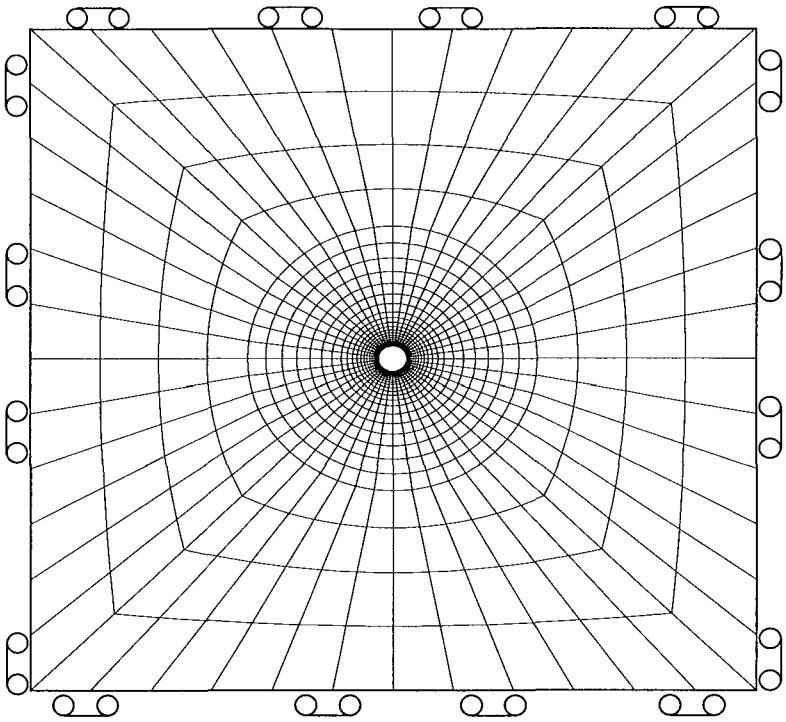


Fig.32 *- Maillage complet et conditions aux limites*

3 - PROCEDURE NUMERIQUE ET VALIDATION

La procédure numérique adoptée dans ce chapitre est similaire en tout point à celle utilisé dans le cas de la modélisation du quart du trou traité dans le chapitre précédent. En ce qui concerne la validation, nous avons repris les mêmes procédures et qui ont abouti exactement aux même résultats.

4 - ANALYSE DU QUART DU TROU

4.1 - Introduction

Comme on l'a indiqué précédemment, l'analyse présentée dans ce chapitre diffère des analyses des chapitres précédents par le fait que les paramètres du modèle de Shao-Cazacu ont été ajustés l'argilite de Tournemire. La comparaison ne se fait pas entre les nouveaux résultats et les précédents mais on s'attachera plutôt à dégager des tendances. Des comparaisons seront en effet faites systématiquement entre le modèle anisotrope et un modèle isotrope "équivalent" pour évaluer l'effet spécifique de l'anisotropie.

Remarque générale

Vu que les résistances à la compression et à la traction de l'argilite de tournemire sont élevées comparées aux états de contraintes initiales choisies, la plastification du matériau lors de la phase de carottage n'est pas très développée.

En effet R_{cx} : résistance à la compression selon la direction x, R_{cy} : résistance à la compression selon la direction y, R_{tx} : résistance à la traction selon la direction x et R_{ty} : résistance à la traction selon la direction y sont égales respectivement à 39 MPa, 47 MPa, 3,93 MPa et 4,17 MPa.

De ce fait, les états initiaux D_1, pour les calculs isotropes et anisotropes, ainsi que D_7 pour le calcul isotrope ne plastifient pas ou peu.

Rappelons que les états initiaux pris en compte D1, D7, D8 et D9 sont les mêmes que ceux déjà définis dans le chapitre 3 précédent

D1 (σ_H = - 12 MPa, σ_h = -8 MPa, σ_z initiale = -10 MPa)
D7 (σ_H = - 36 MPa, σ_h = -24 MPa, σ_z initiale = -30 MPa)
D8 (σ_H = - 36 MPa, σ_h = -18 MPa, σ_z initiale = -30 MPa)
D9 (σ_H = - 36 MPa, σ_h = -12 MPa, σ_z initiale = -30 MPa)

4.2 - Analyse du cas D9

Rappelons que l'état de contraintes initiales déviatoriques D9 correspond à la plus forte contrainte déviatorique et au plus grand rapport K ($K = \frac{\sigma_H}{\sigma_h}$).

• *chemin de contrainte*

L'interprétation des chemins de contraintes dans notre cas est similaire au cas du modèle de Drucker-Prager. En effet, en se référant au cas isotrope, nous constatons que dans le domaine élastique l'évolution des courbes représentant les chemins de contraintes élastique et élastoplastique sont confondus et dès l'apparition de la plasticité, la courbe représentant le chemin des contraintes élastoplastique s'écarte de celle représentant le chemin des contraintes élastique. Ce qui se traduit généralement par une diminution de la contrainte déviatorique et de la contrainte moyenne.

On suppose que le chemin de contrainte suit la courbe représentant le critère de rupture. Ceci est valable pour tous les cas étudiés (D7, D8 et D9)

• *Etat de contraintes initiales D9 (matériau anisotrope $a = 0,1\ MPa^{-1}$)*

Pendant la phase de surcarottage et au point B (θ = 90°), la variation de la déformation orthoradiale en fonction du déconfinement est négative.

Rappelons que ce phénomène peut être rencontré dans le cas de matériaux isotropes, pour des rapports K supérieurs à 3.

• *Effet de l'anisotropie*

Une étude concernant l'effet de l'anisotropie du matériau sur l'évolution de la déformation orthoradiale ainsi que sur l'apparition des zones plastiques et leur diffusion a été menée.

Cette étude comporte deux séries de trois calculs (les calculs avec l'état de contrainte D1 n'ayant pas plastifiés dans les deux cas, ils n'apportent pas beaucoup d'informations et n'ont pas été pris en compte dans le reste de l'étude). La première série de calcul a été faite sur un matériau anisotrope et la deuxième série de calculs a été effectuée sur un matériau isotrope "équivalent". Dans notre cas, nous appelons matériau isotrope équivalent : un matériau dont les paramètres élastiques sont les moyennes des paramètres élastiques du matériau anisotrope ($E_{eq} = \frac{E_1 + E_2}{2}$; $\nu_{eq} = \frac{\nu_1 + \nu_2}{2}$,...), et les paramètres plastiques sont pris de façon à vérifier que le tenseur A est isotrope, c'est-à-dire que les paramètres du tenseur A doivent vérifier les relations suivantes :

a = b ; b = e et a - b = c

Remarques générales

Nous remarquons que l'introduction de l'anisotropie engendre une propagation plus importante de la plastification que dans le cas isotrope et ce pour les mêmes états de contraintes initiales étudiés (D7, D8 et D9). Comme les paramètres élastiques et plastiques dans les deux cas isotrope et anisotrope ne sont pas strictement équivalents pour les cas de contraintes initiales étudiés, il serait donc non justifié de faire une comparaison objective. Néanmoins, une comparaison qualitative peut être effectuée sur les points suivants :

• *apparition de la plastification*

Le cas isotrope est similaire aux calculs faits avec le modèle 1 (Drucker-Prager sans écrouissage) sur la marne (matériau supposé isotrope dans le plan d'étude) en ce qui concerne l'apparition et le développement de la plastification ainsi que sur l'étendue de la zone plastifiée.

En effet, nous remarquons que la plastification apparaît toujours du coté du point F correspondant à la direction de la contrainte principale initiale mineure. Nous remarquons aussi que la zone plastifiée est d'autant plus confinée que le rapport K est grand (une forte contrainte déviatorique initiale confine la zone plastique).

Rappelons que le rapport K prend les valeurs 1,5, 2 et 3 respectivement pour les états de contraintes initiales (D7, D8 et D9), et que le modèle de Shao-Cazacu (1995) réduit à l'isotropie n'est autre que le modèle de Stassi (1982). Pour le cas anisotrope la plastification apparaît au voisinage du point C ($\theta = 30°$). A la fin de la phase de carottage la zone la plus plastifiée est donc la zone proche du point C.

Cette zone reste confinée quand le rapport K augmente (même remarque que pour le cas isotrope). Il est à noter que le rapport $\frac{E_1}{E_2}$ est de l'ordre de 3 et que le rapport des résistances $\frac{R_{cx}}{R_{cy}}$ est proche de 0,8.

• ***extension de la plastification***

Nous constatons aussi que la plastification lors de la phase de surcarottage se répand sur toute la partie de roche surcarottée, phénomène qui n'est pas rencontré pour le cas du matériau isotrope "équivalent".

• *effet de la plastification*

La plastification des points B, C, E, F ou d'une zone proche de l'un de ces points induit :

• ***en fin de carottage***

- aux points B et F, une diminution de la déformation orthoradiale ($\varepsilon_{\theta\theta}^{ep} < \varepsilon_{\theta\theta}^{el}$) pour tous les cas de contraintes initiales étudiés (D7, D8 et D9)

- au point C, une augmentation de la déformation orthoradiale ($\varepsilon_{\theta\theta}^{ep} > \varepsilon_{\theta\theta}^{el}$)pour tous les cas de contraintes initiales étudiés (D7, D8 et D9)

- au point E, une augmentation de la déformation orthoradiale ($\varepsilon_{\theta\theta}^{ep} > \varepsilon_{\theta\theta}^{el}$) pour le cas D7 représentant la plus petite contrainte déviatorique initiale) puis une diminution de la déformation orthoradiale ($\varepsilon_{\theta\theta}^{ep} < \varepsilon_{\theta\theta}^{el}$) pour les cas D8 et D9.

• ***en fin de surcarottage***

- au point B, C et F, une augmentation de la déformation orthoradiale ($\varepsilon_{\theta\theta}^{ep} > \varepsilon_{\theta\theta}^{el}$)pour tous les cas de contraintes initiales étudiés (D7, D8 et D9)

- au point E, une diminution de la déformation orthoradiale ($\varepsilon_{\theta\theta}^{ep} < \varepsilon_{\theta\theta}^{el}$) pour le cas D7 représentant la plus petite contrainte déviatorique initiale) puis une augmentation de la déformation orthoradiale ($\varepsilon_{\theta\theta}^{ep} > \varepsilon_{\theta\theta}^{el}$) pour les cas D8 et D9.

4.3 - Déformation orthoradiale en fin de carottage

• *cas anisotrope*

On a porté sur le tableau 15, les valeurs de la déformation orthoradiale en fin de carottage pour les quatre points situés sur la paroi du trou de carottage correspondant à la position des jauges de la cellule de mesure, pour les états de contraintes D1, D7, D8 et D9 et pour les modèles élastique et élastoplastique anisotrope étudiés.

Remarquons que les calculs élastiques représentent les valeurs des calculs numériques fait avec le code de calcul CESAR LCPC avec le modèle de Shao-Cazacu en choisissant les paramètres du modèle de telle façon que le critère de rupture ne soit jamais atteint (seuls les paramètres du critère de rupture sont modifiés).

Points	Modèle	D1	D7	D8	D9
B (90°)	EL(CESAR)	**-4,41**	**-13,20**	**-9,29**	**-5,36**
	M4	**-4,41**	**-12,70**	**-8,97**	**-3,98**
E (60°)	EL(CESAR)	-5,87	-17,60	-14,80	-12,10
	M4	-5,87	-18,20	-13,80	-11,00
C (30°)	EL(CESAR)	-8,59	-25,80	-25,00	-24,30
	M4	-8,59	**-32,30**	**-30,30**	-28,40
F (0°)	EL(CESAR)	**-10,10**	**-30,30**	**-30,80**	**-31,30**
	M4	**-10,10**	-29,20	-29,70	**-30,10**

Tableau 15- *Déformation orthoradiale en fin de carottage (D_1 - D_7 - D_8 - D_9).*

La déformation orthoradiale minimale en élasticité correspond toujours au point B ($\theta = 90°$) associé à la direction de la contrainte principale majeure, alors que la déformation orthoradiale maximale correspond au point F associé à la direction de la contrainte principale mineure.

En plasticité, la déformation orthoradiale minimale correspond toujours au point B ($\theta = 90°$) associé à la direction de la contrainte principale majeure comme c'est le cas pour l'élasticité par contre la déformation orthoradiale maximale correspond au point F associé à la direction de la contrainte principale mineure pour les cas de contraintes initiales D1 et D9 et au point C ($\theta = 30°$) correspondant à une direction faisant un angle de 30° avec la direction de la contrainte principale mineure. Nous constatons que lorsque le rapport K, augmente la valeur absolue de la déformation orthoradiale diminue au point B ($\theta = 90°$) de même qu'au point C ($\theta = 60°$), diminue légèrement au point C ($\theta = 30°$) et augmente légèrement au point F ($\theta = 0°$). Ces tendances en élasticité comme en plasticité restent inchangées.

On a porté sur le tableau 16, le rapport des amplitudes maximales et minimales des déformations orthoradiales sur la paroi du trou de carottage à la fin de la phase de carottage, ce rapport **r** est défini comme suit :

$$r = \frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$$

Modèle	D1	D7	D8	D9
EL(CESAR)	2,29	2,30	3,32	5,84
M4	2,29	2,54	3,38	7,56

Tableau 16 *- Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de carottage.*

Nous constatons que la plasticité entraîne une augmentation de ce rapport **r** est ceci pour tous les états de contraintes initiales étudiés.

• *cas isotrope*

Points	Modèle	D1	D7	D8	D9
B (90°)	EL(CESAR)	-3,00	-9,01	-3,94	1,14
	M4	-3,00	-9,01	-3,93	1,15
E (60°)	EL(CESAR)	-4,22	-12,70	-9,41	-6,15
	M4	-4,22	-12,60	-9,37	-6,09
C (30°)	EL(CESAR)	-6,43	-19,30	-19,40	-19,40
	M4	-6,43	-19,00	-18,90	-18,70
F (0°)	EL(CESAR)	-7,64	-22,90	-24,80	-26,90
	M4	-7,64	-23,70	-26,30	-29,00

***Tableau 17** - Déformation orthoradiale en fin de carottage (D1 - D7 - D8 - D9) isotrope.*

La déformation orthoradiale minimale en fin de carottage en élasticité comme en plasticité correspond toujours au point B ($\theta = 90°$) associé à la direction de la contrainte principale majeure, alors que la déformation orthoradiale maximale correspond au point F associé à la direction de la contrainte principale mineure.

Modèle	D1	D7	D8	D9
EL(CESAR)	2,55	2,54	6,29	23,60
M4	2,55	2,63	6,69	25,22

***Tableau 18** - Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de carottage isotrope.*

De même que pour le cas anisotrope, nous remarquons que la plasticité entraîne une augmentation de ce rapport **r** est ceci pour tous les états de contraintes initiales étudiés.

4.4 - Variations de la déformation orthoradiale en début de surcarottage

Nous allons étudier la variation de la déformation orthoradiale en début de surcarottage. Numériquement, on étudie donc les variations de déformation orthoradiale obtenues aux quatre points (B, E, C et F) de la paroi du trou de carottage correspondant aux jauges circulaires de la cellule de mesure de la déformation lors du premier incrément de surcarottage (on rappelle que le surcarottage est modélisé numériquement en 10 incréments de déchargement).

Pour mettre en évidence l'influence de la loi de comportement de la roche sur la variation de déformation orthoradiale en début de surcarottage, on a porté dans le tableau V, les écarts relatifs entre les pentes (de variations) de déformation orthoradiale prédites par le modèle élastique linéaire et le modèle élastoplastique de Shao-Cazacu et pour les états de contraintes initiales (D1 - D7 - D8 - D9).

$$P_{ente}^{relative} = \left| \frac{\text{pente élastique}(1^{er}\text{ incrément}) - \text{pente élastoplastique}(1^{er}\text{ incrément})}{\text{pente élastique}(1^{er}\text{ incrément}} \right| \times 100$$

$$\text{Pente} = \frac{\Delta(\delta\varepsilon_{\theta\theta})}{\Delta\lambda}$$

• *cas anisotrope :*

Points	Modèle	D1	D7	D8	D9
B (90°)	M4	0	0	$3{,}61\ 10^{-13}$	$2{,}01\ 10^{-13}$
E (60°)	M4	0	$5{,}78\ 10^{-1}$	0	0
C (30°)	M4	0	$1{,}29\ 10^{-13}$	$2{,}95\ 10^{-1}$	$2{,}92\ 10^{-1}$
F (0°)	M4	0	$1{,}03\ 10^{-13}$	$2{,}23\ 10^{-1}$	0

***Tableau 19** - Écart relatif entre les pentes "élastiques" et "élastoplastiques" des courbes $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$ au premier incrément de surcarottage (cas anisotrope).*

• *cas isotrope :*

Points	Modèle	D1	D7	D8	D9
B (90°)	M4	0	$6{,}49\ 10^{-1}$	0	-
E (60°)	M4	0	0	0	0
C (30°)	M4	0	$7{,}0910^{-14}$	$7{,}10\ 10^{-14}$	0
F (0°)	M4	0	$1{,}21\ 10^{-13}$	$2{,}60\ 10^{-1}$	$2{,}44\ 10^{-1}$

***Tableau 20** - Écart relatif entre les pentes "élastiques" et "élastoplastiques" des courbes $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$ au premier incrément de surcarottage (cas isotrope).*

Nous constatons, tableau 20, que ces variations sont minimes et ne dépassent en aucun des cas étudiés 1% (calcul avec un matériau anisotrope ou calcul avec un matériau isotrope "équivalent"), ce qui veut dire que les courbes représentant les variations de la déformation orthoradiale en fonction du déconfinement pour les cas élastique et élastoplastique présentent presque les mêmes pentes en début de surcarottage et ceci bien sur pour les cas de contraintes initiales étudiés (à remarquer la faible plastification du matériau à la fin de la phase de carottage).

4.5 - Variations de la déformation orthoradiale en fin de surcarottage

On a porté sur le tableau 21, le rapport **r** entre la variation maximale de déformation (point F) sur la variation minimale (point B) :

$$r = \frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}} = \left| \frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}(F)}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}(B)} \right|$$

• *cas anisotrope :*

Nous constatons que la variation de la déformation orthoradiale minimale en fin de surcarottage, en élasticité comme en plasticité, correspond toujours au point B ($\theta = 90°$) associé à la direction de la contrainte principale majeure, alors que la déformation orthoradiale maximale correspond au point F associé à la direction de la contrainte principale mineure.

Points	Modèle	D1	D7	D8	D9
B (90°)	EL(CESAR)	**2,92**	**8,74**	**2,99**	**-2,75**
	M4	**2,92**	**9,38**	**3,36**	**-2,52**
E (60°)	EL(CESAR)	5,75	17,30	13,60	9,94
	M4	5,75	16,90	14,30	10,00
C (30°)	EL(CESAR)	11,20	33,60	33,90	34,20
	M4	11,20	34,80	35,10	36,20
F (0°)	EL(CESAR)	**14,10**	**42,30**	**44,80**	**47,20**
	M4	**14,10**	**43,50**	**45,30**	**47,10**

Tableau 21 *- Variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage (10^{-4}) (D_1 - D_7 - D_8 - D_9).*

Modèle	D1	D7	D8	D9
EL(CESAR)	4,83	4,84	14,98	17,16
M4	4,83	**4,64**	**13,48**	18,69

Tableau 22 *- Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de surcarottage (cas anisotrope).*

Pour ce qui est du rapport $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$, nous constatons (voir tableau 22) qu'il y a une diminution sauf pour le cas D9 qui s'explique par le fait suivant :

L'augmentation de la variation de la déformation orthoradiale en fin de surcarottage du point B correspond en réalité à une diminution en valeur absolue, ce qui entraîne bien une augmentation du rapport **r.**

• *cas isotrope :*

Etant donné la faible plastification, parfois inexistante, des points considérés (B, C, E et F), la différence entre les résultats élastiques et élastoplastiques est très petite et toute interprétation sera inévitablement entachée d'erreurs.

Points	Modèle	D1	D7	D8	D9
B (90°)	EL(CESAR)	**5,15**	**15,50**	**7,81**	**0,14**
	M4	**5,15**	**15,50**	**7,83**	**0,18**
E (60°)	EL(CESAR)	6,91	20,70	15,70	10,70
	M4	6,91	20,70	15,70	10,70
C (30°)	EL(CESAR)	10,20	30,60	30,50	30,40
	M4	10,20	30,60	30,40	30,20
F (0°)	EL(CESAR)	**11,90**	**35,80**	**38,40**	**40,90**
	M4	**11,90**	**35,90**	**38,70**	**41,90**

Tableau 23 - *Variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage (10^{-4}) (D_1 - D_7 - D_8 - D_9) isotrope.*

Modèle	D1	D7	D8	D9
EL(CESAR)	2,31	2,31	4,92	292,14 *
M4	2,31	2,32	4,94	232,78 *

Tableau 24 - *Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de surcarottage (cas isotrope).*

4.6 - Étude de sensibilité au paramètre a

Les paramètres **a** et **b** étant lié aux résistances à la traction et à la compression du matériau étudié par la relation suivante :

$$(a - b)^2 = \frac{1}{R_{cx} \cdot R_{tx}}$$

conditionnent donc les limites du domaine élastique du matériau.

Il en résulte ce qui suit :

dans le cas où **a > b**, lorsque le paramètre **a** augmente (en maintenant le paramètre **b** constant), $(a - b)^2$ augmente et par voie de conséquence $\frac{1}{R_{cx} \cdot R_{tx}}$ augmente aussi. Ce qui revient à dire que le produit (R_{CX} . R_{tX}) diminue (qui se traduit aussi par une diminution du domaine élastique du matériau) et *vice versa* lorsque le paramètre **a** diminue le domaine élastique du matériau augmente.

C'est ce qui a été mis en évidence avec notre étude de sensibilité, au paramètre **a** de la manière suivante : nous avons fait trois calculs avec le même état de contrainte **D9**, les mêmes paramètres élastiques et plastiques en faisant varier seulement le paramètre **a**.

1er calcul a - = 0,04500 MPa^{-1}
2ème calcul a = 0,05893 MPa^{-1} (valeur déterminée expérimentalement)
3ème calcul a + = 0,1000 MPa^{-1}

Nous avons remarqué que la **plastification** apparaît plus **vite** (domaine élastique plus petit) pour les valeurs de **a** plus **grandes**, ce qui confirme notre prédiction.

• *Déformation orthoradiale en fin de carottage*

Dans le but d'apprécier l'influence du paramètre **a** sur la déformation orthoradiale en fin de carottage, nous avons porté sur le tableau 25 les valeurs des déformations en fin de carottage pour les trois cas d'étude (D9 (a-), D9 (a), D9 (a+)) et aux points B, E, C et F déjà définis. La comparaison se fera d'un coté entre les résultats des calculs élastiques et élastoplastiques et de l'autre entre les calculs élastoplastiques eux-mêmes.

Points	Modèle	D9 (a-)	D9 (a)	D9 (a+)
B (90°)	EL(CESAR)	-5,36	-5,36	-5,36
	M4	-4,22	-3,98	-4,51
E (60°)	EL(CESAR)	-12,10	-12,10	-12,10
	M4	-12,10	-11,00	-10,40
C (30°)	EL(CESAR)	-24,30	-24,30	-24,30
	M4	-24,50	-28,40	**-31,20**
F (0°)	EL(CESAR)	-31,30	-31,30	-31,30
	M4	-31,30	-30,10	-27,50

Tableau 25 *- Variations de déformation orthoradiale en fin de carottage (10^{-4}) (D9) (sensibilité au paramètre a).*

Nous remarquons en élasticité, comme en plasticité, que la déformation orthoradiale minimale en fin de carottage correspond toujours au point B ($\theta = 90°$) associé à la direction de la contrainte principale majeure, alors que la déformation orthoradiale maximale correspond au point F ($\theta = 0°$) associé à la direction de la contrainte principale mineure pour le calcul élastique et pour le calcul élastoplastique aux deux cas (D9 (a-) et D9 (a)) alors qu'elle correspond au point C ($\theta = 30°$) pour le cas D9 (a+) (cas correspondant à la plus forte plastification).

Nous constatons que lorsque le paramètre **a** augmente, la valeur absolue de la déformation orthoradiale à la fin de la phase de carottage augmente au point B ($\theta = 90°$) puis diminue alors qu'au point C ($\theta = 60°$), cette déformation augmente nettement. Par contre, elle diminue légèrement au point E ($\theta = 60°$) et aussi au point F ($\theta = 0°$). Ces variations de déformations sont enregistrées en plasticité alors que les valeurs des déformations orthoradiales en élasticité restent inchangées puisque les paramètres élastiques sont les mêmes pour les trois calculs.

En ce qui concerne le tableau 26 relatif au rapport **r** des amplitudes maximales et minimales des déformations orthoradiales sur la paroi du trou de carottage en fin de la phase de carottage, nous constatons que la plastification augmente toujours ce rapport. L'absence de tendance fixe lorsque a augmente est due au fait que la déformation orthoradiale à la fin de la phase de carottage augmente au point B ($\theta = 90°$) puis diminue.

Modèle	D9 (a-)	D9 (a)	D9 (a+)
EL(CESAR)	5,84	5,84	5,84
M4	7,42	7,56	6,92

Tableau 26 - Rapports $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de carottage (D9) (sensibilité au paramètre a).*

• *Variations de déformation orthoradiale en début de surcarottage*

La variation de la déformation orthoradiale en début de surcarottage nous renseigne sur l'effet de la plasticité en fin de carottage sur l'évolution de la déformation orthoradiale au début de surcarottage (partie supposée à comportement élastique par plusieurs auteurs). Nous avons établi le tableau 27 représentant l'écart relatif entre les pentes "élastiques" et "élastoplastiques" des courbes $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$ au premier incrément de surcarottage.

Points	Modèle	D9 (a-)	D9 (a)	D9 (a+)
B (90°)	M4	3,70	$2{,}01\ 10^{-13}$	**7,41**
E (60°)	M4	0	0	1,01
C (30°)	M4	$1{,}27\ 10^{-13}$	$2{,}92\ 10^{-1}$	1,17
F (0°)	M4	$2{,}12\ 10^{-1}$	0	1,06

***Tableau 27** - Écart relatif entre les pentes "élastiques" et "élastoplastiques" des courbes* $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$ *au premier incrément de surcarottage (D9) (sensibilité au paramètre a).*

Nous constatons que l'écart entre les pentes "élastique" et "élastoplastique" des courbes $\delta\varepsilon_{\theta\theta} = f(\lambda)$ au premier incrément de surcarottage est surtout appréciable au point B correspondant à la direction de la contrainte principale majeure. Nous retrouvons aussi dans ce cas, l'effet de la plastification d'une zone proche d'un point, car dans notre cas, le point B n'est pas le point le plus plastifié.

• *Variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage*

Le tableau 28, concerne les variations de la déformation orthoradiale en fin de surcarottage. Nous constatons que lorsque le paramètre **a** augmente, la valeur absolue de la déformation orthoradiale "élastoplastique" à la fin de la phase de surcarottage augmente au point B ($\theta = 90°$) puis diminue. La déformation orthoradiale "élastoplastique" au point C ($\theta = 60°$) augmente, par contre elle diminue légèrement au point E ($\theta = 60°$) et aussi au point F ($\theta = 0°$).

Rappelons que les variations de déformations à la fin de la phase de surcarottage en élasticité sont constantes pour les trois calculs.

Points	Modèle	D9 (a-)	D9 (a)	D9 (a+)
B (90°)	EL(CESAR)	**-2,75**	**-2,75**	**-2,75**
	M4	**-2,43**	**-2,52**	**-2,35**
E (60°)	EL(CESAR)	9,94	9,94	9,94
	M4	10,20	10,00	**9,61**
C (30°)	EL(CESAR)	34,20	34,20	34,20
	M4	34,60	36,20	39,70
F (0°)	EL(CESAR)	**47,20**	**47,20**	**47,20**
	M4	**47,80**	**47,10**	**46,10**

Tableau 28 *- Variations de déformation orthoradiale en fin de surcarottage (10^{-4}) (D9) (sensibilité au paramètre a).*

Pour ce qui est du rapport **r** des amplitudes maximales et minimales des déformations orthoradiales sur la paroi du trou de carottage en fin de la phase de carottage, nous avons porté sur le tableau 29 les valeurs de ce rapport pour les trois calculs de sensibilité au paramètre a. Nous remarquons la faible variation du rapport **r** par rapport aux calculs élastiques, ce qui devrait correspondre à une légère variation entre les courbes élastique et élastoplastique de l'évolution de la variation de la déformation orthoradiale en fonction du déconfinement.

Modèle	D9 (a-)	D9 (a)	D9 (a+)
EL(CESAR)	17,16	17,16	17,16
M4	19,67	18,69	19,62

Tableau 29 *- Rapports* $\frac{\varepsilon_{\theta\theta}^{max}}{\varepsilon_{\theta\theta}^{min}}$ *en fin de surcarottage(D9) (sensibilité au paramètre a)*

5 - ANALYSE DU TROU COMPLET

L'étude présentée ci après porte sur l'influence de l'anisotropie du matériau sur l'évolution de la déformation orthoradiale des cinq jauges circulaires de la cellule *CSIRO*. Cette anisotropie est introduite par l'angle θ correspondant à l'orientation des plans d'isotropie par rapport à la direction des contraintes principales.

$\theta = 0°$:

La jauge F_{90} associée à la direction de la contrainte principale mineure possède la plus grande valeur de déformation à la fin de la phase de carottage, mais elle n'appartient pas à la zone plastifiée. Un léger écartement des deux courbes représentant les évolution des déformations orthoradiales élastiques et élastoplastiques (figure 34), montre l'influence de la proximité de la zone plastifiée. La phase de surcarottage, en ce point, correspond à une décharge élastique.

La jauge B_{90} associée à la direction de la contrainte principale majeure appartient à une zone légèrement plastifiée (figure 33). Cette plastification apparaît à la fin de la phase de carottage.

Pendant la phase de surcarottage les deux courbes représentant les évolutions des déformations orthoradiales élastiques et élastoplastiques en fonction du déconfinement sont parallèles et par conséquent le comportement de la roche en ce point peut être assimilée à une décharge élastique.

La jauge C_{90} appartient à la zone plastifiée, cette plastification apparaît lors de la phase de carottage à partir du sixième incrément. Cette plastification n'influe pas sur la phase de surcarottage.

Les jauges A_{90} et C_{90} situées symétriquement par rapport à l'axe vertical profitent de la symétrie de chargement et des propriétés mécaniques de la roche possèdent un comportement similaire. La plasticité apparaît dès le septième incrément pendant la phase de carottage. Durant la phase de surcarottage la plastification apparaît au huitième incrément et se caractérise par une légère courbure de la fin de la phase de surcarottage (figure 34).

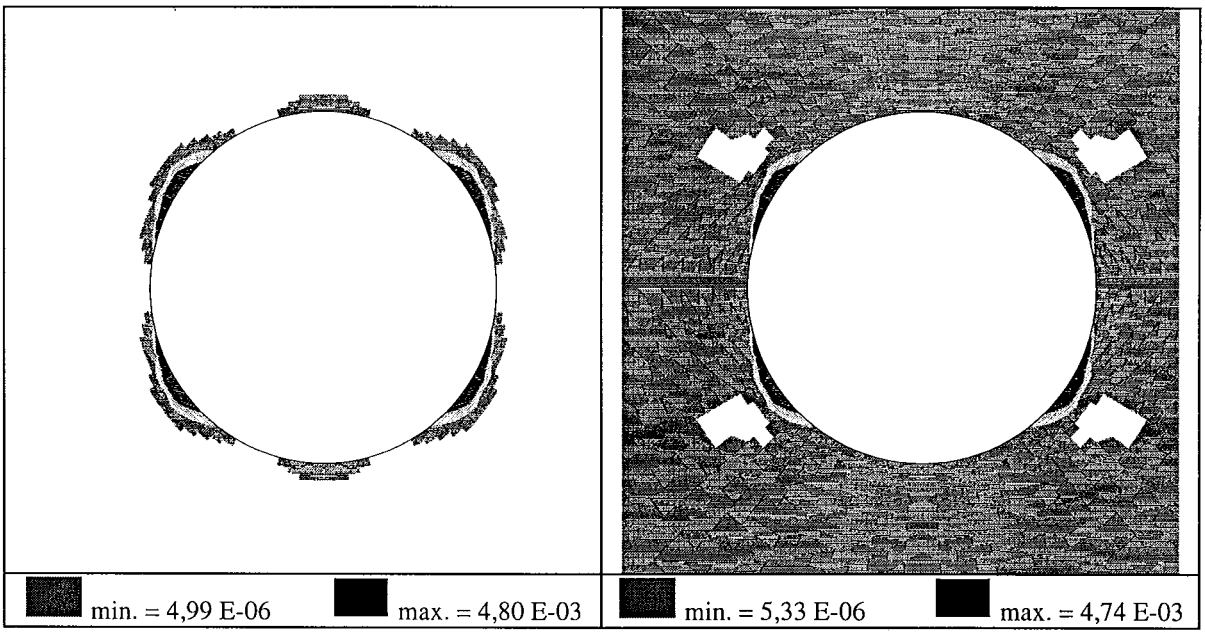
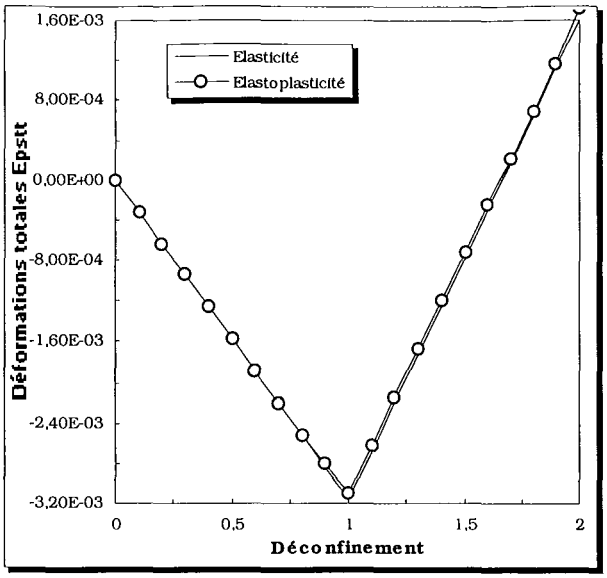
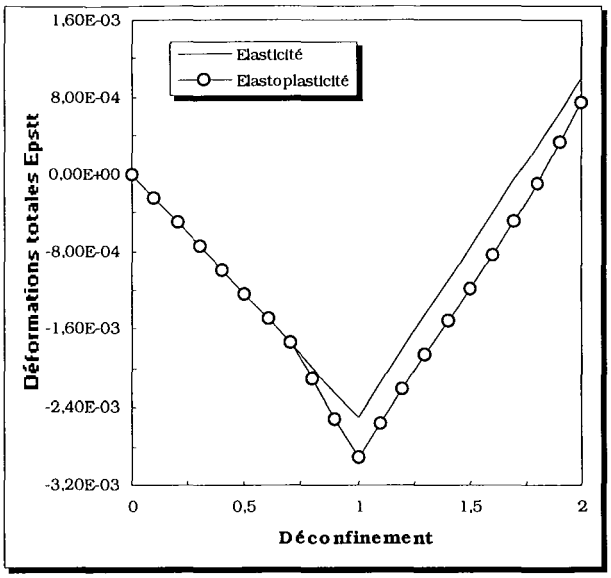


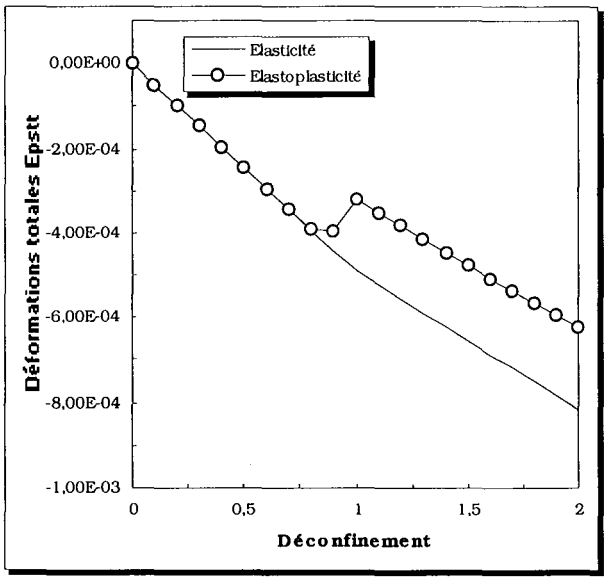
***Fig. 33** - Extension de la zone plastique pour $\theta = 0°$.*



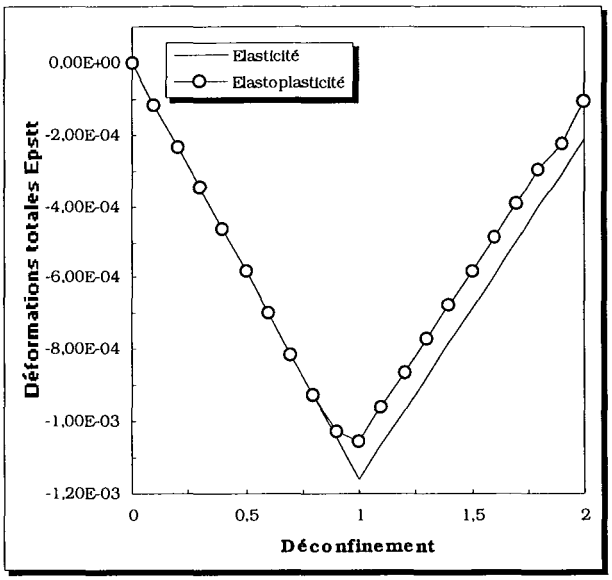
Jauge F_{90}



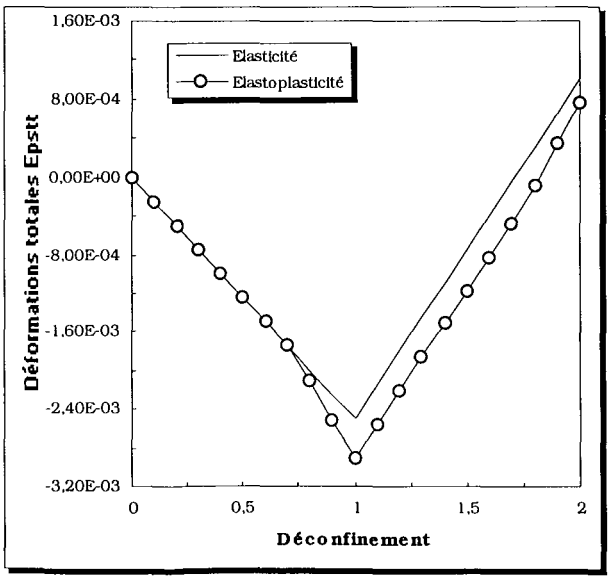
Jauge C_{90}



Jauge B_{90}



Jauge E_{90}



Jauge A_{90}

***Fig. 34** - Évolution de la déformation orthoradiale ($\theta = 0°$).*

$\theta = 15°$:

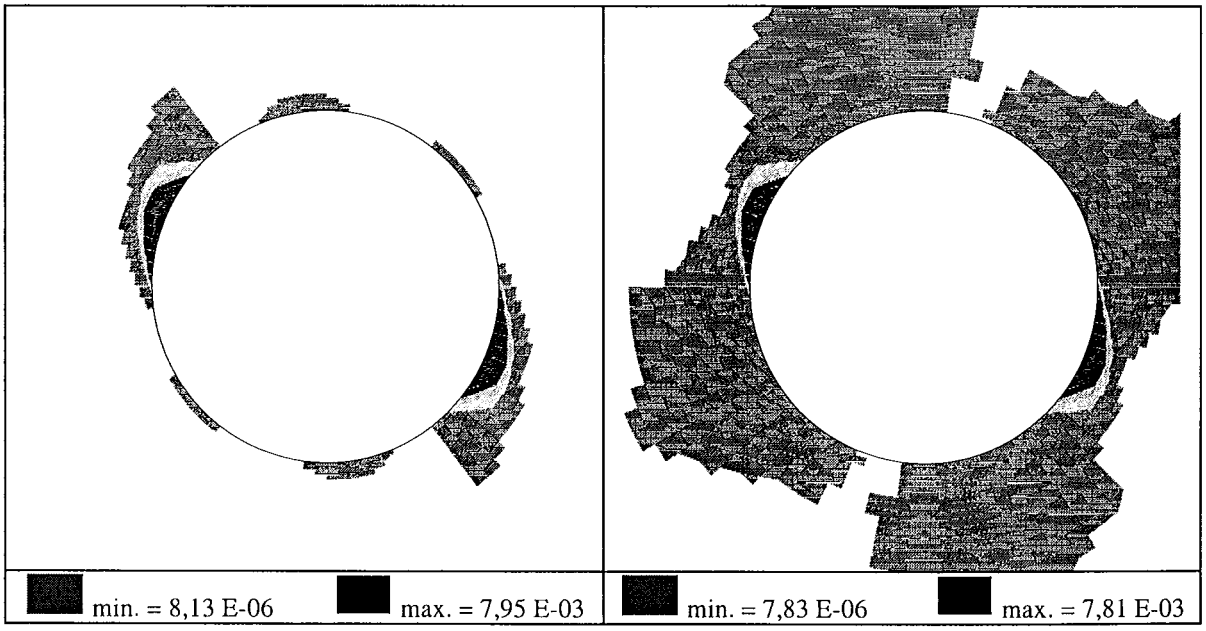
La figure 35 représentant l'extension de la zone plastique en fin de carottage et en fin de surcarottage montre que la répartition de cette zone est symétrique par rapport à un point (centre du trou). La zone plastique, du moins la forte plastification, reste confinée suivant un axe incliné de 30° par rapport à l'horizontal.

La jauge F_{90} est à la limite extérieure de la zone fortement plastifiée (figure 35), mais elle appartient à la zone plastifiée. Cette plastification apparaît dès le septième incrément pendant la phase de carottage. L'effet de la plastification est minime car la différence des valeurs de déformations orthoradiales à la fin de la phase de carottage est insignifiante. Une replastification à la fin de la phase de surcarottage se traduit par un léger décalage entre les deux courbes de déformations. La valeur de la déformation élastoplastique est plus petite que celle de la déformation élastique (figure 36).

La jauge B_{90} est légèrement plastifiée à la fin de la phase de carottage. Cette plastification apparaît au dernier incrément. La contraction élastique pendant la phase de surcarottage est caractérisée par le parallélisme des deux courbes de déformations élastique et élastoplastique.

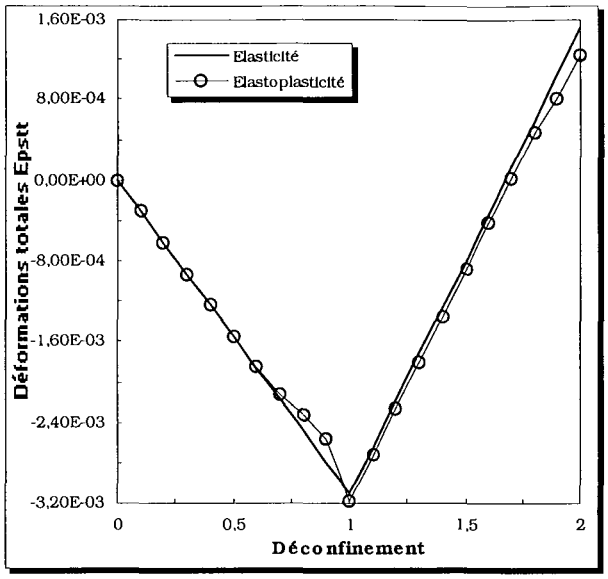
Les jauges E_{90} et C_{90} possèdent un comportement quasi élastique. Pour les deux jauges, les courbes représentant les déformations orthoradiales élastique et élastoplastique sont presque confondues (figure 5).

La jauge A_{90} appartient à la zone fortement plastifiée comme le montre la figure 35. La plastification apparaît dès le sixième incrément pendant la phase de carottage. Le début de la phase de carottage est une décharge élastique. La fin de cette phase se caractérise par une replastification de cette jauge. La valeur de la déformation élastoplastique est supérieure à celle de la déformation élastique.

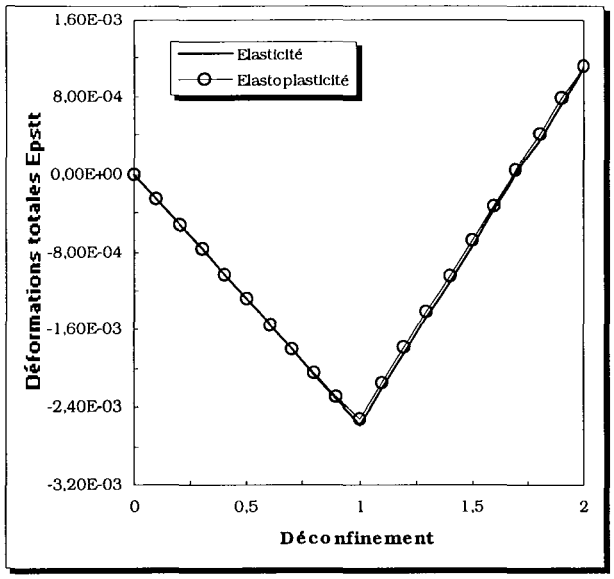


fin de carottage *fin de surcarottage*

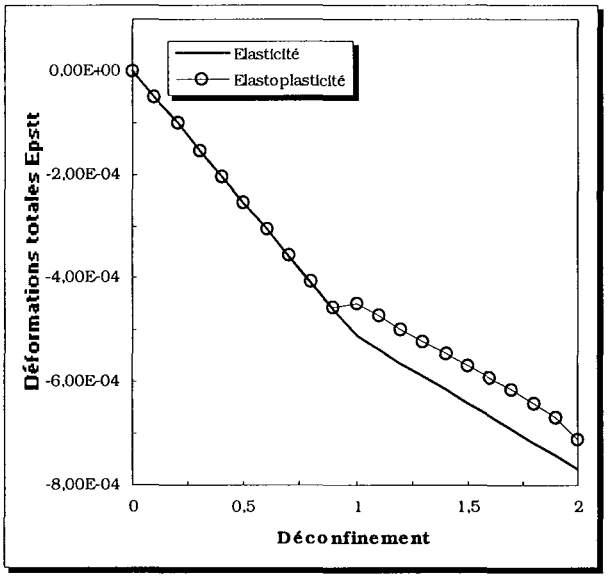
***Fig. 35** - Extension de la zone plastique pour $\theta = 15°$.*



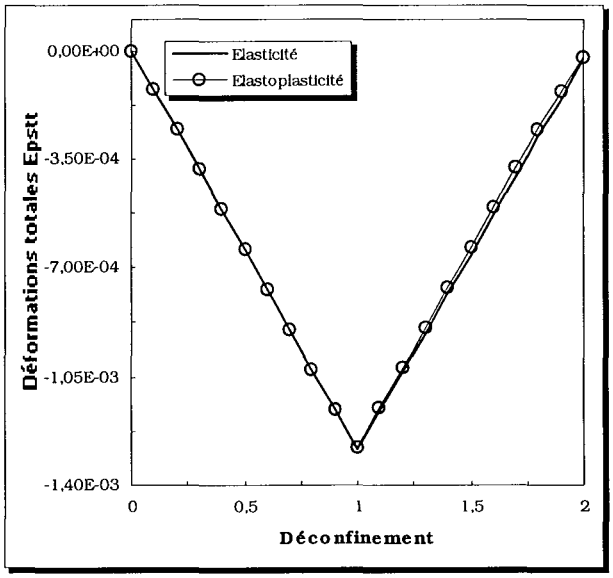
Jauge F_{90}



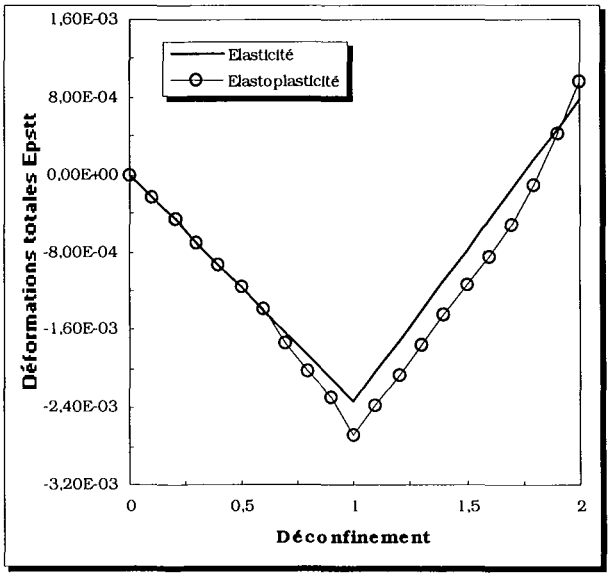
Jauge C_{90}



Jauge B_{90}



Jauge E_{90}



Jauge A_{90}

Fig. 36 *- Évolution de la déformation orthoradiale (θ = 15°).*

θ = 30° :

Nous remarquons une très forte plastification de la jauge F_{90}. Cette plastification apparaît dès le quatrième incrément, à la fin de la phase de carottage la différence entre les valeurs des déformations orthoradiales élastiques et élastoplastiques (figure 38). Par contre, la phase de surcarottage correspond à une décharge élastique pendant les cinq premiers incréments. Une replastification apparaît à la fin de cette phase mais elle n'a pas une grande influence, les deux courbes restent pratiquement parallèles.

Bien que la jauge B_{90} n'appartienne pas à la zone fortement plastifiée, nous constatons que les courbes représentant les deux comportements, élastique et élastoplastique, restent confondues pendant la phase de carottage. Une légère différence entre les deux courbes apparaît lors de la phase de surcarottage mais reste sans incidence réelle sur le comportement. Nous remarquons que l'évolution de la déformation orthoradiale pendant la phase de surcarottage correspond à une compression au point B, correspond à la direction de la contrainte principale majeure.

La jauge E_{90} n'apparaît pas à la zone plastifiée (figure 37), de ce fait le comportement de cette jauge lors de la phase de carottage est quasiment élastique, pendant la phase de surcarottage les deux courbes restent parallèles.

La jauge A_{90} est dans la zone fortement plastifiée (se reporter à la figure 37), cette plastification se caractérise pendant la phase de carottage par un comportement élastique. Nous remarquons l'amorce de la plasticité à partir du quatrième incrément comme pour la jauge F90. Pendant la phase du surcarottage, nous constatons une forte replastification à partir du sixième incrément

Malgré les symétries de chargement et de géométrie avec la jauge A_{90}, ces deux jauges possèdent deux comportements très distincts. En effet, nous constatons que la jauge C_{90} qui n'appartient pas à la zone plastifiée comme le montre la figure 37 est légèrement influencée par cette plastification confinée. Pendant la phase de surcarottage, le comportement de la roche en ce point est quasiment élastique.

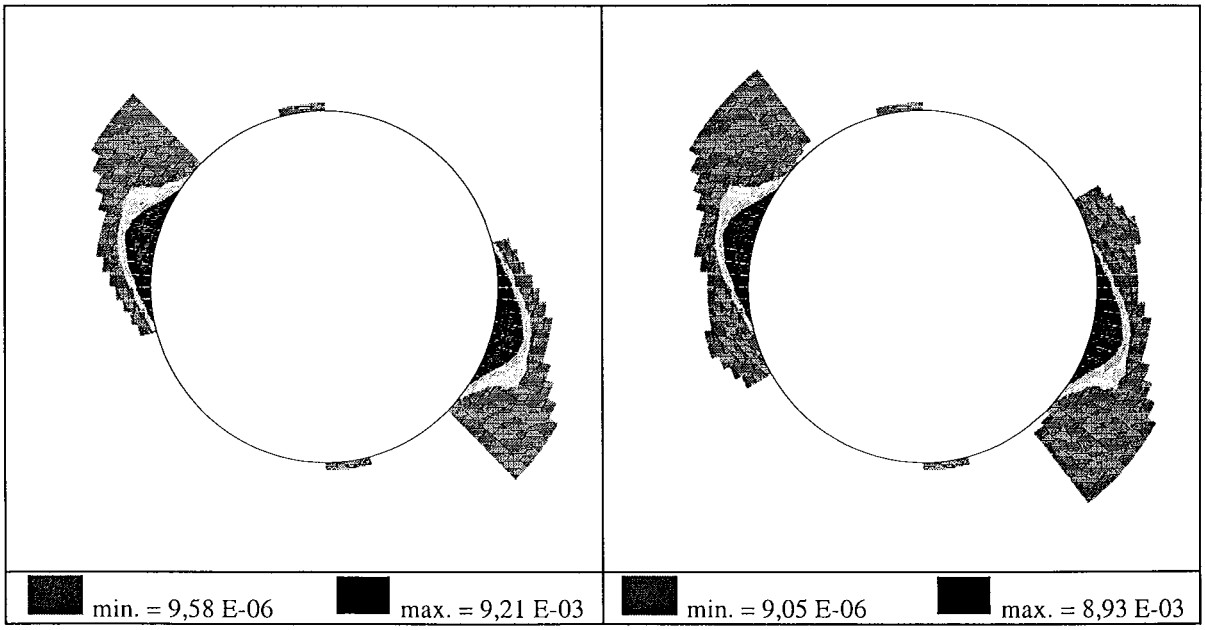
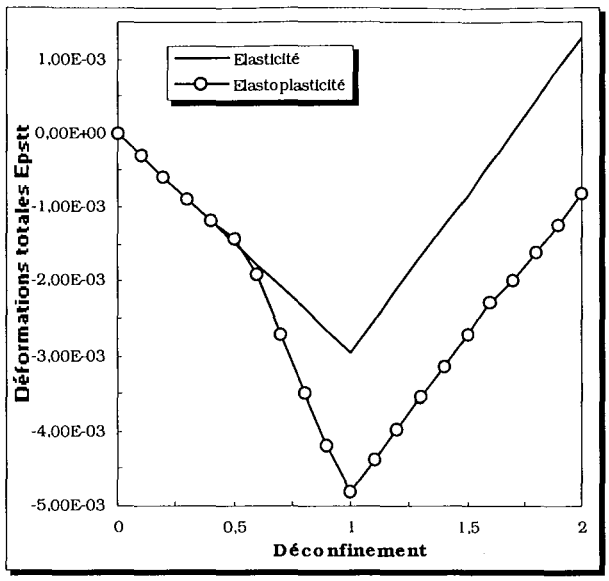
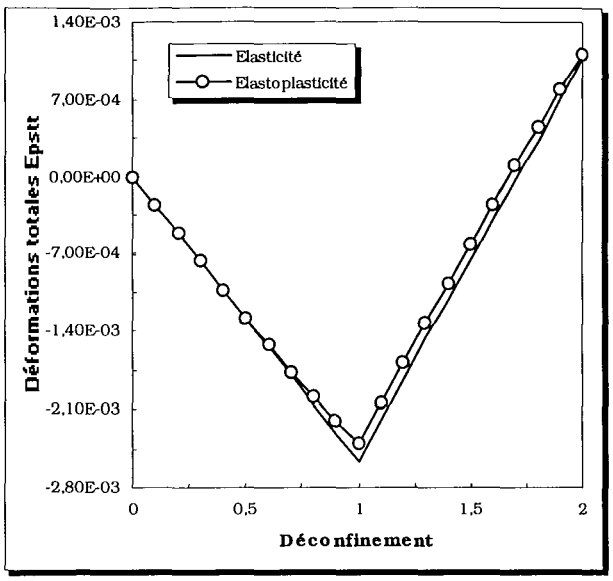


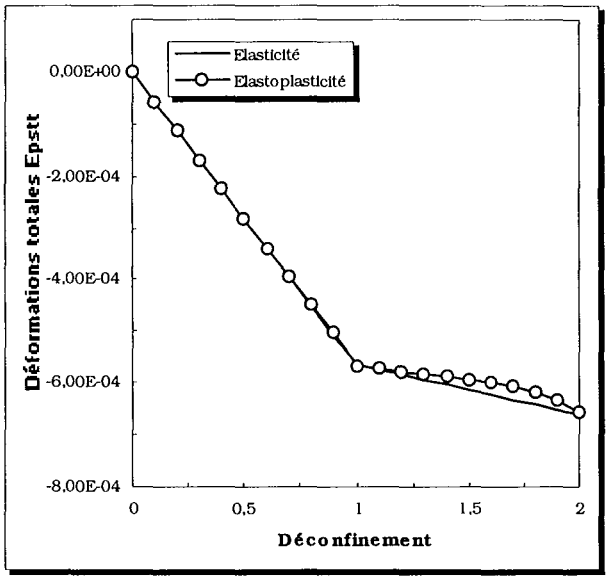
***Fig. 37** - Extension de la zone plastique pour θ = 30°.*



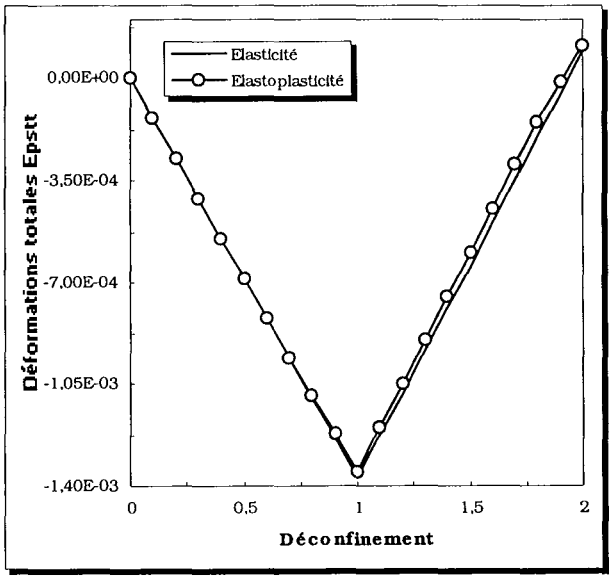
Jauge F_{90}



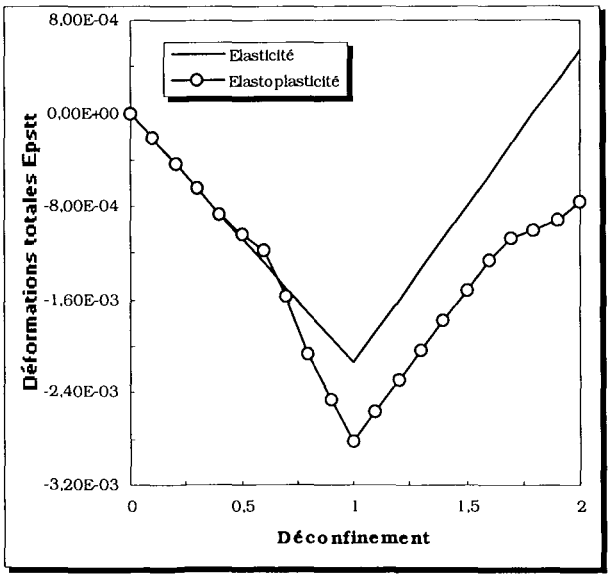
Jauge C_{90}



Jauge B_{90}



Jauge E_{90}



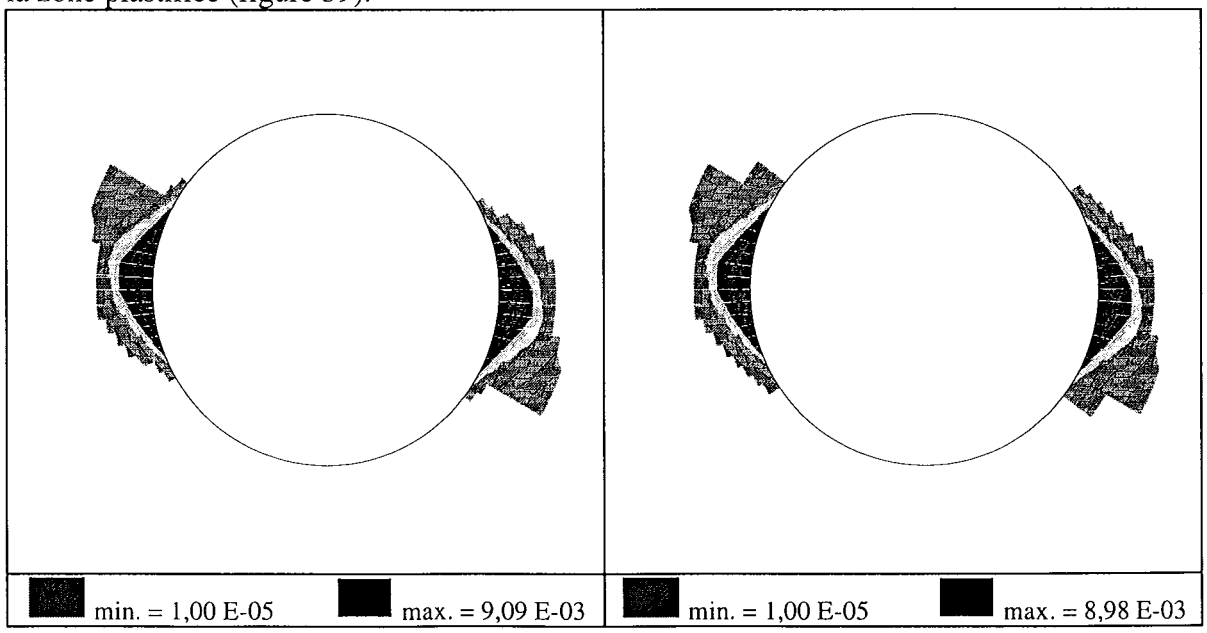
Jauge A_{90}

Fig. 38 - *Évolution de la déformation orthoradiale* ($\theta = 30°$).

$\theta = 45°$: Nous observons sur la figure 40 une plastification lors de la phase de carottage à partir du quatrième incrément, cette plastification se traduit par une augmentation de la déformation totale absolue comparée à celle de la déformation élastique. Les valeurs des déformations élastoplastiques et élastiques sont nettement différentes. Le début de surcarottage correspond à une décharge élastique. En effet, les deux courbes représentant l'évolution des déformations élastiques et élastoplastiques sont parallèles. A partir du cinquième incrément, apparaît une replastification qui se manifeste par un changement de la courbure de la droite représentant l'évolution de la déformation orthoradiale. A la fin de la phase de surcarottage, la différence entre les valeurs des déformations élastiques et élastoplastiques est très importante (se reporter à la figure 40). La jauge F_{90} appartient à la zone fortement plastifiée pendant les deux phases, de carottage et de surcarottage, comme le montre la figure 39.

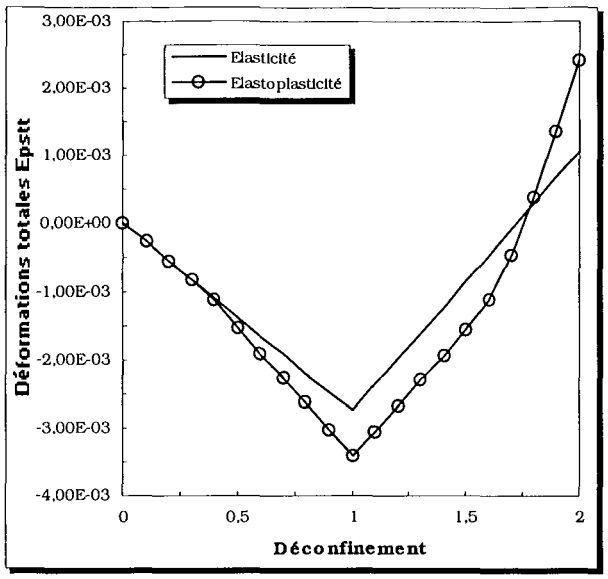
La jauge B_{90}, bien qu'elle n'appartienne pas à la zone plastifiée (se reporter à la figure 39), présente un léger décalage entre les courbes élastiques et élastoplastiques à la fin de la phase de carottage. Par contre, dans le cas de surcarottage, nous constatons que la déformation orthoradiale correspond à une détente. Ce changement de comportement vient du seul fait de l'orientation du plan de schistosité, le comportement de la jauge B_{90} pendant le surcarottage présente une légère différence entre les deux courbes représentant l'évolution de la déformation orthoradiale élastique et élastoplastique (figure 40).

La jauge E_{90} se situe dans une zone très proche de la zone plastifiée mais elle n'appartient pas à cette dernière. Le comportement élastoplastique est similaire au comportement élastique malgré la légère différence des valeurs à la fin de la phase de carottage (figure 40). La jauge C_{90} appartient à la zone faiblement plastifiée (figure 39). Cette plastification apparaît à partir du cinquième incrément mais elle n'a pas une grande incidence sur l'évolution de la déformation au cours de la phase de surcarottage vu que les deux courbes restent pratiquement parallèles. La jauge A_{90} présente la particularité d'être symétrique géométriquement de la jauge C90, mais du fait de l'orientation des plans d'isotropie, la symétrie mécanique est perdue. Nous constatons sur la figure 40 que la plastification apparaît plutôt, à partir du quatrième incrément, lors de la phase de carottage. Le début de surcarottage correspond à une décharge élastique, une replastification apparaît à la fin de la phase de surcarottage, nous constatons par ailleurs, une légère augmentation de la zone plastifiée (figure 39).

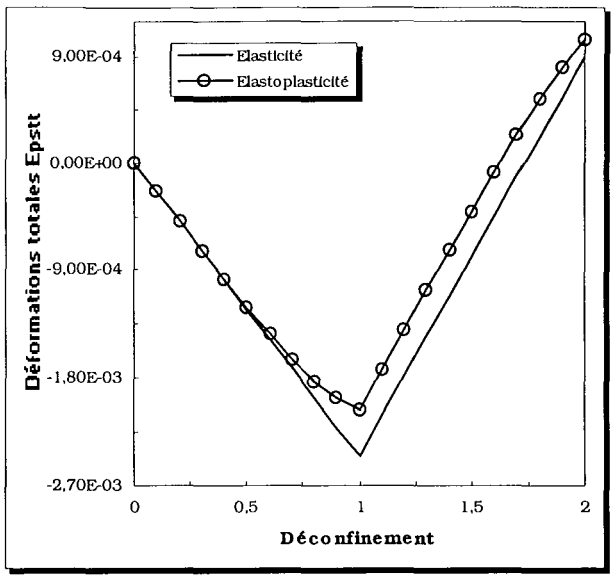


fin de carottage *fin de surcarottage*

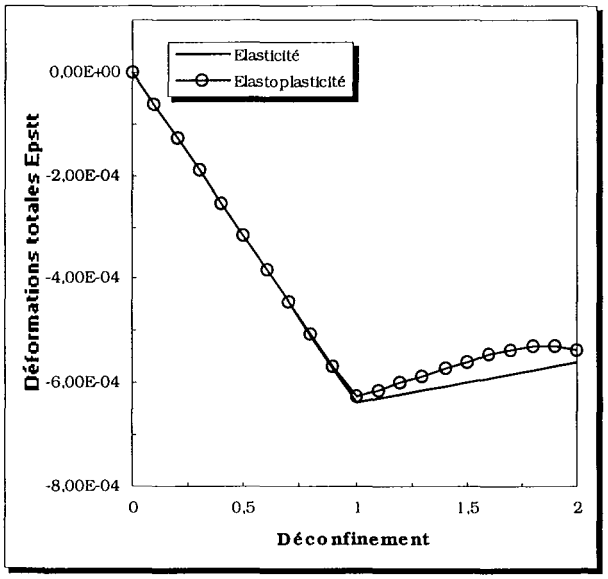
***Fig. 39** - Extension de la zone plastique pour $\theta = 45°$.*



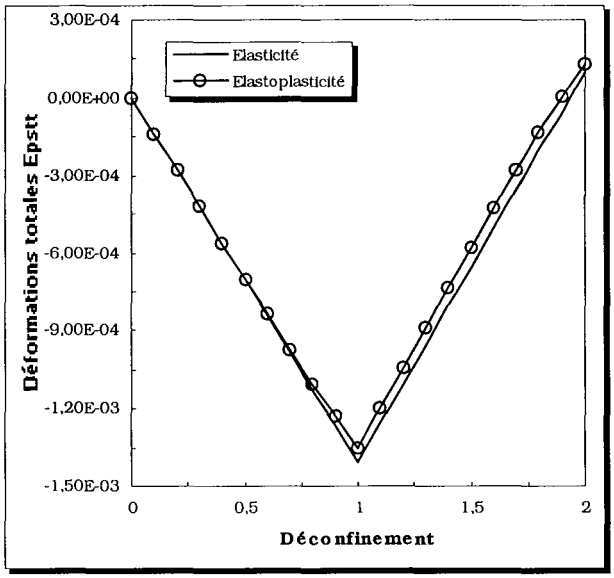
Jauge F_{90}



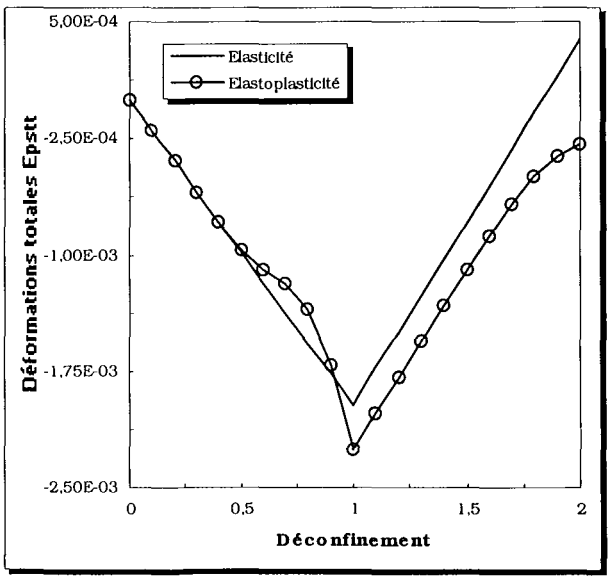
Jauge C_{90}



Jauge B_{90}



Jauge E_{90}



Jauge A_{90}

***Fig. 40** - Évolution de la déformation orthoradiale ($\theta = 45°$).*

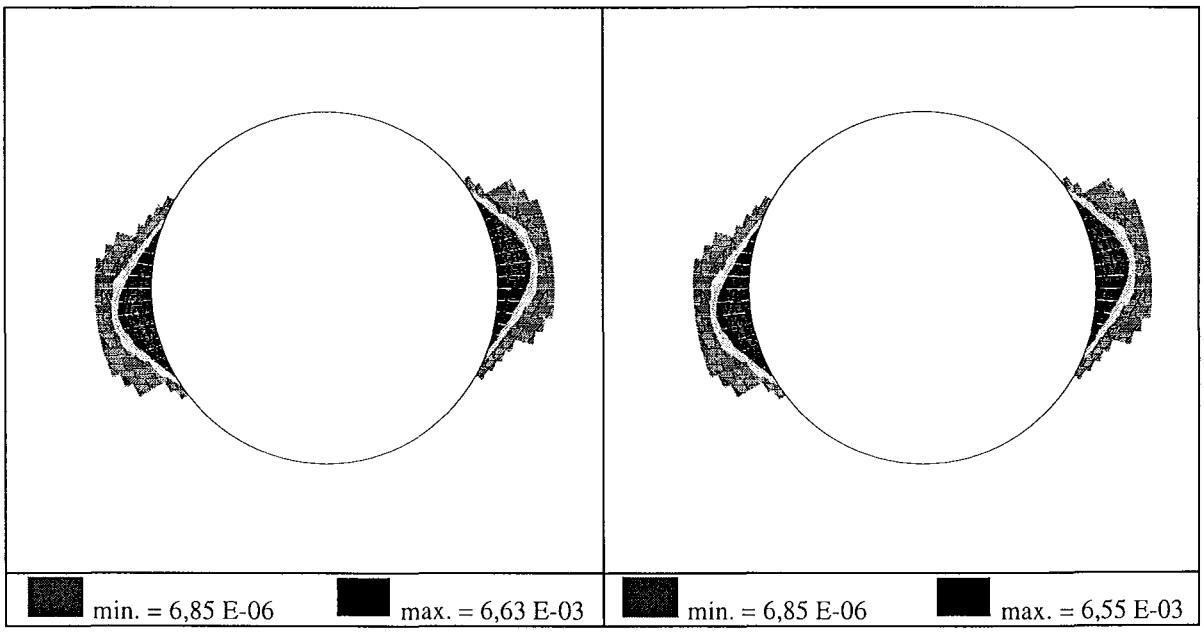
θ =60° :

Nous constatons sur la figure 42, une forte plastification de la jauge F_{90} pendant la phase de carottage. Cette plastification apparaît dès le quatrième incrément. La même pente des courbes représentants les déformations élastiques et élastoplastiques au début de la phase de surcarottage indique un déchargement élastique. A la fin de la phase de surcarottage, nous observons une replastification des zones ayant été déjà plastifiées pendant la phase de carottage vue que la zone plastique n'a pas changée (il n'a pas eu d'évolution de la zone plastique pendant la phase de surcarottage). Cette replastification est caractérisée par une courbure du graphe. Il est à noter par ailleurs, que cette replastification correspond à une augmentation de la déformation orthoradiale élastoplastique à la fin de la phase de surcarottage ($\delta\varepsilon_f^{ep} > \delta\varepsilon_f^{e}$).

La jauge C_{90} est aussi fortement plastifiée à la fin de la phase de carottage (figure 42). Cette plastification est mise en évidence à partir du quatrième incrément par l'écartement des deux courbes de déformation. Au début de la phase de surcarottage, le parallélisme des courbes de déformations montre le caractère élastique de la détente. A la fin de cette phase, une replastification s'effectue dans la même zone déjà plastifiée. Elle se caractérise au niveau de cette jauge par une diminution de la variation de déformation élastoplastique finale ($\delta\varepsilon_f^{ep} < \delta\varepsilon_f^{e}$).

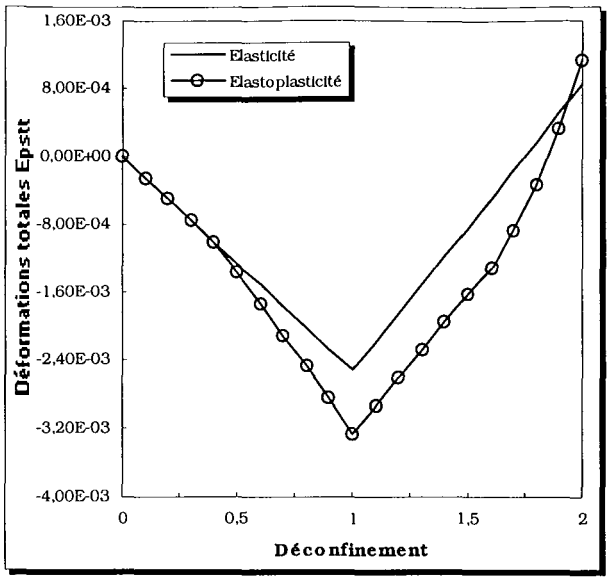
Les jauges B_{90} et E_{90} n'appartiennent pas à la zone plastifiée (figure 41) ce qui implique une légère variation à la fin de la phase de carottage due à l'influence de la plastification. La phase de surcarottage correspond à une détente. Des pentes différentes même au début de la phase de surcarottage, indiquent l'influence des zones plastifiées sur le comportement de la jauge B_{90}. Il est à remarquer la faible valeur des déformations.

Malgré la faible plastification de la zone à laquelle appartient la jauge A_{90}, le décalage entre les courbes de déformations et élastoplastique indique une plastification en fin des phases de carottage et de surcarottage. Néanmoins, nous remarquons sur la figure 42 une décharge élastique au début de la phase de surcarottage.

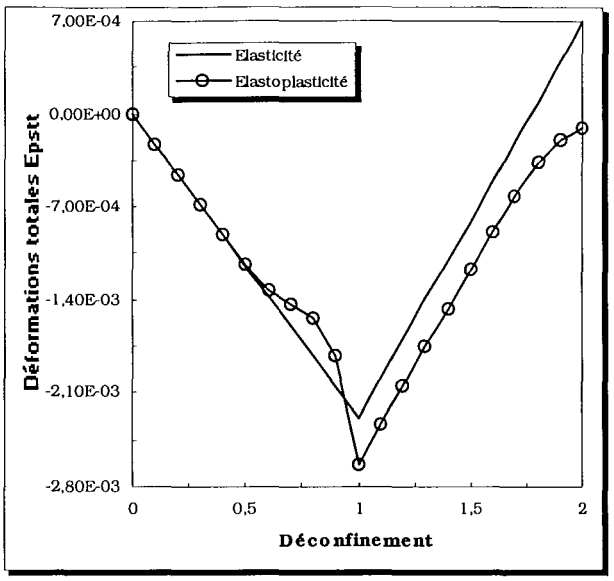


fin de carottage *fin de surcarottage*

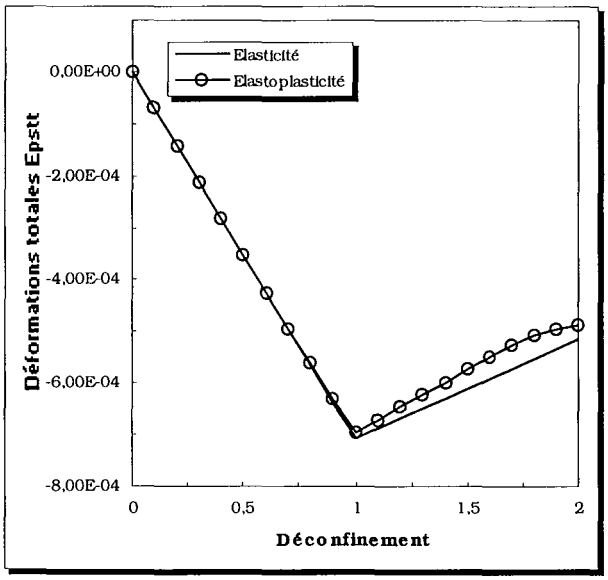
***Fig. 41** - Extension de la zone plastique pour θ = 60°.*



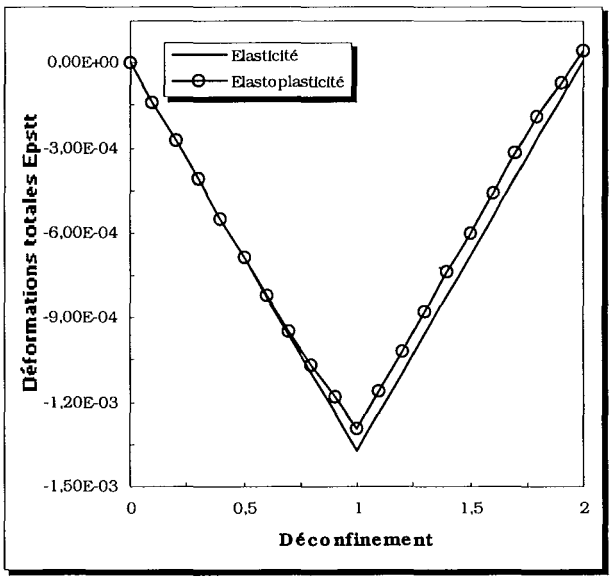
Jauge F_{90}



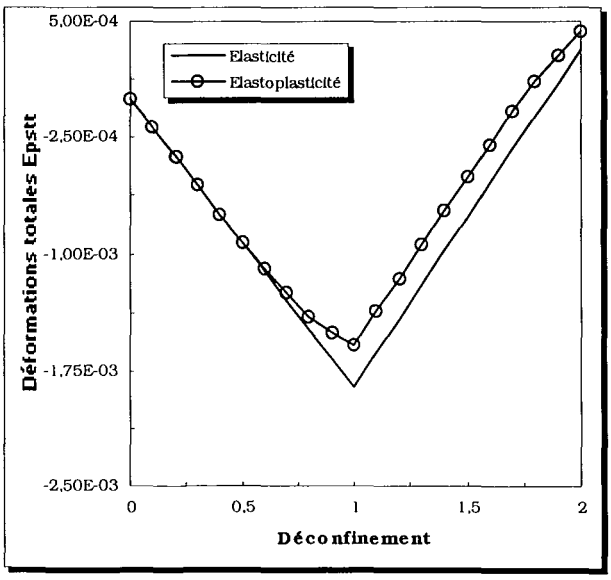
Jauge C_{90}



Jauge B_{90}



Jauge E_{90}



Jauge A_{90}

***Fig. 42** - Évolution de la déformation orthoradiale (θ = 60°).*

$\theta = 75°$:

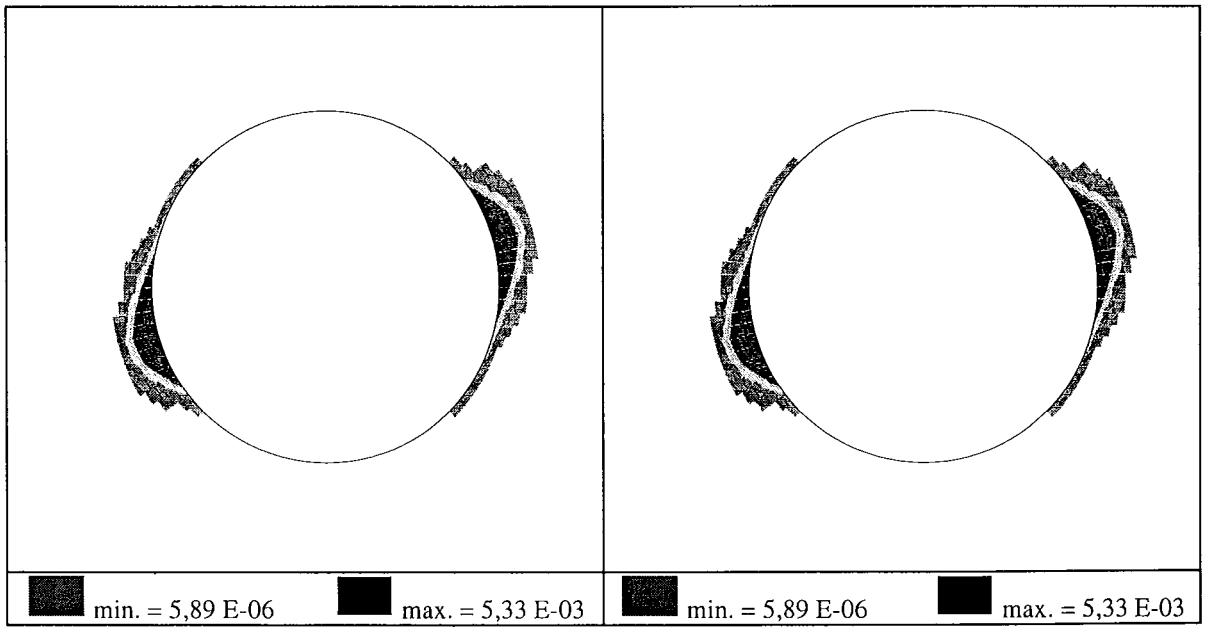
La plastification de la jauge F_{90} apparaît lors de la phase de carottage, à partir du sixième incrément comme le montre la figure 44 et entraîne en fin de carottage une forte plastification. Malgré cette plastification, les courbes des déformations élastoplastique et élastique, au début de la phase de surcarottage, restent parallèles et indiquent une détente élastique de cette jauge. La petite courbure à la fin de la phase de surcarottage signifie une légère replastification.

La jauge C_{90} présente une plastification lors de la phase de carottage à partir du sixième incrément qui entraîne à la fin de cette phase une forte plastification caractérisée par une importante différence entre les valeurs des déformations élastique et élastoplastique. A la fin de la phase de surcarottage, nous remarquons une forte replastification entraînant par la même une diminution de la valeur de la déformation élastoplastique.

Malgré que la Jauge B_{90} n'appartienne pas à la zone plastifiée (figure 43), nous constatons une légère différence entre les courbes représentants les déformations élastique et élastoplastique. Cette dernière est due à l'influence de la plasticité avoisinante. On note par ailleurs que la phase de surcarottage représente une détente pour la jauge B_{90} dans ce cas d'orientation des plans d'isotropie.

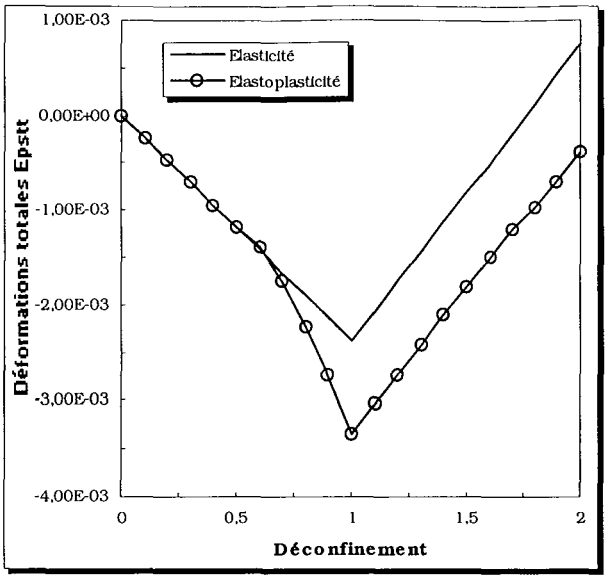
Les jauges A_{90} et E_{90} sont légèrement plastifiées. Pendant la phase de carottage, nous constatons qu'il y a une légère replastification des jauges en fin de la phase de surcarottage. D'une manière générale, nous pouvons affirmer à la vu de la figure 44 que la phase de surcarottage correspond à une détente quasiment élastique pour ces jauges.

La comparaison des zones plastiques (figure 43) en fin des phases de carottage et de surcarottage montre qu'il n'y a pas eue d'extension de la zone plastique due à la replastification en fin de la phase de surcarottage.

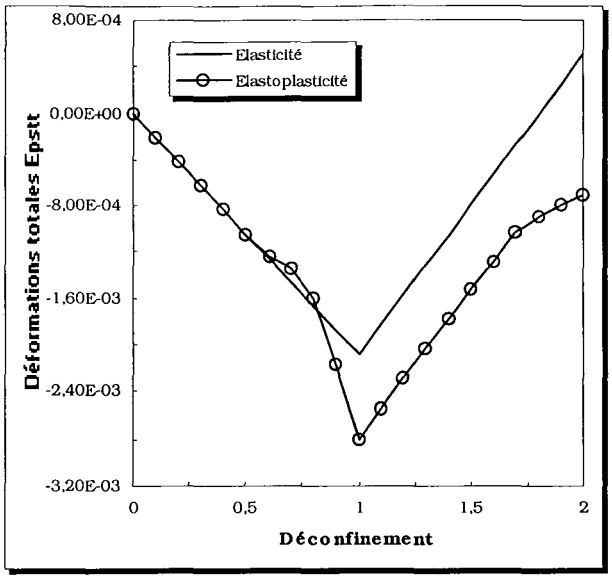


fin de carottage *fin de surcarottage*

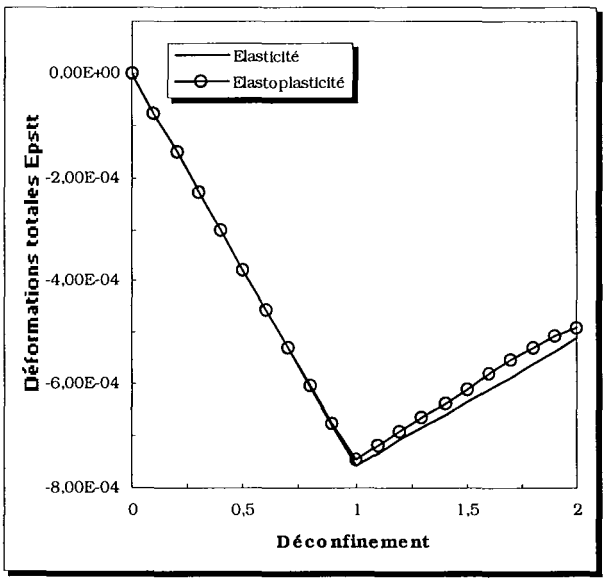
***Fig. 43** - Extension de la zone plastique pour $\theta = 75°$.*



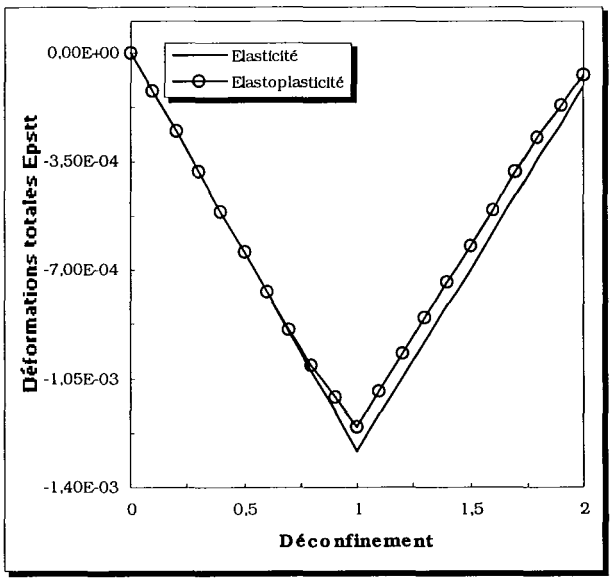
Jauge F_{90}



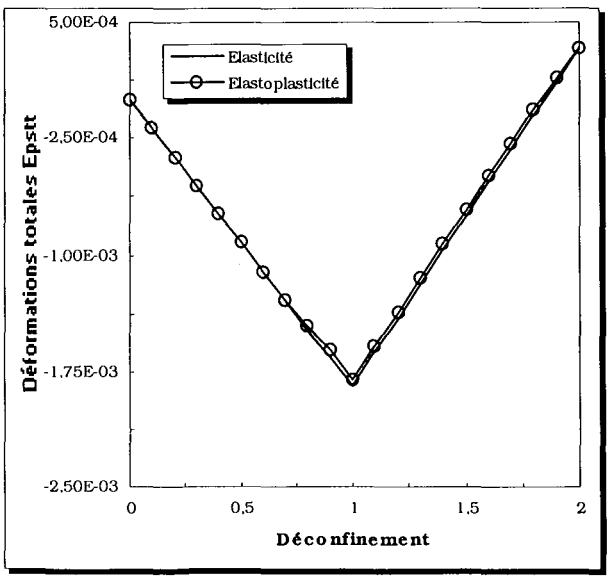
Jauge C_{90}



Jauge B_{90}



Jauge E_{90}



Jauge A_{90}

***Fig. 44** - Évolution de la déformation orthoradiale (θ = 75°).*

$\theta = 90°$:

La répartition des zones plastiques est symétrique par rapport à l'axe de symétrie (se reporter à la figure 45). Vu que le rapport des contraintes initiales est élevé (K=3), la plastification reste confinée du côté de la direction de la contrainte principale mineure.

Malgré l'appartenance de la jauge F90 à une zone plastifiée, les courbes représentant l'évolution des déformations élastique et élastoplastique restent quasiment confondues (figure 46). Cette constatation nous permet d'affirmer que cette jauge peut être interprétée en élasticité.

Cette position des plans d'isotropie permet aux jauges A_{90} et C_{90} de bénéficier à la fois de la symétrie du chargement et de la symétrie des propriétés mécaniques ce qui se traduit par un comportement identique des jauges citées ci-dessus. La plus grande variation entre les déformations élastique et élastoplastique correspond aux jauges A_{90} et C_{90} qui appartiennent à la zone fortement plastifiée comme le montre la figure 45.

La jauge B_{90} est dans une zone non plastifiée, mais les deux courbes représentant les évolutions des déformations élastiques et élastoplastiques sont légèrement décalées.

D'une manière globale, une insignifiante replastification de toutes les jauges apparaît à la fin de la phase de surcarottage et n'a par conséquent, aucune influence sur l'interprétation des jauges .

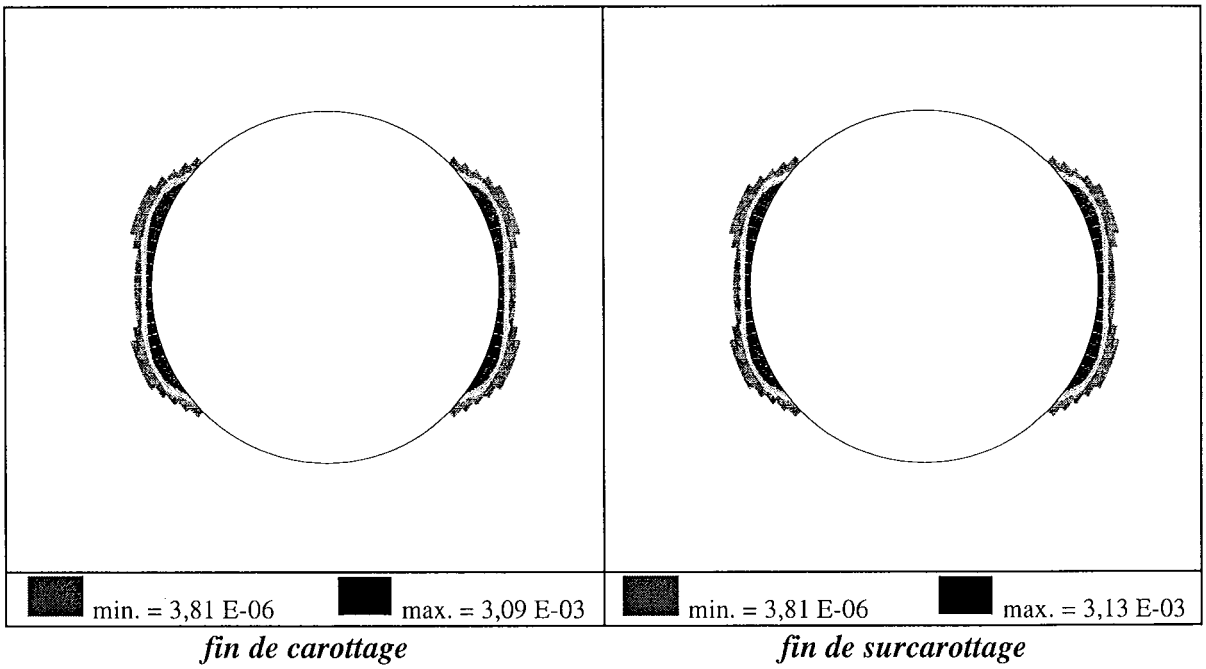
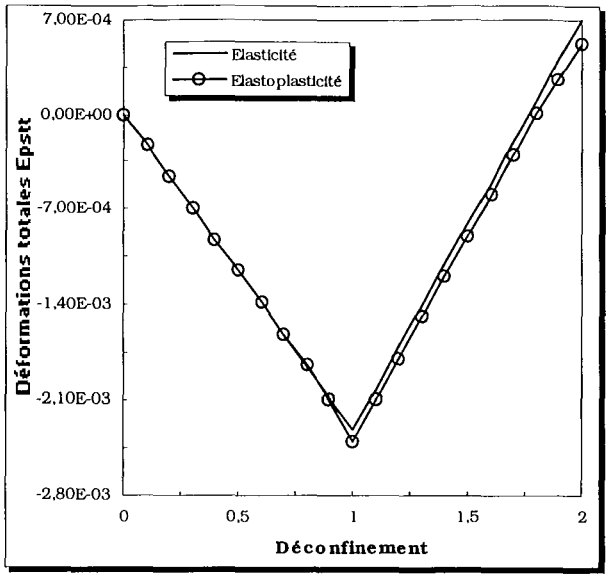
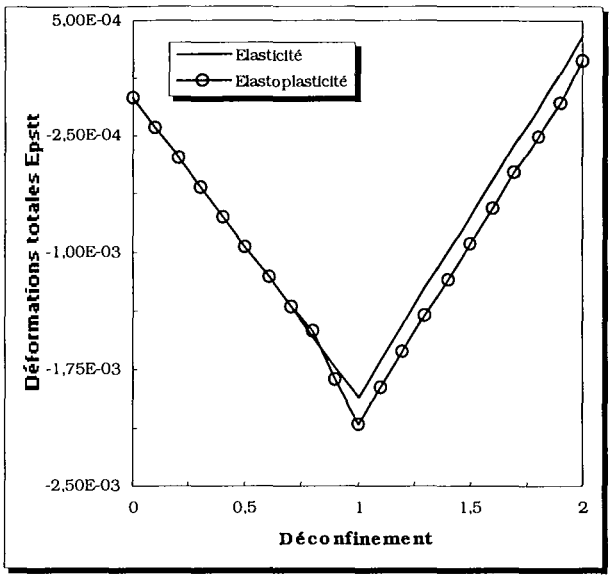


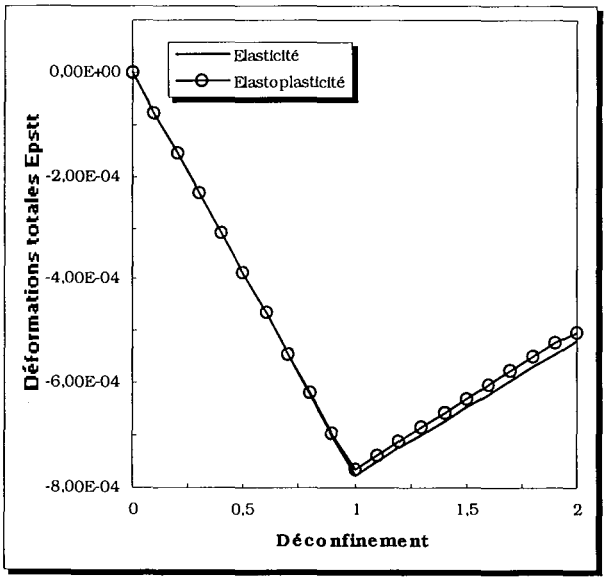
***Fig. 45** - Extension de la zone plastique pour $\theta = 90°$.*



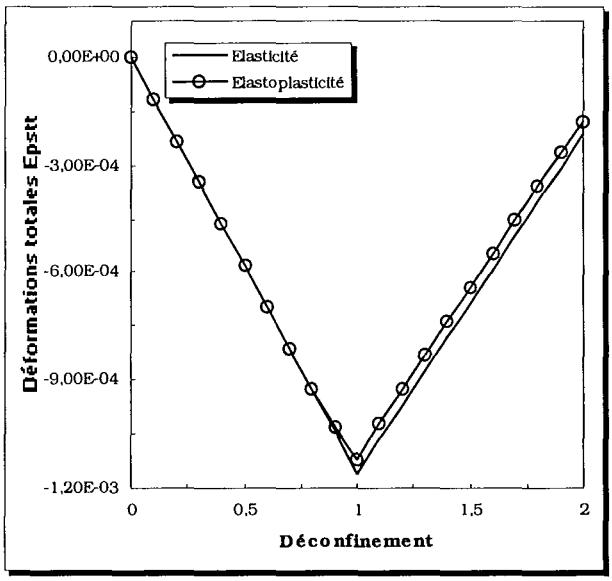
Jauge F_{90}



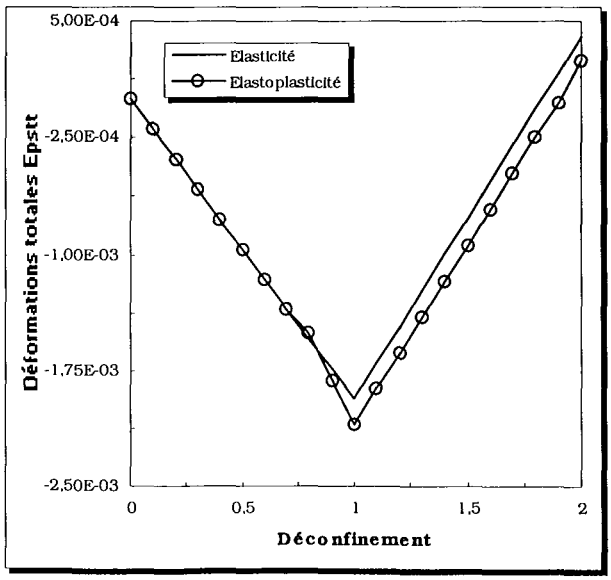
Jauge C_{90}



Jauge B_{90}



Jauge E_{90}



Jauge A_{90}

Fig. 46 *- Évolution de la déformation orthoradiale (θ = 90°).*

Etude générale

Le but de cette étude est de mettre en évidence l'influence de l'anisotropie du matériau en élasticité et en plasticité sur l'interprétation de quelques jauges circulaires. Nous montrons dans ce qui suit l'importance de l'orientation des plans d'isotropie et leur rôle dans l'estimation des contraintes *in situ*.

Rappelons tout d'abord les rapports des paramètres mécaniques du matériau utilisés dans cette étude :

- le rapport $\frac{E_1}{E_2}$ est de l'ordre de trois et que le rapport des résistances $\frac{R_{cx}}{R_{cy}}$ est proche de 0,8.
- le rapport des contraintes principales initiales K est égal à trois
- à rappeler aussi que la direction de la contrainte principale majeure coïncide avec la normale aux plans d'isotropie pour le cas d'orientation $\theta = 0°$.

Influence de l'anisotropie en fin de carottage

Dans le cadre de cette étude, nous avons remarqué que lorsque l'angle d'orientation des plans d'isotropie croit de **0°** à **90°** la **valeur absolue** de la déformation orthoradiale en fin de la phase de carottage:

en élasticité :

- diminue pour la jauge F_{90} et augmente pour la jauge B_{90},
- augmente puis diminue symétriquement par rapport à $\theta = 45°$ pour la jauge E_{90},
- diminue jusqu'à $\theta = 60°$ puis augmente légèrement pour la jauge A_{90} et inversement, augmente légèrement jusqu'à $\theta = 30°$ puis diminue pour la jauge C_{90}.

en élastoplasticité :

- augmente pour la jauge B_{90} (inchangé par rapport à l'élasticité),
- augmente puis diminue symétriquement par rapport à $\theta = 45°$ pour la jauge E_{90} (inchangé par rapport à l'élasticité),
- augmente en général, mais fortement pour $\theta = 30°$ pour la jauge F_{90},
- les jauges A_{90} et C_{90} sont très perturbées à la fin de la phase de carottage parce qu'elles appartiennent souvent à la zone fortement plastifiée

Influence de l'anisotropie en fin de surcarottage

De la même manière lorsque l'angle d'orientation des plans d'isotropie croît de **0°** à **90°** la **valeur absolue** de la déformation orthoradiale en fin de la phase de surcarottage:

en élasticité :

- diminue pour la jauge B_{90} et augmente pour la jauge F_{90},
- diminue puis augmente symétriquement par rapport à $\theta = 45°$ pour la jauge E_{90},

- augmente jusqu'à $\theta = 60°$ puis diminue légèrement pour la jauge A_{90} et inversement diminue légèrement jusqu'à $\theta = 30°$ puis augmente pour la jauge C_{90}. C'est le comportement inverse de celui observé pour la phase de carottage.

en élastoplasticité :

- diminue pour la jauge B_{90} (superposable à l'élasticité, sauf pour le cas $\theta = 0°$ qui correspond à une forte plastification),
- augmente puis diminue symétriquement par rapport à $\theta = 45°$ pour la jauge E_{90} (inchangé par rapport à l'élasticité),
- augmente pour la jauge F_{90} (inchangé par rapport à l'élasticité),
- pour la jauge A_{90}, on constate une forte plastification pour le cas $\theta = 30°$ par contre pour la jauge C_{90}, on constate une forte plastification pour le cas $\theta = 75°$. Cette forte plastification se traduit par un important écart entre les valeurs des déformations orthoradiales élastiques et élastoplastiques.

Influence de l'anisotropie sur le comportement de la jauge B_{90}

Le comportement de la jauge B_{90} pendant la phase de surcarottage correspond à une **contraction** pour les orientations des plans d'isotropie **0°** à **30°** et à une **détente** pour les orientations de **45°** à **90°** que se soit en élasticité ou en élastoplasticité.

Influence de l'anisotropie sur le comportement des jauges A_{90} et C_{90}:

Les jauges A_{90} et C_{90} disposées de part et d'autre de l'axe de symétrie de chargement profitent, de la symétrie totale dans les cas où l'angle d'inclinaison des plans d'isotropie est soit égal à **0°** ou à **90°**. Dans ces cas, le comportement des deux jauges est identique. Cependant les deux comportements restent très différents pour les autres orientations.

Influence de l'anisotropie sur l'extension des zones plastiques

La répartition des zones plastiques, en fin de carottage, devient de plus en plus confinée au fur et à mesure que l'angle d'inclinaison des plans d'isotropie croît de **0°** à **90°**.

Nous remarquons une généralisation de la plastification à presque toute la partie de roche surcarottée, pour le cas de **$\theta = 0°$,** à la fin de la phase de surcarottage. Cette répartition de la zone plastique se confine avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison des plans d'isotropie de **0°** à **45°**. A partir de cet angle, la zone plastique en fin de la phase de surcarottage est identique a celle observée en fin de la phase de carottage.

La zone plastique reste toutefois liée fortement à l'état de contraintes principales initiales. Nous constatons, en effet, que cette zone est confinée dans un espace de plus ou moins trente degrés de la direction de la contrainte principale mineure.

Nous remarquons que dans les cas où l'inclinaison des plans d'isotropie est égale à **0°**ou à **90°**, c'est-à-dire les seuls cas qui correspondent à une symétrie totale (géométrie, chargement et propriétés mécaniques), la répartition de la zone plastique est symétrique par rapport à l'axe vertical

(qui est l'axe de symétrie). Pour les autres cas d'inclinaison des plans d'isotropie, la répartition de la zone plastique est symétrique par rapport au centre de la section transversale du trou de carottage.

6 - CONCLUSION

Nous venons de mettre en évidence l'effet de l'anisotropie du matériau sur la position des zones fortement plastifiées ainsi que sur l'évolution de la déformation orthoradiale.

Cette étude illustre l'influence du caractère directionnel des résistances (anisotropie), mais reste toutefois limité au cas spécifique étudié (on s'est limité à une seule direction $\theta = 0°$ vu que le maillage utilisé pour un quart du trou ne permet pas d'autres orientations)

La première partie de l'étude nous a permis de mettre en évidence l'influence des contraintes initiales sur l'apparition des zones plastiques et leurs extensions.

Pour mieux étudier l'évolution de l'apparition des zones plastiques et l'effet de l'anisotropie du matériau dans le cas d'un matériau anisotrope, un calcul avec un maillage plan complet a été fait (tout le trou est pris en compte) et plusieurs inclinaisons des plans d'isotropies ont été étudiées (θ = 0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, et 90°) .

Il a été mis en évidence l'influence de l'anisotropie du matériau tant en élasticité qu'en élastoplasticité sur :

- le comportement de la déformation orthoradiale de chaque jauge et par conséquent sur l'interprétation éventuelle de l'essai de surcarottage,
- l'apparition de la plastification et son extension.

Le caractère tridimensionnel des mesures de contraintes *in situ* (nombre de jauges de mesures, effet de l'avancement du carottier, anisotropie, etc.) fait que des calculs en 3-D soient indispensables pour confirmer les résultats développés dans cette première étude plane.

Avant de se lancer dans des calculs tridimensionnels lourds et coûteux, une autre modélisation plus simple et proche du cas tridimensionnel est envisagée. Il s'agit d'une modélisation bidimensionnelle en axisymétrie. Cette modélisation va nous permettre d'étudier **l'effet de l'avancement du carottier** sur l'évolution des déformations moyennant certaines hypothèses. C'est ce que nous nous proposons de faire dans le cinquième chapitre.

CHAPITRE 5 MODELISATION AXISYMETRIQUE

MODELISATION AXISYMETRIQUE DU PROBLEME DE SURCAROTTAGE

1 - INTRODUCTION

Comme tout problème de mécanique, le surcarottage est avant tout un problème tridimensionnel (figure 9). Mais les symétries de la cellule de mesure ainsi que des trous de carottage et de surcarottage et celle du matériau permettent de modéliser ce problème de trois manières différentes : soit par une modélisation en déformation plane en utilisant un quart du trou ou dans le cas d'un matériau anisotrope le trou complet, soit par une modélisation en déformation axisymétrique, soit encore par une modélisation tridimensionnelle.

Chacune des trois modélisations possède des avantages et des inconvénients que nous allons essayer de comparer par la suite. La modélisation en déformation plane nous a permis d'étudier la réponse des jauges circulaires (cinq jauges voir figure cellule chapitre 1). En effet dans le chapitre précédent nous avons pu mettre en évidence l'influence du modèle rhéologique, de l'état de contraintes initiales ainsi que de l'anisotropie du matériau sur l'évolution de la déformation orthoradiale lors des phases successives de carottage et de surcarottage.

La modélisation en déformation axisymétrique ne peut être effectuée que si l'hypothèse de base est vérifiée, en l'occurrence ***la symétrie complète par rapport à un axe***. On entend par symétrie complète, ***la symétrie des caractéristiques mécaniques du matériau et la symétrie du chargement par rapport à cet axe (chargement hydrostatique dans le plan d'isotropie)***.

Pour se faire, nous supposons que le matériau est isotrope ou à la limite possède une isotropie transverse telle que l'axe d'isotropie coïncide avec l'axe des trous de carottage et de surcarottage.

2 - MODÉLISATION

Le modèle géométrique considéré dans cette étude correspond à la moitié d'un plan contenant l'axe de carottage et de surcarottage et limité par ce dernier. Il est formé de dix sept groupes. Les groupes deux à dix sept serviront à simuler les différentes étapes d'avancement du carottier lors de la phase de surcarottage.

Le diamètre du trou de carottage est de 19 mm et celui correspondant à la saignée de surcarottage est de 71 mm. La largeur de la saignée, quant à elle, a été fixée à 9 mm (largeur du carottier qui varie généralement de 4 à 10 mm et plus). Les limites ou dimensions du modèle ont été fixées de façon à ce que les paramètres étudiés (déformations, contraintes et déplacements dans notre cas) ne soient pas influencés par les conditions aux limites, (figure 47). La simulation numérique des phases successives de carottage et de surcarottage, comme cela a été le cas de la modélisation en déformation plane, a été réalisée à l'aide du code de calcul CESAR - LCPC.

Pour éviter certains problèmes liées à des considérations numériques (concentration de contraintes au niveau de la génératrice du trou de carottage liée à la géométrie, rectangulaire en général, du groupe excavé) nous avons réalisé la simulation de la phase de carottage en une seule étape. Celle-ci est rendue possible en utilisant un chargement en variation de contraintes et le module de simulation des excavations LAMBDA du code de calcul CESAR - LCPC.

L'avancement du carottier lors de la phase de surcarottage a été simulée numériquement par l'excavation successive des groupes deux à dix sept. Le groupe restant (groupe un) représente le volume de roche contenant la cellule de mesure et la roche elle-même. La discrétisation axiale des groupes deux à dix sept est rendue de plus en plus petite à l'approche de la position de la cellule de mesure. Ce qui nous permet de contrôler l'influence de l'avancement du carottier sur les mesures de déformations.

2.1 - Hypothèses et maillage

2.1.1 - Hypothèses

Les conditions aux limites du modèle numérique ont été fixées de manière à ce que les paramètres étudiés, dans notre cas les déformations et les contraintes, ne soient pas influencés par les différents chargements au cours des phases successives de carottage et de surcarottage. Ces conditions aux limites respectent aussi les symétries du modèle géométrique. Les limites extérieures du modèle sont, ainsi, bloquées (dans la direction perpendiculaire).

2.1.2. - Maillage

Le maillage comprend 1451 éléments quadrilatères à huit nœuds et 4588 nœuds. Un raffinement excessif du maillage à l'endroit de la zone d'étude, comme il est communément utilisé, peut entraîner des instabilités numériques caractérisées par des sauts de contraintes. En définitif le maillage réalisé est assez fin au niveau du point d'étude et grossier aux extrémités éloignées.

Le passage de la zone finement maillée à la zone grossièrement maillée se fait d'une façon progressive figure 48.

Le tableau 30 donne la discrétisation longitudinale de tous les groupes ainsi que les abscisses de chacun d'eux.

La cellule de mesure est placée à 400 mm du trou d'accès (mi-longueur du trou de carottage). Rappelons que deux jauges seulement sont interprétables, une jauge circulaire et une jauge axiale. Nous supposons dans cette étude que les deux jauges se trouvent sur la même section transversale, donc même position longitudinale

N° des groupes	Nombre d'éléments	Espacement des éléments	longueur des groupes	abscisses du carottier
2	2	50, 50	100	600
3	3	33.3, 33.3, 33.3	100	700
4	4	25, 25, 25, 25	100	800
5	2	10, 10	20	820
6	2	10, 10	20	840
7	2	10, 10	20	860
8	2	10, 10	20	880
9	2	10, 10	20	900
10	2	10, 10	20	920
11	2	10, 10	20	940
12	2	10, 10	20	960
13	2	10, 10	20	980
14	2	10, 10	20	1000
15	4	25, 25, 25, 25	100	1100
16	3	33.3, 33.3, 33.3	100	1200
17	2	50, 50	100	1300

Tableau 30 *- Récapitulatif des groupes formant le maillage.*

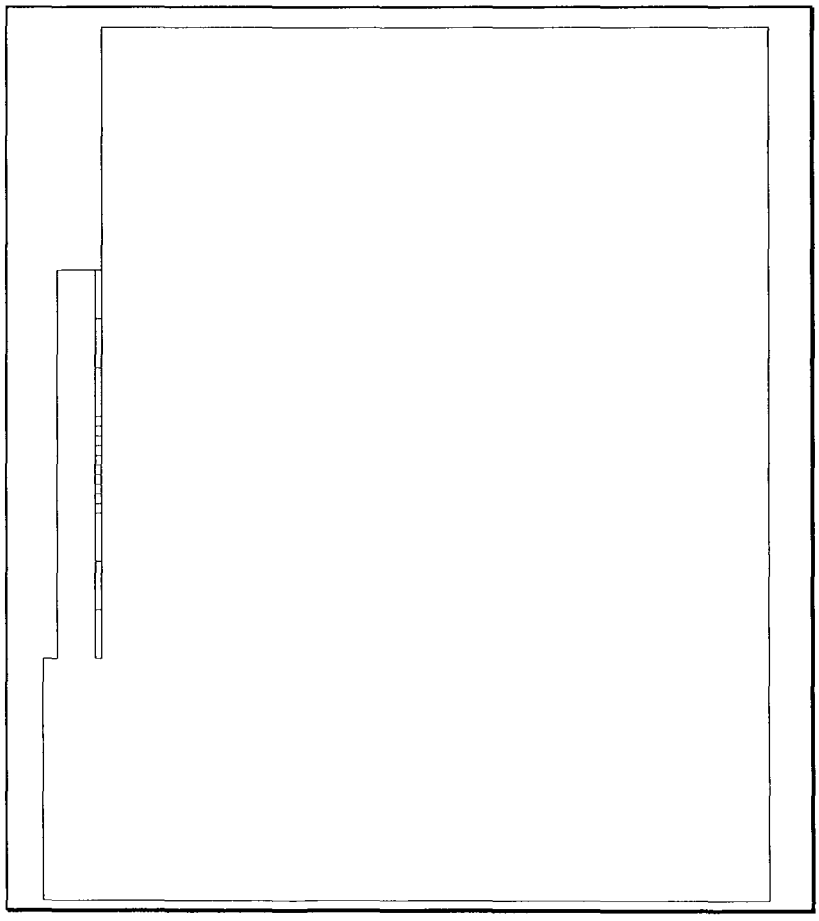


Fig. 47 - Limites géométrique du modèle.

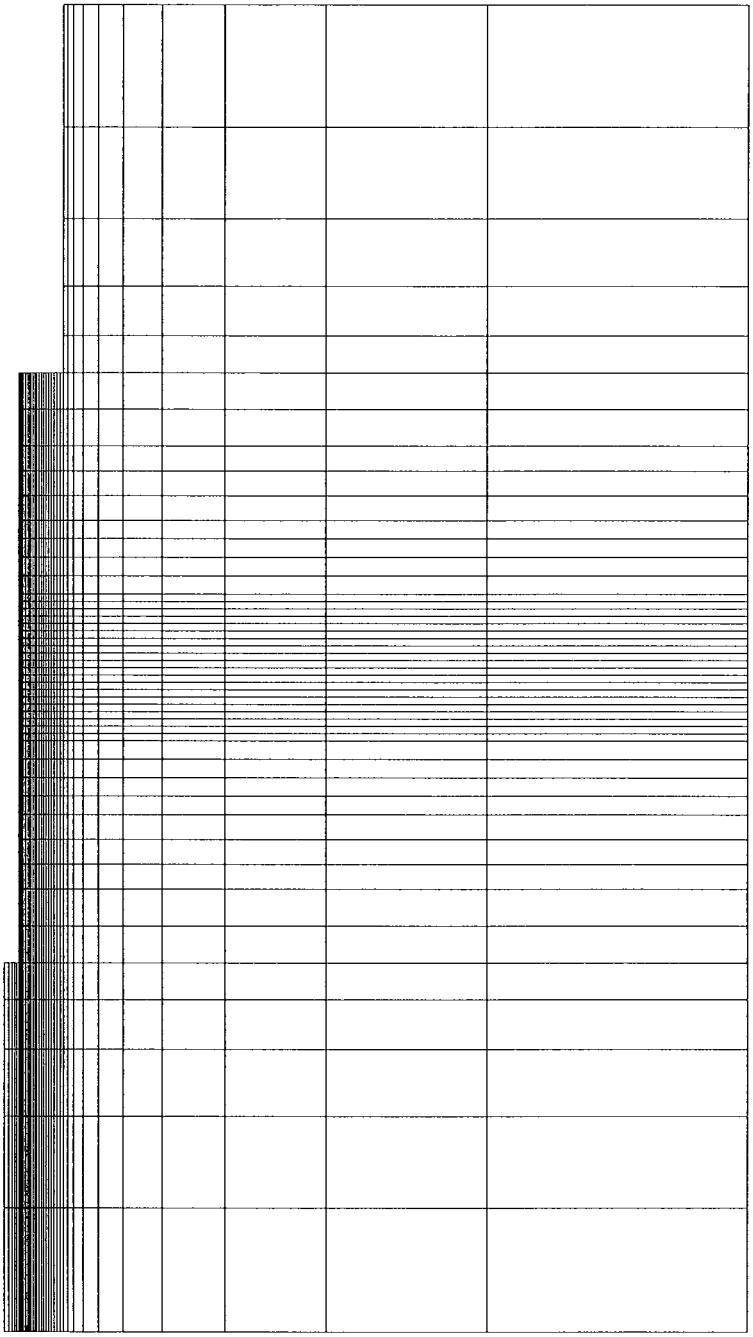


Fig. 48 - Maillage complet.

2.2 - Procédure numérique et validation

2.2.1 - Procédure numérique

La totalité de la procédure de surcarottage (initialisation des contraintes, phases successives de carottage et de surcarottage) est simulée en dix huit étapes de calculs en variation de contraintes en utilisant le calcul par phasage, c'est à dire qu'on effectue à chaque étape un calcul de reprise à partir des fichiers résultats obtenus à l'issue de l'étape précédente :

• une première étape sert à initialiser les contraintes dans le massif rocheux ;

• l'étape suivante consiste à simuler numériquement la phase de carottage à l'aide du module LAMB (simulation d'une excavation) du code de calcul CESAR - LCPC. La procédure consiste à appliquer des forces de déchargement sur toute la génératrice et le fond du trou de carottage échelonnées sur dix incréments. Cet échelonnement est nécessaire surtout pour le calcul élastoplastique et aussi pour mettre en évidence l'effet de l'avancement du carottier sur les déformations ;

• les étapes trois à dix-huit sont destinées à simuler l'avancement du carottier lors de la phase de surcarottage, en effet chaque étape ou pas de surcarottage, correspond à l'excavation d'un groupe et l'étape suivante au groupe suivant.

L'excavation des groupes est simulée numériquement à l'aide du module LAMB du progiciel CESAR LCPC qui permet de décharger les contraintes sur les limites du groupe en vu d'être excavé (encore en contact avec le reste des groupes). Chaque groupe excavé correspond à une position du carottier.

La dimension longitudinale des groupes, ou pas de surcarottage, diminue de part et d'autre de la zone d'étude pour mieux cerner l'évolution des déformations au point étudié correspondant à la position des jauges

2.2.2 - Validation

Étant donné que le matériau est isotrope transverse et que l'axe d'isotropie est confondu avec l'axe des trous de carottage et de surcarottage, étant donné aussi, que les dimensions transversales (diamètres) des trous de carottage et de surcarottage sont assez petites devant la dimension longitudinale (longueur) et que le chargement est symétrique, il est possible d'utiliser une modélisation bidimensionnelle sous l'hypothèse de la symétrie de révolution.

Nous allons nous intéresser dans ce qui suit à la simulation numérique de la procédure de surcarottage en utilisant l'hypothèse de la déformation axisymétrique. La première vérification effectuée est liée à la phase de carottage qui correspond à l'excavation d'un trou dans un milieu élastique isotrope. Cette vérification consiste à comparer les contraintes, déplacements et déformations en un point assez éloigné du fond du trou de carottage, pour éviter les problèmes de concentration de contraintes. Le point étudié est situé dans un plan perpendiculaire à l'axe du carottier sur la circonférence du trou de carottage.

La comparaison des résultats obtenus par la simulation numérique, à l'aide du code de calcul CESAR - LCPC, à ceux calculés analytiquement par la solution de Kirsch a donné, pour le cas énoncé ci dessous, les résultats suivants :

Données :

milieu élastique isotrope soumis à l'infini à un chargement hydrostatique H_2.

Résultats :

à la paroi du trou de carottage ; σ_{rr} = -0,05 MPa au lieu de 0 MPa donné par la solution de Kirsch et $\sigma_{\theta\theta}$ = -39,99 MPa au lieu de -40 MPa préconisée par la solution de Kirsch.

Rappelons tout de même que la précision des calculs numériques s'améliore au fur et à mesure que l'on s'éloigne de la génératrice du trou de carottage.

La seconde validation a été faite en comparant les résultats (déformation orthoradiale) des simulations de trois types de modélisation bidimensionnelle :

déformation plane : calcul au point F ($\theta = 0°$) en utilisant le maillage du quart du trou.

Pour la modélisation bidimensionnelle en axisymétrie nous avons choisi un point appartenant à la paroi du trou de carottage et assez éloigné des bords du modèle pour éviter les problèmes liés aux conditions aux limites. On notera le fait que toutes les jauges circulaires appartenant à une section transversale (perpendiculaire à l'axe du carottier) dans le cas d'une modélisation plane sont représentées par un seul point dans le cas de la modélisation axisymétrique.

déformation en axisymétrie V_1 : correspond à une modélisation utilisant l'hypothèse de la symétrie de révolution simulant l'excavation (carottage ou surcarottage) en plusieurs étapes successives. Cette modélisation nous permet de prendre en compte l'effet de l'avancement du carottier.

déformation en axisymétrie V_2 : correspond à une modélisation utilisant l'hypothèse de la symétrie de révolution simulant l'excavation (carottage ou surcarottage) en une seule étape. Une telle modélisation serait très proche, en pratique, de la modélisation en déformation plane.

Données :

Milieu élastoplastique isotrope de paramètres mécaniques (modèle de Drucker Prager sans écrouissage) : E = 21000 MPa ; $\nu = 0.29$; $\phi = 29°$ et C = 8.4 MPa ; soumis à l'infini à un état de contraintes initiales hydrostatiques de -16 MPa.

Résultats :

Les résultats des différents calculs sont résumé dans le tableau 31.

Loi de comportement	Phase de creusement	Déformation plane	Déformation en axisymétrie V_1	Déformation en axisymétrie V_2
Élastique	**Carottage**	- 0,980 E-03	- 0,980 E-03	- 0,970 E-03
	Surcarottage	0,413E-03	0,541E-03	0,413E-03
Elastoplastique Drucker Prager	**Carottage**	- 0,993 E-03	- 0,991 E-03	- 0,981 E-03
	Surcarottage	0,399E-03	0,529E-03	0,401E-03

Tableau 31 : *valeurs de la déformation orthoradiale* $\varepsilon_{\theta\theta}$

comparaison entre les modélisations en déformations plane et axisymétrique.

Nous remarquons que le seul écart notable correspond au cas de la modélisation prenant compte de l'avancement du carottier en surcarottage, ce qui montre l'utilité d'une telle modélisation. Les valeurs de la déformation orthoradiale en fin de surcarottage sont presque identiques pour les deux autres modélisations ce qui "valide" notre calcul numérique.

Vérification en élastoplasticité :

Nous comparons dans cette vérification la solution donnée par la simulation numérique et la solution analytique donnée par Kirsch dans le cas du carottage simplement.

Données :

Milieu élastoplastique isotrope de paramètres mécaniques : E = 21000 MPa ; ν = 0.29 ; ϕ = 0 et C = 8.4 MPa ; soumis à l'infini à un état de contraintes initiales hydrostatiques de 16 MPa.

Résultats :

Le calcul numérique effectué sous l'hypothèse de la déformation axisymétrique donne une contrainte tangentielle $\sigma_{\theta\theta}$ à la paroi du trou de carottage égale à -16.806 MPa. Cette valeur est quasi identique à la contrainte tangentielle élastoplastique donnée par la solution de Tresca (solution de Kirsch appliquée à une excavation circulaire dans un milieu élastoplastique infini gouverné par la loi de Tresca) pour un point appartenant à la paroi du trou de carottage, qui est égale au double de la cohésion du matériau.

3 -LOIS DE COMPORTEMENT ET ETATS DE CONTRAINTES INITIALES

Les deux modèles retenus pour cette étude en plus du modèle élastique linéaire sont le modèle de Drucker - Prager sans écrouissage et le modèle anisotrope de Shao-Cazacu sans écrouissage. Ces deux modèles ont été choisi pour les raisons suivantes : le premier pour sa simplicité et le second parce qu'il nous permet de prendre en compte le caractère isotrope transverse du matériau.

La présentation de ces deux modèles ainsi que la détermination de leurs paramètres a été faite lors du chapitre 2.

Trois états de contraintes ont été considéré dans cette étude (compression <0) :

- un état de contraintes hydrostatique $\sigma_{rr} = \sigma_{\theta\theta} = \sigma_{zz} = -20$ MPa

- un état de contraintes déviatorique $\sigma_{zz} = -11{,}9$ MPa et $\sigma_{rr} = \sigma_{\theta\theta} = -16{,}6$ MPa dans le cas du modèle de Drucker - Prager sans écrouissage

- un état de contraintes hydrostatique $\sigma_{zz} = -12$ MPa $\sigma_{rr} = \sigma_{\theta\theta} = -32$ MPa dans le cas du modèle anisotrope de Shao - Cazacu

4 - INTERPRETATION DES RESULTATS

L'interprétation des résultats portera sur les deux effets étudiés dans ce chapitre, à savoir l'effet de l'anisotropie du matériau et l'effet de la rhéologie.

Rappelons toujours que ce chapitre concerne lui aussi le problème direct, c'est à dire qu'on se donne un état contrainte initial et une loi de comportement de la roche, ensuite on simule numériquement les phases successives de carottage et de surcarottage pour obtenir en résultats les déformations, contraintes et déplacements.

Les deux jauges de mesure des déformations, interprétables dans ce type de modélisation, sont les ***jauges circulaires et axiales***.

4.1 - Remarques générales

4.1.1 - Calculs

Un calcul correspondant à un état de contrainte et à une loi de comportement donnés se fait par l'enchaînement de dix huit étapes de calcul successives. Pour un calcul élastique, la durée de calcul est relativement petite (ne dépasse pas l'heure pour l'ensemble des étapes). Cette même durée quadruple lorsqu'il s'agit d'un calcul élastoplastique. Nous rappelons que seuls les états de contraintes de révolution peuvent être étudiés dans ce genre de modélisation.

4.1.2 - Dépouillement et représentation graphique

Les modifications apportées sur CESAR LCPC (version 3.1), par nos soins, permettent d'afficher en sortie un fichier comprenant les contraintes et les déformations radiales, tangentielles et axiales ainsi que les déplacements aux nœuds choisis au préalable.

L'utilisation de ces résultats est immédiate et ne nécessite pas le recours à des transformations. Rappelons que les deux déformations qui nous intéressent, le cas présent, sont les déformations axiales et tangentielles (ou circulaires).

Il est possible de représenter l'évolution de la déformation orthoradiale ou axiale en fonction de la position du carottier de deux manières :

la première consiste à prendre en compte toute l'histoire du chargement durant toute la procédure de surcarottage. Dans ce cas les déformations résultant de la phase de carottage sont prises en compte. La représentation des déformations en fonction de l'avancement du carottier ne commencerait pas avec une valeur nulle de la déformation orthoradiale figure 49.

Dans la seconde représentation, on s'attache à suivre l'évolution de la déformation, en fonction de l'avancement du carottier, engendrée par la phase de surcarottage uniquement comme cela est présenté sur la figure 50. Cette représentation est celle qui correspond au cas d'un essai de surcarottage *in situ*, nous allons l'adopter pour le reste de notre étude.

Nous remarquons, toutefois, que la première représentation nous permet de mettre en évidence l'influence de la phase de carottage sur l'évolution des déformations orthoradiales ou tangentielles.

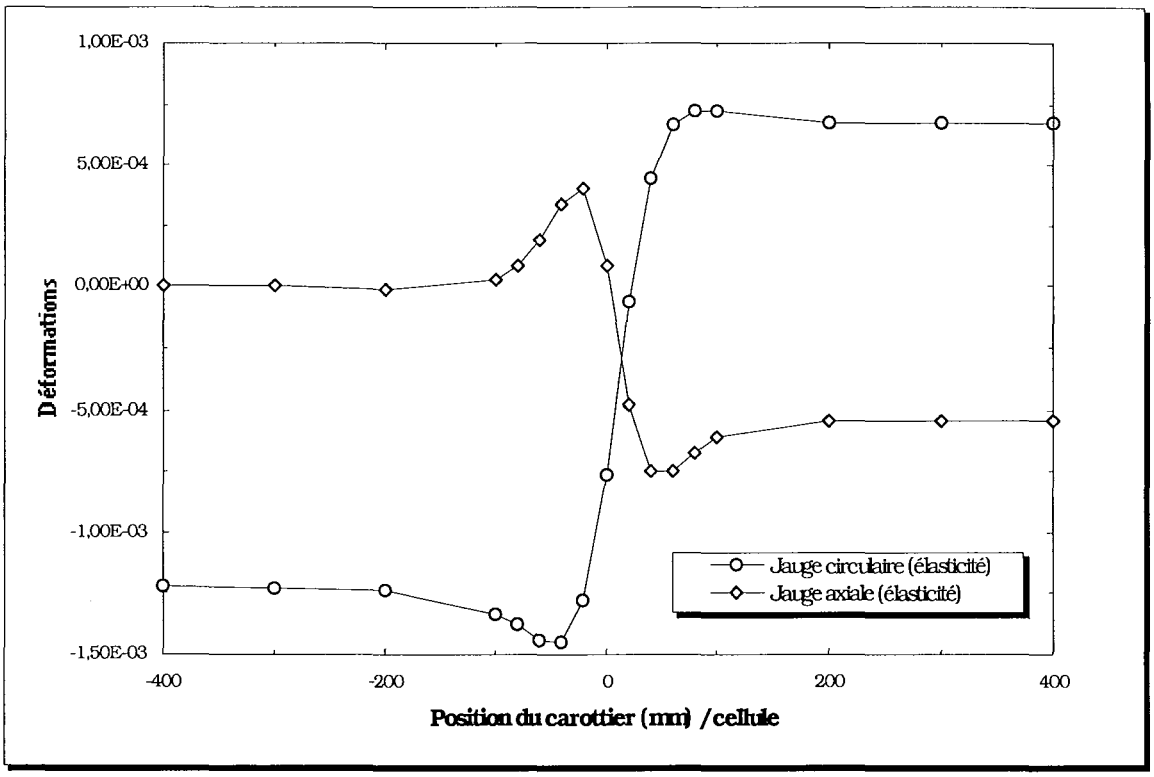


Fig. 49 *- Évolution de la déformation des jauges circulaire et axiale matériau isotrope, état de contrainte hydrostatique H2, présentation 1.*

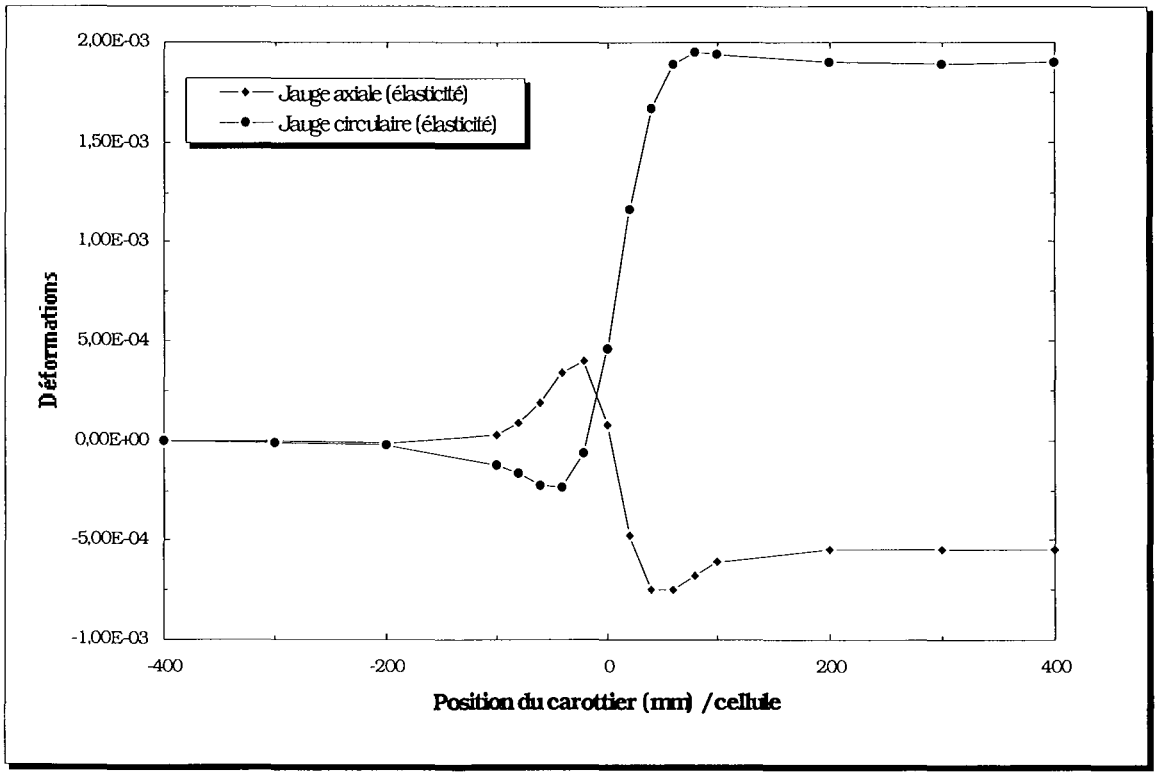


Fig. 50 *- Évolution de la déformation des jauges circulaire et axiale matériau isotrope, état de contrainte hydrostatique H2, présentation 2.*

4.2 - Calcul élastique

Le calcul élastique va nous permettre d'avoir des repères qui nous serviront dans notre analyse concernant la rhéologie et aussi d'apprécier l'influence de l'anisotropie du matériau sur la mesure de la déformation.

4.2.1 - Calcul isotrope

Sur la figure 51 nous avons représenté l'évolution de la déformation orthoradiale et de la déformation axiale résultant d'un calcul numérique réalisé avec le code de calcul CESAR LCPC. Ce calcul simule la procédure de surcarottage dans un milieu isotrope soumis à l'infini à un chargement hydrostatique de -16 MPa.

La réponse, en déformation, de la roche sous l'effet de l'avancement du carottier, lors de la phase de surcarottage, se traduit en général par trois phases de comportement distinctes comme nous pouvons le constater sur la figure 51 :

- un premier palier (***Palier I***) correspondant à l'excavation des premiers groupes assez éloignés de la zone d'étude. Ce palier caractérise ainsi l'absence d'influence et justifie par la même notre choix des limites géométriques du modèle ;

- une ***zone d'influence*** à l'approche de la position de la cellule de mesure et de part et d'autre. Cette zone s'étale sur, environ, deux diamètres (diamètre de surcarottage), un diamètre de part et d'autre de l'endroit de la cellule ;

- un second palier (***Palier II***) correspondant à l'excavation des derniers groupes assez éloignés de la zone d'étude. Ce palier caractérise aussi l'absence d'influence de l'avancement du carottier sur l'évolution de la déformation (circulaire ou axiale).

La ***zone d'influence*** est formée de trois parties comme nous le constatons sur la figure 51.

Pour ce qui est de la ***jauge circulaire***, nous constatons toujours une contraction qui correspond à un chargement au niveau de la jauge de mesure suivie d'une forte dilatation suivie d'une légère contraction avant la stabilisation de la déformation circulaire.

Par contre, pour ce qui est de la ***jauge axiale*** nous constatons toujours une dilatation (augmentation positive de la valeur de la déformation) puis une forte contraction (variation négative de la valeur de la déformation) suivie d'une autre dilatation.

Nous remarquons d'une manière générale que l'amplitude de la variation de la déformation axiale est plus petite (en valeur absolue) que celle de la déformation orthoradiale, pour un **matériau isotrope** soumis à un **chargement isotrope**.

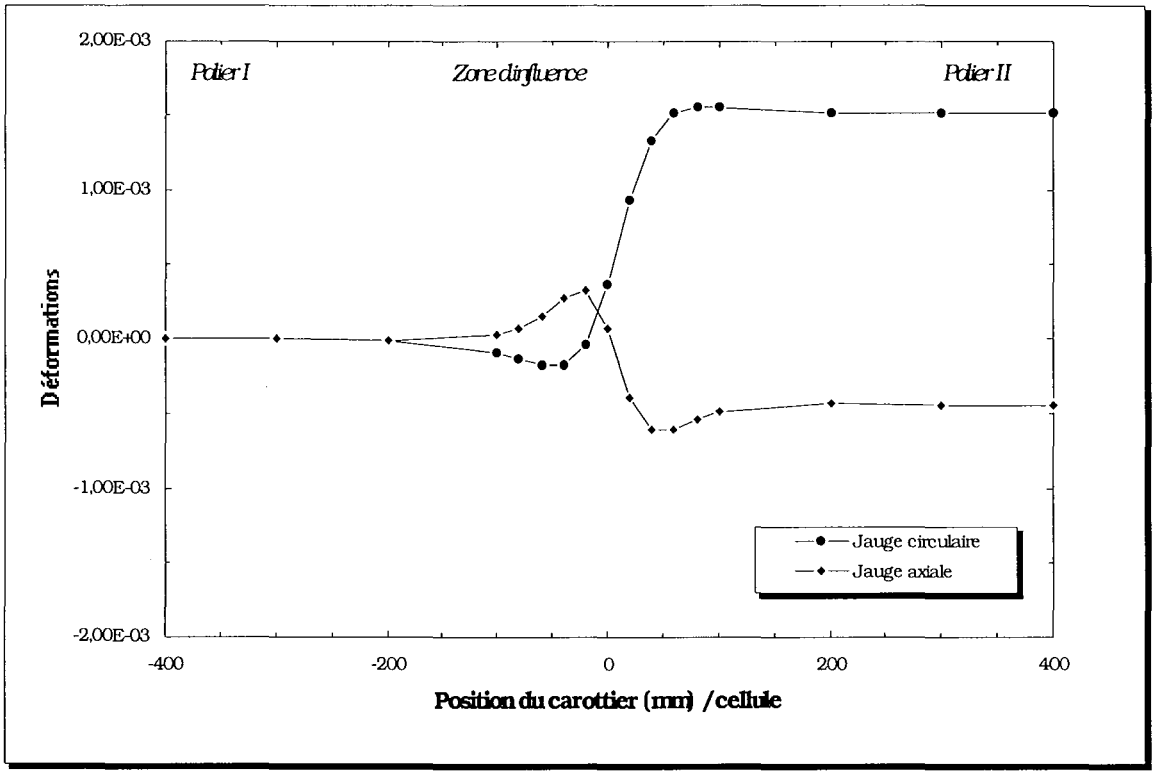


***Fig. 51** - Évolution de la déformation des jauges circulaire et axiale matériau isotrope, état de contrainte hydrostatique 16 MPa.*

4.2.1 - Calcul isotrope transverse

4.2.2.1 - Chargement hydrostatique

Le but de cette étude est de tracer les courbes de déformations des jauges axiales et tangentielles pour un milieu isotrope transverse soumis à l'infini à un chargement hydrostatique. L'étude de ces courbes nous permettra par la suite d'apprécier, le cas échéant, l'influence de l'état de contraintes initiales sur les déformations tangentielles et axiales.

Nous avons choisi, pour l'étude, un matériau isotrope transverse avec les caractéristiques suivantes :

(E_1= 21000 MPa ; E_2= 13000 MPa)

et un chargement hydrostatique de -20 MPa. Les résultats de la simulation numérique sont présentés sur la figure 52.

Nous constatons que, de même que pour le cas d'un matériau isotrope la présence des trois phases distinctes de comportement : palier I, zone d'influence, palier II.

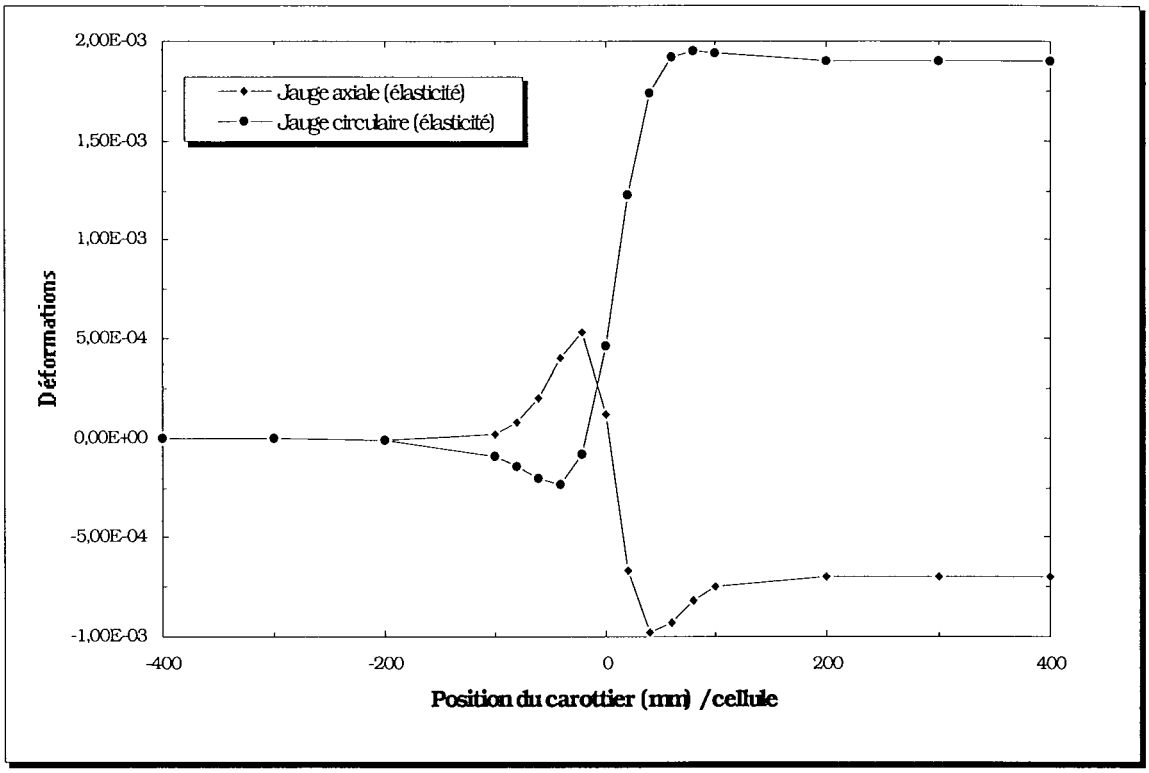


***Fig. 52** - Évolution de la déformation des jauges circulaire et axiale matériau isotrope transverse état de contrainte hydrostatique H2.*

Pour montrer l'influence de l'anisotropie du matériau sur l'évolution des déformations lors de la phase de surcarottage, nous avons effectué deux simulations numériques avec le même état de contrainte hydrostatique H_2

- calcul pour un matériau isotrope $E_1 = E_2 = 21000$ MPa
- calcul pour un matériau isotrope transverse $E_1 = 21000$ MPa ; $E_2 = 13000$ MPa.

Le résultat essentiel représenté sur la figure suivante est l'évolution de la déformation axiale et de la déformation tangentielle au nœud 1526 du maillage, correspondant à la position réelle des jauges axiale et tangentielle de la cellule de mesure en fonction de l'avancement du carottier (position du carottier définie par rapport à la position de la cellule de mesure).

Avant de commenter ce résultat, rappelons que la différence entre les deux calculs est le changement du module de Young correspondant à la direction de l'axe de surcarottage, c'est à dire que les paramètres dans le plan transversal restent inchangés. Nous constatons, sur la figure 53, que la déformation orthoradiale est quasiment inchangée, par contre la déformation axiale change notablement. Le début du surcarottage n'influence pas l'évolution de la déformation axiale qui reste contante et égale à zéro (Palier I). La variation de la déformation axiale s'accentue au fur et à mesure que l'on se rapproche de la zone proche de l'endroit de la position des jauges. Cette variation de déformation, en valeur absolue, confirme la prédiction des lois régissant l'élasticité.

$$(\Delta\varepsilon_{zz}\ (E_2=13000\ \text{MPa}) > \Delta\varepsilon_{zz}\ (E_2=21000\ \text{MPa}))$$

En effet nous remarquons que lorsque le module de déformation longitudinale E diminue la déformation longitudinale ε augmente pour le même état de contraintes.

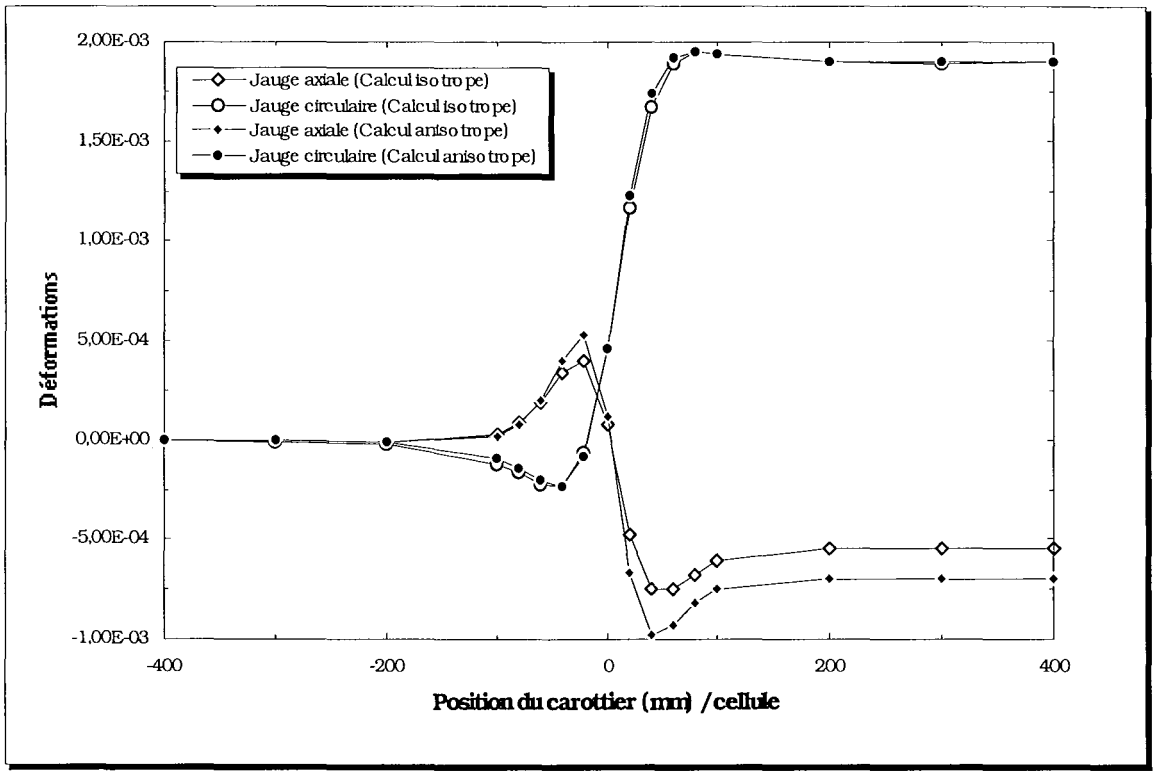


***Fig. 53** - Effet de l'anisotropie du matériau sur l'évolution de la déformation en fonction de l'avancement du carottier lors de la phase de surcarottage.*

4.2.2.2 - Chargement déviatorique

Pour illustrer l'influence de l'anisotropie du matériau sur l'évolution des déformations lors de la phase de surcarottage, nous avons effectué deux simulations numériques avec le même état de contrainte déviatorique σ_{zz} = -11,9 MPa et $\sigma_{rr} = \sigma_{\theta\theta}$ =-16,6 MPa.

- calcul pour un matériau isotrope transverse E_1= 21000 MPa ; E_2= 13000 MPa

4.3 - Calcul élastoplastique

Modèle de Drucker Prager sans écrouissage

Sur la figure 54 nous avons représenté l'évolution de la déformation axiale et orthoradiale en élasticité et en élastoplasticité en fonction de la position du carottier lors de la phase de surcarottage pour un matériau isotrope suivant le modèle de Drucker - Prager sans écrouissage et chargé par un état de contrainte déviatorique.

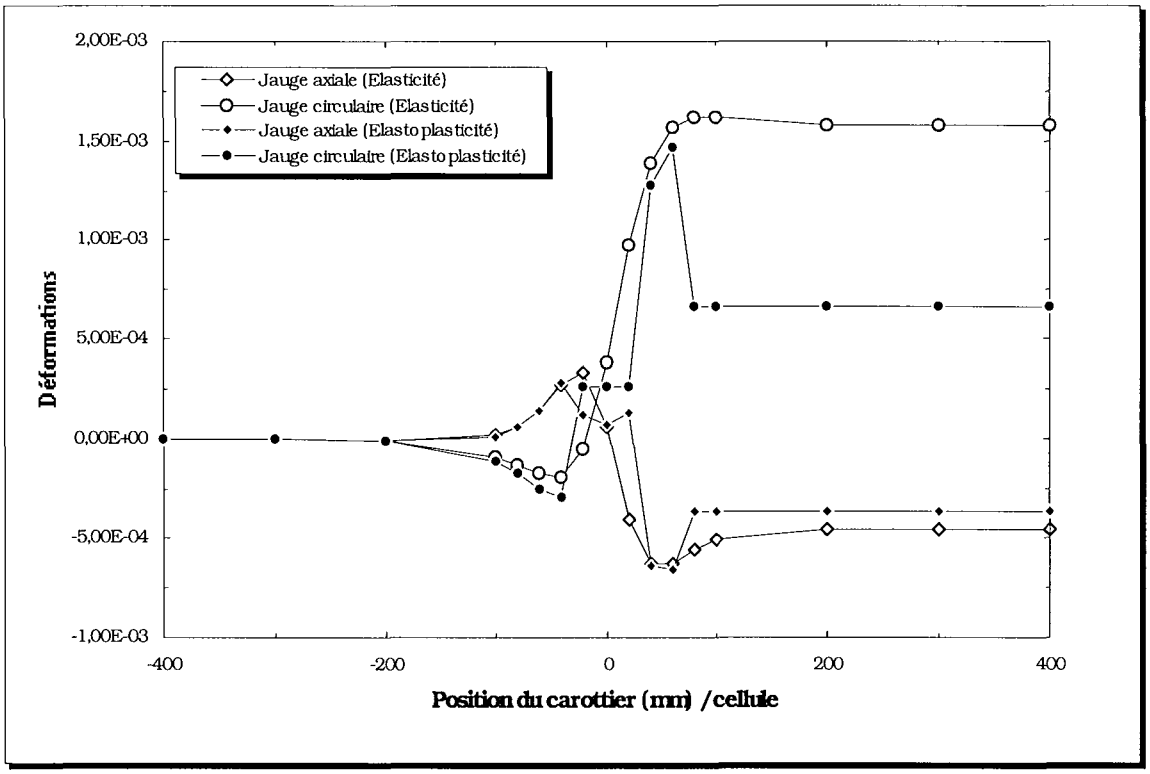


***Fig. 54** - Évolution de la déformation en fonction de la position du carottier (modèle de Drucker - Prager) matériau isotrope, état de contrainte déviatorique.*

Malgré la plastification de la roche lors de la phase de carottage, cette plastification reste confinée proche de la génératrice du trou (figure 55 zone plastique modèle de Drucker Prager), elle se caractérise par une légère augmentation en valeur absolue de la déformation circulaire, ou orthoradiale, élastoplastique totale comme on le constate sur la figure 54 et qui se traduit par une légère différence entre les courbes élastiques et élastoplastiques, par contre la déformation axiale quant à elle est quasiment nulle au début du surcarottage.

Nous constatons une forte perturbation de l'évolution des déformations à l'approche de la zone d'étude. Cette variation est caractérisée, pour les deux types de jauges axiale et circulaire, par une nette discontinuité ou chute de la courbe représentant l'évolution de la déformation élastoplastique.

À la fin de la phase de surcarottage la variation de la déformation élastoplastique totale est plus petite que celle de la déformation élastique et cela pour les jauges axiale et circulaire.

La figure 55 représentant l'étendue des zones plastiques à la fin des phases de carottage et de surcarottage montre bien que la plastification reste confinée le long des génératrices des trous de carottage et de surcarottage. La comparaison des zones plastiques avant et après la phase de surcarottage confirme bien la replastification de la roche à l'endroit de la cellule de mesure. Cette replastification se traduit par la perturbation occasionnée par le passage du carottier au droit de la position des jauges de mesure.

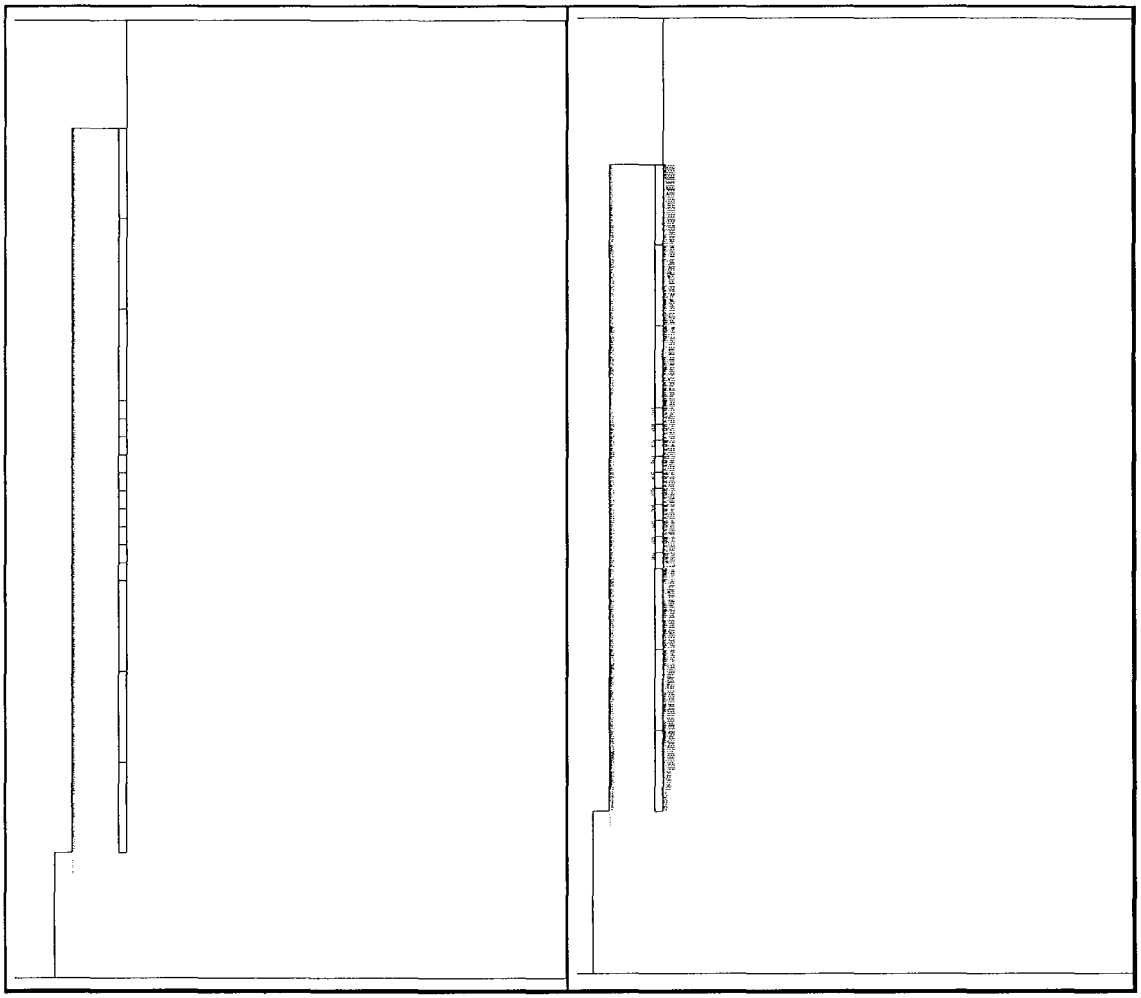


***Fig. 55** - Extension des zones plastiques*

La figure 56 représente les évolutions des déformations des jauges C_0 et C_{90} recueillies lors de la deuxième campagne d'essai (voir tableau 32) effectué par l'ANDRA. Les données utilisées pour la réalisation des graphiques correspondent à l'essai N° 2.

N° cellule	N° essai	Profondeur tête Ex	Longueur trou Ex	Position moyenne jauges
5013	1	30.24 m	50 cm	~ 33 cm
5012	2	31.51 m	51 cm	~34 cm
5009	3	32.81 m	52 cm	~ 35 cm

***Tableau 32** - Récapitulatif des mesures des essais réalisés par l'ANDRA.*

Les auteurs du rapport (Bigarre et al., 1993) concluent à l'impossibilité d'interprétation des mesures par les méthodes classiques, après une série de calculs d'estimation des tenseurs des contraintes, car les tenseurs obtenus par inversion n'ont pas permis de fournir des valeurs réalistes (tractions dans le plan horizontal, orientation et module non corrélables). Ils préconisent que la

simulation numérique du problème du surcarottage en supposant que le matériau suit une loi de comportement à endommagement pourrait apporter des éléments de réponse.

En effet la comparaison de l'allure des courbes déterminées par simulation numérique du problème du surcarottage dans un milieu élastoplastique gouverné par le critère de Drucker Prager sans écrouissage (figure 54) et les courbes obtenues par les essais *in situ* (figure 56) mettre en évidence un comportement irréversible du matériau lors du surcarottage.

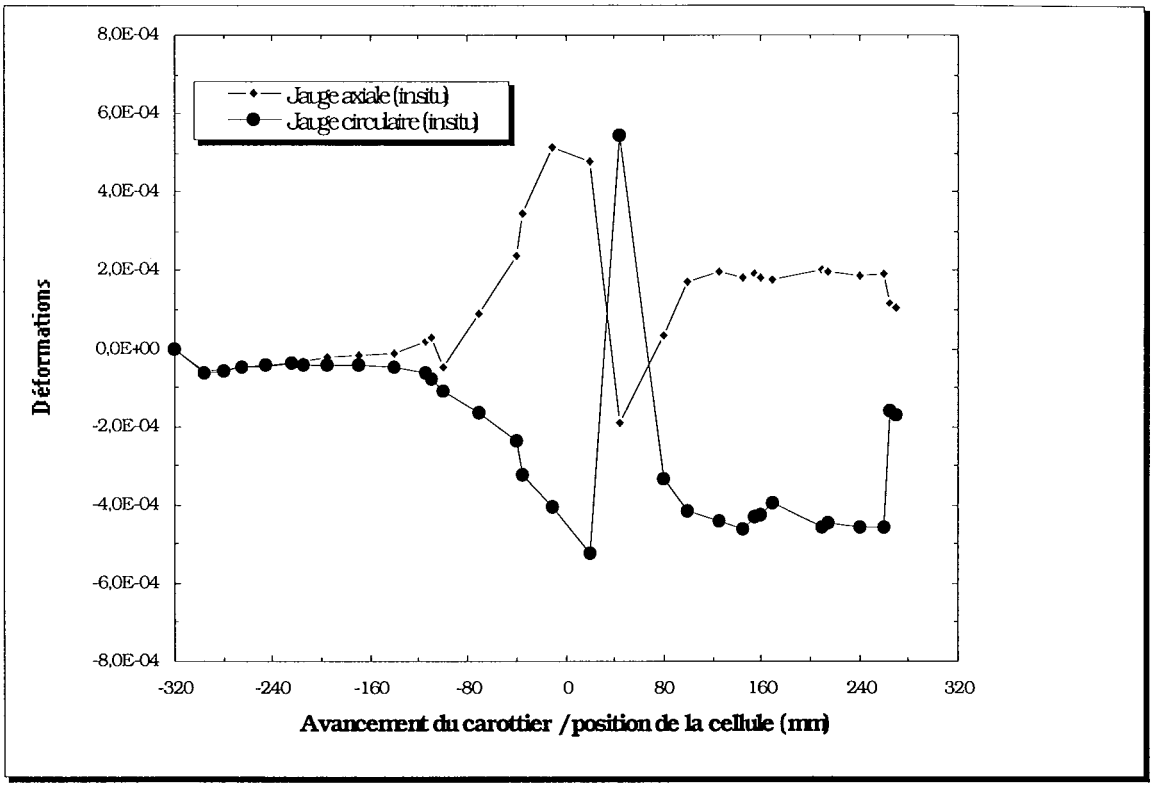


***Fig. 56** - Évolution de la déformation en fonction de la position du carottier (résultats de l'essai 2 in situ in rapport ANDRA 621 RP INE 93 004 jauges C_0 et C_{90}).*

Modèle anisotrope de Shao - Cazacu

Nous avons rencontré des problèmes de convergence du processus numérique lors de calculs avec de forts états de contraintes initiales ou lorsque le déviateur est élevé. Les paramètres arrêtés pour ce modèle sont ceux de l'argilite de Tournemire.

Pour ce modèle nous avons choisi un état de contrainte qui nous permettait de plastifier légèrement pendant la phase de carottage pour éviter le problème qui s'est posé lors de fortes plastifications. C'est un état de contrainte hydrostatique de -36 MPa. C'est pour cela que nous constatons une faible plastification à la fin de la phase de carottage située à proximité de la génératrice et à l'extrémité du trou.

En surcarottage, même les zones non plastifiées à la fin de la phase de carottage peuvent être plastifiées mais cette plastification reste confinée au niveau des génératrices des trous de

carottages et de surcarottage et on n'observe pas de jonction entre la plastification du trou de carottage et la plastification du trou de surcarottage.

Malgré cette plastification à la fin du surcarottage les deux courbes représentant l'évolution des déformations élastiques et élastoplastiques restent confondues comme le montre la figure 57, cela s'explique par le fait **que la forte plastification apparaît surtout aux bords de la saignée de surcarottage et non pas au niveau de la génératrice du trou de carottage** comme c'est le cas dans une modélisation en déformation plane.

Nous remarquons sur cette même figure l'effet de l'anisotropie du matériau (E_1= 2,9 E_2) qui se traduit par une importante variation de la déformation axiale comparée à celle de la déformation orthoradiale d'ordinaire la plus grande. En effet comme l'état de contraintes initiales utilisé dans ce calcul est hydrostatique, toutes les contraintes principales initiales sont égales à 36 MPa, et vu que le module d'élasticité longitudinale dans la direction de l'axe de carottage est petit la variation de déformation axiale est plus grande.

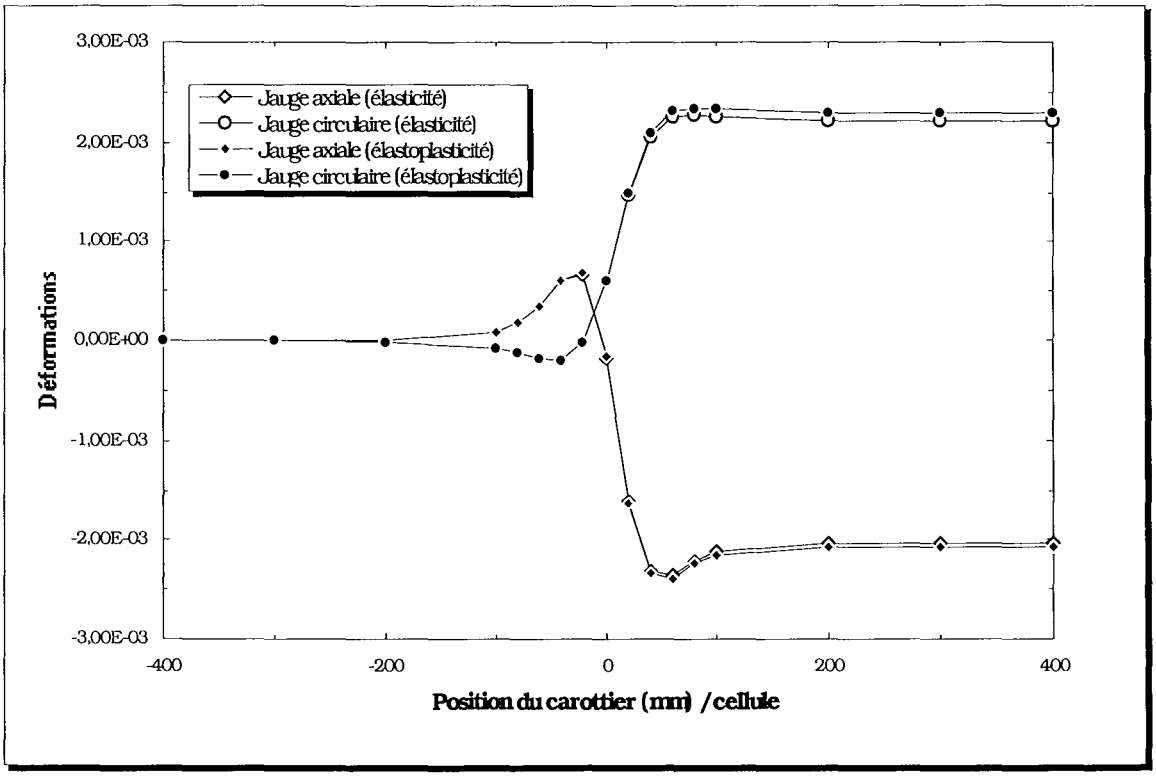


***Fig. 57** - Évolution de la déformation en fonction de la position du carottier (modèle de Shao - Cazacu) matériau anisotrope, état de contrainte déviatorique.*

DISCUSSION

Malgré les limitations dues aux hypothèses d'application de la modélisation axisymétrique, cette étude nous a permis en premier lieu de valider les résultats de l'étude en déformation plane pour ce qui est des valeurs de déformations finales. En effet, les validations effectuées ont montré que pour le cas de la modélisation de l'avancement du carottier en une seule étape, les résultats des deux modélisations sont identiques. Quant l'avancement du carottier est pris en compte rigoureusement, les différences entre les deux modélisations deviennent sensibles selon

la phase de creusement. Pour la phase de carottage les valeurs des déformations sont identiques, par contre pour la phase de surcarottage la différence est nettement sensible et peut dépasser les 6%.

En second lieu, cette étude a montré la nécessité d'utiliser une loi de comportement qui prend en compte de la plasticité de la roche dans la modélisation de l'essai de surcarottage.

5 - CONCLUSION

La valeur de la déformation axiale à la fin de la phase de carottage qui correspond au début de la phase de surcarottage est quasiment nulle du fait de la simulation numérique du carottage (en une seule étape) et du fait aussi de l'éloignement du point d'étude de la zone perturbée par le front de taille ce qui confirme les résultats de validation de la solution de Kirsch.

En modélisant la procédure de surcarottage en utilisant l'hypothèse de la déformation plane, la phase de surcarottage se traduit, en élasticité linéaire isotrope, par une variation de contrainte moyenne de traction et pour la déformation orthoradiale par une variation croissante monotone ; or pour une modélisation en déformation axisymétrique nous assistons toujours à l'apparition, juste avant et après la zone d'étude, d'une contraction due sans doute à l'existence des contraintes de compression (phénomène observé sur les résultats des mesures *in situ*).

Cette modélisation nous permet de prendre en compte ce phénomène de compression qui apparaît à l'approche de la zone d'étude, une étude paramétrique sur la largeur de la saignée de surcarottage nous renseignera peut être d'avantage.

En déformation axisymétrique, il semble que la plastification reste confinée aux génératrices des trous de carottage et de surcarottage (figure 55). Pendant la phase de surcarottage l'apparition de la plastification comme c'est le cas en déformation plane.

Cette modélisation nous permet aussi de quantifier l'effet anisotropie du matériau, en effet la comparaison des variations des valeurs des déformations axiales et orthoradiales nous renseigne globalement sur la présence d'une anisotropie dans la roche.

Pour le modèle anisotrope, même si le point d'étude n'a pas été plastifié pendant la phase de carottage, il pourra être plastifié pendant la phase de surcarottage.

Enfin, malgré les résultats encourageants de la modélisation axisymétrique, elle reste limitée, au plus, au cas d'un matériau isotrope transverse avec l'axe de symétrie confondu avec la normale à ce plan et soumis à des chargements hydrostatiques dans le plan d'isotropie. Dans le cas ou l'on veut explorer l'influence de l'état de contrainte déviatorique sur l'évolution de la déformation de toutes les jauges de la cellule de mesure CSIRO, ou dans le cas d'un matériau isotrope transverse avec l'axe de symétrie de symétrie faisant un angle quelconque avec l'axe de carottage, une modélisation tridimensionnelle devient incontournable. Cette modélisation tridimensionnelle est l'objet du chapitre 6.

CHAPITRE 6 MODELISATION TRIDIMENSIONNELLE

MODELISATION TRIDIMENSIONNELLE

1 - INTRODUCTION

Dans ce chapitre la procédure de surcarottage dans une roche isotrope est modélisée de façon numérique dans un premier cas, ensuite dans une roche élastique anisotrope dans un second cas en utilisant une modélisation tridimensionnelle. Dans ce cas de modélisation tridimensionnelle, il est possible de suivre l'évolution des déformations des douze jauges formant la cellule CSIRO.

L'orientation du plan d'isotropie, qui est défini dans un repère (X_1, X_2, X_3) par le plan (X_2, X_3). Cette orientation est gouverné par deux angles notés β et θ. L'angle β correspond à une rotation par rapport à l'axe X_1, qui représente aussi la normale au plan d'isotropie (la rotation se fait dans le plan d'isotropie), comptée positivement dans le sens trigonométrique. Ainsi le repère (X_1, X_2, X_3) devient (X_1, $X_{2'}$, $X_{3'}$). L'angle θ définit une rotation par rapport à l'axe $X_{2'}$ comptée positivement dans le sens trigonométrique (voir annexe 2).

La simulation numérique se fera à l'aide du progiciel CESAR LCPC version 3.1 modifiée. Avant d'entamer l'étude tridimensionnelle du problème du surcarottage, nous allons procéder à une validation de nos calculs numériques. Pour cela nous comparons, pour un exemple simple, nos résultats du calcul numérique tridimensionnel effectué avec le code de calcul CESAR aux solutions théoriques résultant de l'application de la loi de Hooke. Ensuite, nous validons nos résultats numériques tridimensionnels isotropes transverses aux résultats numériques en axisymétrie obtenus par le code de calcul CESAR.

Dans ce chapitre une série de quatre calculs tridimensionnels est faite, le premier calcul traite du cas où le comportement de la roche est élastique isotrope, les trois autres calculs concernent les cas où cette roche possède un comportement élastique anisotrope ou plus précisément isotrope transverse avec différentes dispositions du plan d'isotropie (schistosité). Les calculs tridimensionnels, avec le plan d'isotropie faisant un angle de 0°, 30°, 45° avec l'axe de carottage ou hors axes, sont réalisés avec un état de contraintes initiales hydrostatique et trois états de contraintes initiales déviatoriques.

2 - MODELISATION

La modélisation tridimensionnelle est la mieux adaptée pour des cas complexes ou ne possédant pas de symétrie du matériau et du chargement mécanique. Elle est indispensable lorsqu'il

s'agit de l'étude des roches anisotropes avec une schistosité quelconque, comme c'est le cas dans notre étude.

Le modèle géométrique choisi est un parallélépipède de 1000mm*1000mm*1300 mm avec :

- trou de carottage : ϕ 38 mm de longueur 700 mm suivant l'axe Y
- trou de surcarottage : ϕ intérieur 142 mm de longueur 700 mm suivant l'axe Y
  : ϕ extérieur 160 mm de longueur 700 mm suivant l'axe Y
- largeur de la saignée : 9 mm

Le modèle comprend quinze groupes, le premier groupe correspond au corps de la partie de roche étudiée (figure 59) et les quatorze autres correspondent à la saignée de surcarottage. Ces derniers groupes servent à la simulation numérique de l'avancement du carottier lors de la phase de surcarottage.

2.1 - Hypothèses et maillage

2.1.1 - Hypothèses

Les conditions aux limites du modèle ont été fixées de sorte que la variation des déformations ou des déplacements sous l'effet des phases successives de carottage ou de surcarottage devienne négligeable. Worotnicki (1993) propose des limites extérieures pour le modèle numérique en fonction du diamètre extérieur du trou de surcarottage, (figure58). En ce qui nous concerne, nous avons élargi sensiblement les dimensions extérieures du modèle ce qui nous a permis de réduire les erreurs dues à effets de bords.

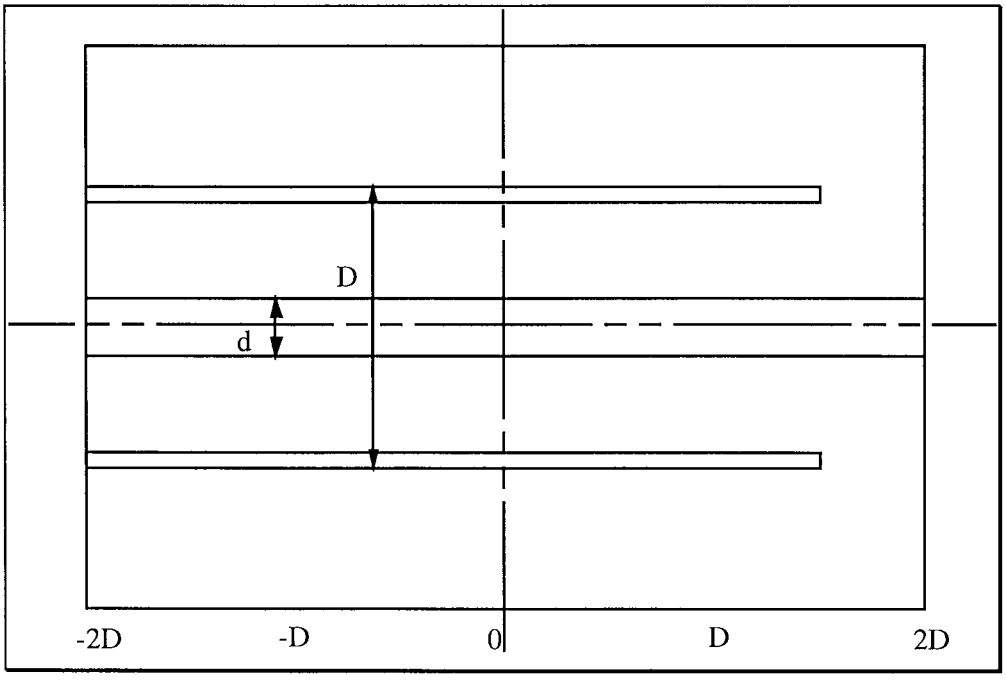


***Fig. 58** - Dimensions du modèle (coupe transversale) d'après Worotnicki (1993).*

2.1.2 - Maillage

Le maillage comprend seize blocs ou sous structures, parmi lesquels quatorze ont été utilisés pour modéliser l'avancement du carottier lors de la phase de surcarottage. Les deux autres groupes correspondent aux blocs avant et après le trou de carottage. Le maillage est formé de 4379 éléments dont 1181 MPT15 et 3198 MTH20, le nombre de noeuds total est de 17788 (figure 60).

Dans le tableau 33 nous avons présenté les différentes sections nécessaires pour la modélisation et la réalisation du maillage ainsi que les différentes positions du carottier lors de la phase de surcarottage. Ces positions correspondent aux limites entre les groupes.

Section ou bloc	Nombre d'éléments	Espacement longitudinal	Nombre de groupes dans le bloc	Abscisse du bloc (mm)	Distance cumulée (mm)
S1	3	120, 100, 80	1, 0, 0, 0	0	300
S2	3	50, 50, 45	1, 2, 1, 0	300	445
S3	3	45, 40, 35	1, 3, 1, 0	445	565
S4	1	30	1, 4, 1, 0	565	595
S5	1	22	1, 5, 1, 0	595	617
S6	1	16	1, 6, 1, 0	617	633
S7	1	10	1, 7, 1, 0	633	643
S8	1	7	1, 8, 1, 0	643	650
S9	1	7	1, 9, 1, 0	650	657
S10	1	10	1, 10, 1, 0	657	667
S11	1	16	1, 11, 1, 0	667	683
S12	1	22	1, 12, 1, 0	683	705
S13	1	30	1, 13, 1, 0	705	735
S14	3	35, 40, 45	1, 14, 1, 0	735	855
S15	3	45, 50, 50	1, 15, 1, 0	855	1000
S16	4	75, 75, 75, 75	1, 1, 1,1	1000	1300

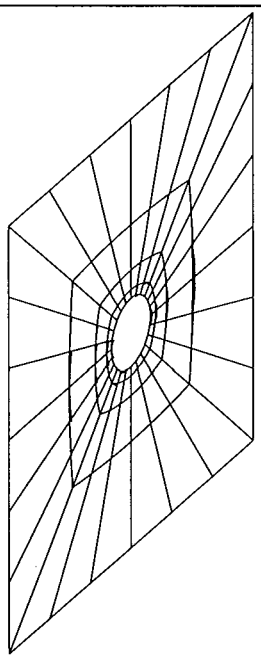
***Tableau 33** - Récapitulatif des dimensions des blocs formant le maillage.*

Le terme section définit une coupe transversale (perpendiculaire à l'axe des trous de carottage et de surcarottage). Trois sections différentes sont nécessaires pour la réalisation des blocs :

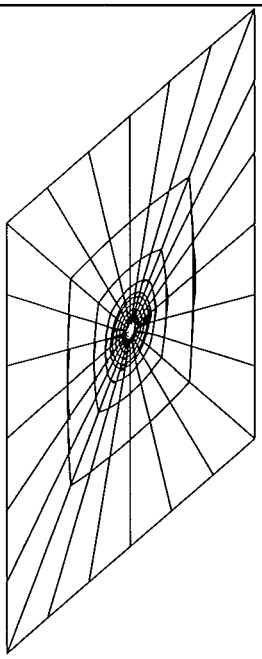
section 1 - avant le trou de carottage elle est formée de 96 éléments, avec un nombre total de noeuds égal à 336 ;

section 2 - perpendiculaire au trou de carottage elle est formée de 216 éléments, avec un nombre total de noeuds égal à 696 ;

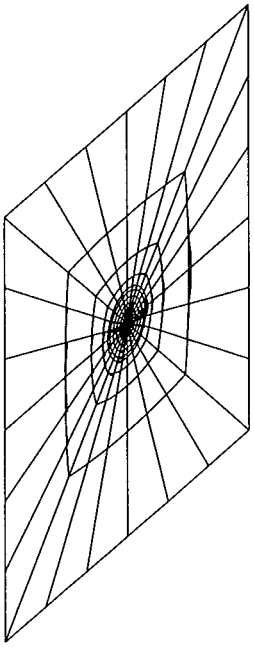
section 3 - après le trou de carottage elle est formée de 252 éléments réparti, avec un nombre total de noeuds égal à 781.



a *- Section avant le trou de carottage*



b *- Section perpendiculaire au trou de carottage*



c *- Section après le trou de carottage.*

Fig.59 *- Sections (obtenues à l'aide de MAX 2D) servant pour la confection du maillage.*

La première section sert à confectionner le premier bloc, la deuxième à créer les blocs deux à quinze et la troisième à créer le dernier bloc correspondant à la roche intacte. Les blocs deux à quinze se différencient simplement par leur dimension suivant l'axe Y et par le numéro du groupe formant la saignée de surcarottage. Comme nous l'avons déjà mentionné précédemment, cette dimension diminue au fur et à mesure que nous nous rapprochons de la position des jauges de mesure. Ainsi, pour le bloc ***i*** correspond au groupe formant la saignée ***n° i***.

Dans chaque section, nous avons la possibilité d'avoir quatre groupes différents. Dans la colonne du tableau I intitulée nombre de groupes dans le bloc, l'indice 0 correspond à un groupe excavé.

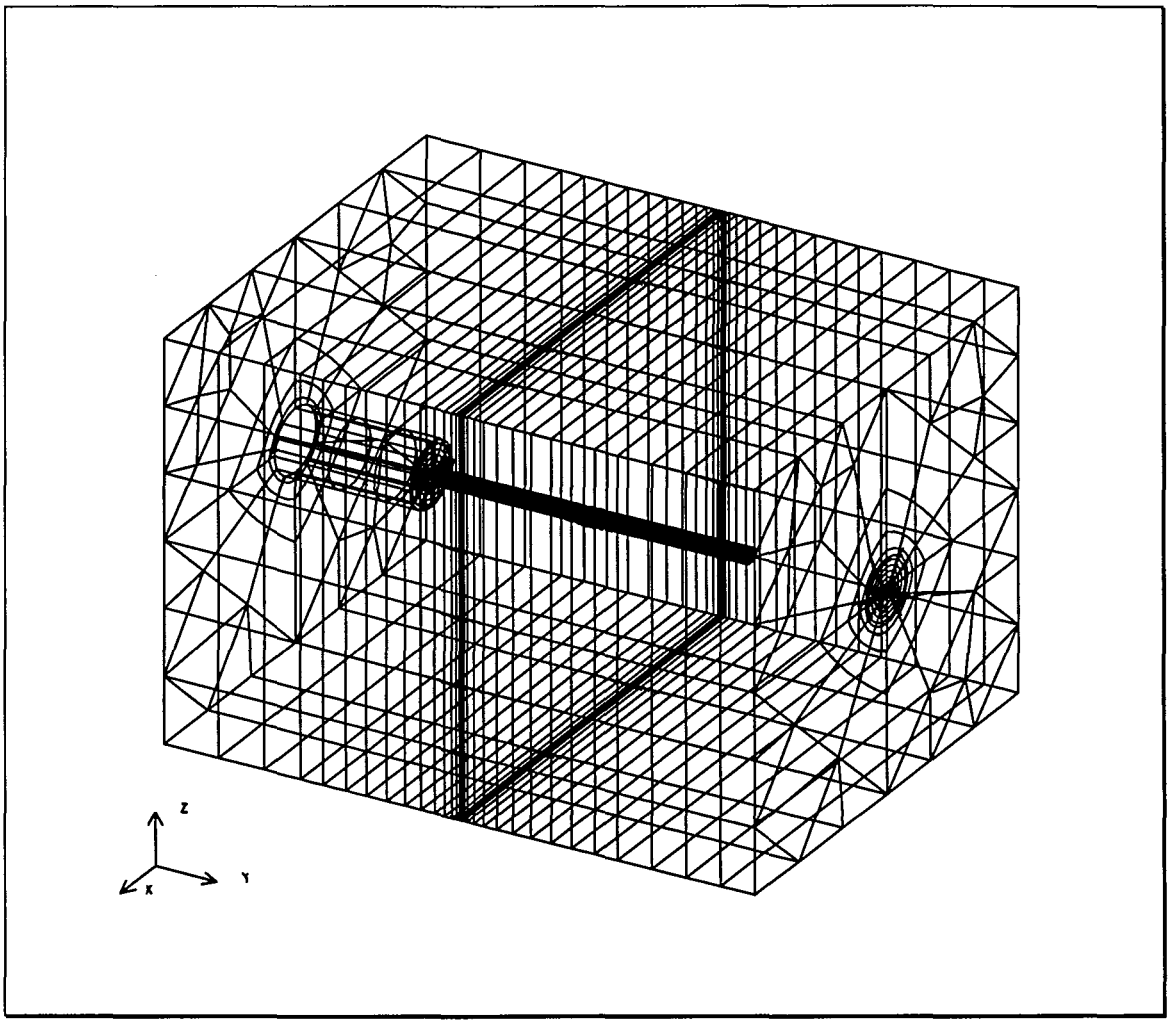


***Fig. 60** - Maillage complet.*

Dans le tableau 34, nous avons défini la position réelle des jauges de la cellule CSIRO ainsi que leurs positions résultant du maillage choisi. Les indices **re** et **ma** correspondent respectivement aux coordonnées réelles (re) et aux coordonnées des noeuds les plus proches résultant du maillage 3D (ma) réalisé à l'aide du pré-processeur MAX3D du progiciel CESAR-LCPC. La plus grande différence entre les coordonnées théoriques et réelles résultant du maillage n'excède pas 1.1 mm. Sachant que les jauges étudiées ont une longueur de 10 mm et une largeur de 4 mm, donc cette différence n'induit pas une erreur perceptible sur nos résultats.

N° Noeuds	N° Jauges	Noeuds maillage	Angles (degrés)		Coordonnées (mm)					
			a	b	X_{re}	X_{ma}	Y_{re}	Y_{ma}	Z_{re}	Z_{ma}
ND1	B135	7655	136.5	135.0	505.3963	505.4037	643	643	481.7824	481.7846
ND2	A45	8258	300.0	45.0	483.5455	482.9763	650	650	509.5000	508.4376
ND3	A0	8268	323.0	0.0	488.5655	489.4335	650	650	515.1741	515.7908
ND4	B90	8273	180.0	90.0	500.0000	500.0000	650	650	481.0000	481.0000
ND5	C0	8302	83.0	0.0	518.8584	518.9017	650	650	502.3155	501.9298
ND6	C45	8304	60.0	45.0	516.4545	516.6661	650	650	509.5000	509.1237
ND7	A90	8874	300.0	90.0	483.5455	482.9763	657	657	509.5000	508.4376
ND8	B45	8887	163.5	45.0	505.3963	505.4037	657	657	481.7824	481.7846
ND9	C90	8920	60.0	90.0	516.4545	516.6661	657	657	509.5000	509.1237
ND10	D135	9490	300.0	135.0	483.5455	482.9763	667	667	509.5000	508.4376
ND11	E90	9495	210.0	90.0	490.5000	490.5000	667	667	483.5455	483.5455
ND12	F90	9537	90.0	90.0	519.0000	519.0000	667	667	500.0000	500.0000

Tableau 34 *- Numéros et coordonnées des noeuds correspondant aux jauges de la cellule de mesure du maillage.*

2.2 - Procédure numérique et validation

La simulation de la phase de carottage a été faite à l'aide du module LAM du progiciel CESAR LCPC qui consiste à exercer des forces de déconfinement sur les parois du trou de carottage. L'avancement du carottier, lors de la phase de surcarottage, a été simulé numériquement par les excavations successives des groupes deux à quinze. Chaque groupe excavé correspond à une position du carottier lors de la phase de surcarottage. L'avancement du carottier est important lorsqu'on est loin des positions des jauges, car la variation des déformations est négligeable. Rappelons que chaque groupe excavé correspond à un pas de surcarottage.

Compte tenu de l'importance de l'influence du **pas d'avancement du carottier** sur l'évolution des déformations au voisinage de l'endroit où est positionnée la cellule de mesure, celui-ci diminue au fur et à mesure qu'on se rapproche des jauges de mesure des déformations. Il prend des valeurs minimales de part et d'autre de la position de la cellule, et il augmente au fur et à mesure qu'on s'éloigne de ces jauges.

Les modifications apportées à CESAR LCPC permettent de connaître les déformations aux noeuds étudiés. Pour vérifier l'exactitude de ces déformations, nous les avons comparés aux valeurs réelles théoriques, données par la loi de Hooke généralisée. La vérification consiste à appliquer à un cube élémentaire une charge uniformément répartie de 10 MPa sur la face supérieure (suivant l'axe Z), voir la figure 61a, et de calculer les déformations induites

La normale à l'axe de schistosité est parallèle à l'axe Z (direction d'application de la charge)

2.2.1 - Validation de l'implantation de la loi de comportement élastique anisotrope dans le code de calcul CESAR (3D)

Les roches anisotropes sont en générale analysées sur la base de la théorie de l'élasticité anisotrope. Lorsqu'il existe une relation linéaire entre le tenseur des contraintes et le tenseur des déformations, lors du chargement d'une roche, nous dirons que cette roche possède un comportement élastique linéaire. La relation générale s'écrit :

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}\varepsilon_{kk} \qquad \text{ou} \qquad \varepsilon_{ij} = A_{ijkl}\sigma_{kk}$$

c'est l'expression de la loi de Hooke généralisée. Dans le cas d'un matériau orthotrope, la relation peut s'écrire sous cette forme :

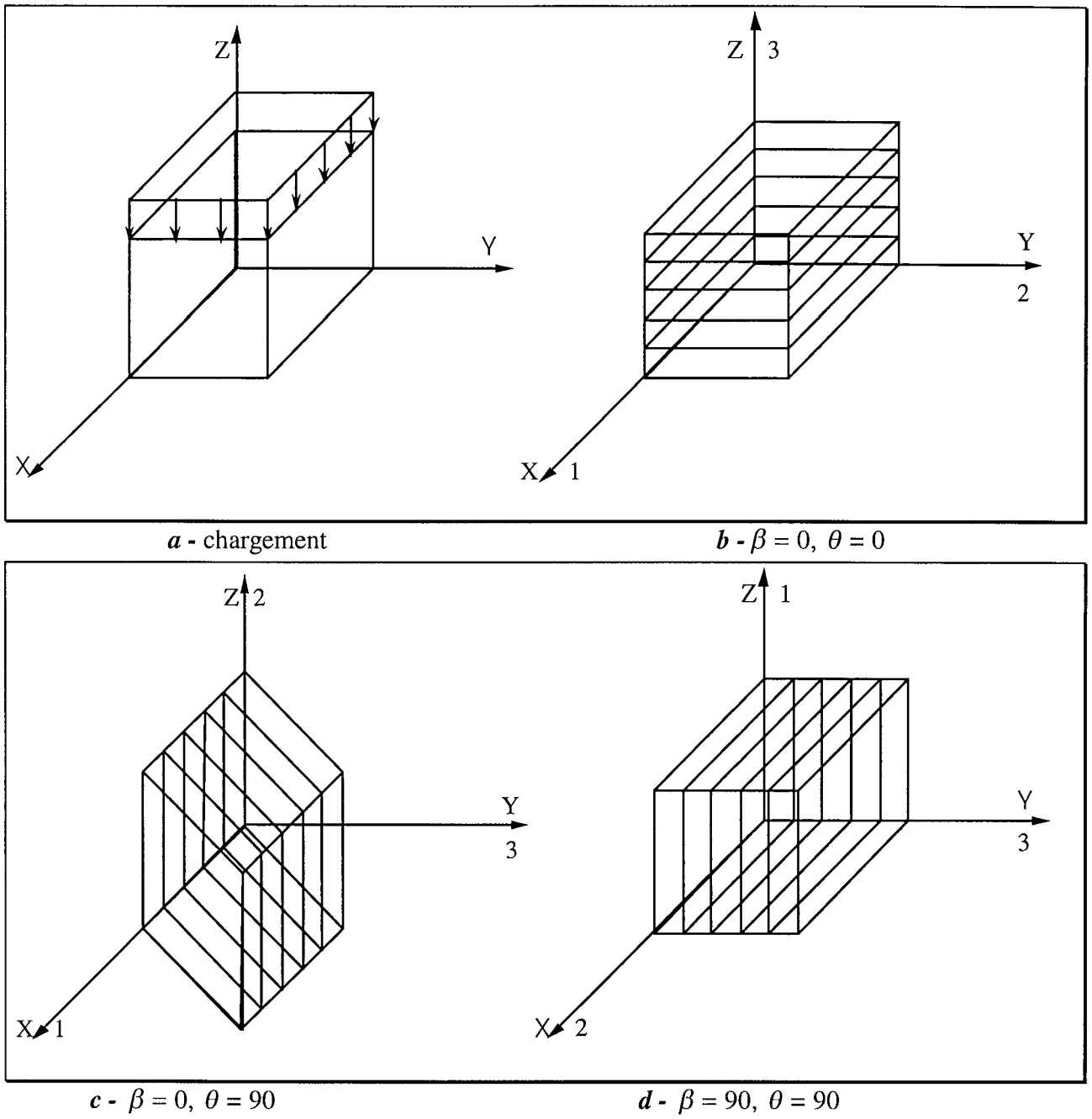
$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & \frac{-\nu_{xy}}{E_x} & \frac{-\nu_{xz}}{E_x} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{yz}}{E_y} & \frac{1}{E_y} & \frac{-\nu_{yz}}{E_y} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{zx}}{E_z} & \frac{-\nu_{zy}}{E_z} & \frac{1}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{yz}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{zx}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \end{Bmatrix}$$

ou sous la forme suivante :

$$\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E_x}\sigma_{xx} - \frac{\nu_{yx}}{E_y}\sigma_{yy} - \frac{\nu_{zx}}{E_z}\sigma_{zz}$$

$$\varepsilon_{yy} = -\frac{\nu_{xy}}{E_x}\sigma_{xx} + \frac{1}{E_y}\sigma_{yy} - \frac{\nu_{zy}}{E_z}\sigma_{zz}$$

$$\varepsilon_{zz} = -\frac{\nu_{xz}}{E_x}\sigma_{xx} - \frac{\nu_{yz}}{E_y}\sigma_{yy} + \frac{1}{E_z}\sigma_{zz}$$



a - chargement

b - $\beta = 0,\ \theta = 0$

c - $\beta = 0,\ \theta = 90$

d - $\beta = 90,\ \theta = 90$

Fig. 61 *- Orientation des plans de schistosité.*

Nous avons considéré un cube élémentaire ($1 \times 1 \times 1\ m^3$) soumis à un charge uniformément répartie de 10 MPa (figure 61a). La schistosité est définie par le repère intrinsèque (1, 2, 3). Le plan de référence est défini tel que l'axe 1 (normale au plan de schistosité) est confondu avec l'axe X, l'axe 2 avec l'axe Y et l'axe 3 avec l'axe Z.

Tous les résultats exposés en annexe 2 sont parfaitement identiques, l'implantation de la loi de comportement isotrope transverse dans CESAR LCPC est validée. En plus les modifications effectuées pour l'impression des déformations, aux nœuds choisis, sont correctes.

3 - ETATS DE CONTRAINTES INITIALES

Etant donné le temps nécessaire pour faire un calcul, nous nous sommes limités à des calculs élastiques isotropes et anisotropes. Pour la même raison nous avons choisi, seulement, quelques états de contraintes : H_2= -20, -20, -20 MPa ; T_1 = -12, -36, -30 MPa ; T_2 = -36, -12, -30 MPa ; T_3 = -30, -12, -36 MPa ; T_4= -36, -36, -12 MPa

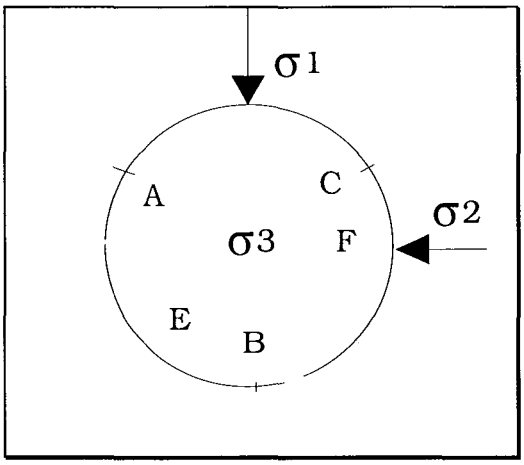


***Fig. 62** - Disposition des rosettes de mesure par rapport aux contraintes principales.*

4 - INTERPRETATION DES RESULTATS

4.1 - Remarques générales

4.1.1 - Calculs

Chaque calcul numérique tridimensionnel correspondant au problème de surcarottage, est effectué en seize étapes successives de calculs avec le code CESAR 3-D qui sont :

- une étape d'initialisation du champ de contraintes initiales régnant dans le massif rocheux avant les procédures de carottage et de surcarottage,

- une étape correspondant à la phase de carottage,

- les quatorze étapes de calculs restantes correspondent à l'avancement du carottier lors de la phase de surcarottage.

Tous ces calculs sont effectués avec reprise c'est à dire que l'état de contrainte et de déformation à la fin de ***l'étape i*** correspond au même état du début de ***l'étape i+1***.

Ces calculs ont été réalisés sur la machine CORINDON du laboratoire LAEGONancy (site ENSG), qui possède les caractéristiques suivantes :

- machine : HP - 9700
- système d'exploitation : HP - UX<9

- 128 Méga octets de mémoire vive (RAM),
- 4 Giga octets de mémoire morte (disque dur).

Le stockage du fichier temporaire généré par CESAR, à chaque étape de calcul, nécessite 20% de la capacité du disque dur.

Pour un calcul en élasticité anisotrope, la durée minimale est d'environ 90 mn. Les seize étapes de calculs, correspondant à la modélisation du problème de surcarottage, nécessitent au minimum 24 heures.

4.1.2 - Dépouillement et représentation graphique

En sortie, CESAR (version 3.1 modifiée) donne un fichier de résultats comprenant les déplacements, contraintes et déformations aux noeuds correspondant à la position des jauges (tableau 34). Ces déformations sont données dans un repère cartésien (X, Y, Z) et par conséquent, elles ne concordent pas avec les déformations réelles données par les jauges. Cette discordance est liée à la complexité de disposition de certaines jauges.

Afin de déterminer les déformations des jauges, nous avons réalisé un programme de dépouillement écrit en Fortran. Ce programme permet, à partir des quinze fichiers donnés par CESAR pour chaque étape de calcul (un fichier de carottage et quatorze fichiers de surcarottage), d'obtenir les déformations de chaque jauge en fonction de l'avancement du carottier.

Nous avons tracé sur les différents graphes l'évolution des déformations axiales, circulaires (tangentielles) ou inclinées à 45° ou à 135°, en fonction de la position du carottier par rapport à la cellule.

Le zéro des abscisses correspond toujours à la position de la jauge étudiée. Rappelons que toutes les jauges n'ont pas la même position longitudinale sur la cellule.

Si nous considérons le centre des rosettes, qui correspond au centre de la cellule, comme étant la position des jauges A0, A45, B90, C0, C45, alors la jauge B135 est à -7 mm, les jauges A90, B45, C90 sont à +7 mm et les jauges D135, E90, F90 à +17 mm (figure 63). Ceci se traduit sur notre représentation par trois positions différentes du carottier, ce qui revient à dire que les abscisses ne sont pas les mêmes pour toutes les jauges.

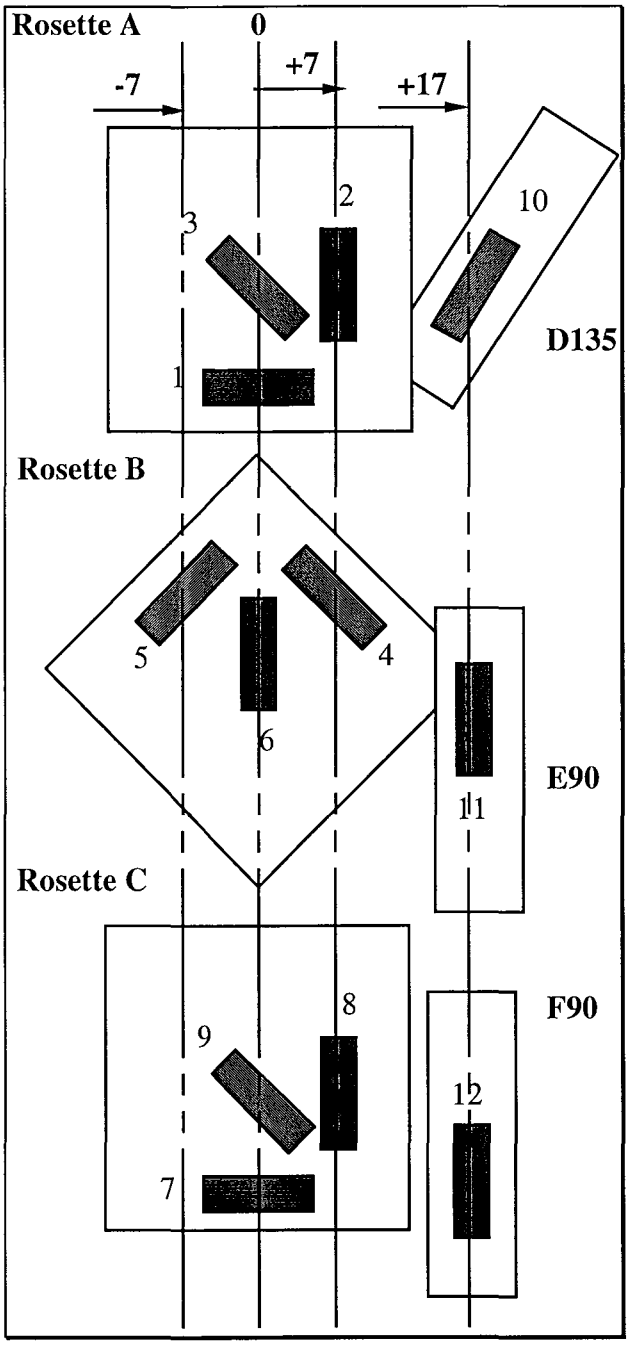


Fig. 63 *- Disposition des jauges sur la cellule de mesure CSIRO.*

Afin de pouvoir comparer les déformations résultant de la modélisation numérique tridimensionnelle à celles données par les jauges de mesure *in situ*, nous avons préférer faire une représentation qui ne tienne compte que de la phase de surcarottage. Ceci revient à retrancher à toutes les valeurs de déformations calculées numériquement la valeur de la déformation à la fin de la phase de carottage.

Cette représentation tient compte aussi des positions réelles des jauges de mesure sur la cellule (pas de centrage des graphes).

4.2 - Comportement élastique isotrope

4.2.1 - Calcul isotrope

Afin d'apprécier l'influence de l'anisotropie du matériau sur l'évolution des déformations des jauges de mesures de la cellule CSIRO, nous avons commencé notre étude tridimensionnelle par un calcul isotrope. Ce calcul nous servira, par la suite, de référence. Les paramètres fixés pour le calcul isotrope sont :

- un module de Young E=21000 MPa
- un coefficient de Poisson $\nu = 0.29$.

Nous distinguons deux types de chargement :

a - Chargement hydrostatique H2

Sur les figures 64 et 65 toutes les courbes présentent deux paliers (le premier au début situé entre -350 mm et -150 mm et le dernier à la fin entre les positions +150 mm et +350 mm, correspondant respectivement au début et à la fin du surcarottage) et une zone d'influence située entre les deux paliers. Cette zone d'influence est formée d'une petite compression (ou détente selon le type de jauges étudiées) avant et après la partie centrale correspondant aux zones proches de la cellule de mesure et d'une variation linéaire rapide (brusque) qui correspond donc au surcarottage à l'endroit des jauges de mesure.

Pour les jauges circulaires, la zone d'influence est formée par une légère compression suivie d'une grande détente puis d'une légère compression. Par contre la zone d'influence des jauges axiales est constituée par une détente juste à l'approche de l'emplacement de la jauge suivie d'une compression au droit de la jauge de mesure et se termine par une détente. Les jauges inclinées présentent une détente au droit des jauges de mesure dans le cas d'un matériau isotrope soumis à un chargement hydrostatique.

Par ailleurs, nous constatons qu'il y a trois types de courbes correspondant à trois types de jauges. En effet, les courbes représentant les jauges circulaires sont presque confondues, la légère différence est due, peut être, à des problèmes de précision numérique liés à leurs positions (angles différents, finesse du maillage...). Les courbes représentant la déformation des jauges axiales sont parfaitement identiques. Le troisième type de courbes représente les déformations des jauges inclinées qui peuvent êtres aussi considérées comme identiques vu que la différence est insignifiante.

Ainsi, nous pouvons dire que dans le cas d'un surcarottage dans une roche possédant un comportement élastique isotrope, et soumise à un chargement hydrostatique, nous avons trois types de comportements correspondant aux trois types de jauges :

- circulaire,
- axiale,
- inclinée à 45° ou 135°.

Il faut remarquer, dans ce cas, qu'il n'y a pas de différence notable entre les jauges inclinées à 45° et celles inclinées à 135°. Pour chaque type de jauge, nous pouvons observer la parfaite superposition des courbes à la fin de la phase de surcarottage. Nous remarquons aussi, que la plus grande variation des courbes de déformation correspond aux jauges circulaires (orthoradiales).

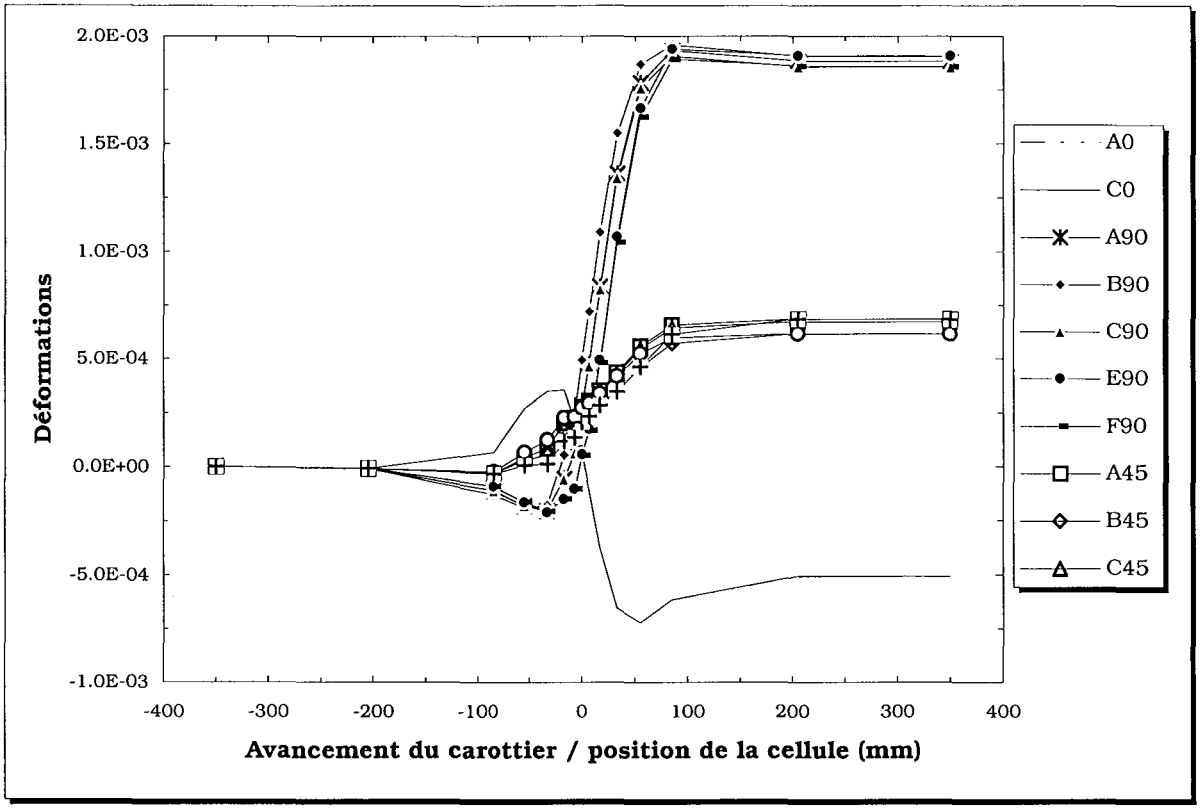


***Fig. 64** - Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope, chargement hydrostatique H_2.*

b - Chargement déviatorique T_2

Nous avons appliqué à la roche un état de contrainte constant à fin de d'illustrer l'influence de l'état de contraintes initiales. Cet état de contraintes est défini par :

- une contrainte principale majeure de 36 MPa suivant la direction de la rosette de mesure des déformations B ;
- une contrainte principale mineure de 12 MPa suivant la direction de la jauge de mesure des déformations F90 ;
- une contrainte principale moyenne de 30 MPa suivant la direction de l'axe de carottage.

Rappelons que le matériau possède un comportement isotrope. Seul l'état de contraintes initiales a changé par rapport à l'étude précédente.

Nous constatons sur la figure 65 que le comportement des jauges axiales reste inchangé, par contre l'influence de l'état de contrainte est nette en ce qui concerne les autres jauges.

- *Influence de l'état de contraintes initiales sur les jauges circulaires :*

Le comportement des jauges orthoradiales est fonction de la direction des contraintes principales. L'allure des courbes de déformations est la même (palier, légère compression,

dilatation, légère compression et palier), mais l'amplitude de la variation de la déformation change beaucoup.

Ainsi nous remarquons sur la figure 66 que les courbes représentant les jauges circulaires sont distinctes et que la plus grande variation de déformation correspond à la direction de la contrainte principale mineure (jauge F_{90}) par contre, la plus petite variation de déformation correspond à la direction de la contrainte principale majeure (jauge B_{90}). Cette petite variation de déformation croit au fur et à mesure que l'on se rapproche de la direction de la contrainte principale mineure.

Remarque

Les deux jauges A_{90} et C_{90} positionnées symétriquement par rapport à l'axe représentant la direction de la contrainte principale majeure possèdent un comportement similaire (dans ce cas ces jauges bénéficient de la symétrie totale : chargement et propriétés mécaniques).

Les comportements des jauges inclinées ont la même logique. La variation de la déformation de la jauge inclinée est une fonction de la position de cette jauge par rapport à la direction des contraintes principales initiales. En effet les jauges B_{45} et B_{135} de la rosette B, correspondant à la direction principale majeure, possèdent le même comportement notamment à la fin de la phase de surcarottage (étape palier). Les jauges A_{45}, C_{45} et D_{135} correspondant à la position des rosettes A et C (symétrique par rapport à la direction de la contrainte principale majeure) possèdent le même comportement. La variation de déformation de ces dernières est plus grande que celle des jauges de la rosette B du fait qu'elles sont plus proches de la direction de la contrainte principale mineure.

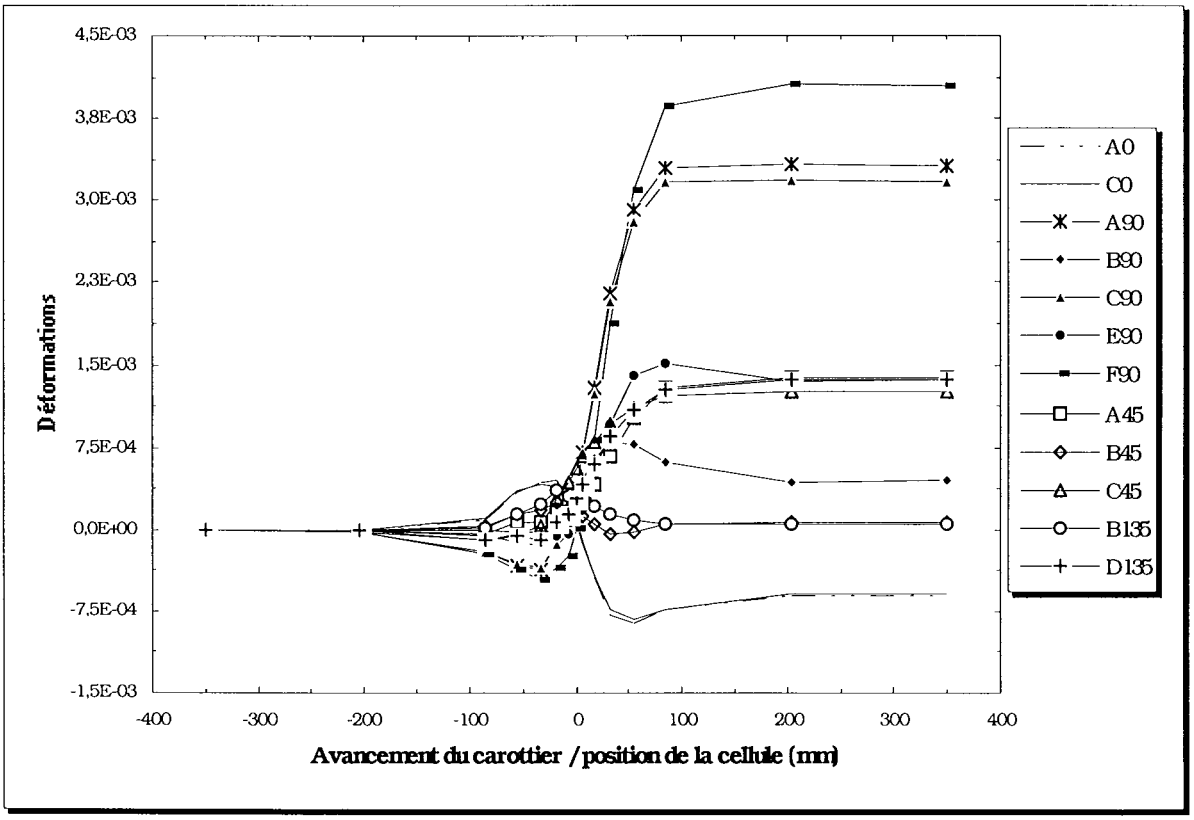


Fig. 65 *- Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope, chargement déviatorique T_2.*

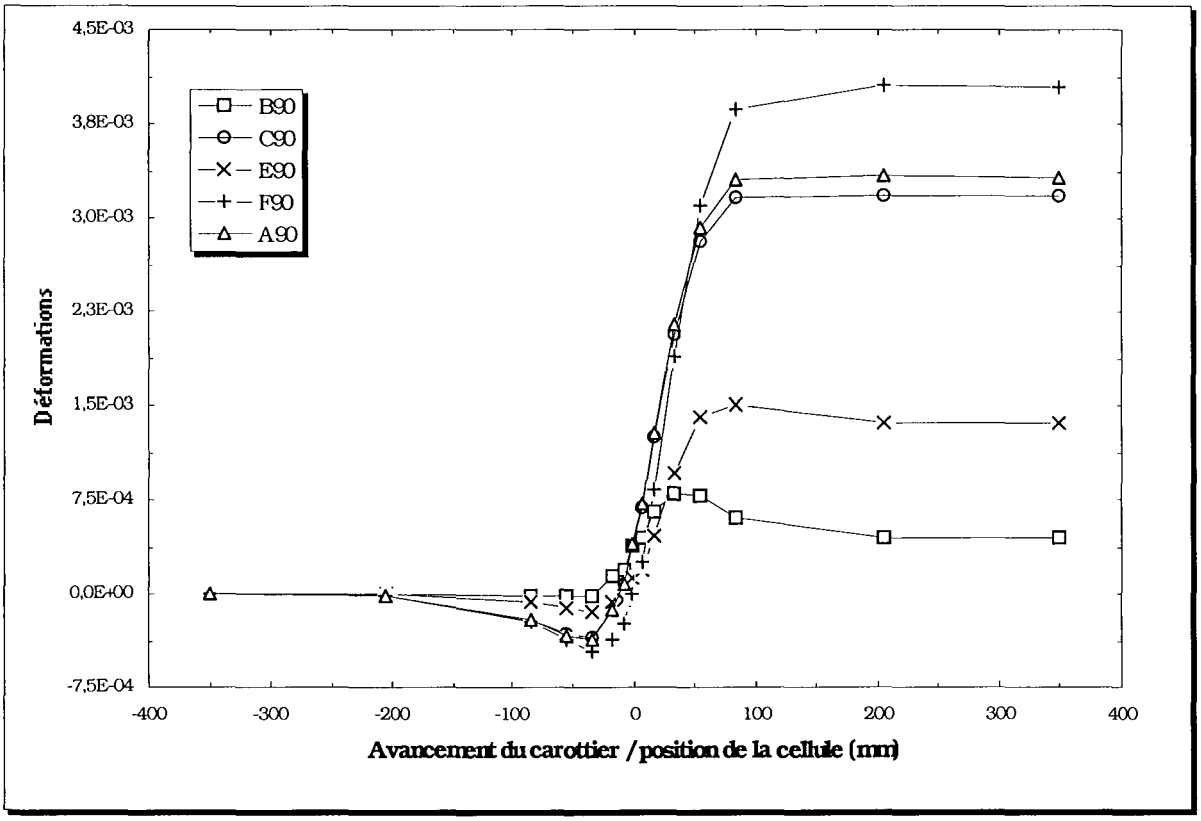


***Fig. 66** - Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope, chargement déviatorique T_2.*

4.3 - Comportement élastique anisotrope

Nous définissons le comportement élastique anisotrope, dans notre cas le comportement de la marne à hydrobies(ou de l'argilites de tournemire), comme étant un comportement isotrope transverse (ou orthotrope de révolution). Nous avons opté pour l'étude des marnes à hydrobies plutôt que l'argilite de Tournemire (également anisotrope) du fait de la disponibilité des résultats *in situ.* ce qui nous permettra, le cas échéant, de faire une comparaison. Les paramètres sont :

Dans le plan isotrope

$E_1 = E_2 = 21000$ MPa
$\nu_{12} = \nu_{21} = 0.29$
$G_{12} = f(E_1, \nu_{12})$

Dans le plan perpendiculaire au plan d'isotropie

$E_3 = 13000$ MPa
$\nu_{31} = 0.23$
$G_{31} = G_{32} = 6830$ MPa

N.B. : ces paramètres sont tirés du rapport Sibai et al. (1993).

Le plan d'isotropie est repéré par deux angles β et θ.

4.3.1 - Calcul dans le cas où l'axe de carottage serait normal au plan d'isotropie

Cette étude nous permet de bénéficier pleinement de la symétrie de révolution offerte par l'isotropie transverse du matériau. Toutes les jauges circulaires se situent dans le même plan d'isotropie.

a - Chargement hydrostatique

Nous avons considéré un chargement hydrostatique H_2, avec $\sigma_H = \sigma_h = \sigma_v = -20$ MPa.

Nous constatons sur la figure 67 qu'il y a toujours trois types de jauges correspondant à trois types de comportements distincts (les comportements des jauges axiales, circulaires et inclinées).

Les courbes représentants les déformations des jauges axiales A_0 et C_0 sont confondues. Nous remarquons la forte perturbation de la déformation axiale à l'approche de la position de la cellule de mesure caractérisée par une forte détente.

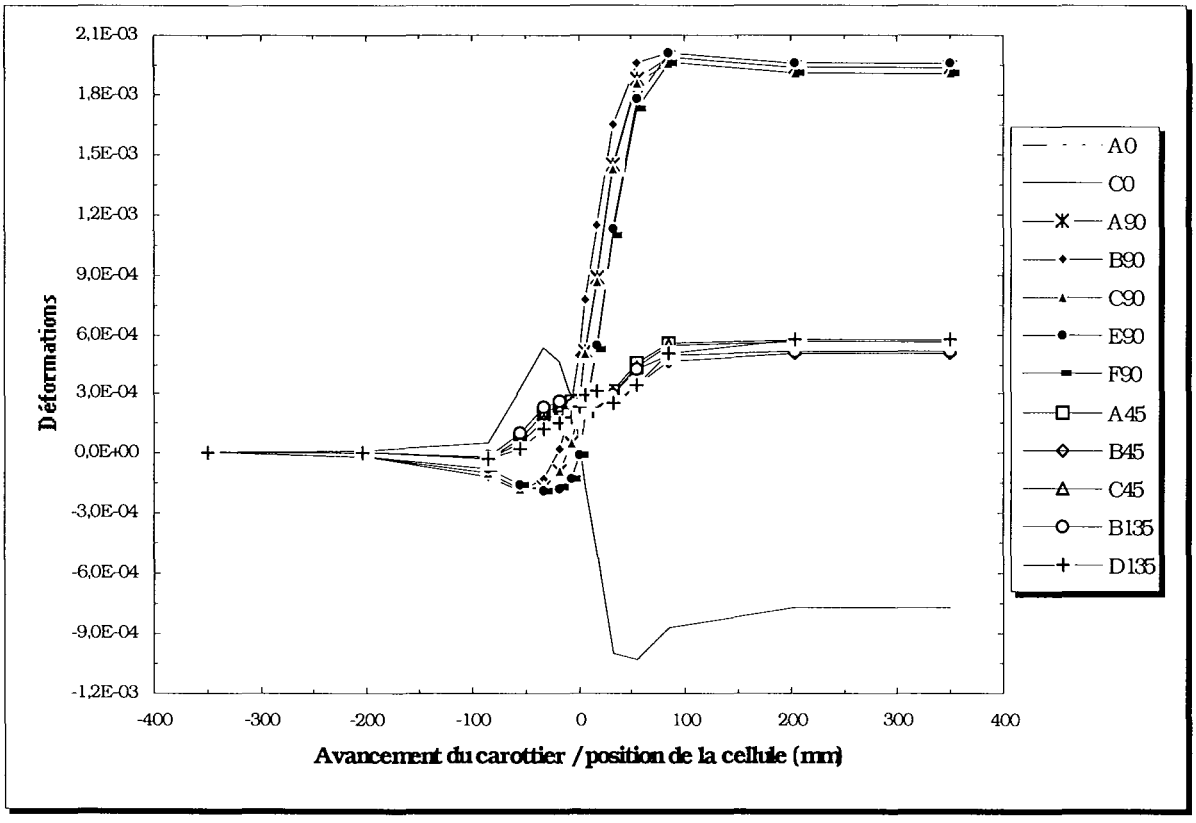


***Fig. 67** - Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=90°, Téta=90°).*

La plus grande variation de déformation est celle donnée par les jauges circulaires, ensuite celle des jauges axiales et enfin celle des jauges inclinées à 45° et 135°. Nous remarquons aussi qu'il n'existe pas une grande différence entre les jauges inclinées à 45° et celles inclinées à 135°. Par

contre, nous constatons que les zones de compression et de détente ne sont pas très marquées sur les courbes des jauges inclinées qu'elles le sont pour les courbes des jauges axiales.

Nous constatons la présence d'une légère perturbation de la déformation au droit des jauges inclinées.

Sur la figure 67 l'évolution des déformations des jauges inclinées à 45° et à 135°, montre que la plus grande variation de la déformation est de l'ordre de 6 10^{-4}.

Nous remarquons une différence au début de la phase de surcarottage entre les jauges B135 et B45 d'un côté et des jauges D135, C45 et A45 de l'autre côté. Cette différence résulte essentiellement de la phase de carottage.

Nous remarquons, également, la présence d'une légère compression au début de la zone d'influence comme c'est le cas dans l'étude précédente, mais pas à la fin de cette zone. Par ailleurs, nous pouvons constater la perturbation au niveau de l'emplacement des jauges inclinées.

Enfin nous constatons, qu'à la fin de la phase de surcarottage, toutes les courbes sont parfaitement confondues (comme c'est le cas pour les autres jauges).

Nous avons tracé sur le même graphique (figure 68), les courbes représentants l'évolution des déformations de toutes les jauges circulaires. Nous remarquons que, pratiquement toutes les courbes sont confondues.

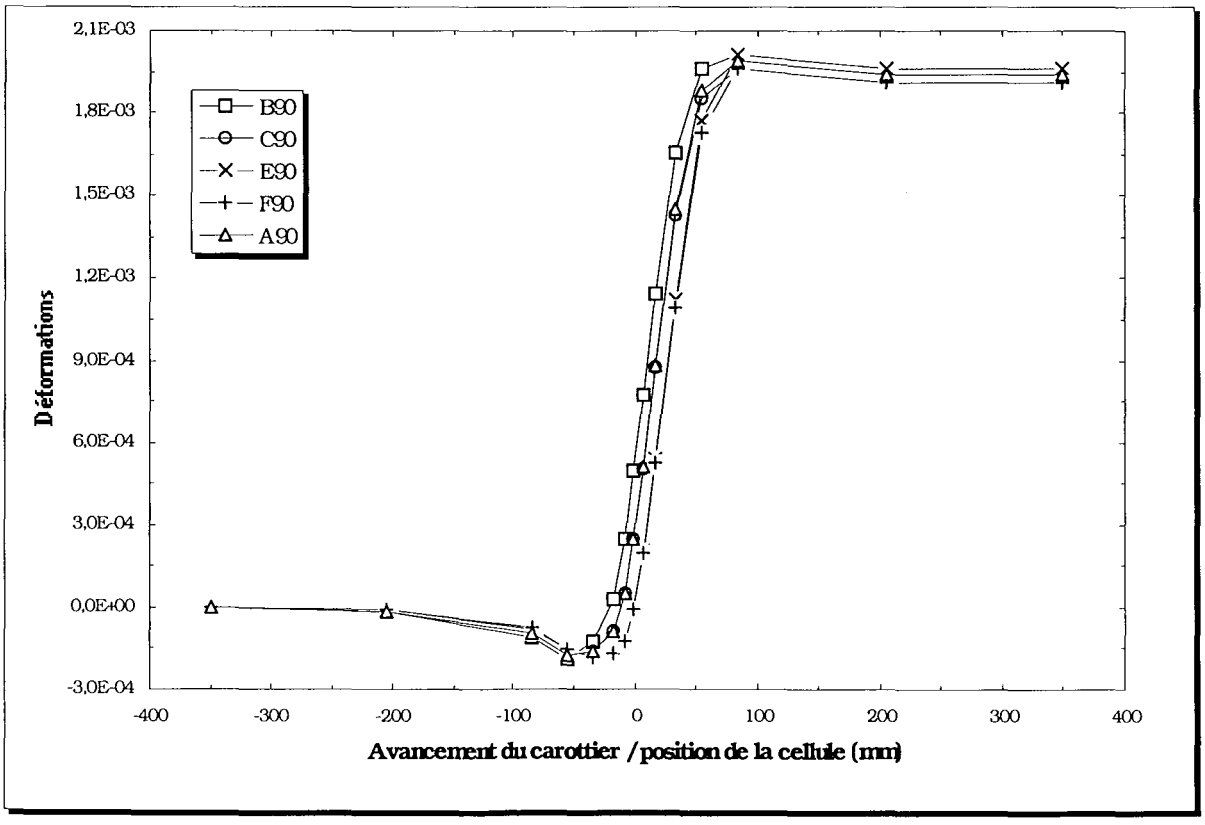


***Fig. 68** - Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H2, orientation (Béta=90°, Têta=90°).*

En effet, vu que toutes les jauges appartiennent au même plan d'isotropie, et que la normale à ce plan est colinéaire à l'axe de carottage, leurs comportements restent similaires. Nous remarquons aussi, l'existence des trois phases de comportement distinctes (palier, zone d'influence, palier). Nous définissons la zone d'influence dans ce cas d'étude comme étant la zone étalée de -D à +D (D: diamètre de la saignée de surcarottage) de part et d'autre de la position de la cellule.

Nous remarquons qu'il y a toujours au début et à la fin de cette zone d'influence une légère compression à l'approche de l'endroit où sont placées les jauges. La variation rapide au droit des jauges est quasi linéaire. Elle représente une détente totale de la roche. A la fin de la phase de surcarottage, toutes les courbes sont parfaitement confondues.

Dans le but de faire une vérification des résultats donnés par la modélisation tridimensionnelle de la procédure de surcarottage, nous avons comparé les résultats des calculs tridimensionnels et des calculs bidimensionnels en axisymétrie réalisés avec le code de calcul CESAR. La comparaison porte sur l'évolution des déformations axiales et transversales lors de la phase de surcarottage. Rappelons, tout d'abord, que les paramètres utilisés dans les deux modélisations sont identiques, et sont relatifs au matériau isotrope transverse avec axe de carottage parallèle à la normale au plan d'isotropie.

Nous constatons sur la figure 69 que les courbes relatives au calcul axisymétrique correspondent à une longueur de surcarottage de 800mm (de -400mm à +400mm), tandis que les courbes relatives au calcul tridimensionnel correspondent à une longueur de surcarottage de 700mm (de -350mm à +350mm). Cette différence est liée aux modèles géométriques choisis.

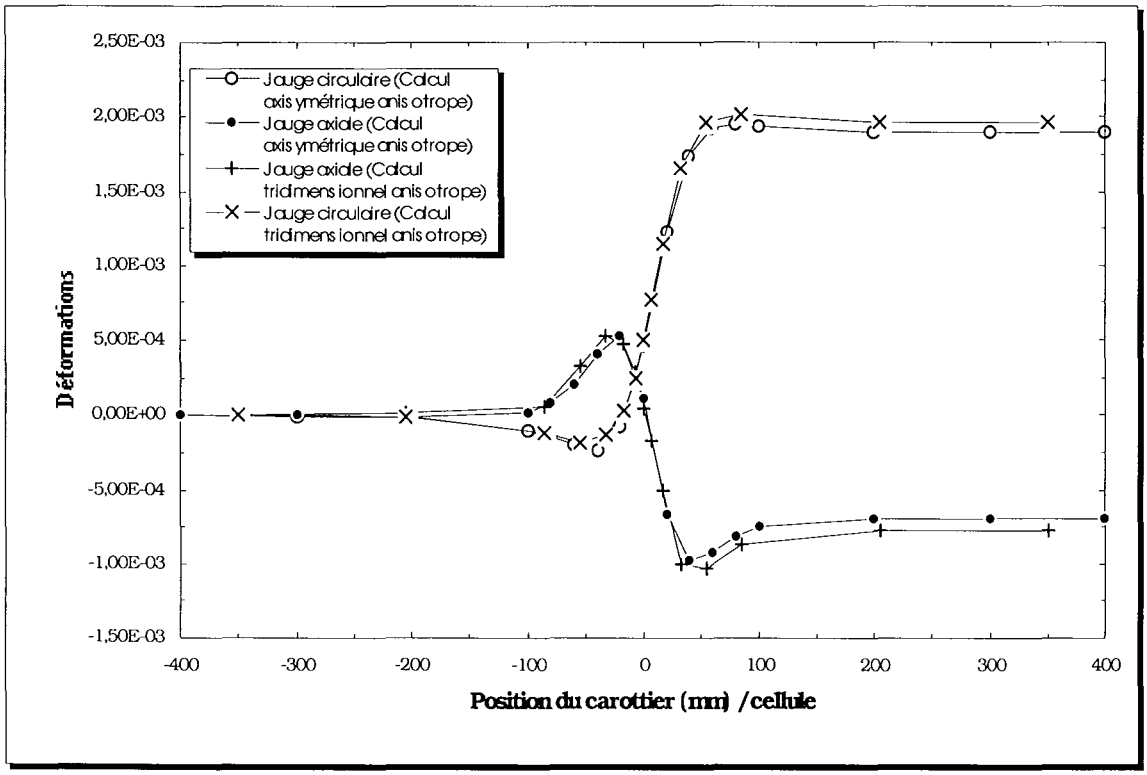


***Fig. 69** - Évolution de la déformation des jauges axiales et circulaires. Comparaison entre le calcul axisymétrique et le calcul tridimensionnel matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H2, orientation (Béta=90°, Téta=90°).*

Mis à part un léger décalage entre les courbes, nous pouvons constater que les courbes sont presque identiques. Bien sûr, les courbes des déformations axiales comparées deux à deux, ainsi que les courbes des déformations circulaires comparées deux à deux. Cette comparaison nous permet, donc, de valider les résultats du calcul tridimensionnel.

4.3.2 - Calcul isotrope transverse dans le cas d'un axe de carottage faisant un angle de 45° avec le plan d'isotropie

a - Chargement hydrostatique H_2

Sur la figure 70, nous avons représenté l'évolution des déformations de toutes les jauges (axiales, circulaires et inclinées). Nous remarquons que la plus grande variation de déformation est encore une fois, développée par les jauges circulaires (de -0,95 10^{-3} à ~2,0 10^{-3}).

Les courbes de déformation des jauges axiales restent parfaitement confondues. Nous constatons, comme c'est le cas pour toutes les autres courbes représentant les déformations des jauges axiales, que le début de surcarottage correspond toujours à une valeur nulle de la déformation. L'explication vient du fait que cette valeur représente celle de la déformation à la fin de la phase de carottage. Comme l'avancement du carottier n'est pas pris en compte, le carottage se fait en une seule étape, la déformation axiale est donc nulle. Nous remarquons aussi que la déformation est fortement perturbée au début de la zone d'influence et qu'elle est un peu moins à la fin de la dite zone.

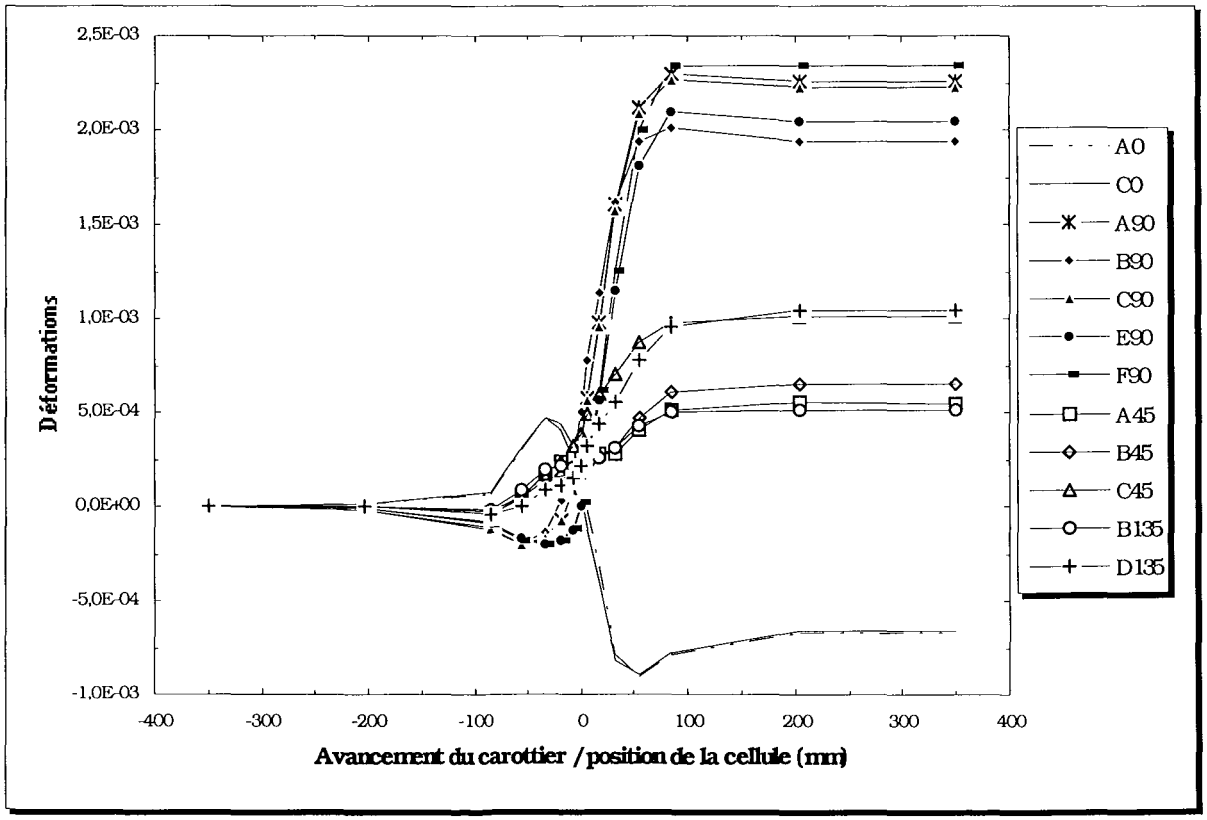


***Fig. 70** - Évolution de la déformation la totalité des jauges matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H2, orientation (Béta=90°, Téta=45°)*

Le fait d'incliner le plan d'isotropie de 45° a affecté légèrement les courbes de déformation des jauges circulaires. En effet, sur la figure 71 nous remarquons une légère différence, à la fin de la phase de surcarottage, entre les courbes de déformation. Cette différence est due aussi à la phase de carottage, les variations de déformations lors de cette dernière phase étant-elles aussi légèrement différentes.

Nous constatons la nette différence de variation de la déformation entre la jauge F_{90} et la jauge B_{90} : $\Delta\varepsilon = 2{,}5\ 10^{-3}$ pour la jauge F_{90}, et $2{,}1\ 10^{-3}$ pour la jauge B_{90}.

A remarquer, le comportement presque identique des jauges A_{90} et C_{90}, qui gardent une symétrie parfaite vis-à-vis du chargement et des propriétés mécaniques. La variation moyenne est légèrement supérieure à celle du cas (90-90), et par conséquent à celle du cas isotrope.

Une explication plausible de cette augmentation revient à décomposer la déformation résultante en une somme vectorielle de deux autres. La première (ε_1) appartient au plan de schistosité (E_1=21000MPa) et la seconde (ε_3) au plan perpendiculaire (E_3=13000 MPa). La deuxième composante est supérieure ($\varepsilon_3 > \varepsilon_1$) puisque l'on a $E_3 < E_1$.

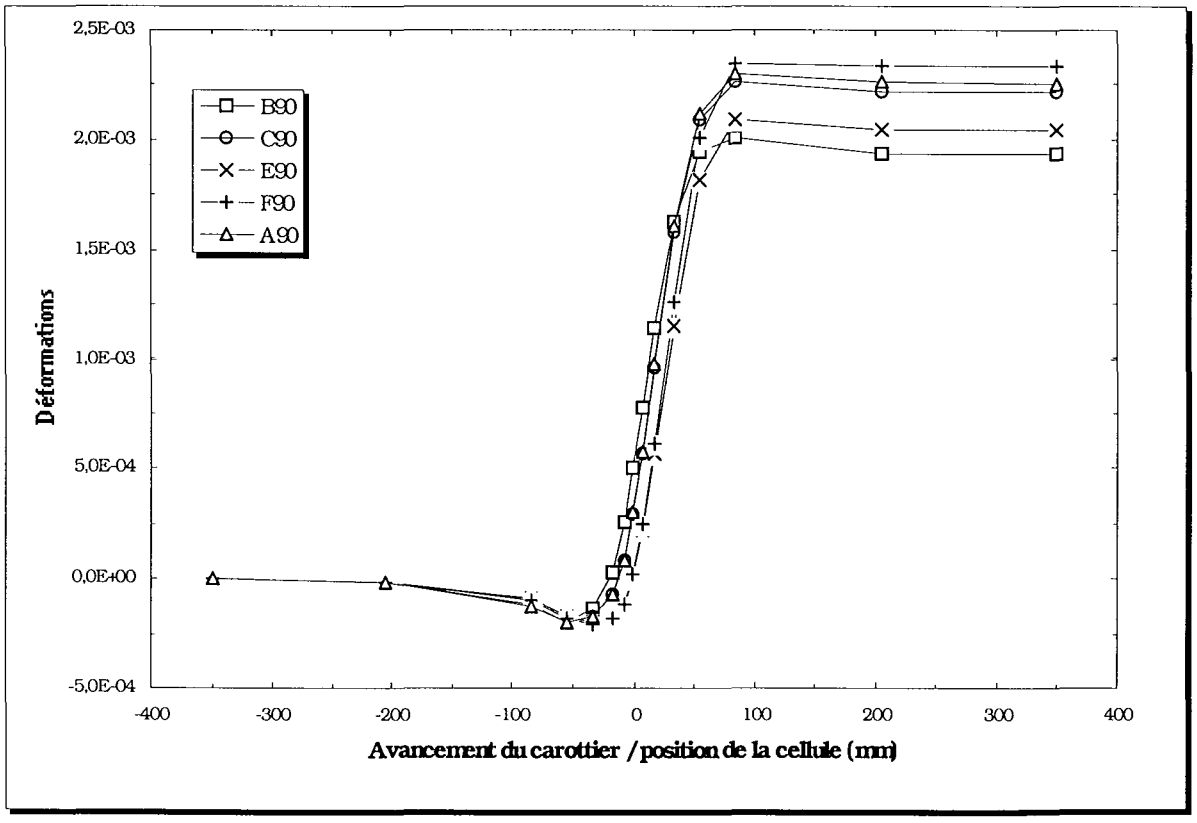


***Fig. 71** - Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=90°, Téta=45°)*

Sur la figure 72, nous avons présenté l'évolution des déformations des jauges inclinées.

L'inclinaison du plan d'isotropie a influencé nettement les déformations. Nous remarquons, tout d'abord, que la plus grande et la plus petite variation de déformation sont respectivement celles des jauges C45 et B135, en suite, nous distinguons deux types de comportement :

(i) un comportement similaire à celui des jauges circulaires pour les jauges D135 et C45 ;

(ii) un comportement proche de celui des autres jauges inclinées du cas (90-90) pour les jauges A45, B135 et B45 malgré une perturbation au niveau des jauges de mesure.

Nous constatons l'effet de l'inclinaison du plan d'isotropie sur les déformations des jauges inclinées. Il se traduit par une grande variation de déformation des jauges D135 et C45. Par ailleurs, il faut remarquer la nette différence de comportement entre les jauges D135 et A45, cela malgré leur proximité l'une de l'autre.

L'influence de l'orientation des jauges inclinées est montrée clairement à travers ce calcul (les jauges A45 et D135 se trouvent presque au même endroit, mais leurs comportements sont différents).

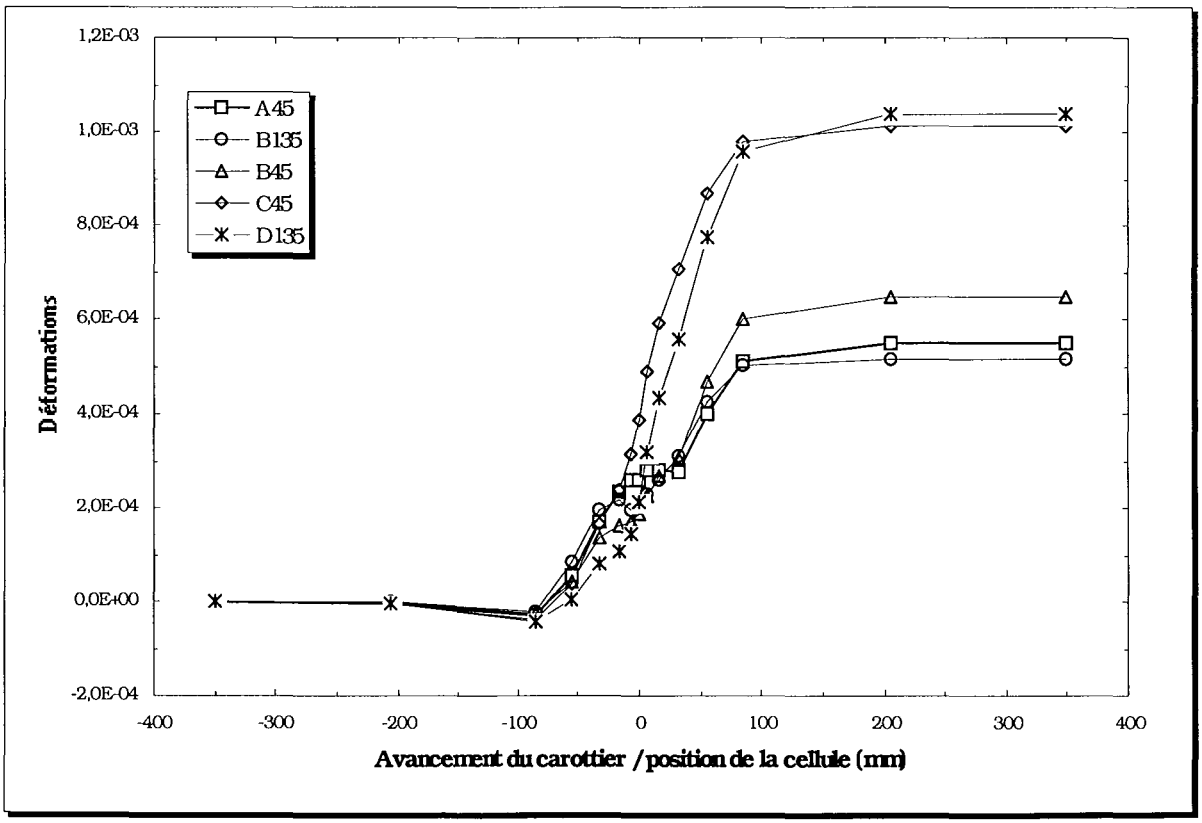


***Fig. 72** - Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=90°, Téta=45°).*

b - Chargement déviatorique

Dans cet exemple nous allons étudier deux effets superposés, le premier concerne l'inclinaison du plan de schistosité et le second est lié à l'aspect du chargement. L'effet de

l'inclinaison du plan d'isotropie de 45° (représenté ici par sa normale) par rapport à l'axe de carottage a été étudié dans le cas précédent. Les effets dus à l'état de contraintes initiales sont mis en évidence sur la figure 73, il en ressort les remarques suivantes :

il y a toujours une concordance entre le comportement des deux jauges axiales A_0 et C_0. En effet les courbes représentant ces déformations sont identiques. La variation des déformations est de l'ordre de 0,7 10^{-3}, entre le début et la fin de surcarottage. Elle est approximativement égale à 1,7 10^{-3} dans la zone d'influence en rajoutant les deux détentes (décompressions) avant et après la position des jauges.

la variation de déformation de la jauge B_{90} (correspondant à la direction de la contrainte initiale majeure) est largement plus petite que celles des autres jauges.

Nous constatons que la compression au début de la zone d'influence s'estompe pour certaines jauges, dans notre cas les jauges B_{90} et E_{90}, mais la compression à la fin de la zone d'influence est très visible. Par contre, cette compression est très marquée au début de la zone d'influence et moins apparente à la fin de celle ci pour les jauges F_{90}, A_{90} et C_{90}.

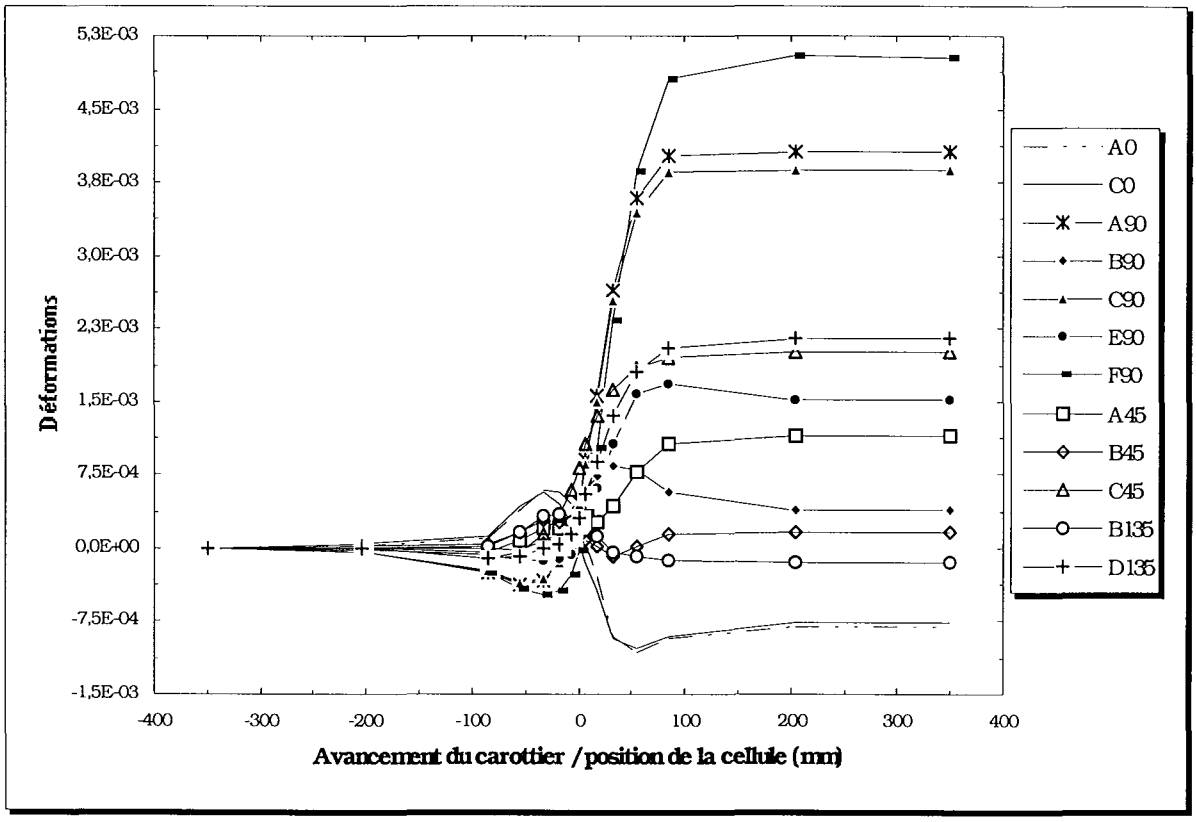


***Fig. 73** - Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse , chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=45°)*

Sur la figure 74, nous remarquons que les jauges A_{90} et C_{90} du fait de la symétrie du chargement et des propriétés mécaniques, possèdent un comportement quasi-similaire.

La plus petite variation correspond à la jauge B_{90}. Cette jauge est placée dans la direction de la contrainte principale majeure. Cette variation est légèrement inférieure à celle de la jauge E_{90} qui se situe à proximité de la jauge B_{90}.

La plus grande variation de déformations correspond à la jauge F_{90} qui est associée à la direction de la contrainte principale majeure. Nous constatons, effectivement, qu'au fur et à mesure que nous nous s'éloignons de la contrainte principale mineure, la déformation est de plus en plus importante. Nous constatons, aussi, que la plage de la zone d'influence diminue en même temps que la diminution de l'amplitude de la variation de déformation.

Nous remarquons enfin, que l'effet de l'état de contraintes initiales est largement ressenti au niveau de la jauge F_{90}. Rappelons que dans le cas d'un chargement hydrostatique la variation de déformation de la jauge F_{90} est supérieure à celle de la jauge B_{90}.

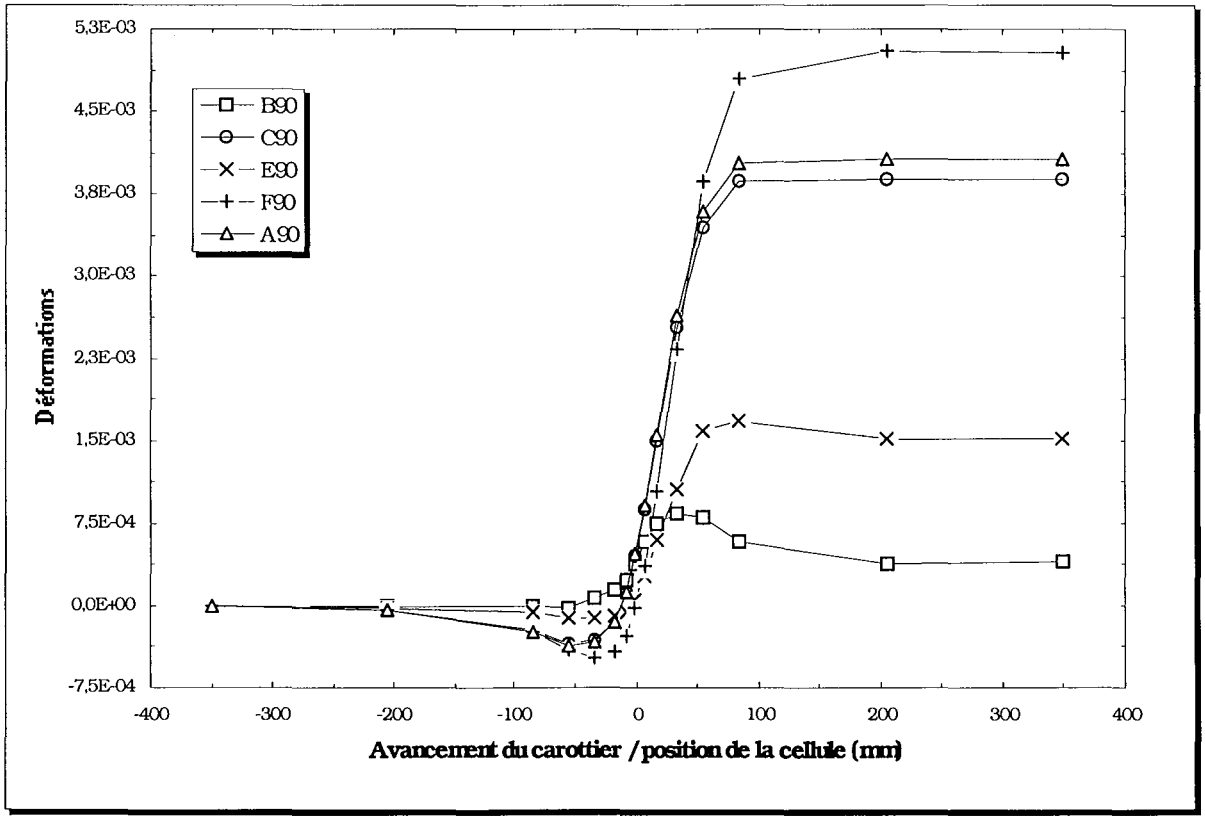


***Fig. 74** - Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse , chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=45°).*

Sur la figure 75, nous avons tracé les variations des déformations des jauges inclinées. Nous remarquons deux types de comportements liés, sans doute, à la position des jauges par rapport aux directions des contraintes principales initiales mineures et majeures. En effet, les jauges B_{45} et B_{135}, correspondant à la rosette B associée à la direction de la contrainte principale majeure, ont un comportement proche de celui des jauges axiales.

Nous constatons que la variation des déformations des jauges B_{45} et B_{135} est nettement plus petite que celle des autres jauges.

Les jauges C_{45} et D_{135} possèdent le même comportement à la fin de la phase de surcarottage. Il est à rappeler tout de même qu'ils sont symétriques par rapport à l'axe de symétrie du chargement. Les jauges A_{45} et D_{135} possèdent un comportement différent malgré leur proximité l'une de l'autre, ceci est dû aux différences d'orientation.

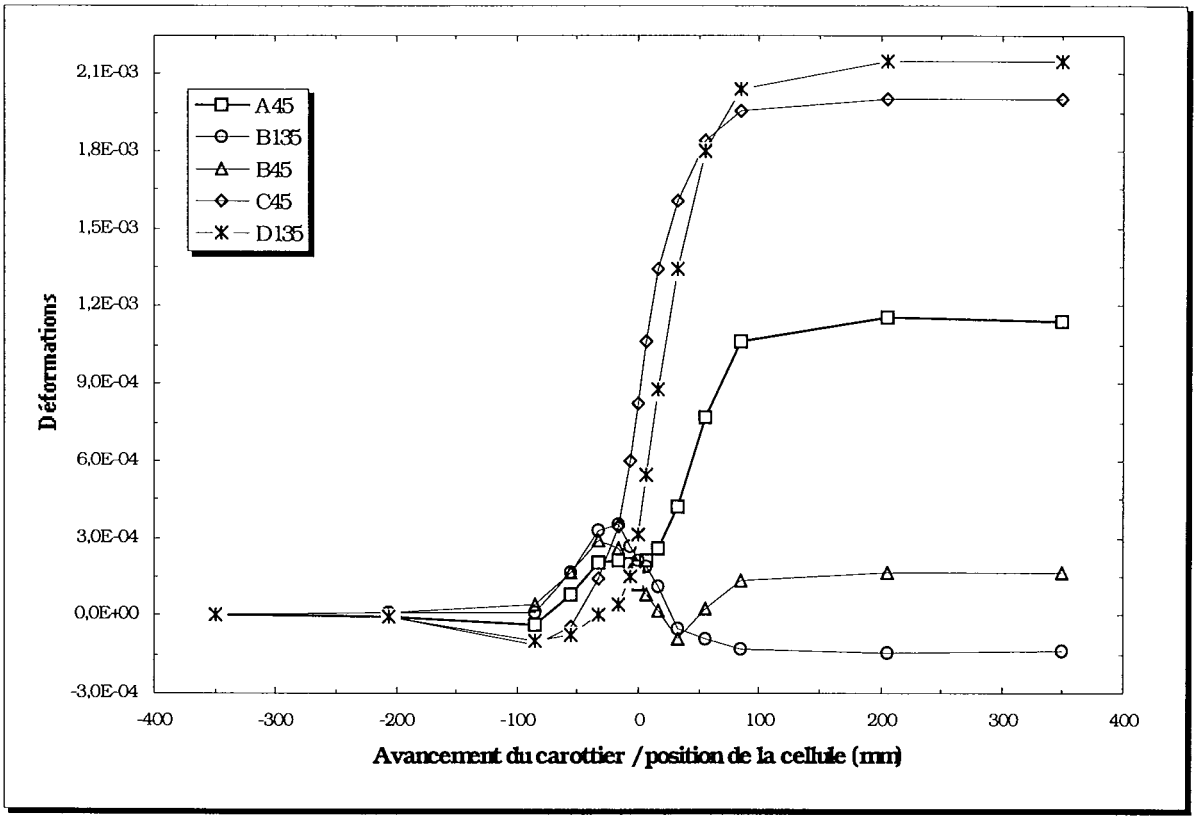


***Fig. 75** - Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=45°).*

4.3.3 - Calcul isotrope transverse avec l'axe de carottage faisant un angle de 30° avec le plan d'isotropie

Pour mieux apprécier l'effet de l'anisotropie nous avons mené un calcul avec un angle de 30° avec l'axe Z. Cette étude nous permet de garder une symétrie par rapport à un plan vertical contenant l'axe de carottage.

Nous observons sur la figure 76 que, de même que pour le cas 45°, le comportement des jauges circulaires, et inclinées, est influencé par l'anisotropie du matériau. Seules les jauges axiales gardent un comportement similaire. En effet les courbes représentant les jauges C_0 et A_0 sont confondues. Elles bénéficient encore de la symétrie du chargement et des propriétés mécaniques.

a - Chargement hydrostatique

Malgré le chargement hydrostatique, les jauges circulaires (figure 77) sont influencées par l'anisotropie. La symétrie nous permet de penser que toute les jauges circulaires vont avoir le même

comportement. Nous constatons une différence assez nette entre la variation de déformation de la jauge B_{90} et celle de la jauge F_{90}.

On remarque la concordance des comportements des jauges A_{90} et C_{90} qui profitent toujours de la symétrie.

Sur la figure 78, nous avons représenté les déformations des jauges inclinées, nous observons trois types de variations de déformation distinctes.

D'une manière générale, le comportement des jauges inclinées est très proche de celui des jauges circulaires.

Dans la zone d'influence les phases de compression sont inexistantes. Malgré la disposition différente des jauges A_{45} et B_{45}, ces deux jauges présentent le même comportement. Les deux jauges D_{135} et C_{45} bénéficiant de la symétrie présentent un comportement similaire.

L'effet de l'anisotropie peut être clairement mis en évidence en comparent le comportement des jauges A_{45} et D_{135}. Sachant que la jauge D appartient à la rosette A. La variation de déformation de la jauge D_{135} est sensiblement égale au double de la variation de déformation de la jauge A_{45}.

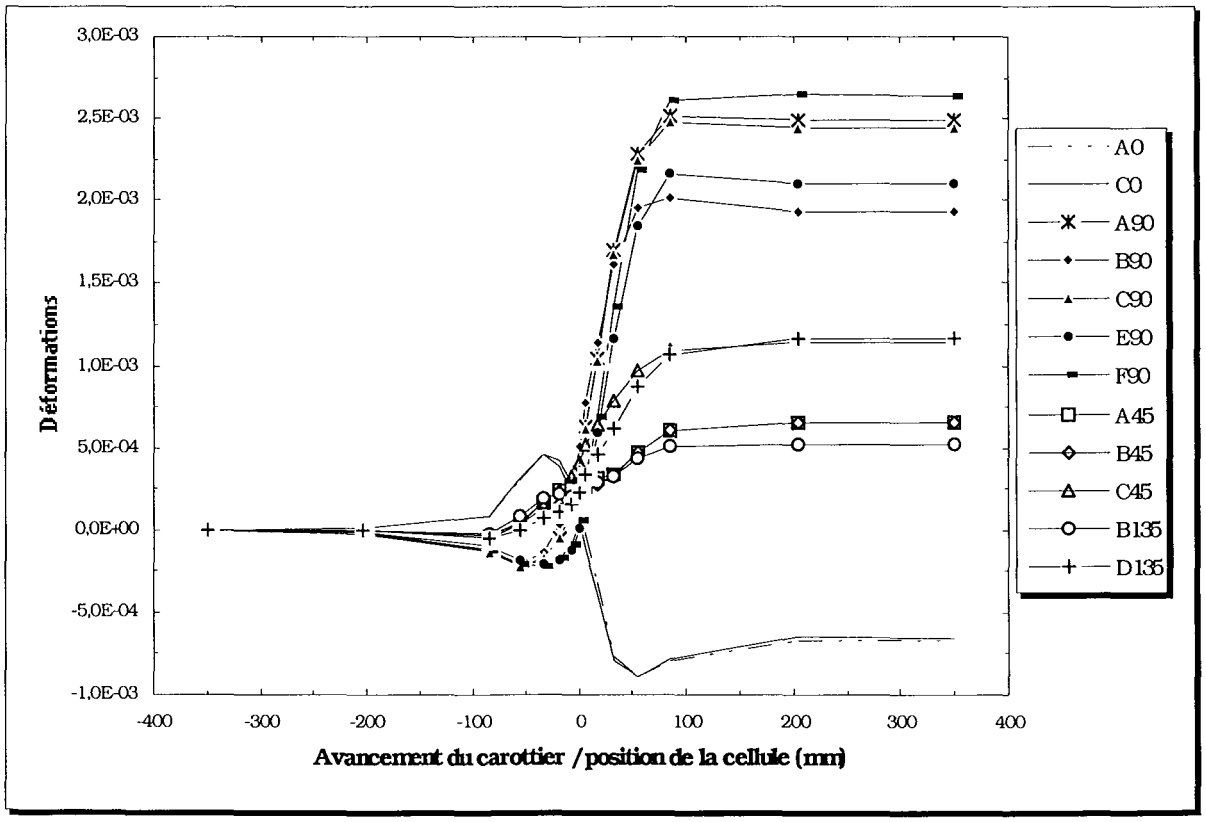


Fig.76 *- Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse , chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=90°, Téta=30°).*

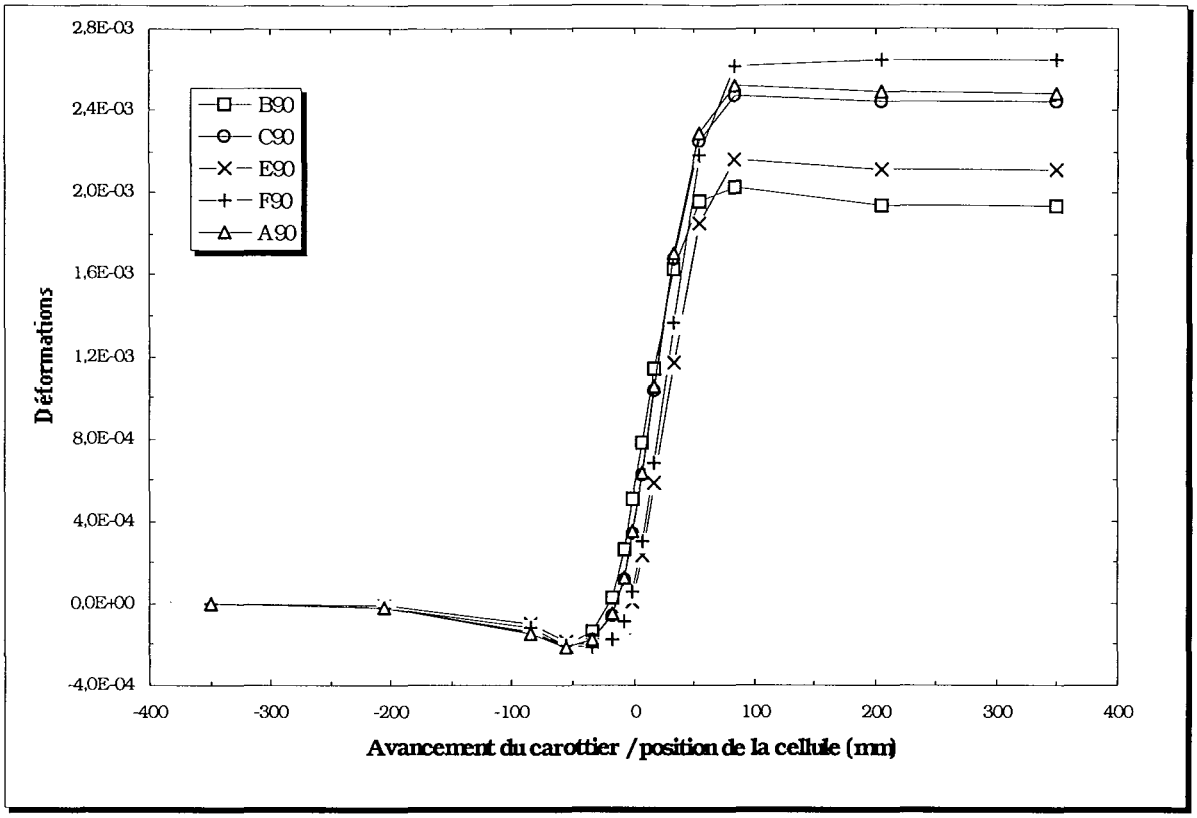


Fig. 77 *- Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse , chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=90°, Téta=30°).*

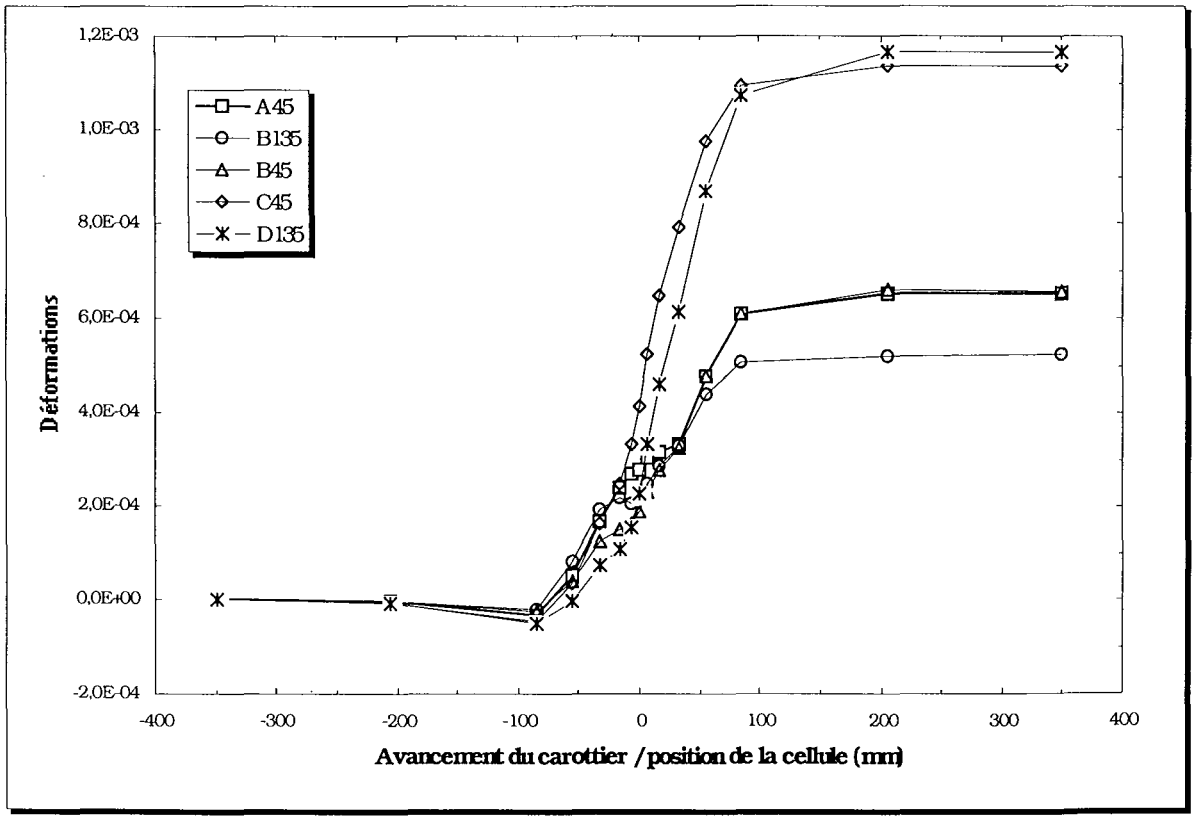


Fig.78 *- Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=90°, Téta=30°).*

b - Chargement déviatorique

L'apport du chargement déviatorique, dans notre cas d'étude, peut être mis en évidence dans les points suivants:

Nous remarquons sur la figure 79 représentant les déformations de la totalité des jauges que :

- les jauges axiales, comme c'est le cas dans tout les autres calculs, possèdent un comportement identique.

- la variation de la déformation des jauges inclinées D_{135} et C_{45} est supérieure à celle des jauges circulaires E_{90} et B_{90}.

En observant la figure 80 nous remarquons qu'il y a une grande différence entre le comportement de la jauge B_{90} et F_{90}. Le rapport des variations des déformations à la fin de la phase de surcarottage est de l'ordre de 16. Cette différence est due essentiellement à l'influence du chargement déviatorique.

Les jauges A_{90} et C_{90} qui bénéficient de la symétrie du chargement et des propriétés mécaniques possèdent un comportement similaire.

La variation de la déformation orthoradiale augmente au fur et à mesure que l'on se rapproche de la direction de contrainte principale mineure.

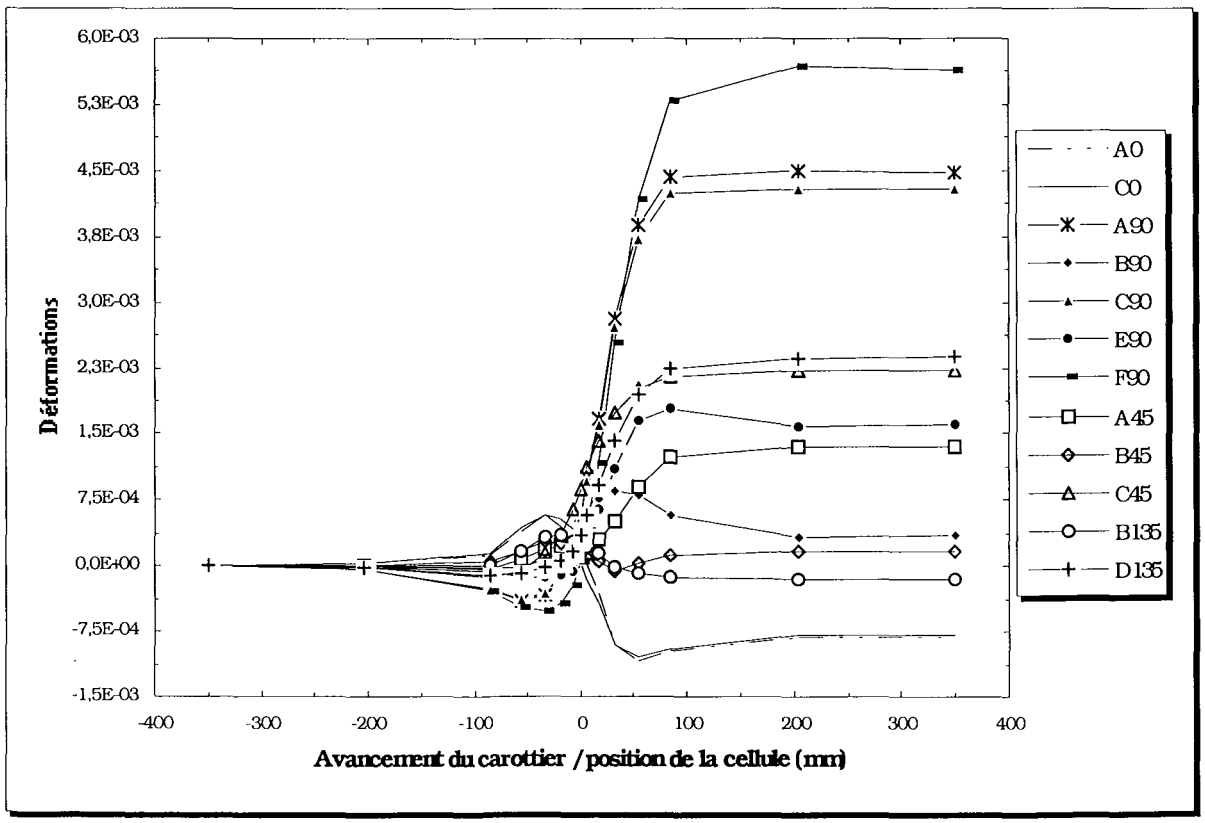


***Fig. 79** - Évolution de la déformation de la totalité des jauges, matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=30°).*

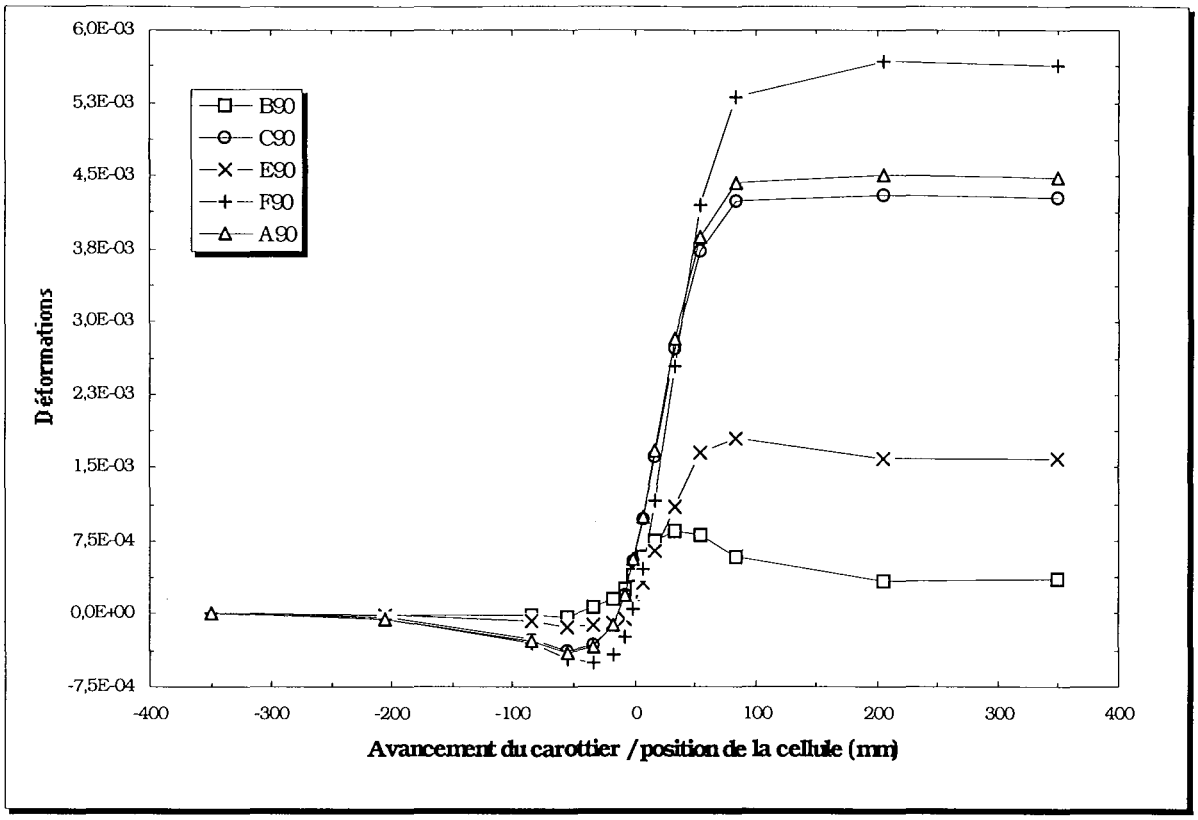


Fig. 80 *- Évolution de la déformation des jauges circulaires, matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=30°).*

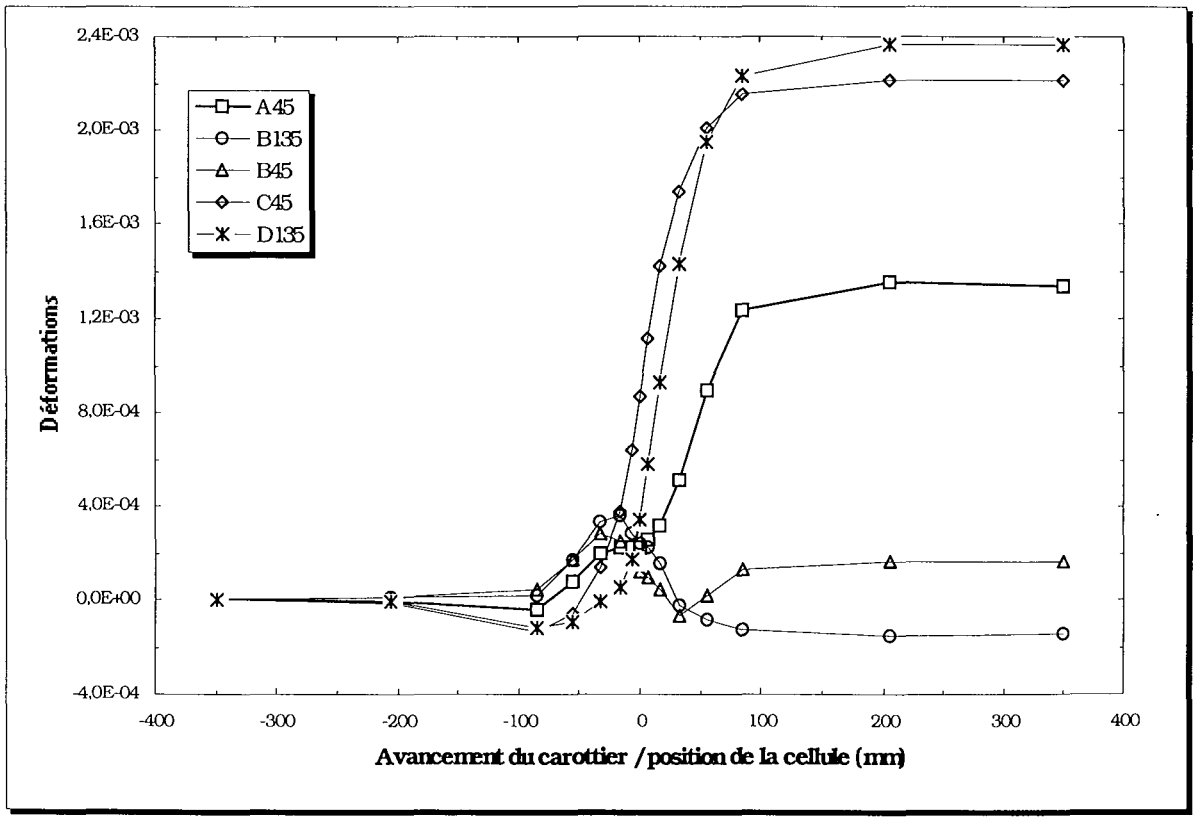


Fig. 81- *Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=90°, Téta=30°).*

Sur la figure 81, nous montrons un comportement des jauges inclinées similaire au cas hydrostatique pour ce qui est des jauges possédant extrêmes.

La différence de comportement entre les jauges inclinées A_{45} et B_{45} est nette. Elle peut être expliquée par le fait que la jauge B_{45} se situe dans la direction de la contrainte principale majeure par contre, la jauge A_{45}.est presque associée à la direction de la contrainte principale mineure (direction inclinée à 45°).

4.3.4 - Calcul hors axe

Rappelons que l'orientation du plan d'isotropie est régie par deux angles θ et β. Initialement le repère (1, 2, 3) lié à l'anisotropie (plan d'isotropie: plan 1-2, axe 3 normale au plan d'isotropie) est confondue avec le repère de référence (X, Y, Z), (l'axe X colinéaire avec à l'axe1, Y avec 2 et Z avec 3).

L'angle β représente une rotation dans le plan (2, 3) autour de l'axe 1. Nous passons alors du repère (1, 2, 3) au repère (1', 2', 3). L'angle θ représente une rotation dans le plan (1', 3) autour de l'axe 2'.

θ et β sont comptés positifs quand les rotations se font dans le sens trigonométrique. Le calcul hors axe est défini par les rotations θ =30° et β = 60°.

a - Chargement hydrostatique

Le calcul hydrostatique nous révèle une légère augmentation de la variation de déformation orthoradiale (circulaire) comme le montre la figure 82. Nous constatons aussi sur cette figure que les jauges axiales possèdent le même comportement. Notons aussi, le comportement différent des trois types de jauges (axiales, circulaires et inclinées).

Les jauges inclinées possèdent un comportement proche de celui des jauges circulaires. Nous constatons toujours sur la figure 82 qu'il y a une différence nette entre le comportement des jauges C_{45} et B_{45}. La variation de déformation à la fin de la phase de surcarottage est, à peu près, égale à deux fois la variation de déformation de la jauge B_{45}.

La figure 83 présente l'évolution de la déformation des jauges circulaires. Nous remarquons une différence dans le comportement des jauges A_{90} et C_{90} qui auparavant (dans les études précédentes) bénéficiaient de la symétrie des propriétés mécaniques. Ainsi les courbes représentant les jauges C_{90} et B_{90} (différentes positions) sont confondues. La plus grande variation de déformation correspond à la jauge E_{90}. Cette dispersion dans le comportement des jauges est due, probablement, à l'anisotropie du matériau.

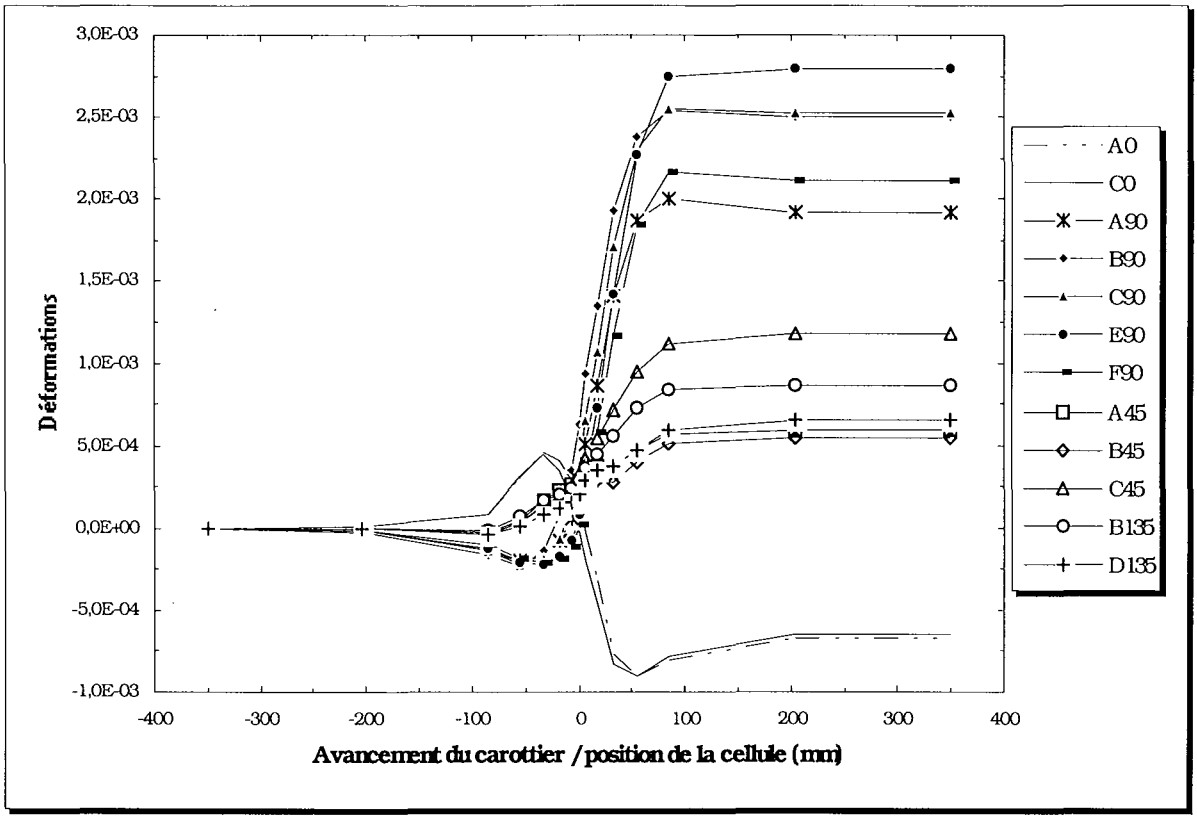


Fig. 82 *- Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H_2, orientation (Béta=30°, Téta=60°).*

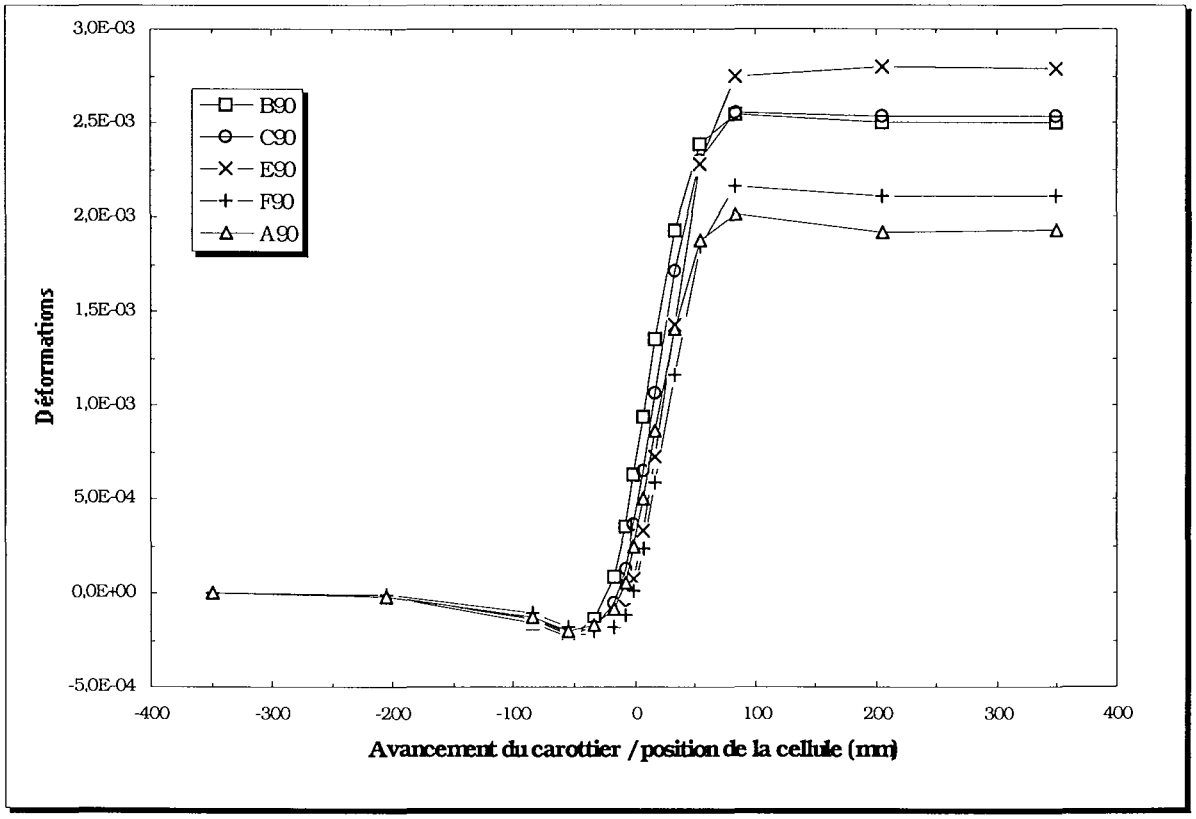


Fig. 83 *- Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H2, orientation (Béta=30°, Téta=60°).*

b - Chargement déviatorique

La figure 84 montre l'influence de l'état de contraintes initiales sur le comportement des jauges. La plus grande variation de déformations, toujours pendant la phase de surcarottage correspond à la jauge F_{90} associée à la direction de la contrainte principale mineure la plus petite variation de déformations correspond à la jauge B_{90} (pour les jauges circulaires). Nous remarquons sur la même figure que les courbes représentant les déformations axiales (A_0 et C_0) sont confondues. Nous constatons aussi que la plus grande variation de déformation est plus petite que celles observées, pour le même cas de chargement, pour les orientations (90°, 30°) et (90°, 45°).

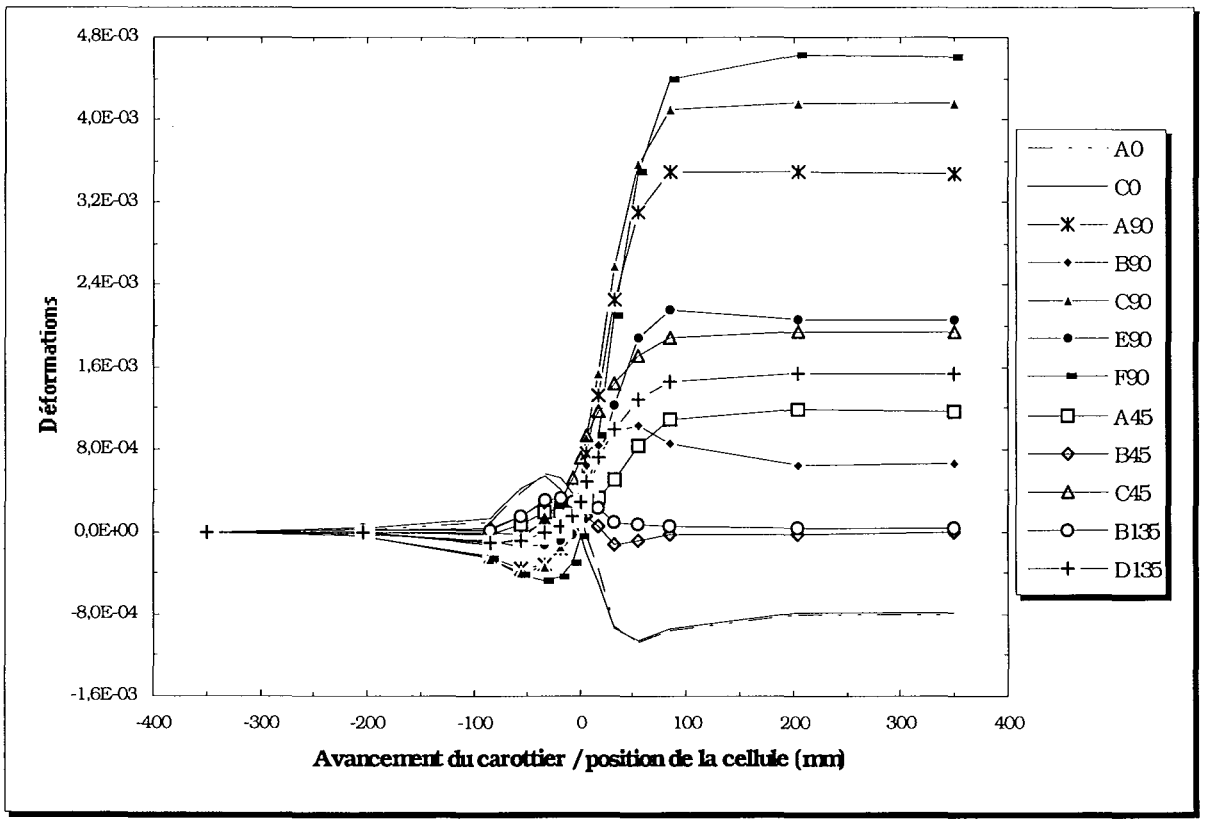


***Fig. 84** - Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse , chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=30°, Téta=60°).*

L'importance de l'anisotropie du matériau est mise en évidence dans la présente étude.

Nous avons vu précédemment que lorsque les jauges C_{90} et A_{90}, bénéficiaient de la symétrie des propriétés mécaniques et du chargement, avaient un comportement identique. Nous observons sur la figure 85 que ces deux jauges possèdent, dans le présent cas d'étude, des comportements distincts. L'allure des courbes de déformations n'a pas changé.

Les courbes de déformation des jauges circulaires C_{90} et B_{90}, qui étaient, dans le cas du chargement hydrostatique précédent, confondues, sont distinctes dans ce cas. En plus elles présentent un rapport entre les variations de déformation en fin de surcarottage supérieur à 6.

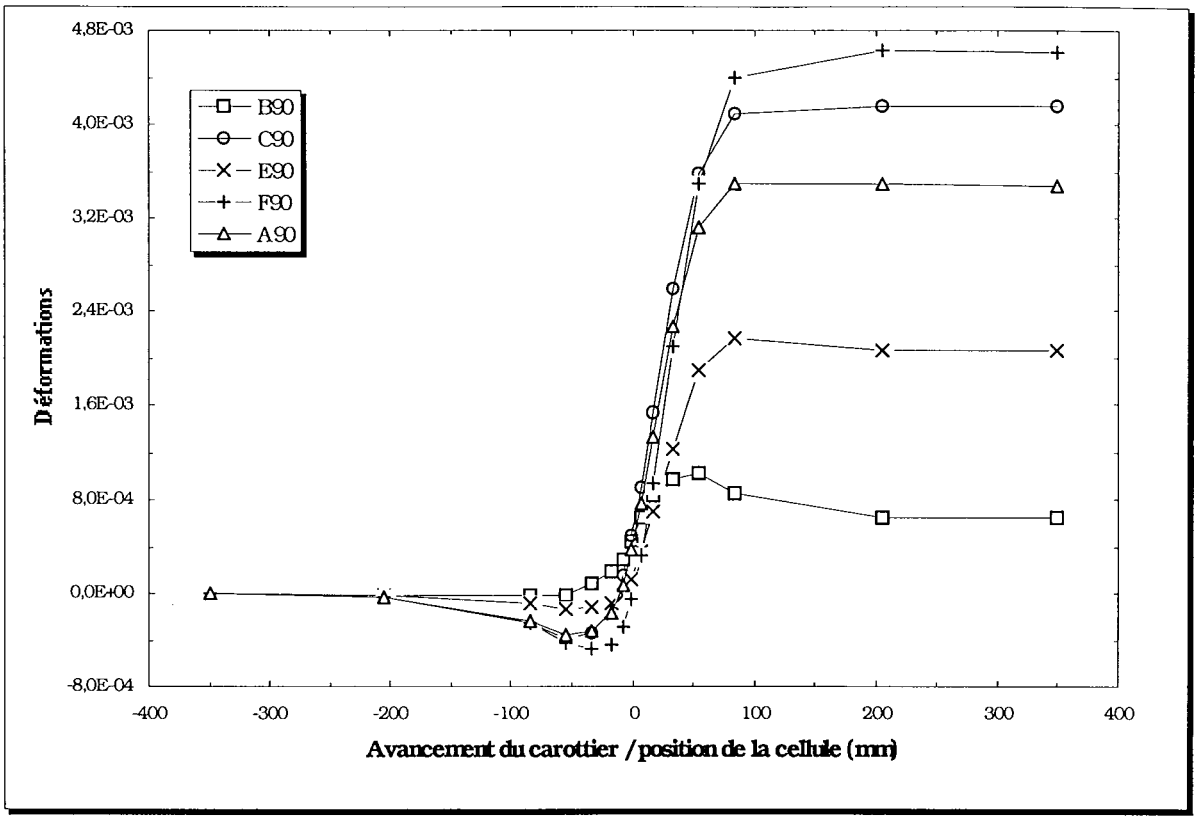


Fig. 85 *- Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=30°, Téta=60°).*

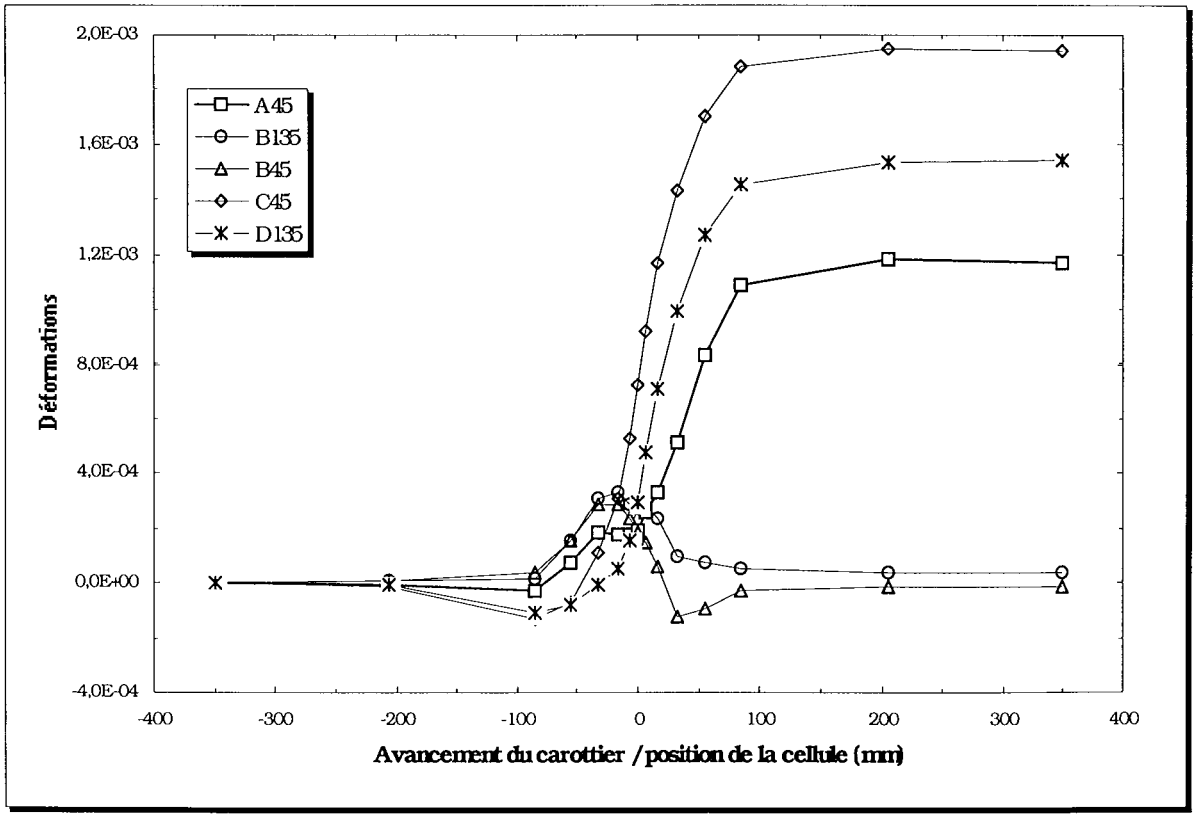


Fig. 86 *- Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T_2, orientation (Béta=30°, Téta=60°).*

La plus grande variation de déformation orthoradiale correspond à la jauge F_{90} associée à la direction de la contrainte principale mineure, tandis que la plus petite correspond à la jauge B_{90} associée à la direction de la contrainte principale majeure.

L'influence du chargement a bien rétabli l'ordre de variation des déformations. La figure 86 montre qu'il y a un grand changement entre les variations des déformations extrêmes c'est à dire, la plus grande variation correspond à la jauge C_{45} et la plus petite à la jauge B_{45}. Les jauges B_{45} et B_{135} sont presque insensibles au surcarottage (très petite variation).

DISCUSSION

Afin d'étudier l'effet de l'anisotropie matérielle et de chargement en élasticité, nous avons exécuté dix neuf calculs tridimensionnels (déviatoriques et hydrostatiques). L'idée de base était de choisir un état de contrainte fortement déviatorique et de faire tourner ces contraintes principales dans l'espace afin d'étudier l'effet du positionnement de la cellule de mesure par rapport aux directions des contraintes principales.

Il en résulte un fort rapport ''d'anisotropie des contraintes'' (K proche de trois). Si dans un premier temps, cette étude nous a permis de conforter les résultats trouvés auparavant à savoir l'influence de l'anisotropie du chargement sur les variations des déformations orthoradiales, elle reste, dans un second temps, incomplète voir insuffisante pour nous permettre de discerner complètement entre l'effet combiné de l'anisotropie matérielle et celle du chargement.

Validation :

- La validation de l'implantation de la loi de comportement anisotrope, en élasticité, nous a permis par la même de valider les modifications apportées au code de calcul par éléments finis CESAR-LCPC. Ces modifications ont porté sur l'impression des déformations aux nœuds correspondants à la position réelle des jauges de mesure des déformations de la cellule CSIRO. Cette validation a été réalisée en comparant les résultats d'un calcul analytique, sur un matériau anisotrope, au calcul numérique avec CESAR modifié. La similitude des résultats est sans appel.

- Afin de valider la procédure de surcarottage, nous avons comparé les déformations axiale et tangentielle résultant d'un calcul numérique tridimensionnel aux déformations recueillies du calcul axisymétrique équivalent. Les résultats sont quasi identiques.

Effets de l'anisotropie de chargement

- La comparaison des résultats des calculs hydrostatiques (état de contraintes initiales hydrostatiques) à ceux des calculs déviatoriques (état de contraintes initiales déviatoriques), pour un matériau isotrope, met en évidence l'influence de l'état de contraintes initiales sur l'évolution des déformations. En effet, nous montrons que la plus grande variation de déformation orthoradiale est associée à la direction de la contrainte principale mineure et inversement la plus petite variation de déformation orthoradiale est associée à la direction de la contrainte principale majeure. Ainsi, nous pouvons conclure que la variation de la déformation d'une jauge dépend de sa position par rapport aux directions des contraintes principales initiales.

Effet de l'anisotropie matérielle

L'effet de l'anisotropie du matériau a été mis en évidence en étudiant le cas du calcul hors axe. Ce dernier concerne un matériau anisotrope dont la direction des plans d'isotropie est quelconque, et ne coïncide pas avec l'une des directions principales ou de symétrie du modèle géométrique.

Le calcul hydrostatique montre que les déformations orthoradiales sont fortement perturbées du fait de la position des plans d'isotropie. Le calcul déviatorique n'a pas apporté une clarté supplémentaire à la compréhension de l'influence de l'anisotropie matérielle car son effet se confond à l'effet de l'anisotropie de chargement. D'ailleurs on retrouve les même constats à savoir que la plus grande variation de déformation orthoradiale est associée à la direction de la contrainte principale mineure et inversement la plus petite variation de déformation orthoradiale est associée à la direction de la contrainte principale majeure.

5 - CONCLUSION

L'influence de l'état des contraintes initiales sur l'évolution des déformations des jauges a été clairement mise en évidence. Le chargement hydrostatique dans un milieu isotrope nous a permis de déceler trois types de comportements distincts selon le type de jauges analysées (axiale, circulaire ou inclinée à ± 45°). Ces trois comportements sont globalement une grande détente pour les jauges circulaires, une contraction pour les jauges axiales et une petite détente pour les jauges inclinées.

Le chargement déviatorique, toujours pour un matériau isotrope, a montré l'influence de l'état de contraintes initiales sur la variation des déformations des jauges circulaires.

Nous avons remarqué que, dans le cas d'une rotation des contraintes initiales de 90°, la plus grande variation de la déformation des jauges circulaires correspond à la jauge associée à la direction de la contrainte initiale mineure et inversement la plus petite variation de la déformation des jauges circulaires correspond à la jauge associée à la direction de la contrainte initiale majeure (se reporter également à l'annexe 2).

Nous avons mis en évidence les effets de l'anisotropie sur l'évolution des déformations des jauges.

En effet, nous avons montré, dans le cas d'une inclinaison du plan de schistosité de 45° par rapport à l'axe des trous de carottage et de surcarottage, que la variation des déformations augmente par rapport au cas ou l'axe de carottage est normal au plan d'isotropie. Cette augmentation est due, sans doute, au fait que l'on passe des déformations dans le plan de schistosité (E = 21000 MPa) à un autre plan ($E_{moy.} < E_{schist.}$).

L'influence du chargement l'emporte sur l'effet de l'anisotropie dans notre cas d'étude. Le chargement déviatorique rétabli l'ordre de variation des déformations. En effet, la plus grande déformation ainsi que la plus petite déformation correspondent à la direction des contraintes principales mineurs et majeurs respectivement.

Rappelons tout de même que le rapport K, "d'anisotropie des contraintes", est égal à trois par contre le rapport des modules de Young n'est que de 1,66 ce qui peut expliquer ce comportement.

CONLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

CONCLUSION GENERALE

Il a été montré au premier chapitre à la fois l'importance des mesures des contraintes et les difficultés d'obtenir des résultats représentatifs. Nous avons remarqué qu'aucune méthode n'est adaptée à tous les sites et à toutes les conditions.

Pour la plupart des méthodes d'estimation des contraintes *in situ*, on est souvent amené à faire plusieurs hypothèses simplificatrices pour pouvoir interpréter les mesures *in situ*. Ces hypothèses portent sur l'homogénéité, la continuité, l'isotropie et l'élasticité linéaire du massif rocheux. De plus le champ de contrainte est supposé homogène au voisinage de l'endroit de mesure.

Le recoupement des résultats des différentes méthodes nous permet d'aboutir à des résultats représentatifs à l'échelle du massif.

La technique du surcarottage a été choisie, pour cette étude, puisqu'elle est la seule méthode permettant de suivre la variation de l'état des contraintes au voisinage d'une structure.

Dans le cadre d'une interprétation classique, cette méthode rencontre des problèmes qui limitent son utilisation dans certaines formations rocheuses plastiques telles que la marne à hydrobies.

Nous nous sommes proposés dans le présent travail d'étudier l'influence de la rhéologie, ainsi que l'état de contraintes initiales sur l'interprétation d'estimation de contraintes in situ par surcarottage.

Dans le deuxième chapitre, nous avons montré, suite aux résultats expérimentaux que le comportement mécanique global de la marne à hydrobies peut être assimilé à un comportement élastoplastique. Nous avons remarqué aussi, de même que cette roche possède un comportement isotrope transverse.

Dans le but d'étudier l'influence de la rhéologie sur l'interprétation d'un essai de surcarottage, nous avons proposé trois modèles élastoplastiques isotropes :

- le premier est un modèle de Drucker-Prager élastoplastique parfait,
- le deuxième modèle de Khan possède la particularité d'être élastoplastique avec écrouissage positif,

- le troisième modèle de Cam-Clay modifié, bien qu'il ne soit pas très bien adapté aux trajets de chargement rencontrés dans les problèmes d'excavation de cavités profondes a été choisi à titre comparatif parce qu'il est fermé en compression,
- un quatrième modèle de Shao-Cazacu élastoplastique anisotrope a été pris en compte pour étudier l'effet de l'anisotropie du matériau .

Afin d'apprécier l'effet des contraintes initiales sur l'estimation des contraintes in situ, nous nous sommes proposé une série d'états de contraintes initiales. Ces états de contraintes sont plastiquement admissibles, pour la plupart des modèles étudiés, et sont échelonnées selon l'intensité de la contrainte principale majeure σ_H et le rapport "d'anisotropie" des contraintes principales majeure et mineure.

Une étude paramétrique concernant le problème direct a été menée. Cette étude est faite en simulant numériquement la procédure du surcarottage à l'aide du code de calculs par éléments finis CESAR LCPC. Malgré le caractère tridimensionnel du problème du surcarottage, et dans un souci de simplicité, nous avons abordé cette étude en procédant moyennant certaines hypothèses adéquates par plusieurs modélisations du problème du surcarottage (modélisations en déformation plane, déformation axisymétrique, tridimensionnelle).

La modélisation en déformation plane du problème du surcarottage en terrain élastoplastique isotrope nous a permis de mettre en évidence :

les aspects communs aux différents modèles de comportement, par rapport à l'état initial de contraintes :

la déformée du trou de forage est d'autant plus forte que les contraintes initiales sont fortement déviatoriques,

• les variations maximales de déformation orthoradiale sont obtenues au point de la paroi du trou de forage correspondant à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure, et les variations minimales au point correspondant à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale majeure, ce qui nous renseigne sur la direction des contraintes principales.

L'analyse du problème du surcarottage en terrain élastoplastique montre que la totalité de l'histoire du chargement mécanique subi par le matériau doit être prise en compte. En effet, une plastification en surcarottage est toujours précédée d'une plastification lors du carottage.

L'influence de la plastification subie lors du carottage est sensible en début de surcarottage, pour les états de contraintes déviatoriques.

L'influence de la rhéologie du matériau sur les variations de déformations orthoradiales en paroi du trou de forage, lors du surcarottage, suivant le modèle de comportement considéré.

En comparant avec le modèle élastique linéaire, la plastification peut avoir un effet inverse suivant le modèle de comportement considéré.

L'influence de la rhéologie est fortement liée à l'état initial de contrainte.

Une forte plastification lors du carottage accompagnée d'un écrouissage positif important limite la replastification en fin de surcarottage.

Une caractérisation précise, en laboratoire, du comportement des matériaux élastoplastiques tels que les marnes profondes, est indispensable pour interpréter l'essai de surcarottage.

La modélisation en déformation plane du problème du surcarottage en terrain élastoplastique anisotrope nous a permis de mettre en évidence : l'effet de l'anisotropie du matériau sur la position des zones fortement plastifiées ainsi que sur l'évolution de la déformation orthoradiale elle-même. Cette étude a illustré l'influence du caractère directionnel des résistances (anisotropie). Il a été mis en évidence l'influence des contraintes initiales sur l'apparition des zones plastiques et leurs extensions. Il a été mis en évidence l'influence de l'anisotropie du matériau tant en élasticité qu'en élastoplasticité sur le comportement de la déformation orthoradiale de chaque jauge (par conséquent sur l'interprétation éventuelle de l'essai de surcarottage), et sur l'apparition de la plastification et son extension.

La modélisation en déformation axisymétrique a permis de prendre en compte le caractère tridimensionnel du problème de surcarottage, en particulier les effets liés à l'avancement du carottier.

La plastification reste confinée aux génératrices des trous de carottage et de surcarottage.

La comparaison des variations des valeurs des déformations axiales et orthoradiales nous renseigne globalement sur la présence d'une anisotropie dans la roche. L'anisotropie est décelée en comparant les variations des jauges circulaires à celles des jauges axiales.

La simulation numérique utilisant un modèle élastoplastique peut expliquer les résultats *in situ*, notamment les évolutions non monotones, les chutes brutales de déformations.

La modélisation tridimensionnelle du problème du surcarottage en terrain élastique anisotrope nous a permis de mettre en évidence :

l'influence de l'état des contraintes initiales sur l'évolution de déformation des jauges de la cellule CSIRO.

Elle nous a permis de déceler trois types de comportements distincts selon le type de jauges analysées, axiales, circulaires ou inclinées.

La plus grande variation de la déformation des jauges circulaires correspond à la jauge située dans la direction de la contrainte initiale mineure et inversement.

Nous avons également mis en évidence les effets de l'anisotropie sur l'évolution des déformations des jauges.

Dans le cas d'une inclinaison du plan de schistosité de 45° par rapport à l'axe des trous de carottage et de surcarottage, que la variation des déformations augmente par rapport au cas où l'axe de carottage serait normal au plan d'isotropie.

L'influence du chargement l'emporte, dans notre cas d'étude (rapport de contraintes égal à 3, et le rapport des modules de Young qui est égal à 2,8), sur l'effet de l'anisotropie dans le cas de fort

rapport K. La plus grande déformation ainsi que la plus petite déformation correspondent respectivement aux directions des contraintes principales mineure et majeure.

Recommandations :

Des résultats de cette étude, nous exprimons les recommandations suivantes :

⇒ une identification des paramètres de la loi de comportement, au laboratoire, est indispensable.

⇒ L'ovalisation du trou de carottage permet de mettre en évidence la présence d'un état de contrainte déviatorique ou non (dans les cas d'un matériau isotrope ou isotrope transverse avec axe de carottage perpendiculaire aux plans d'isotropie). Si l'état de contraintes initiales est faiblement déviatorique ou hydrostatique, l'interprétation de l'essai de surcarottage peut se faire en élasticité.

⇒ En élasticité anisotrope, les calculs hors axe montrent l'utilité de prendre en compte une loi de comportement anisotrope

⇒ Dans les autres cas, la prise en compte de la plasticité ainsi que l'anisotropie du matériau ou de chargement deviennent indispensables pour l'interprétation de l'essai de surcarottage dans un milieu élastoplastique.

Perspectives

Les perspectives immédiates de ce travail peuvent se formuler en quatre points :

Rhéologie

L'influence d'autres lois de comportement est à explorer :

- loi de comportement non associée avec angle de dilatance non nul,
- loi de comportement avec écrouissage négatif,
- loi de comportement basée sur l'endommagement.

Anisotropie

Le calcul 3D effectué, dans ce mémoire, concerne les cas de chargement fortement déviatorique (K proche de 3) pour un rapport d'anisotropie des modules de déformations $\left(\frac{E_1}{E_3}\right)$ fixe de 1,6. Afin de mieux discerner entre l'influence de l'état de contrainte initial et de la l'anisotropie du matériau, il est intéressant de faire d'autres calculs avec des états de contraintes en combinaison avec d'autres rapports d'anisotropie matérielle.

Plasticité

Afin de confirmer les résultats de l'étude élastoplastique bidimensionnelle, ou d'en déterminer d'autres types d'influences de la plasticité sur l'interprétation de l'essai de surcarottage, une modélisation tridimensionnelle élastoplastique du problème de surcarottage s'avère indispensable.

Inversion des données

Il est souhaitable d'intégrer la totalité des facteurs, au niveau de la rhéologie et de l'état initial de contrainte, influants sur l'interprétation de l'essai de surcarottage dans un programme d'inversion des données du terrain. Les résultats de tous les calculs directs pourront servir de base de données en vue de tests d'inversion.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Amadei B. (1996). - Importance of Anisotropy When Estimating and Measuring In Situ Stresses *in Rock. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol 33, No. 3, pp. 293 - 325.

Amadei B. (1983). - Rock Anisoropy and the Theory of Stress Measurements, *Lecture Notes in Engineering*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg,

Amadei B., Swolfs H. S., Savage W. Z. (1988) - Gravity induced stresses in stratified rock masses. *Rock Mech. and Rock Engineering* 21 (1- 20).

Amadei B. and Stephanson O. (1996) - Rock stress and its measurement. Chapman 1 Hall, 490 p.

Baroudi H., Lizeur A., Pignon C. (1991) . Schiste - Etude méthodologique en milieu anisotrope - Adaptation des méthodes de mesures des contraintes naturelles : Réalisation d'une compagne de mesures. - *Rapport ANDRA 623 RP CER 91303*

Baroudi H., Revalor R. (1994). - Descriptif des techniques de mesures de contraintes. Méthode de surcarottage - Suivi de l'évolution des contraintes. *Séminaire de formation C.E.E.C. (programme COMETT), Mesure des Sollicitations et des Contraintes dans les ouvrages et les terrains*, 12/16 septembre 1994, École des Mines de Nancy.

Ben Slimane K., Cournut A., Durand-Smet J.F. & Trentesaux C. (1996) - *In situ* study and modeling of the mecanical behavior of a large diameter vertical blind hole in marl. *Int. Conf. On Deep Geological Disposal of Radioactive Waste*, Winnipeg, pp.6-71-6-80.

Bertrand l. (1994). - Mesures des contraintes in situ par la méthode du vérin plat " *Séminaire de formation C.E.E.C. (programme COMETT), Mesure des sollicitations et des contraintes dans les ouvrages et dans les terrains.* Ecole des Mines de Nancy. 12/16 Septembre 1994, 1-15.

Bertrand l., Durand E. (1983). - Mesures de contraintes in situ : comparaison de différentes méthodes. *C.R. Symp.Int. Essais en place.* Paris, Vol.2 : pp 449- 470

Bigarre P. et *al.* (1993). - Mesures de contraintes dans les marnes par surcarottage en gros diamètre. - *Rapport ANDRA 694 RP INE 93 004.*

Cai M., Qiao L., Yu J. et al. (1995). - Application of an Improved Hollow Inclusion Technique for In Situ Stress Measurement in Xingcheng Gold Mine, China. *Technical Note Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.* Abstr. Vol. 32, No. 7, pp. 735-739.

Cazacu O. (1995). - Contribution à la modélisation élasto - viscoplastique d'une roche anisotrope, *Thèse de Doctorat de l'Université des Sciences et Technologies de Lille.*

Choquet P. (1994). - La mesure des contraintes par les méthodes de surcarottage. *Séminaire de formation C.E.E.C. (programme COMETT), Mesure des Sollicitations et des Contraintes dans les ouvrages et dans les terrains,* 12/16 septembre 1994, Ecole des Mines de Nancy.

Corthésy R., Leite M. H., Gill D. E. & **Nguyen D.**(1997) – Use of modified doorstopper-IAM combinaison as a stress-meter. *Rock Stress*, Sugawara & Obara (eds*), Balkema, Rotterdam, ISBN 9054109017*, pp 71 – 76.

Corthésy R., Gill D. E., Leite M. H. (1993a) - An integrated approach to rock stress measurements in anisotropic non-linear elastic rock. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.* Abstr. Vol. 30, No. 4, pp. 395-411.

Corthésy R., Gill D. E., Leite M. H., Thompson P.M. (1993b) - Stress measurements in. high stress zones using the modified doorstopper cell,.*Can. Geotech. J.,* Vol. 30 : pp.991 - 1002.

Detournay E., Fairhurst C. (1987). - Two-dimensional Elastoplastic Analysis of a Long, Cylindrical Cavity Under Non-hydrostatic Loading. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol 24, No. 4, pp. 197 - 211.

Diouta N. G., Haied A., Kondo D., Shao J. F. (1994). - Experimental and numerical analysis of strain localization in two rock materials *Eurock 1994, Balkema, Rotterdam ISBN 905410502X*, pp. 93 - 98.

Diouta N. G. (1995). - Analyse numérique de la localisation dans les matériaux rocheux *Thèse de Doctorat de l'Université des Sciences et Technologies de Lille.*

Drucker D. C., Prager W. (1952).Soil mechanics and plastic analysis or limit design. *Quarterly of Applied Mathematics*, Vol. X, No. 2, 157 - 165.

Egger P. (1974). - Gebirgsdruck im Tunnelbau und Stützwirkung der Ortsburst bei Uberschreiten der Gebirgsfestigkeit. *Advances in Rock Mechanics, Proceedings of the Third Congress of the International Society for Rock Mechanics*, Vol. 2, Part. B, National Academy of Sciences, Washington, D. C. 1007-1011

Fairhurst C. (1967) - Methods of determining in situ rock stresses at great depths. *Tech. Rept. No. 1-68*, Missouri River Division, Corps of Engineers, Omaha, Nebraska 68102

Fouial K. (1997). - Nouvelle méthode d'interprétation des mesures des contraintes par surcarottage adaptée aux roches à comportement non linéaire ou fracturées. Thèse de doctorat I.N.P.L., LAEGO Nancy, EMN.

Goodman R. E. (1989). - Introduction to Rock Mechanics, Second edition, *John Wiley & sons.*

Hassani S. (1995) - Introduction d'un modèle élastoplastique anisotrope dans le code de calcul CESAR-LCPC. Application à la stabilité des cavités souterraine. *Rapport D.E.A de l'Université des Sciences et Technologie de Lille.*

Heerden W.L.V. (1983). - Stress - strain relations applicable to overcoring techniques in transversaly isotropic rocks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.* Abstr. Vol. 20, No. 6, pp. 277-282.

Henry J.P. Parsy F. (1982) - Cours d'élasticité. *Dunod Université.* Bordas, Paris.

Hoek E., Brown E. T. (1980). - Empirical strength criterion for rock masses. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol. 106, No. GT9, pp. 1013-1035.

Hoxha D. (1995). - Modélisation du comportement élastoplastique des géomatériaux *Rapport de DEA*, LAEGO Nancy, E.N.S.G.

Humbert P., Piau J. M. (1990). - Bibliothèque d'exemples : Modélisation des phases de construction d'un tunnel . *Rapport interne Laboratoire Central des Ponts et Chaussées*, F.A.E.R. 1.16.21.9.

Irvin R. A., Garritty P. & Farmer I. W. (1987). - The effect of boudary yield on the results of in situ stress measurement using overcoring techniques. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & geomech. Abstr. 24, 89-93.

Jaeger J. C., Cook N. G. W. (1979). - Fundamentals of Rock Mechanics, *Science Paperback, Chapman and Hall Ltd*, chapitre 10.

Khan A. S., Xiang Y., Huang S. (1991). - Behavior of Berea Sandstone under confining pressure part I : Yield and Failure surface, and non linear elastic response. *Int. Journ. of plasticity*, Vol 7(5), pp. 607 - 628

Khan A. S., Xiang Y., Huang S. (1992). - Behavior of Berea Sandstone under confining pressure part II : elastic plastic response. *Int. Journ. of plasticity*, pp. 209 - 220.

Kirsch G. (1898).- Die theorie der elastizität und die bedürfnisse der festigkeitslhre.*Veit. Ver. Deut. Ing.*, Vol. 42, No 28, 797 - 807.

Leeman E. R.(1964).- The measurement of stress in rocks Part1: the principle of rock stress measurement . *J. S. Afr. Inst. Min. Metall.* 63, 45-81.

Leeman E. R., Hayes D. J. (1966).- A technique for determining the complete state of stress in rock using a single borehole. Proc. 1st congress, *Int. Soc. Rock Mech., Lisbon*, Vol. 2, pp; 17 - 24

Martin C.D., Christiansson R.C. (1991). – Overcoring in highly stressed granite : comparaison of USBM and modified CSIR devices. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Vol 24, N° 4 207-235.

Mc Garr A. Gay N. C. (1978). - State of stress in the earth's crust. Ann. Rev. Earth Planet. Sci, 6, pp. 405-436.

Merrill R. H. (1967). - Three-component borehole deformation gauge for detrmining the in rock. *U. S. Bureau of Mines RI 7224*, 29 p.

Mestat P. (1988). - CESAR - Manuel théorique. Fascicule PLAS, Elastoplasticité, *Rapport du Laboratoire Central des Ponts et Chausées.*

Misbahi A.(1994) - Contribution à la détermination des contraintes in situ dans les milieux rocheux anisotropes. Thèse de Doctorat présentée à l'université des sciences et techniques de Lille. Spécialité Génie civil

Muskhelishvili N. I. (1963). - Some Basic Problems of the Mathematical Theory of Elasticity, *P. Noordhoff Ltd*,

Nguyen Minh, D. et Berest, P. (1979). - Etude de la stabilité des cavités souterraines avec un modèle de comportement élastoplastique radoucissant. *Proceeding of the Fourth Congress of the International Society for Rock Mechanics*, Vol. 1, A.A. Balkema, Rotterdam Hollande, 249-256.

Niandou H. (1994).- Etude du comportement rhéologique et modélisation de l'argilite de Tournemire. Application à la stabiliité d'ouvrages souterrains *Thèse de Doctorat de l'Université des Sciences et Technologies de Lille.*

Obert L., Duvall W.L. (1967). - Rock Mechanics and the Design of Structures in Rock. John Wiley and Sons.

Panet M. (1973). - La stabilité des ouvrages souterrains - Soutènement et revêtement. *Rapport de Recherche LPC* N° 28, Septembre.

Panet M. (1976) - Analyse de la stabilité d'un tunnel creusé dans un massif rocheux en tenant compte d'un comportement après la rupture. *Rock Mechanics*, Vol. 8, N° 4, 209-223

Panet M., Guellec P. (1974). - Contribution à l'étude du soutènement d'un tunnel à l'arrière du front de taille. *Proc. 3th Conf. Int. Soc. Rock, Denver*, Vol. IIB, pp. 1163.

Quiertant M., Shao J. F. (1997). - Application of the inverse problem theory to *in situ* stress determination in elastoplastic rocks. *Proc. Of the sixth international symp. On numerical models in geomecanics NUMOG VI*, Montreal, Quebec, Canada, 2-4 juillet.

Roscoe K. H., Burland J. B. (1968). - On the generalized behavior of 'wet' clay. *In Engineering plasticity. Edited by* ***J. Heyman*** *et* ***F. Leckie****. Cambridge University Press*, London, England.

Roscoe K. H., Schofield A. N., Thurairajah A. (1963). - Yielding of clays in state wetter than critical. *Geotechnique*, Vol. 9, No. 3, 72 - 83.

Salençon J. (1966) - Expansion quasi-statique d'une cavité à symétrie sphérique ou cylindrique dans un milieu élastoplastique. *Annales Ponts et Chaussées* 3, 175-187.

Salençon J. (1969) - Contraction quasi-statique d'une cavité à symétrie sphérique ou cylindrique dans un milieu élastoplastique. *Annales Ponts et Chaussées* 4, 231-236.

Shao J. F., Shahrour I. (1994). - Modélisation du comportement de l'ouvrage expérimental dans les marnes à hydrobie. Partie II : choix des modèles et identification des paramètres. *Rapport ANDRA. Janvier 1994.*

Schmidt C. M., Frenk B. W. (1972). - Accuracy of various techniques used to measure strain in sub-surface operations. Int J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 9, pp. 1-5.

Sibai M., Henry J. P., Soutoudem H. (1993). - Caractérisation mécanique des marnes à hydrobies *Rapport ANDRA.*

Worotnicki G., (1993). - Triaxial stress measurement cell. Comprehensive rock engineering, Rock testing and site characterisation. Vol. 3, pp. 329-394

Worotnicki G., Walton R. J. (1976). - CSIRO Triaxial Stress Measurement cell. *Proc. ISRM Symp. on investigation of stress in Rock*, Supplement, 1-8, Institution of Engineers Australia, Sydney.

ANNEXES 1

Annexe 1

Exploitation de la solution de Kirsch pour l'analyse du carottage et du surcarottage

On considère un massif infini, constitué d'un matériau élastique linéaire isotrope, soumis à un champ de contraintes initiales de la forme :

$$\underline{\underline{\sigma}}_{\infty} = \sigma_h e_h \otimes e_h + \sigma_H e_H \otimes e_H + \sigma_{z,\infty} e_z \otimes e_z$$

On note $\underline{e}_h$ et $\underline{e}_H$ les vecteurs unitaires associés aux directions principales initiales contenues dans le plan orthogonal à la direction Oz, $\underline{e}_z$ désigne le vecteur unitaire orienté suivant l'axe du carottier (axe vertical dans le cas de l'application considérée dans ce mémoire).

On étudie alors le problème du carottage d'un puits de section circulaire, de rayon r_i et de longueur infinie (suivant l'axe Oz). Ce problème est traité dans le cadre de l'hypothèse de la déformation plane, dans le plan de la section droite orthogonale à l'axe Oz.

On introduit le repère local ($\underline{e}_r$, $\underline{e}_\theta$, $\underline{e}_z$) des coordonnées cylindriques orthonormées, déduit du repère principal ($\underline{e}_h$, $\underline{e}_H$, $\underline{e}_z$) par une rotation d'angle θ autour de l'axe Oz :

$$\underline{e}_r = \cos(\theta)\underline{e}_h + \sin(\theta)\underline{e}_H$$
$$\underline{e}_\theta = -\sin(\theta)\underline{e}_h + \cos(\theta)\underline{e}_H$$

Conformément aux notations utilisées dans ce mémoire, σ_H représente la contrainte principale initiale exercée suivant la direction $\theta = \frac{\pi}{2}$, et σ_h la contrainte principale initiale exercée suivant la direction $\theta = 0$, dans le plan de la section droite orthogonale à l'axe du puits.

Toutes les fonctions inconnues du problème d'équilibre élastique s'expriment en fonction des coordonnées cylindriques, soit le rayon r (pris par rapport au centre du puits de forage) et l'angle polaire θ (le problème est invariant par rapport à la coordonnée verticale z).

Le tenseur des contraintes initial prend la forme suivante, dans le repère local des coordonnées cylindriques ($\underline{e}_r$, $\underline{e}_\theta$, $\underline{e}_z$) :

$$\underline{\underline{\sigma}}_{\infty} = \left[\frac{\sigma h + \sigma H}{2} + \frac{\sigma h - \sigma H}{2}\cos[2\theta]\right] \underline{e}_r \otimes \underline{e}_r$$
$$+ \left[\frac{\sigma h + \sigma H}{2} - \frac{\sigma h - \sigma H}{2}\cos[2\theta]\right] \underline{e}_\theta \otimes \underline{e}_\theta +$$
$$- \frac{\sigma h - \sigma H}{2} \sin[2\theta] \ (\underline{e}_r \otimes \underline{e}_\theta + \underline{e}_\theta \otimes \underline{e}_r)$$
$$+ \sigma_{z,\infty}\, \underline{e}_z \otimes \underline{e}_z$$

$\sigma_z\infty$ est une contrainte prise arbitrairement qui sert pour le calcul de la contrainte déviatorique équivalente et de la contrainte moyenne.

Du fait de l'hypothèse de déformation plane, $\varepsilon_{zz} = \varepsilon_{\theta z} = \varepsilon_{rz} = 0$

Rappel de la théorie du potentiel complexe

Jaeger et Cook (1979), p. 236, ont montré que le choix des potentiels complexes :

$$\phi_0(z) \quad \text{et} \quad \psi_0(z)$$

$$\text{avec } z = r.\exp(i\theta)$$

permet, à l'aide de la théorie de la variable complexe appliquée à l'élasticité linéaire plane (voir également Muskhelishvili (1963)), d'obtenir simplement la solution du problème considéré ci-dessus.

rappel des combinaisons fondamentales de Kolossov Muskhelishvili (1963) :

$$\sigma_{xx} + \sigma_{yy} = 2\left[\phi'(z) + \overline{\phi}'(\overline{z})\right]$$
$$\sigma_{yy} - \sigma_{xx} + 2i\sigma_{xy} = 2\left[\overline{z}\phi''(z) + \psi'(z)(\overline{z})\right]$$
$$\frac{E}{1+\nu}\left[\xi_x + i\xi_y\right] = (3-4\nu)\phi(z) - z\overline{\phi}'(\overline{z}) - \overline{\psi}(\overline{z})$$

Formules de rotation :

$$\sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta} = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} = 2\left[\phi'(z) + \overline{\phi}'(\overline{z})\right]$$
$$\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{rr} + 2i\sigma_{r\theta} = [\sigma_{yy} - \sigma_{xx} + 2i\sigma_{xy}]\exp[2i\theta] = 2\left[\overline{z}\phi''(z) + \psi'(z)(\overline{z})\right]\exp[2i\theta]$$
$$\frac{E}{1+\nu}\left[\xi_r + i\xi_\theta\right] = \frac{E}{1+\nu}\left[\xi_x + i\xi_y\right]\exp[-i\theta] = [(3-4\nu)\phi(z) - z\overline{\phi}'(\overline{z}) - \overline{\psi}(\overline{z})]\exp[-i\theta$$

$$z = x + iy = r\exp[i\theta]$$

Potentiels complexes pour les contraintes initiales

Nous avons choisi pour définir l'état de contraintes régnant dans le massif à l'infini, les potentiels complexes suivants :

$$\begin{cases}\Phi_\infty(z)=A_\infty z\\ \Psi_\infty(z)=C_\infty z\end{cases}\text{ avec }\quad A_\infty=\frac{\sigma_h+\sigma_H}{4}, C_\infty=-\frac{\sigma_h+\sigma_H}{2}$$

Variations de contrainte, déformation et déplacement dus au carottage.

L'expression des potentiels complexes définissant la phase de carottage est donnée par :

$$\begin{cases}\delta\Phi_c(z)=\dfrac{B_c}{z}\\ \delta\Psi_c(z)=\dfrac{D_c}{z}+\dfrac{E_c}{z^3}\end{cases}$$

$$\text{avec : } B_c=\left(\frac{\sigma_h-\sigma_H}{2}\right)r_i^2;\ D_c=-\left(\frac{\sigma_h+\sigma_H}{2}\right)r_i^2;\ E_c=\left(\frac{\sigma_h-\sigma_H}{2}\right)r_i^4$$

On en déduit à partir de l'application de la loi de Hooke inverse et des combinaisons fondamentales les variation de contraintes, déplacements et déformations ($\delta\underline{\underline{\sigma}}_c$, $\delta\underline{\underline{\varepsilon}}_c$, $\delta\xi_r^c$ et $\delta\xi_\theta^c$) comme suit :

Variations de déplacements en cours de carottage en paroi du trou de carottage :

$$\delta\xi_r(r,\theta)=\frac{r_i(1+\nu)(\sigma_h+\sigma_H-(-3+4\nu)(\sigma_h-\sigma_H)\cos 2\theta)}{2E}$$
$$\delta\xi_\theta(r,\theta)=\frac{r_i(1+\nu)(-3+4\nu)(\sigma_h-\sigma_H)\sin 2\theta}{2E}$$

Variations de contraintes en cours de carottage dans le massif :

$$\delta\sigma_{rr}(r',\theta)=-\frac{r'^2(\sigma_h+\sigma_H)+(-3+4r'^2)(\sigma_h-\sigma_H)\cos 2\theta}{2r'^4}$$
$$\delta\sigma_{\theta\theta}(r',\theta)=\frac{r'^2(\sigma_h+\sigma_H)+3(-\sigma_h+\sigma_H)\cos 2\theta}{2r'^4}$$
$$\delta\sigma_{r\theta}(r',\theta)=-\frac{(-3+2r'^2)(\sigma_h-\sigma_H)\sin 2\theta}{2r'^4}$$

avec $r'=\dfrac{r}{r_i}$

Variations de déformations en cours de carottage en paroi :

$$\delta\varepsilon_{rr}(r,\theta)=\frac{(1+\nu)(-\sigma_h-\sigma_H+(-1+4\nu)(\sigma_h-\sigma_H)\cos 2\theta)}{2E}$$
$$\delta\varepsilon_{\theta\theta}(r,\theta)=\frac{(1+\nu)(\sigma_h+\sigma_H+(-3+4\nu)(\sigma_h-\sigma_H)\cos 2\theta)}{2E}$$
$$\delta\varepsilon_{r\theta}(r,\theta)=\frac{(1+\nu)(\sigma_h-\sigma_H)\sin 2\theta}{2E}$$

Contraintes totales en fin de carottage :

Ces contraintes sont déterminées en additionnant les contraintes initiales à l'infini aux variations de contraintes dues à l'excavation du trou de carottage :

$$\underline{\underline{\sigma}}_c = \underline{\underline{\sigma}}_\infty + \delta\underline{\underline{\sigma}}_c$$

Soit en terme de potentiels

$$\Phi_c(z) = \Phi_\infty(z) + \delta\Phi_c(z)$$
$$\Psi_c(z) = \Psi_\infty(z) + \delta\Psi_c(z)$$

Il en résulte les expressions des contraintes totales en fin de carottage suivantes :

$$\sigma_{rr}(r',\theta) = \frac{(-1+r')(1+r')\left[r'^2(\sigma_h+\sigma_H)+(-3+r'^2)(\sigma_h-\sigma_H)\cos(2\theta)\right]}{2r'^2}$$

$$\sigma_{\theta\theta}(r',\theta) = \frac{r'^2(1+r'^2)(\sigma_h+\sigma_H)-(3+r'^4)\cos(2\theta)}{2r'^4}$$

$$\sigma_{r\theta}(r',\theta) = \frac{(-3+2r'^2+r'^4)(\sigma_h-\sigma_H)\sin(2\theta)}{2r'^2}$$

Surcarottage: Calcul des variations de contraintes, déformation et déplacement.

Le surcarottage dans un milieu élastique n'est autre qu'une décharge réversible à partir de l'état de carottage final, ce qui revient à écrire les potentiels suivants :

$$\delta\Phi_s(z) = -\beta\Phi_c(z)$$
$$\delta\Psi_s(z) = -\beta\Psi_c(z)$$

$\beta = 0$ début de surcarottage, $\beta = 1$ fin de surcarottage

il en découle les formules des variations de contraintes, déformations et déplacements suivants :

Variations de contraintes en cours de surcarottage :

$$\delta\sigma_{rr}(r',\theta) = -\frac{(-1+r')(1+r')\beta(r'^2(\sigma_h+\sigma_H)+(-3+r'^2)(\sigma_h-\sigma_H)\cos 2\theta}{2r'^4}$$

$$\delta\sigma_{\theta\theta}(r',\theta) = \frac{\beta(-r'^2(1+r'^2)(\sigma_h+\sigma_H)+(3+r'^4)(\sigma_h-\sigma_H)\cos 2\theta)}{2r'^4}$$

$$\delta\sigma_{r\theta}(r',\theta) = \frac{(-3+2r'^2+r'^4)\beta(\sigma_h-\sigma_H)\sin 2\theta}{2r'^4}$$

Variations de déplacements en cours de surcarottage :

$$\delta\xi_r(r',\theta)=\frac{r_i\beta(1+\nu)r'^2(-1+r'^2(-1+2\nu))(\sigma_h+\sigma_H)-(-1+r'^4-4r'^2(-1+\nu))(\sigma_h-\sigma_H)\cos 2\theta}{2r'^3E}$$

$$\delta\xi_\theta(r',\theta)=\frac{r_i\beta(1+r'^4+r'^2(2-4\nu))(1+\nu)(\sigma_h-\sigma_H)\sin 2\theta}{2r'^3E}$$

Variations de déformations en cours de surcarottage :

$$\delta\varepsilon_{\theta\theta}(r',\theta)=\frac{\beta(1+\nu)(r'^2(-1+r'^2(-1+2\nu))(\sigma_h+\sigma_H)+(3+r'^4-4r'^2\nu)(\sigma_h-\sigma_H)\cos 2\theta}{2r'^4E}$$

Contraintes totales, déformations totales et déplacement total en fin de surcarottage :

Contrainte totale

La contrainte totale en fin de surcarottage est la somme de la contrainte en fin de carottage et de la variation de contrainte en fin de surcarottage.

$$\begin{aligned}\underline{\underline{\sigma}} &= \underline{\underline{\sigma}}_c + \delta\underline{\underline{\sigma}}_s \\ &= (1-\beta)\underline{\underline{\sigma}}_c\end{aligned}$$

Calculée par l'application des potentiels suivants : $\begin{cases}\Phi_c(z)+\delta\Phi_s(z)=(1-\beta)\Phi_c(z)\\ \Psi_c(z)+\delta\Psi_s(z)=(1-\beta)\Psi_c(z)\end{cases}$,

en fin de surcarottage $\beta=1\rightarrow\sigma=0$

Déformation totale et déplacement total

Les déformations et déplacement sont calculés d'après $\delta\underline{\underline{\sigma}}_c+\delta\underline{\underline{\sigma}}_s$ soit en terme de potentiels par :

$$\begin{cases}\delta\Phi_c(z)+\delta\Phi_s(z)=\Phi_c(z)-\Phi_\infty(z)-\beta\Phi_c(z)\\ \qquad\qquad\qquad=(1-\beta)\Phi_c(z)-\Phi_\infty(z)\\ \delta\Phi_c(z)+\delta\Phi_s(z)=(1-\beta)\Phi_c(z)-\Phi_\infty(z)\end{cases}$$

Soit en fin de surcarottage $(\beta=1)$ $\begin{cases}-\Phi_\infty(z)=-A_\infty z\\ -\Psi_\infty(z)=-C_\infty z\end{cases}$

Ainsi nous remarquons que les formules donnant les contraintes, déformations résultant de l'application de ces potentiels sont très simples et sont indépendantes du rayon. Nous remarquons aussi, à juste titre, que les contraintes totales en fin de surcarottage sont nulles.

Déplacement total en fin de surcarottage :

$$\xi_r(r',\theta) = r_i r' \frac{(1+\nu)}{2E}((-1+2\nu)(\sigma_h + \sigma_H) + (-\sigma_h + \sigma_H)\cos 2\theta)$$

$$\xi_\theta(r',\theta) = -r_i r' \frac{(1+\nu)}{2E}(-\sigma_h + \sigma_H)\sin 2\theta$$

Déformation totale en fin de surcarottage :

$$\varepsilon_{rr}(r',\theta) = \frac{(1+\nu)}{2E}((1+2\nu)(\sigma_h + \sigma_H) + (-\sigma_h + \sigma_H)\cos 2\theta)$$

$$\varepsilon_{\theta\theta}(r',\theta) = \frac{(1+\nu)}{2E}((-1+2\nu)(\sigma_h + \sigma_H) + (\sigma_h - \sigma_H)\cos 2\theta)$$

$$\varepsilon_{r\theta}(r',\theta) = -\frac{(1+\nu)}{2E}(-\sigma_h + \sigma_H)\sin 2\theta)$$

EXPLOITATION DE LA SOLUTION ANALYTIQUE.

La solution analytique a permis de vérifier l'ensemble des calculs numériques effectués en élasticité linéaire isotrope. On a ainsi regroupé sur les figures A1.5 - A1.6 - A1.7, les courbes de déformation orthoradiale $\varepsilon_{\theta\theta}$ en fonction du taux de déconfinement λ, correspondant aux quatre jauges de déformations (angles de 0 - 30 - 60 - 90°), pour les états de contraintes initiaux D1 - D9.

On a représenté sur les figures A1.10 - A1.11 - A1.12 les chemins de contrainte pour ces mêmes calculs (on note $\sigma_{1.2}$ et $\sigma_{2.2}$ les deux contraintes principales "planes", l'indice "2" faisant référence à la section droite étudiée). On remarque que le **cas particulier** du **rapport** "d'anisotropie des contraintes" :

$$\mathbf{K} = \frac{\sigma_H}{\sigma_h} = \mathbf{3}$$

que l'on retrouve pour les états initiaux D3 - D6 - D9 conduit à une **variation** de **déformation orthoradiale nulle** lors du **surcarottage** dans la **direction** associée à la **contrainte initiale majeure** σ_H ($\theta = 90°$, point B).

Ce résultat analytique permet d'estimer la précision du calcul numérique par éléments finis : on observe en effet à l'issue de l'exploitation graphique des résultats obtenus à l'aide du logiciel CESAR-LCPC des variations de déformation orthoradiale non nulles mais très faibles en module.

Chemins de contrainte en paroi du trou de carottage

On a porté sur la figure A1.1 les chemins de contrainte, représentés dans le plan (p q) :

$$p = \frac{|\sigma 1.2 + \sigma 2.2|}{2} \qquad q = \frac{|\sigma 1.2 - \sigma 2.2|}{2}$$

des sept points situés sur la paroi du trou de forage ($r' = 1$) : $\theta = 0 - 15 - 30 - 45 - 60 - 75 - 90°$, ceci pour les états de contraintes initiales D2 ($\sigma_H = 2\ 6\ \sigma_h = -12$ MPa) et D3 ($\sigma_H = 3\ 6\ \sigma_h = -12$ MPa). Les deux contraintes principales "planes" $\sigma_{1.2}$ et $\sigma_{2.2}$ sont calculées en diagonalisant la matrice $\underline{\underline{\sigma}}$

représentant le tenseur des contraintes $\underline{\underline{\sigma}}$ dans la base des coordonnées cylindriques orthonormées $(\underline{e}_r , \underline{e}_\theta , \underline{e}_z)$:

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma_{rr} & \sigma_{r\theta} & 0 \\ \sigma_{r\theta} & \sigma_{\theta\theta} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{zz} \end{pmatrix} (\underline{e}_r , \underline{e}_\theta , \underline{e}_z)$$

Contraintes principales :

$$\text{dét} (\underline{\underline{\sigma}} - \sigma \underline{\underline{1}}) = \begin{vmatrix} \sigma_{rr} - \sigma & \sigma_{r\theta} & 0 \\ \sigma_{r\theta} & \sigma_{\theta\theta} - \sigma & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{zz} - \sigma \end{vmatrix}$$

$$= (\sigma_{zz} - \sigma) \left(\sigma^2 - (\sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta}) \sigma + (\sigma_{rr} \sigma_{\theta\theta} - \sigma_{r\theta}^2) \right)$$

d'où les contraintes principales :

$$\sigma = \sigma_{zz} \; ; \qquad \sigma = \sigma_{1.2} = \frac{\sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta}}{2} + \frac{\sqrt{(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + 4 \sigma_{r\theta}^2}}{2}$$

$$\sigma = \sigma_{2.2} = \frac{\sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta}}{2} - \frac{\sqrt{(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + 4 \sigma_{r\theta}^2}}{2}$$

On en déduit les expressions générales de p et q :

$$p = \frac{\left| \sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta} \right|}{2} \qquad q = \frac{\sqrt{(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + 4 \sigma_{r\theta}^2}}{2}$$

L'analyse des chemins de contrainte, en élasticité linéaire, en carottage et en surcarottage, est importante car elle permet d'estimer à quel niveau de chargement (par exemple quelle valeur du taux de déconfinement λ), et en quel point (caractérisé par le rayon réduit r' et l'angle polaire θ) une plastification sera (éventuellement) atteinte, suivant le modèle de comportement élastoplastique considéré. L'analyse de l'ensemble de l'histoire de chargement (carottage et surcarottage) est indispensable : une plastification éventuelle observée lors du carottage conditionne ensuite le comportement ultérieur de la structure. On ne s'intéresse dans ce paragraphe qu'à l'apparition éventuelle de la plasticité, et non à son développement, dont l'étude doit faire l'objet de calculs numériques non linéaires.

Les paramètres p et q ne représentent pas exactement les premier et second invariants (σ_m et $\sqrt{3 J_2}$) du tenseur des contraintes mais leurs évolutions permettent d'estimer (approximativement) celles de σ_m et $\sqrt{3 J_2}$.

En déformations planes, les variations de contrainte moyenne σ_m sont proportionnelles aux variations du paramètre p.

Soit la contrainte moyenne $\sigma_{m.init}$ caractérisant l'état initial :

$$\sigma_{m.init} = \frac{\sigma_h + \sigma_H + \sigma_{z.\infty}}{3}$$

Dans un état ultérieur la contrainte moyenne s'exprime sous la forme :

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{1.2} + \sigma_{2.2} + \sigma_z}{3} = \sigma_{m.init} + \frac{\Delta(\sigma_{1.2} + \sigma_{2.2}) + \Delta\sigma_{zz}}{3}$$

En déformations planes la variation de contrainte axiale s'exprime simplement en fonction des variations de contraintes principales "planes" $\sigma_{1.2}$ et $\sigma_{2.2}$:

$$\Delta\sigma_{zz} = \nu\ \Delta(\sigma_{1.2} + \sigma_{2.2})$$

d'où :

$$\sigma_m = \sigma_{m.\infty} + \frac{2(1+\nu)}{3}\ \frac{\Delta(\sigma_{1.2} + \sigma_{2.2})}{2}$$

Au signe près, les variations de contrainte moyenne sont proportionnelles aux variations du paramètre p.

La relation entre q et le second invariant J_2 du déviateur $\underline{s}$ du tenseur des contraintes $\underline{\sigma}$:

$$J_2 = \frac{1}{2}\ \underline{s} : \underline{s} \qquad \underline{s} = \underline{\sigma} - \sigma_m \underline{1}$$

est moins directe que la relation entre p et σ_m. Le paramètre q est toutefois très intéressant, du fait de sa simplicité, l'analyse de son évolution permet d'évaluer relativement précisément celle de J_2 (ou, plus usuellement, celle de $\sqrt{3 J_2}$). Dans le cas du problème traité, J_2 prend la forme :

$$J_2 = \frac{1}{6}\left[(\sigma_{rr} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{\theta\theta})^2\right] + \sigma_{r\theta}^2$$

d'où :

$$\sqrt{3 J_2} = \sqrt{\frac{1}{2}\left[(\sigma_{rr} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{\theta\theta})^2\right] + 3\sigma_{r\theta}^2}$$

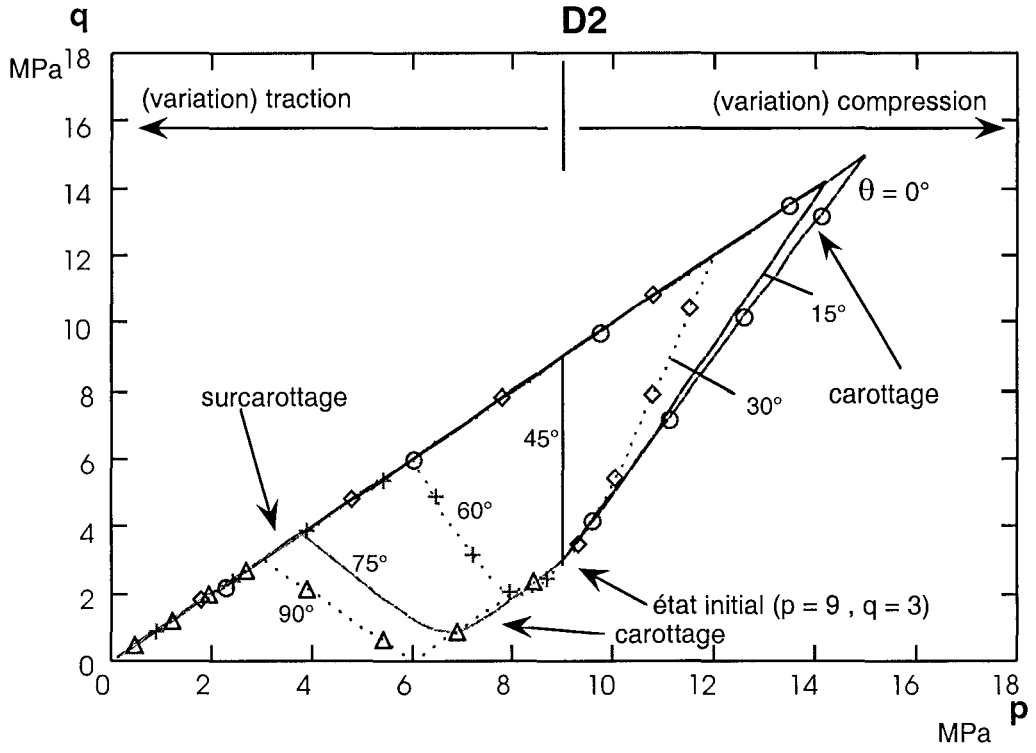
cette dernière relation est à comparer avec l'expression de q :

$$q = \frac{\sqrt{(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + 4\sigma_{r\theta}^2}}{2}$$

La donnée de la contrainte initiale $\sigma_{z.init}$ correspondant à la direction verticale est essentielle car elle conditionne l'apparition (éventuelle) de la plasticité lors du carottage et du surcarottage, dans le cas où le modèle de comportement plastique est fonction de la contrainte moyenne σ_m et du second invariant J_2 (par exemple le modèle de Drucker Prager).

On a représenté sur la figure A1.2 les chemins de contrainte, des mêmes points que pour la figure A1.1, mais exprimés dans l'espace des invariants de contrainte : en abscisse la contrainte moyenne σ_m (en module) et en ordonnée $\sqrt{3 J_2}$. On a considéré, de même que pour les calculs numériques présentés dans ce mémoire, $\sigma_{z.init}$ = - 10 MPa.

Les représentations "plane" p - q (figure A1.1) et "en invariant" $|\sigma_m|$ - $\sqrt{3 J_2}$ conduisent à des chemins de contrainte différents. On note que la contrainte initiale $\sigma_{z.init}$ conditionne la position du point représentant l'état initial dans l'espace $|\sigma_m|$ - $\sqrt{3 J_2}$. Les tendances générales, par exemple **l'influence** de la **position** du **point** par **rapport** aux **directions principales initiales** sur le **chemin** de **contrainte**, sont par contre très proches pour les deux représentations.



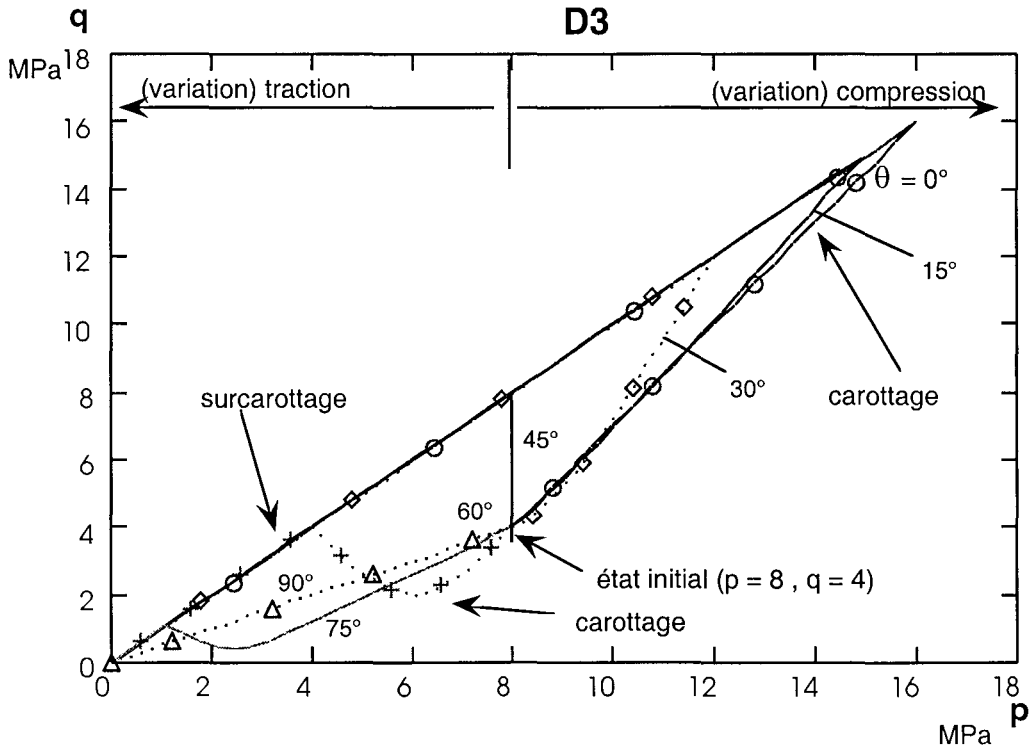


Figure A1.1 - Chemins de contrainte dans le plan $p = \frac{|\sigma_{1.2} + \sigma_{2.2}|}{2}$ $q = \frac{|\sigma_{1.2} - \sigma_{2.2}|}{2}$

σ_H = -12 MPa (D_2 : σ_h = - 6 MPa ; D_3 : σ_h = - 4 MPa)

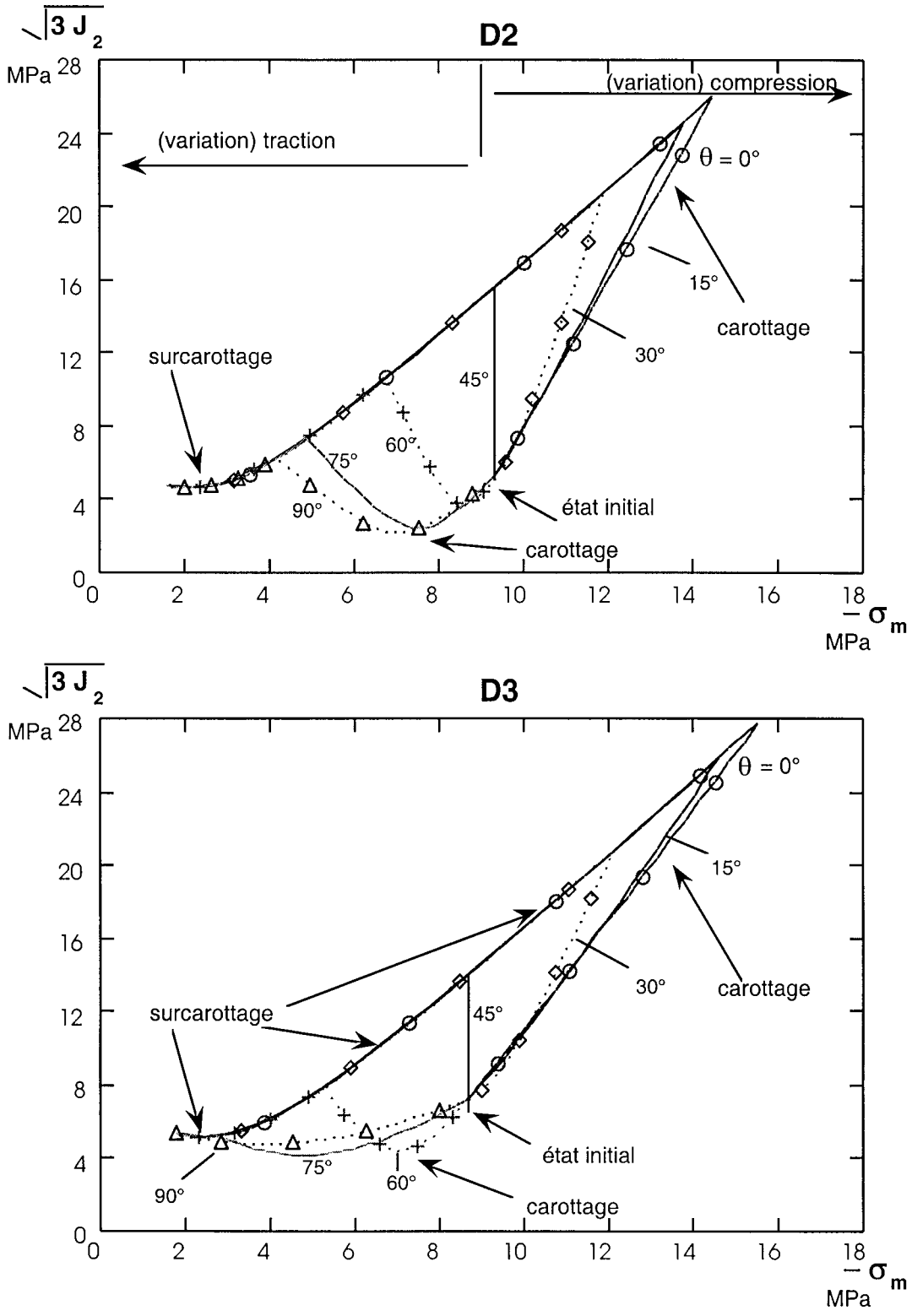


Figure A1.2 - Chemins de contrainte dans le plan des deux premiers invariants du tenseur des contraintes $|\sigma_m| - \sqrt{3 J_2}$

$\sigma_{zz.init}$ = - 10 MPa σ_H = -12 MPa

(D_2 : σ_h = - 6 MPa ; D_3 : σ_h = - 4 MPa)

On s'intéresse plus particulièrement ci-dessous à la paroi du trou de carottage r' = 1, où l'on observe les plus fortes variations de contraintes lors du carottage. On a porté dans les formules suivantes les contraintes intermédiaires, en cours de carottage, sur la paroi du trou de carottage.

Contraintes en cours de carottage en paroi du trou de carottage

$$\sigma_{rr}^{\lambda}(r'=1,\theta) = (1-\lambda)\left(\frac{\sigma h+\sigma H}{2}+\frac{\sigma h-\sigma H}{2}\cos[2\theta]\right)$$

$$\sigma_{\theta\theta}^{\lambda}(r'=1,\theta) = (1+\lambda)\frac{\sigma h+\sigma H}{2} - (1+3\lambda)\left(\frac{\sigma h-\sigma H}{2}\right)\cos[2\theta]$$

$$\sigma_{r\theta}^{\lambda}(r'=1,\theta) = -(1-\lambda)\left(\frac{\sigma h-\sigma H}{2}\right)\sin[2\theta]$$

On exprime alors p^{λ} et q^{λ} en cours de carottage :

$$p^{\lambda}(r'=1,\theta) = \frac{\left|\sigma_{rr}^{\lambda}+\sigma_{\theta\theta}^{\lambda}\right|}{2} = \left|\frac{\sigma h+\sigma H}{2}+2\lambda\frac{\sigma H-\sigma h}{2}\cos[2\theta]\right|$$

$$q^{\lambda}(r'=1,\theta) = \frac{\left|\sigma_{rr}^{\lambda}-\sigma_{\theta\theta}^{\lambda}\right|}{2} = \left|\lambda\frac{\sigma h+\sigma H}{2}+(1+\lambda)\frac{\sigma H-\sigma h}{2}\cos[2\theta]\right|$$

On retrouve évidemment en fin de carottage ($\lambda = 1$) :

$$p^{\lambda=1}(r'=1,\theta) = q^{\lambda=1}(r'=1,\theta) = \frac{\left|\sigma_{\theta\theta}^{\lambda=1}(r'=1,\theta)\right|}{2} = \frac{\left|\sigma_{\theta\theta}^{0}(r'=1,\theta)\right|}{2}$$

Contrainte moyenne et contrainte équivalente en fin de carottage en paroi du trou de carottage

Les formules analytiques classiques présentées plus haut permettent d'obtenir directement les expressions de la contrainte moyenne et de la contrainte déviatorique équivalente en fin de carottage sur la paroi du trou de carottage :

$$\sigma_{m}^{\lambda=1}(r'=1,\theta) = \sigma_{m}^{0}(r'=1,\theta) = \frac{\sigma h+\sigma H+\sigma z.init}{3}+\frac{2(1+\nu)}{3}(\sigma H-\sigma h)\cos[2\theta]$$

ou encore :

$$\sigma_{m}^{0}(r'=1,\theta) = \sigma m.init+\frac{2(1+\nu)}{3}(\sigma H-\sigma h)\cos[2\theta]$$

$$\sqrt{3J_2^0}(r'=1,\theta) = \sqrt{(\sigma_{\theta\theta}^{0})^2+(\sigma_{zz}^{0})^2-\sigma_{\theta\theta}^{0}\sigma_{zz}^{0}}$$

avec :

$$\sigma_{\theta\theta}^{0}(r'=1,\theta) = \sigma h+\sigma H+2(\sigma H-\sigma h)\cos[2\theta]$$

$$\sigma_{zz}^{0}(r'=1,\theta) = \sigma z.init+2\nu(\sigma H-\sigma h)\cos[2\theta]$$

Trois directions remarquables apparaissent :

- $\theta = 0$: direction associée à la contrainte initiale mineure σ_h,
- $\theta = \frac{\pi}{4}$: direction inclinée à 45° par rapport aux directions principales initiales de contrainte,
- $\theta = \frac{\pi}{2}$: direction associée à la contrainte initiale majeure σ_H.

Cas 1 : $0 \leq \theta < \frac{\pi}{4}$ $(\cos[2\,\theta] > 0)$

On observe dans ce cas, pour les points situés sur la paroi du trou de carottage (voir les points $\theta = 0$ - 15 - 30°), une **variation** de **contrainte moyenne** de **compression associée** à une **augmentation** de **contrainte équivalente déviatorique** $\sqrt{3\,J_2}$ au cours du carottage.

La contrainte moyenne initiale des roches profondes étant de compression, la **contrainte moyenne augmente** en **module** au cours du **carottage**. L'influence de la direction est nette, les **variations maximales** de contrainte moyenne de compression et de contrainte équivalente en cours de carottage sont obtenues dans la **direction $\theta = 0°$** $(\cos[2\,\theta] = 1)$ associée à la contrainte initiale mineure σ_h.

On peut alors directement calculer, pour chaque état de contrainte, les valeurs maximales (en module) de contrainte moyenne et de contrainte équivalente en fin de carottage, sur la paroi r' = 1 :

$$\sigma_m^0 (r' = 1\,,\, \theta = 0) = \sigma_{m.init} + \frac{2\,(1+\nu)}{3}\,(\sigma_H - \sigma_h) \qquad (\sigma_H < \sigma_h < 0)$$

$$\sqrt{3\,J_2^0}\,(r' = 1\,,\, \theta = 0) = \sqrt{(\sigma_{\theta\theta}^0)^2 + (\sigma_{zz}^0)^2 - \sigma_{\theta\theta}^0\,\sigma_{zz}^0}$$

avec :

$$\sigma_{\theta\theta}^0 (r' = 1\,,\, \theta = 0) = 3\,\sigma_H - \sigma_h$$

$$\sigma_{zz}^0 (r' = 1\,,\, \theta = 0) = \sigma_{z.init} + 2\,\nu\,(\sigma_H - \sigma_h)$$

Les valeurs extrémales données ci-dessus, qui correspondent du point de vue du second invariant au point de la structure le plus sollicité lors du carottage, doivent par exemple être comparées avec les valeurs d'un critère de plasticité calé à partir d'essais de laboratoire.

Dans le cas d'un critère élastoplastique "fermé" en compression, tel que le critère de Cam Clay Modifié, la plastification peut éventuellement apparaître sous l'effet combiné d'une augmentation de contrainte moyenne de compression et d'une augmentation de déviateur. Il peut alors être intéressant, dans le cadre d'une caractérisation expérimentale au laboratoire du comportement mécanique de ces matériaux de reproduire (approximativement) ces trajets de chargement à l'aide, par exemple, d'essais triaxiaux déviatoriques classiques en compression (augmentation de contrainte moyenne combinée avec une augmentation de contrainte déviatorique).

Cas 2 : $\theta = \frac{\pi}{4}$ $(\cos[2\,\theta] = 0)$

Le **chemin** de **contrainte** du point de la paroi du trou de carottage situé sur la **bissectrice** des **directions principales initiales** de contraintes associées à σ_h et σ_H (voir le point $\theta = 45°$) est **purement déviatorique** lors du **carottage** : on observe que la **contrainte moyenne** reste en effet **constante** lors du **carottage**.

Les valeurs de contrainte moyenne σ_m^0 et de contrainte déviatorique équivalente $\sqrt{3\,J_2^0}$ en fin de carottage s'expriment très simplement en ce point :

$$\sigma_m^0\,(r' = 1\,,\,\theta = \tfrac{\pi}{4}) = \sigma_{m.init}$$

$$\sqrt{3\,J_2^0}\,(r' = 1\,,\,\theta = \tfrac{\pi}{4}) = \sqrt{(\sigma_{\theta\theta}^0)^2 + (\sigma_{zz}^0)^2 - \sigma_{\theta\theta}^0\,\sigma_{zz}^0}$$

avec : $\sigma_{\theta\theta}^0\,(r' = 1\,,\,\theta = \tfrac{\pi}{4}) = \sigma_h + \sigma_H$ $\qquad$ $\sigma_{zz}^0\,(r' = 1\,,\,\theta = \tfrac{\pi}{4}) = \sigma_{z.init}$

Cas 3 : $\frac{\pi}{4} < \theta \leq \frac{\pi}{2}$ $(\cos[2\,\theta] < 0)$

On observe dans ce cas, pour les points situés sur la paroi du trou de carottage(voir les points $\theta = 60$ - 75 - 90°), une **variation** de **contrainte moyenne** de **traction** au cours du **carottage**. En **module**, la **contrainte moyenne diminue** au cours du **carottage.**

L'évolution de la contrainte déviatorique équivalente $\sqrt{3\,J_2}$ au cours du carottage est plus complexe que dans le premier cas : elle peut être non monotone. Il est intéressant de noter l'influence de la position par rapport aux directions principales initiales, en comparant les points $\theta = 60$ - 75 - 90°, ainsi que l'influence de l'état initial de contrainte en comparant les états initiaux D_2 et D_3 (figure A1.2).

Au début du carottage la contrainte déviatorique équivalente $\sqrt{3\,J_2}$ diminue jusqu'à atteindre une valeur minimale pour augmenter ensuite en fin de carottage. L'augmentation de $\sqrt{3\,J_2}$ en fin de carottage est d'autant plus marquée que le point est situé près de la bissectrice $\theta = 45°$. Le déviateur maximal en fin de carottage est d'autant plus faible que le point est situé près de la direction $\theta = 90°$ $(\cos[2\,\theta] = -1)$ associée à la contrainte initiale majeure σ_H.

La contrainte moyenne la plus faible (en module) en fin de carottage est atteinte dans la direction $\theta = 90°$. On donne ci-dessous son expression ainsi que celle de la contrainte déviatorique équivalente :

$$\sigma_m^0\,(r' = 1\,,\,\theta = \frac{\pi}{2}) = \sigma_{m.init} - \frac{2\,(1+\nu)}{3}\,(\sigma_H - \sigma_h) \qquad (\sigma_H < \sigma_h < 0)$$

$$\sqrt{3\,J_2^0}\,(r' = 1\,,\,\theta = \frac{\pi}{2}) = \sqrt{(\sigma_{\theta\theta}^0)^2 + (\sigma_{zz}^0)^2 - \sigma_{\theta\theta}^0\,\sigma_{zz}^0}$$

avec :

$$\sigma_{qq}^0\,(r' = 1\,,\,\theta = \theta = \frac{\pi}{2}) = 3\,\sigma_h - \sigma_H$$

$$\sigma^{0}_{zz}\left(r' = 1 , \theta = \theta = \frac{\pi}{2}\right) = \sigma_{z.init} - 2\,\nu\,(\sigma_H - \sigma_h)$$

Les trajets de chargement, lors du carottage, des points situés dans la zone $\frac{\pi}{4} \le \theta \le \frac{\pi}{2}$ sont complexes. Des essais de laboratoire combinant une diminution de contrainte moyenne et des diminution - augmentation de contrainte déviatorique, par exemple des essais triaxiaux déviatoriques en extension, semblent relativement bien adaptés à l'analyse du carottage.

Commentaire sur le cas particulier K = 3 ($\sigma_H = 3\,\sigma_h$)

La valeur K = 3 ($\sigma_H = 3\,\sigma_h$) conduit, sur la paroi du trou de forage (r' = 1) à des chemins de contraintes particuliers dans la direction associée à la contrainte principale initiale majeure σ_H (θ=90°, cas D3 - D6 - D9, figures A1.10, A1.11, A1.12) : le carottage est représenté par un segment de droite, dans le plan p q :

$$p = \frac{\left|\sigma 1.2 + \sigma 2.2\right|}{2} \qquad q = \frac{\left|\sigma 1.2 - \sigma 2.2\right|}{2}$$

Ce segment relie le point représentant l'état initial

$$p_o = \frac{\left|\sigma h + \sigma H\right|}{2} \quad q_o = \frac{\left|\sigma h - \sigma H\right|}{2}$$

à l'origine p = 0, q = 0. L'état de contrainte est ensuite constant (état nul de contrainte), au cours du surcarottage.

On exploite ci-dessous les contraintes intermédiaires en cours de carottage, sur le paroi du trou de carottage (r' = 1) et dans la direction associée à la contrainte principale initiale majeure sH (θ = 90°) :

$$\sigma^{\lambda}_{rr}\left(r' = 1 , \theta = \frac{\bullet}{2}\right) = (1 - \lambda)\,\sigma H$$

$$\sigma^{\lambda}_{\theta\theta}\left(r' = 1 , \theta = \frac{\bullet}{2}\right) = \sigma h + \lambda\,(2\,\sigma h - \sigma H)$$

$$\sigma^{\lambda}_{r\theta}\left(r' = 1 , \theta = \frac{\bullet}{2}\right) = 0$$

Les contraintes radiale σ^{λ}_{rr} et orthoradiale $\sigma^{\lambda}_{\theta\theta}$ sont principales en r' = 1, $\theta = \frac{\bullet}{2}$. On en déduit les valeurs intermédiaires de p et q (notées p^{λ} et q^{λ}) :

$$p^{\lambda}\left(r' = 1 , \theta = \frac{\bullet}{2}\right) = \frac{\left|\sigma^{\lambda}_{rr} + \sigma^{\lambda}_{\theta\theta}\right|}{2} = \left|\frac{\sigma h + \sigma H}{2} + \lambda\,(\sigma h - \sigma H)\right|$$

$$q^{\lambda}\left(r' = 1 , \theta = \frac{\bullet}{2}\right) = \frac{\left|\sigma^{\lambda}_{rr} - \sigma^{\lambda}_{\theta\theta}\right|}{2} = \left|\frac{\sigma H - \sigma h}{2} - \lambda\,\sigma h\right|$$

On retrouve en fin de carottage (λ = 1) les valeurs remarquables :

$$p^{\lambda=1}\left(r' = 1 , \theta = \frac{\bullet}{2}\right) = q^{\lambda=1}\left(r' = 1 , \theta = \frac{\bullet}{2}\right) = \frac{\left|\sigma^{\lambda=1}_{\theta\theta}\right|}{2} = \frac{\left|3\,\sigma h - \sigma H\right|}{2}$$

et dans le cas particulier $\sigma_H = 3\,\sigma_h$ on a, en fin de carottage :

$$p^{\lambda=1}\left(r' = 1\,,\ \theta = \frac{\bullet}{2}\right) = q^{\lambda=1}\left(r' = 1\,,\ \theta = \frac{\bullet}{2}\right) = \frac{\left|\sigma_{\theta\theta}^{\lambda=1}\right|}{2} = 0$$

et en cours de carottage :

$$p^{\lambda}\left(r' = 1\,,\ \theta = \frac{\bullet}{2}\right) = 2\,(1 - \lambda)\,\left|\sigma_h\right|$$

$$q^{\lambda}\left(r' = 1\,,\ \theta = \frac{\bullet}{2}\right) = (1 - \lambda)\,\left|\sigma_h\right| = \frac{p^{\lambda}}{2}$$

Ces résultats correspondent à un segment de droite de "pente $\frac{1}{2}$ " dans le plan p q.

Apparition de la plasticité dans le cas du modèle de Drucker-Prager (modèle 1), du modèle de Khan (modèle 2) et du modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3).

On a représenté sur les figures A1.13, A1.14, A1.15 les chemins de contraintes des points F, C, E et B ($r' = 1$, $\theta = 0 - 30 - 60 - 90°$) lors du carottage et du surcarottage, ainsi que les fonctions de charge de Drucker - Prager et de Khan (surface de charge initiale) considérées dans cette étude, pour les états initiaux D_1 - D_9.

Modèle de Drucker - Prager (modèle 1) :

$$\sqrt{3\,J_2} \approx 12{,}43 - 0{,}79 \times \sigma_m \qquad (\sigma_m < 0 \text{ en compression})$$

Modèle de Khan (modèle 2) :

$$\sqrt{3J_2} \approx 8{,}12 - 0{,}40 \times \sigma_m - 1{,}15\,10^{-3} \times \sigma_m^2 \qquad (\sigma_m < 0 \text{ en compression})$$

Modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3) :

$$\sqrt{3\,J_2} \approx 1{,}08\sqrt{\left|\sigma_m\right|\,(25 - \left|\sigma_m\right|)}$$

$(-\,P_{c0} = -\,25\ \text{MPa} \bullet \sigma_m \bullet 0)$

On a représenté la surface de charge initiale du modèle de Cam Clay Modifié dans le cas des états initiaux plastiquement admissibles pour ce dernier modèle (soient les états D_1 - D_5).

On note que pour tous les calculs considéré et pour les deux modèles élastoplastiques considérés, le premier point plastifié est le point F ($\theta = 0°$), correspondant à la direction associée à la contrainte principale initiale mineure σ_h. Ce résultat s'explique par le fait que la contrainte déviatorique équivalente $\sqrt{3\,J_2}$ la plus élevée, au cours du carottage, est observée dans la direction $\theta = 0°$.

La plastification apparaît toujours (quand elle apparaît) lors du carottage. On n'observe pas, pour les deux modèles de comportement considérés, de plastification lors du surcarottage non précédée d'une plastification lors du carottage.

On a porté dans le tableau présenté ci-dessous, la valeur du taux de déconfinement $\lambda_{plast.}$ pour laquelle la plastification apparaît, lors du carottage, au point F (on a considéré 100 incréments de déchargement) :

$\lambda = 0$ début du carottage

$\lambda = 1$ fin du carottage.

Etat initial	Drucker Prager (modèle 1) λ_{plas}	Khan (modèle 2) λ_{plas}	Cam Clay M. (modèle 3) λ_{plas}	Cam Clay M. (modèle 3) écrouissage
H_1	élasticité	0,71	0,78	négatif
H_2	0,83	047	0,33	positif
H_3	0,71	0,38		
D_1	0,94	0,45	0,50	négatif
D_2	0,89	0,37	0,41	négatif
D_3	0,82	0,27	0,32	négatif
D_4	0,60	0,24	0,10	positif
D_5	0,52	0,14	0,04	positif
D_6	0,41	0,03		
D_7	0,49	0,16		
D_8	0,39	0,08		
D_9	0,27			
D_{10}	0,64	0,28	0,12	positif
D_{11}	0,59	0,28		

Tableau A1.1 - Apparition de la plastification en $r' = 1$, $\theta = 0°$ (point F)

Remarque : les résultats analytiques indiqués dans le tableau A1.1 ont permis de vérifier la cohérence de l'ensemble des calculs élastoplastiques, au niveau de l'apparition de la plastification : les taux de déconfinement de début de plastification obtenus numériquement à l'aide du code CESAR-LCPC correspondent aux taux λ_{plas} obtenus analytiquement. Plus exactement, les dix incréments de déchargement pris en compte à l'aide du code CESAR-LCPC correspondent aux taux de déconfinement suivants : λ_i = 0,00 - 0,10 - 0,20 - 0,30 - 0,40 - 0,50 - 0,60 - 0,70 - 0,80 - 0,90 - 1,00. On "encadre" correctement, pour tous les calculs numériques, les valeurs analytiques λ_{plas} (la plastification étant visible pour $\lambda_{plas} \leq \lambda_i$)

Modèle 3 (Cam Clay Modifié)

On a indiqué, dans le cas du modèle de Cam Clay Modifié (modèle 3), le signe de l'écrouissage (futur) du point F quand la fonction de charge est atteinte. Ce signe est simplement lié à la position du point en charge plastique, dans le plan $\sqrt{3\,J_2}$ - $|\sigma_m|$,

par rapport à la droite d'état critique :

$$\sqrt{3\,J_2} \approx 1{,}08\,|\sigma_m|$$

Si le point en charge plastique est situé au dessus de la droite d'état critique (cela correspond, pour le point F, aux états initiaux H_1, D_1, D_2 , D_3), le point est situé dans la zone plastiquement dilatante et l'écrouissage attendu sera négatif. Cet écrouissage négatif peut se traduire, sur les trajets de contrainte, par une diminution de déviateur lors de l'écoulement plastique (se reporter aux courbes "point F, M3" pour les états initiaux correspondant).

Si le point en charge plastique est situé au dessus de la droite d'état critique (cela correspond, pour le point F, aux états initiaux H_2, D_4, D_5), le point est situé dans la zone plastiquement contractante et l'écrouissage attendu sera positif. Cet écrouissage positif peut se traduire, sur les trajets de contrainte, par une augmentation de déviateur en début de plastification.

Dans le cas d'un état initial de contrainte hydrostatique, du fait que les variations de contraintes sont purement déviatorique lors du carottage (contrainte moyenne constante, le trajet de contrainte est représenté par un segment vertical dans le plan ($\sqrt{3\,J_2}$ - $|\sigma_m|$) le signe de l'écrouissage (éventuel) des points de la paroi du trou de forage dès que le critère de plasticité est atteint se déduit immédiatement en comparant la contrainte moyenne initiale $\sigma_{m.init}$ et la pression critique de préconsolidation P_{c0} :

$-P_{c0} = -25\ \text{MPa} \leq \sigma_{m.init} < -\frac{P_{c0}}{2} = -12{,}5\ \text{MPa}$: écrouissage éventuel **positif**

(cas de H_2 $\sigma_{m.init} = -20$ MPa)

$-\frac{P_{c0}}{2} = -12{,}5\ \text{MPa} < \sigma_{m.init} \leq 0$: écrouissage éventuel **négatif**

(cas de H_1 $\sigma_{m.init} = -10$ MPa)

Le cas particulier

$$\sigma_{m.init} = -\frac{P_{c0}}{2} = -12{,}5\ \text{MPa}$$

conduit théoriquement à l'état critique (soit un écoulement plastique sans écrouissage, à déformation plastique incompressible).

Influence de l'état initial de contraintes

On observe qu'à contrainte initiale majeure σ_H fixée, la plastification apparaît d'autant plus "vite" (ou à des taux de déconfinement d'autant plus faibles) que la valeur du rapport $K = \frac{\sigma_H}{\sigma_h}$ est grande, c'est à dire que la valeur contrainte initiale mineure σ_h est petite. Ce résultat est logique car une augmentation du rapport K se traduit par une élévation de contrainte déviatorique, lors du carottage, au point $\theta = 0°$.

Commentaires généraux sur les chemins de contrainte en paroi du trou de carottage lors du carottage et du surcarottage

Les chemins de contraintes dépendent fortement de la position du point considéré, par rapport aux directions principales initiales de contraintes, ainsi que de l'état de contraintes initiales (plus ou moins déviatorique).

Ces chemins de contraintes sont d'autant plus "variés", lors du carottage et pour les points situés en paroi du trou de carottage, que l'état de contraintes initial est fortement déviatorique (ou plus précisément, que la différence entre les valeurs des contraintes principales initiales mineure σ_h et majeure σ_H est importante).

On note ainsi (lors du carottage et en paroi du trou de carottage) des chemins de contrainte avec variations de contrainte moyenne de compression ($0° \leq \theta < 45°$), des chemins purement déviatoriques ($\theta = 45°$) et des chemins de contrainte avec variations de contrainte moyenne de traction ($45° < \theta \bullet 90°$).

Les chemins de contrainte (lors du carottage) sont d'autant plus déviatoriques et d'autant plus "semblables", pour les points de la paroi du trou de forage que les valeurs des contraintes principales initiales mineure σ_h et majeure σ_H sont proches l'une de l'autre, c'est à dire que la valeur du rapport "d'anisotropie des contraintes" K est proche de 1.

On l'observe pour les états initiaux D_{10} (K = 1,33) et D_{11} (K = 1,12), se reporter aux figures A1.16 et A1.17. On rappelle ci-dessous, la variation de contrainte moyenne en fin de carottage $\delta\sigma_m^{\lambda=1}(r' = 1, \theta)$, des points de la paroi du trou de forage (r' = 1) :

$$\delta\sigma_m^{\lambda=1}(r' = 1, \theta) = \sigma_m^{\lambda=1}(r' = 1, \theta) - \sigma_{m.init}$$

soit :

$$\delta\sigma_m^{\lambda=1}(r' = 1, \theta) = \frac{2(1+\nu)}{3}(\sigma_H - \sigma_h)\cos[2\theta]$$

L'écart maximal, en valeur absolue, est obtenu en comparant les variations de contrainte moyenne aux points (r' = 1, $\theta = 0$) et (r' = 1, $\theta = \frac{\pi}{2}$) correspondant aux directions radiales respectivement associées aux contraintes principales initiales mineure σ_h et majeure σ_H. En ces deux points les variations de contrainte moyenne au cours du carottage sont de **même module** mais de **signe opposé** (variation de compression en $\theta = 0$, correspondant à la direction associée à la contrainte principale mineure σ_h, avec $\sigma_H < \sigma_h < 0$). L'amplitude maximale de variation de contrainte moyenne au cours du carottage s'exprime très simplement par la différence entre les variations aux points (r' = 1, $\theta = 0$ et $\theta = \frac{\pi}{2}$)

$$\left|\delta\sigma_m^{\lambda=1}(r' = 1, \theta = 0) - \delta\sigma_m^{\lambda=1}(r' = 1, \theta = \tfrac{\pi}{2})\right| = \frac{4(1+\nu)}{3}\left|\sigma_H - \sigma_h\right|$$

Elle est bien proportionnelle à la différence $|\sigma_H - \sigma_h|$ entre les contraintes principales initiales

Elle représente, sur les figures A1.16 - A1.17 (chemins de contraintes dans l'espace des invariants $\sqrt{3 J_2}$ - σ_m), la projection sur l'axe horizontal (σ_m) de la distance entre les points $\theta = 0$ et $\theta = \frac{\pi}{2}$ correspondant à la fin de carottage.

Comme on l'a noté précédemment, dans le cas de deux contraintes principales initiales "planes" égales ($\sigma_h = \sigma_H$, **isotropie** des **contraintes initiales** dans le plan de la section droite orthogonale à l'axe du carottier), les **chemins** de **contrainte** de tous les **points** de la **paroi** du **trou** de **forage** sont **confondus** (problème à symétrie de révolution, indépendant de l'angle polaire θ donc) et **purement déviatoriques** :

$$\delta\sigma_m^{\lambda=1}(r' = 1 , \theta) = 0 \quad \text{si} \quad \sigma_h = \sigma_H$$

Une caractérisation expérimentale au laboratoire du comportement mécanique de ces matériaux adaptée au problème traité doit reprendre cette diversité de chemins de contrainte, si les contraintes initiales sont fortement déviatoriques. Les essais de laboratoire classiques relativement bien adaptés au problème du carottage semblent être les essais triaxiaux déviatoriques en compression ($0° \leq \theta < 45°$), ainsi que des essais en extension ($45° < \theta \leq 90°$).

Le surcarottage se traduit, à la paroi du trou de carottage, par une diminution (en module) de contrainte moyenne, et une diminution de contrainte déviatorique. Il est nécessaire, afin d'évaluer la possibilité d'une éventuelle plastification au cours et en fin de surcarottage, d'étudier au laboratoire le comportement du matériau considéré sous de faibles contraintes moyennes.

Variations de déformation orthoradiale lors du surcarottage sur la paroi du trou de carottage

On a représenté sur la figure A1.3 la variation de déformation orthoradiale en fin de surcarottage en fonction de l'angle polaire θ, on rappelle l'emplacement des jauges de déformation :

- point F : $\theta = 0°$,
- point C : $\theta = 30°$,
- point E : $\theta = 60°$,
- point B : $\theta = 90°$.

On a considéré la valeur de la contrainte initiale majeure σ_H (direction $\theta = 90°$) égale à - 12 MPa et l'on a considéré 9 valeurs différentes de contrainte initiale mineure σ_h (direction $\theta = 0°$) :

- σ_h = - 2 MPa (K = 6),
- σ_h = - 3 MPa (K = 4),
- σ_h = - 4 MPa (K = 3, état initial **D3**),
- σ_h = - 6 MPa (K = 2, état initial **D2**),
- σ_h = - 8 MPa (K = 1,5 , état initial **D1**),
- σ_h = - 9 MPa (K = 1,33),
- σ_h = - 10 MPa (K = 1,20),
- σ_h = - 11 MPa (K = 1,09),
- σ_h = - 12 MPa (K = 1, état initial hydrostatique).

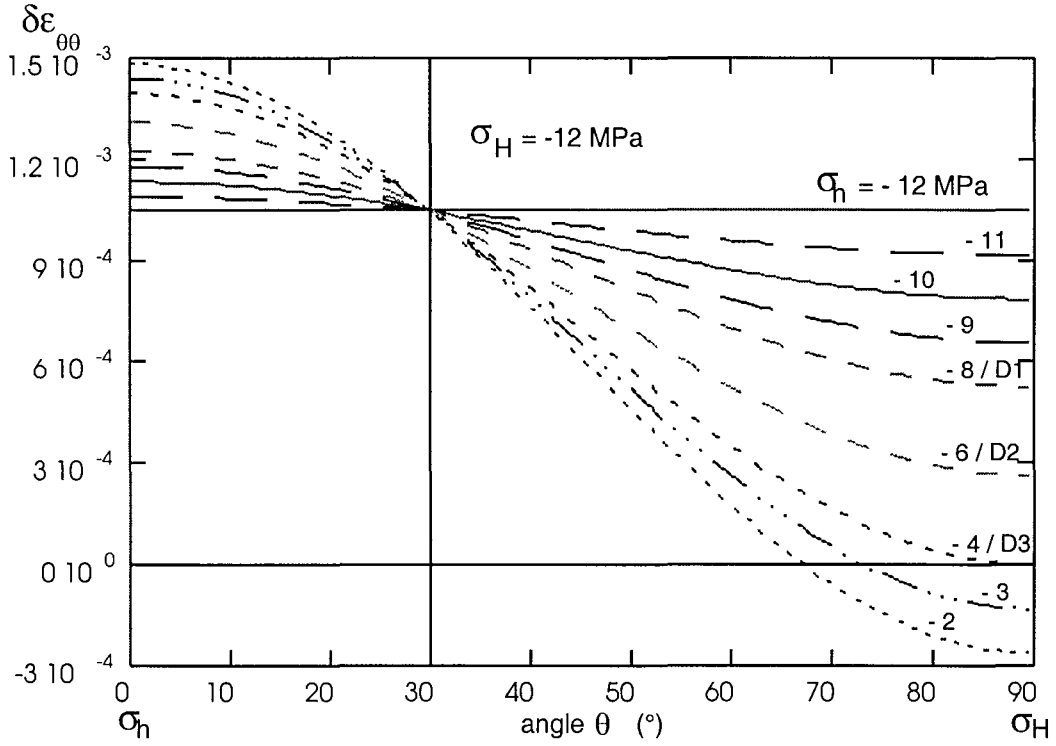


Figure A1.3 - Variation de déformation orthoradiale en fin de surcarottage sur la paroi du trou de forage (r' = 1)
(σH = - 12 MPa, -12 MPa$\leq \sigma h \leq$ - 2 MPa)

On observe analytiquement qu'à contrainte initiale majeure σH fixée, la variation de déformation orthoradiale en fin de surcarottage, sur le rayon intérieur r' = 1, est indépendante de la valeur de la contrainte initiale mineure σh dans la direction inclinée de 30° par rapport à la direction de la contrainte initiale mineure ($\theta = 30°$ ou $\theta = \frac{\pi}{6}$).

Ce résultat a bien été observé numériquement (comparer les variations de déformation orthoradiale finales du point C, pour les calculs D_1-D_2-D_3 , D_4-D_5-D_6 , D_7-D_8-D_9).

La **valeur** du **rapport** "**d'anisotropie** des **contraintes**" **K = 3** est **remarquable** ($\sigma H = 3\ \sigma h$), ainsi que la direction radiale associée à la contrainte initiale majeure ($\theta = 90°$) et la direction inclinée de 30° par rapport à la direction radiale associée à la contrainte principale initiale mineure.

Cette valeur particulière K = 3 est classique pour le problème du carottage car elle conduit, en fin de carottage, à un état de contraintes "planes" nul en paroi du trou de forage dans la direction associée à la contrainte principale initiale majeure σH (point B, r' = 1, $\theta = \frac{\pi}{2}$, se reporter à la solution de Kirsch). On observe un changement de signe de la contrainte orthoradiale en fin de carottage, au point B, entre les cas K < 3 et K > 3 qui se traduit par un changement de signe de la variation de contrainte orthoradiale en cours de surcarottage.

Pour des **valeurs** de **K strictement inférieures** à **3**, la **variation** de **déformation orthoradiale** sur la paroi du trou de forage (r' = 1) en **fin** de **surcarottage** est strictement **positive**

quelle que soit la **direction** du point de la paroi (direction comptée par rapport à la direction principale initiale mineure).

Pour une **valeur** du rapport $\mathbf{K} = \frac{\sigma H}{\sigma h}$ égale à **3**, on observe que la **variation** de **déformation orthoradiale** sur la paroi du trou de forage (r' = 1) en **fin** de **surcarottage** est strictement positive en tout point **excepté au point de la paroi du trou de forage** correspondant à la **direction associée** à la **contrainte initiale majeure** ($\theta = 90°$) : en ce point (en fait deux points si l'on considère la totalité du trou) la **variation** de **déformation orthoradiale** finale est **nulle**.

Pour des **valeurs** de **K strictement supérieures** à **3**, la **variation** de **déformation orthoradiale** sur la paroi du trou de forage (r' = 1) en **fin** de **surcarottage** peut être **négative** dans une zone centrée autour de la direction **associée** à la **contrainte initiale majeure** ($\theta = 90°$).

L'**extension maximale** de cette zone est de **30°** par rapport à la direction $\theta = 90°$ (30° de part et d'autre de la direction $\theta = 90°$, sur le quart de cercle considéré $60° \leq \theta \leq 90°$), on l'observe dans le cas extrême pour lequel la contrainte principale mineure est nulle ($\sigma h = 0$, illustration figure A1.4).

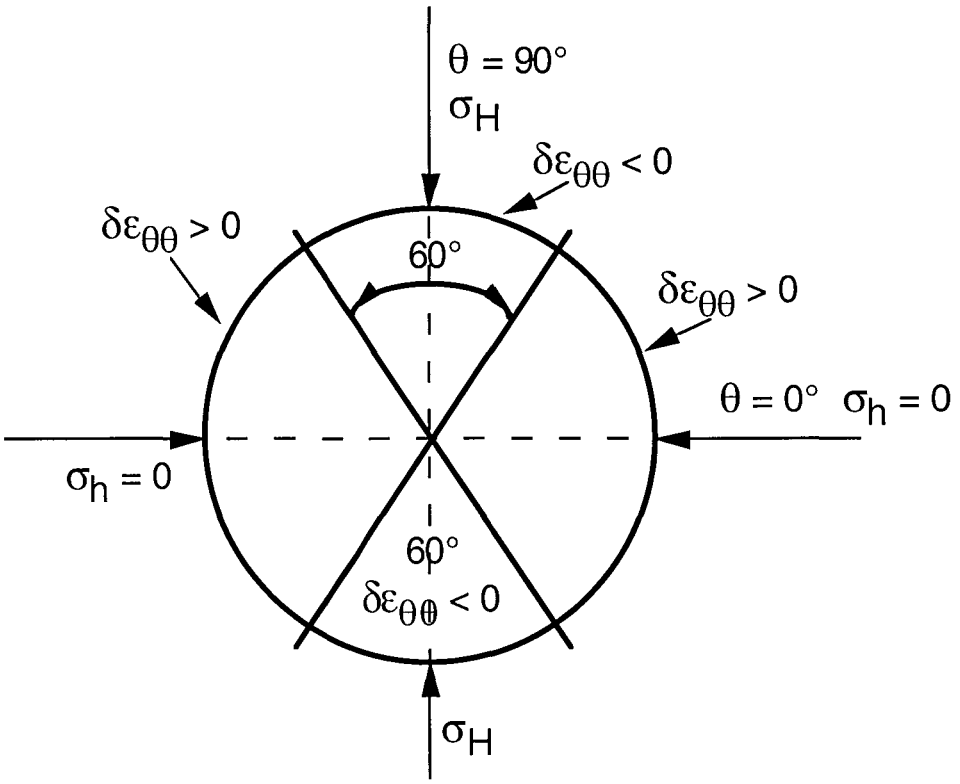


Figure A1.4 - Extension maximale de la zone à variation de déformation orthoradiale négative
sur la paroi du trou de forage (r' = 1) en fin de surcarottage
(contrainte principale initiale mineure nulle $\sigma h = 0$)

On en conclut que l'on peut observer, lors du surcarottage (en comportement élasticité linéaire isotrope), des mesures de déformation orthoradiale de signes positif et négatif suivant

l'emplacement des jauges de déformation par rapport aux directions principales initiales de contrainte.

Les variations (éventuelles) de déformations de signe négatif sont alors un indice de forte valeur de rapport "d'anisotropie des contraintes" K (valeur supérieure à 3) et sont observées dans des directions assez proches de la direction associée à la contrainte initiale majeure.

On note, en examinant la figure A1.3, le cas particulier de la direction $\theta = 30°$ (direction inclinée de 30° par rapport à la direction de la contrainte initiale mineure).

A contrainte initiale principale majeure σ_H constante, la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage est croissante en fonction du rapport "d'anisotropie des contraintes" K pour les points de la paroi du forage compris entre les directions $\theta = 0°$ et $\theta = 30°$, c'est à dire que la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage est d'autant plus grande que la valeur de la contrainte initiale principale mineure σ_h est petite (en module). On l'observe sur la figure A1.3, ainsi que sur les figures A1.5 - A1.6 - A1.7 en comparant les variations de déformation orthoradiale en $\theta = 0°$, pour les états initiaux respectifs D_1- D_2 - D_3; D_4- D_5 - D_6 et D_7- D_8 - D_9.

Inversement, à contrainte initiale principale majeure σ_H constante, la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage est décroissante en fonction du rapport "d'anisotropie des contraintes" K pour les points de la paroi du forage compris entre les directions $\theta = 30°$ et $\theta = 90°$, c'est à dire que la variation de déformation orthoradiale au cours du surcarottage est d'autant plus petite que la valeur de la contrainte initiale principale mineure σ_h est petite (en module). Ce dernier résultat est vérifié pour $K < 3$ (au-delà de cette valeur on peut en effet observer des variations de déformation orthoradiale de signe négatif). Se reporter à la figure A1.3, ainsi qu'aux figures A1.5 - A1.7 en comparant les variations de déformation orthoradiale en $\theta = 60°$ et $\theta = 90°$ pour les mêmes états initiaux que précédemment.

Les états initiaux D_{10} et D_{11} correspondent à des contraintes initiales à faible composante déviatorique. On observe alors (se reporter aux figure A1.8 et A1.9), que les variations de déformation d'autant plus uniformes sur la paroi du trou de carottage que la valeur du "rapport d'anisotropie des contraintes" K est proche de 1 (contraintes hydrostatiques dans le plan de la section droite orthogonale à l'axe du carottier).

Ce résultat est intuitif, des contraintes initiales "planes" hydrostatiques ($\sigma_h = \sigma_H$, $K = 1$) conduisent à des variations de contraintes, déformations uniformes sur la paroi du trou de carottage car le problème étudié admet une symétrie de révolution par rapport à l'axe du carottier. In situ, les mesures de variations de déformation orthoradiale lors du surcarottage sont alors identique pour toutes les jauges de déformation circulaires (voir également la figure A1.3).

Inversement, de forts contrastes, ou différences, entre les différentes mesures de variations de déformation orthoradiale lors du surcarottage en paroi du carottage, sont un indice d'état initial fortement déviatorique (ou "non hydrostatique"), pour le modèle élastique linéaire.

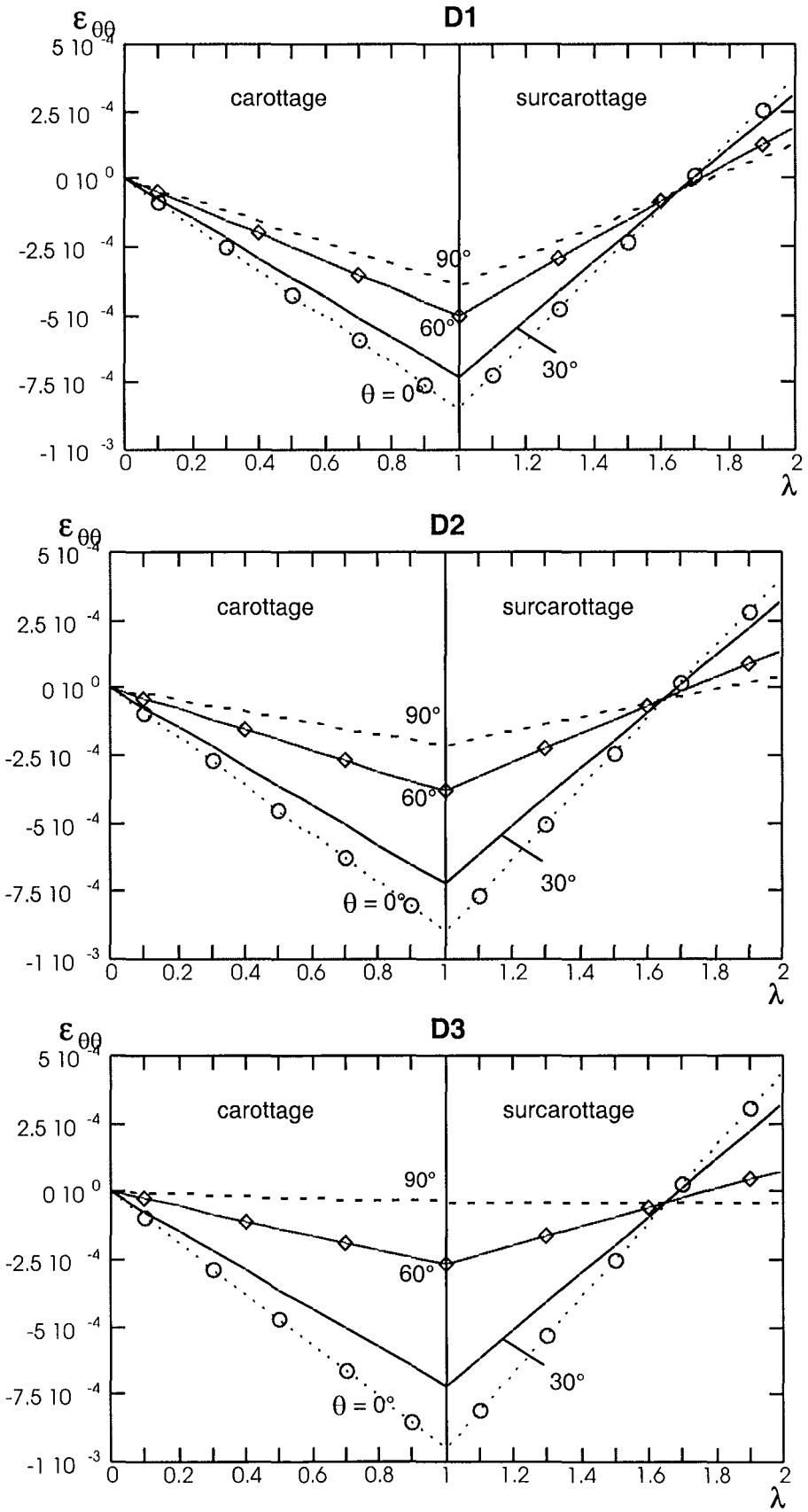


Figure A1.5 - Déformation orthoradiale $\varepsilon_{\theta\theta}$ (r' = 1) en fonction du taux de déconfinement σ_H = -12 MPa(D_1 : σ_h = - 8 MPa ; D_2 : σ_h = - 6 MPa ; D_3 : σ_h = - 4 MPa)

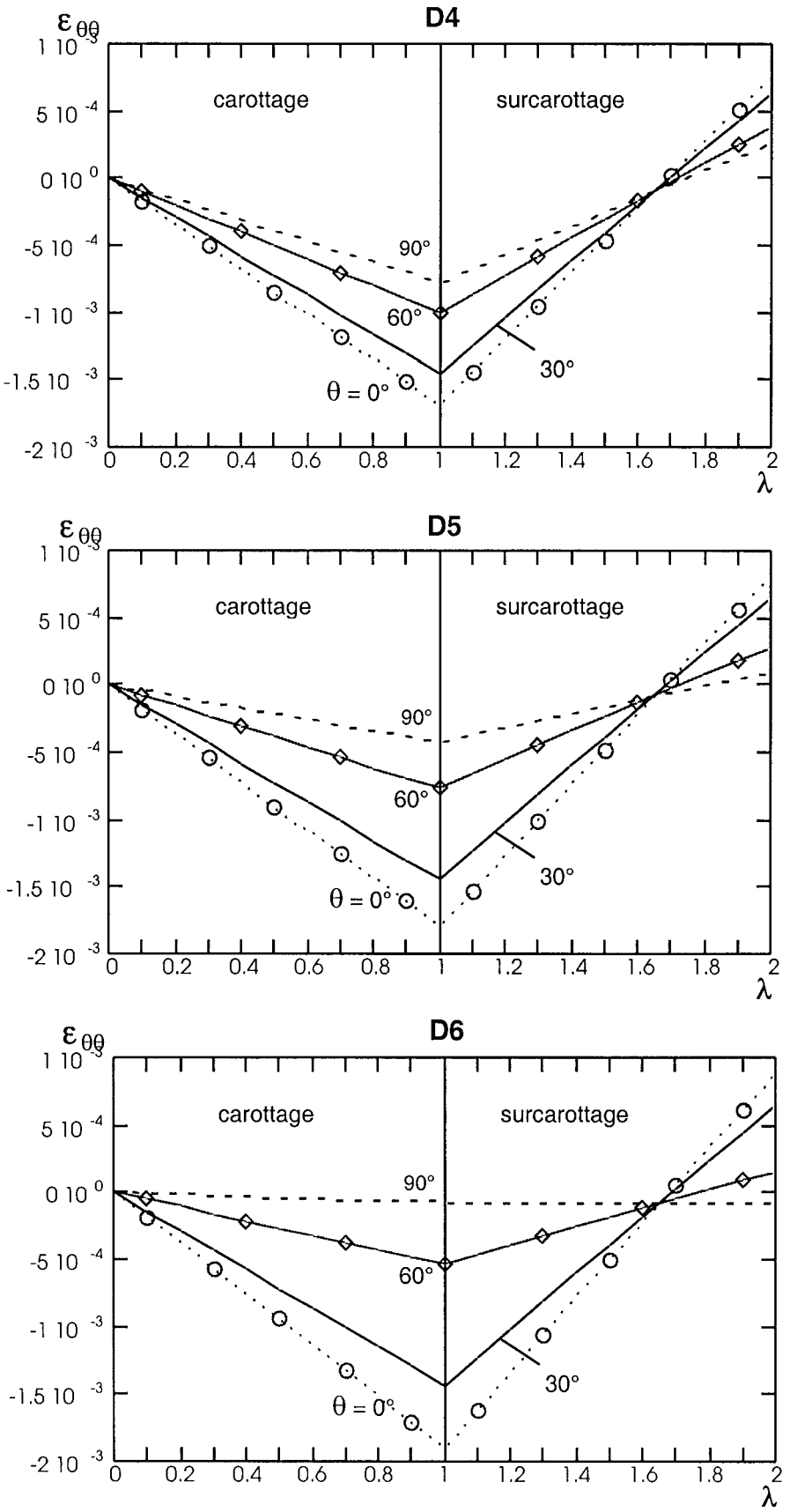


Figure A1.6 - Déformation orthoradiale $\varepsilon_{\theta\theta}$ (r' = 1) en fonction du taux de déconfinement σ_H = - 24 MPa (D_4 : σ_h = - 16 MPa ; D_5 : σ_h = - 12 MPa ; D_6 : σ_h = - 8 MPa)

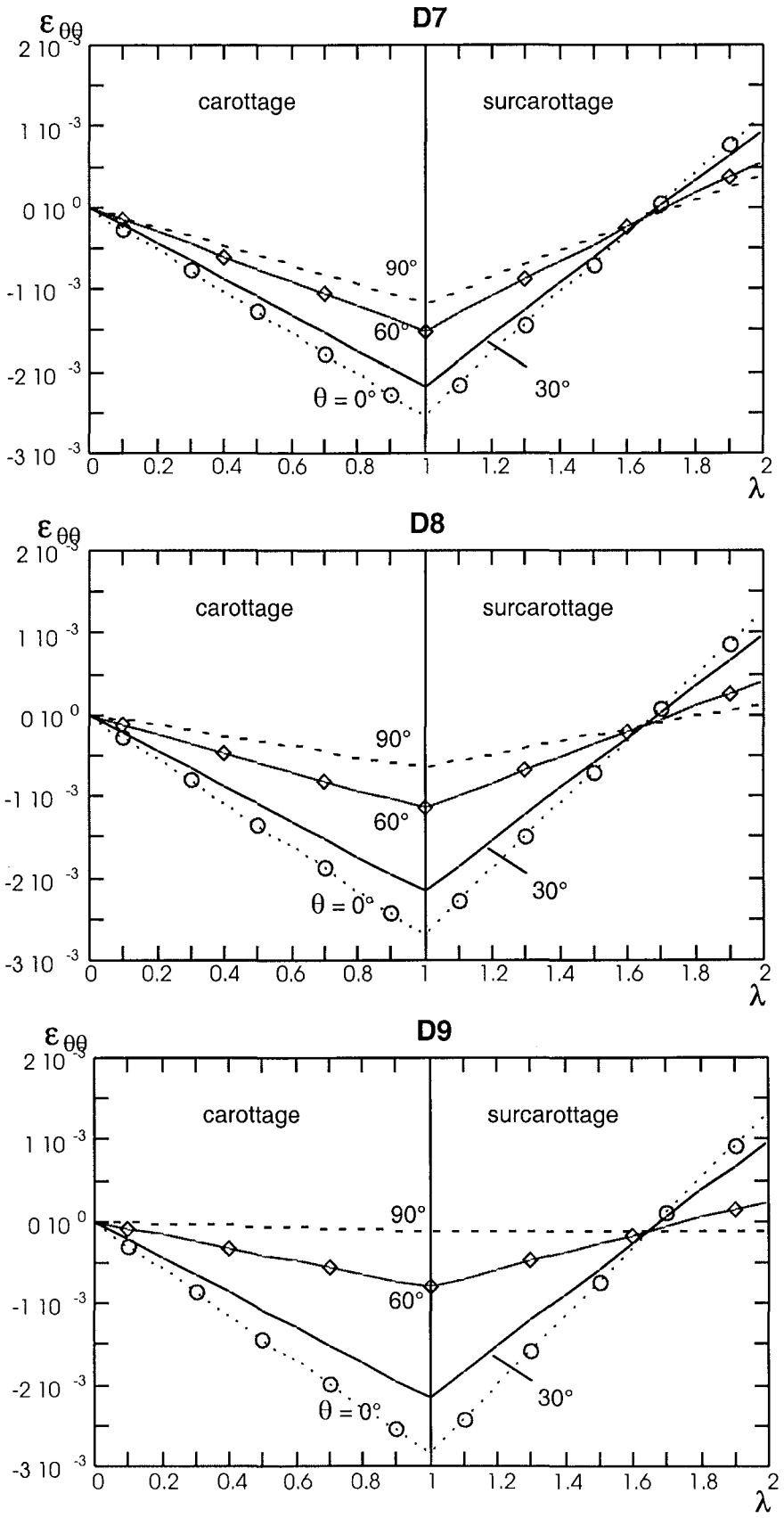


Figure A1.7 - Déformation orthoradiale $\varepsilon_{\theta\theta}$ (r' = 1) en fonction du taux de déconfinement σ_H = - 36 MPa (D7 : σ_h = - 24 MPa ; D8 : σ_h = - 18 MPa ; D9 : s_h = - 12 MPa)

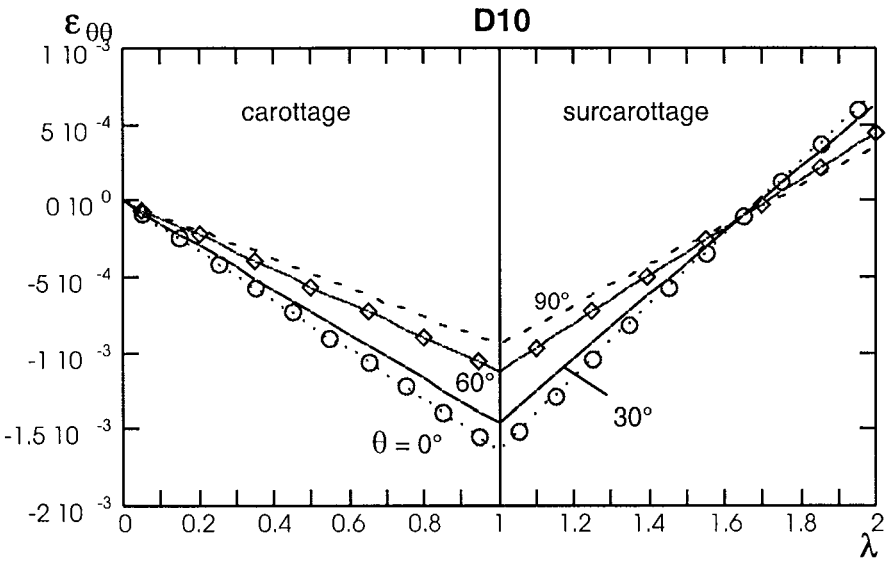


Figure A1.8 - Déformation orthoradiale $\varepsilon_{\theta\theta}$ (r' = 1) en fonction du taux de déconfinement
D_{10} : σ_H = - 24 MPa , σ_h = - 18 MPa K = 1,33

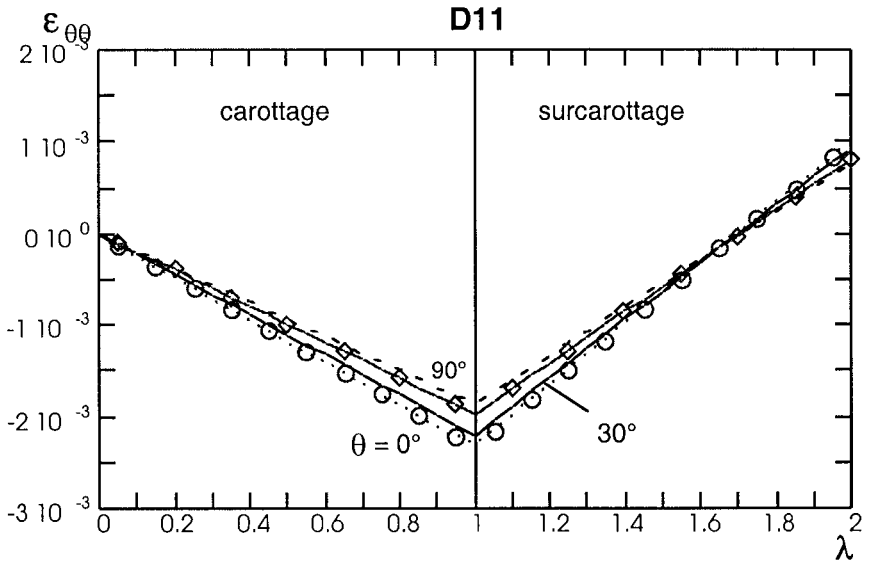


Figure A1.9 - Déformation orthoradiale $\varepsilon_{\theta\theta}$ (r' = 1) en fonction du taux de déconfinement
D_{11} : σ_H = - 36 MPa , σ_h = - 32,73 MPa K = 1,1

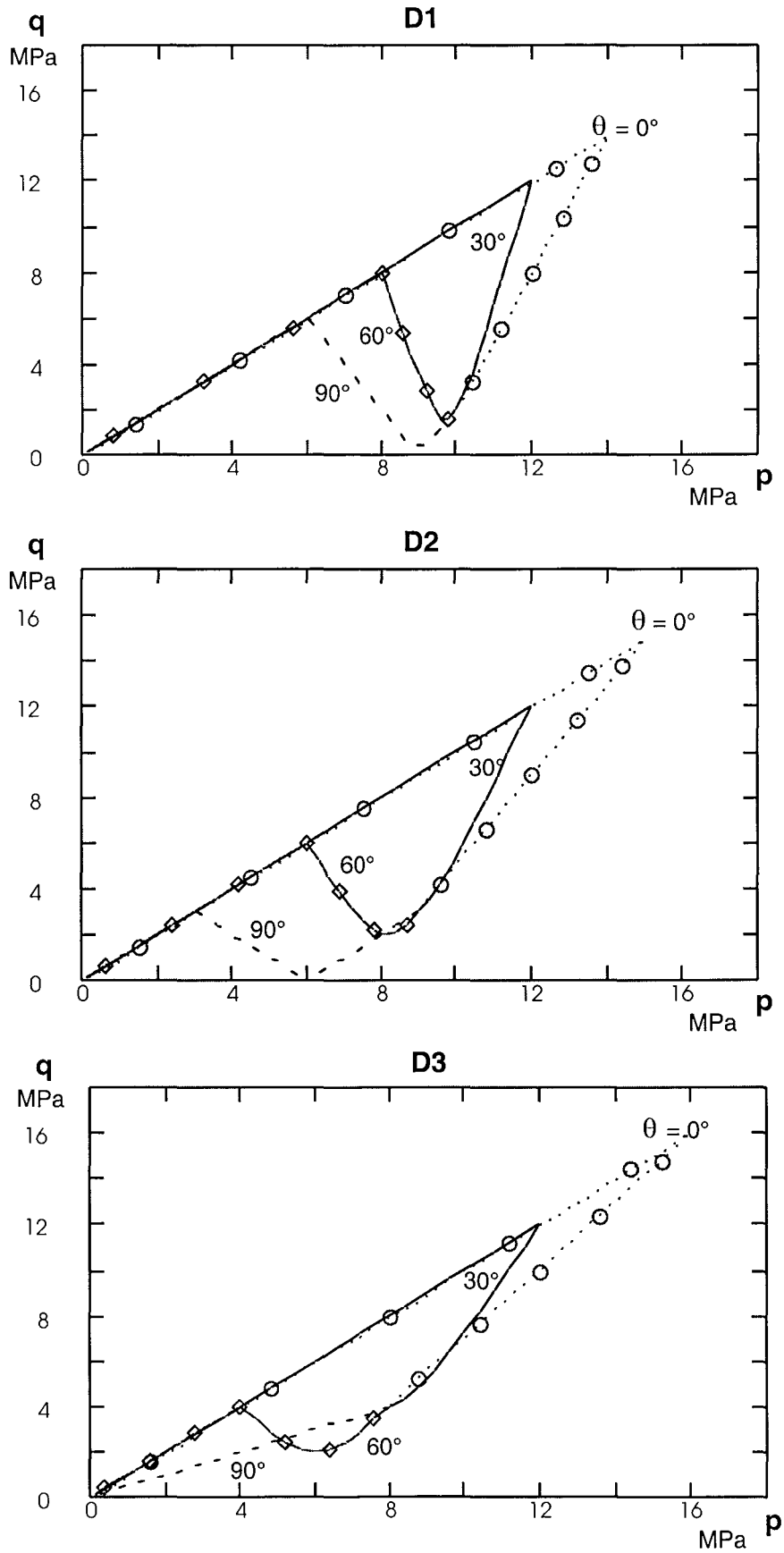


Figure A1.10 - Chemins de contrainte dans le plan $p = \frac{|\sigma 1.2 + \sigma 2.2|}{2}$, $q = \frac{|\sigma 1.2 - \sigma 2.2|}{2}$

σ_H = -12 MPa

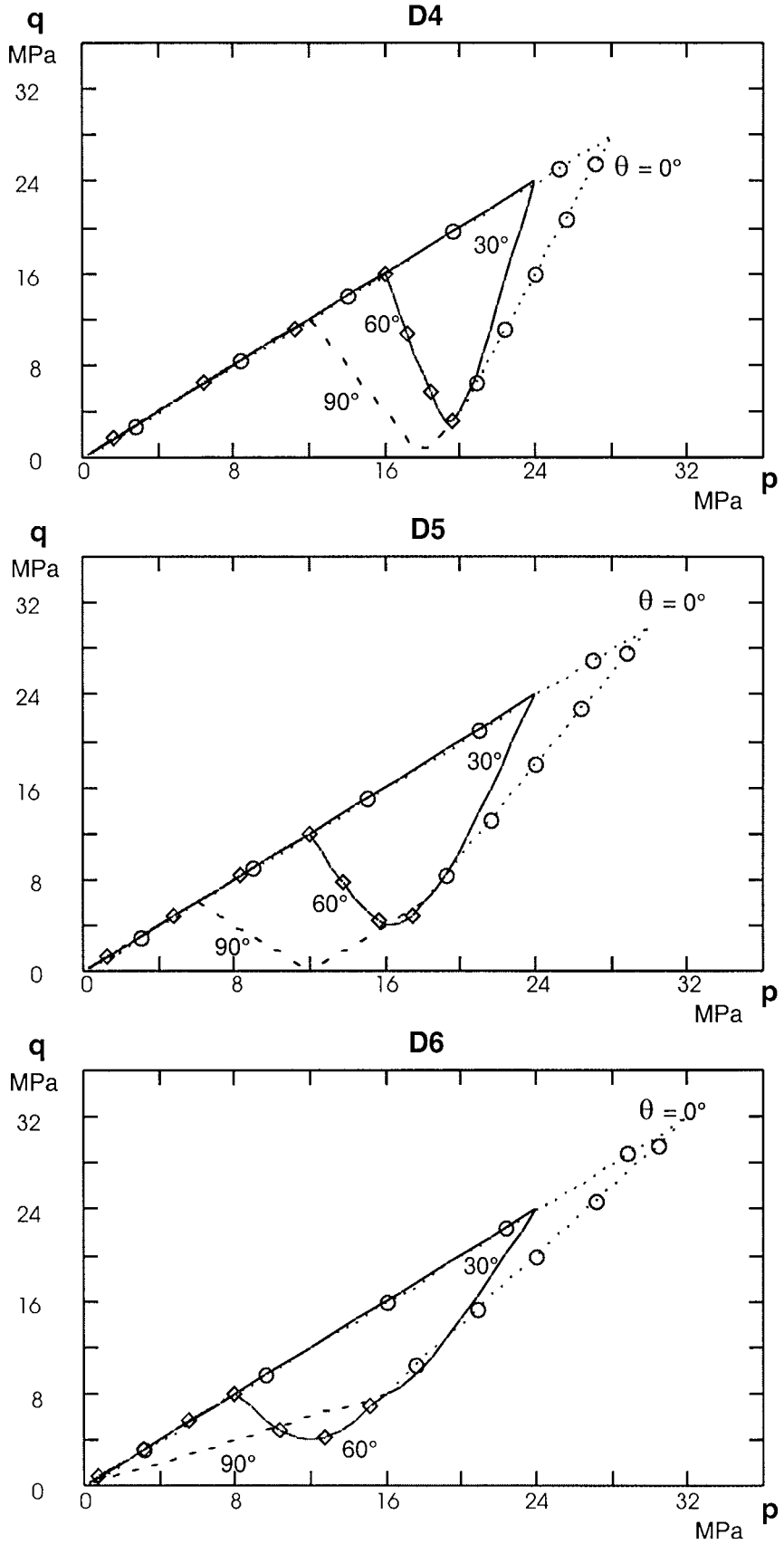


Figure A1.11 - Chemins de contrainte dans le plan p q
σ_H = - 24 MPa (D_4 : σ_h = - 16 MPa ; D_5 : σ_h = - 12 MPa ; D_6 : σ_h = - 8 MPa)

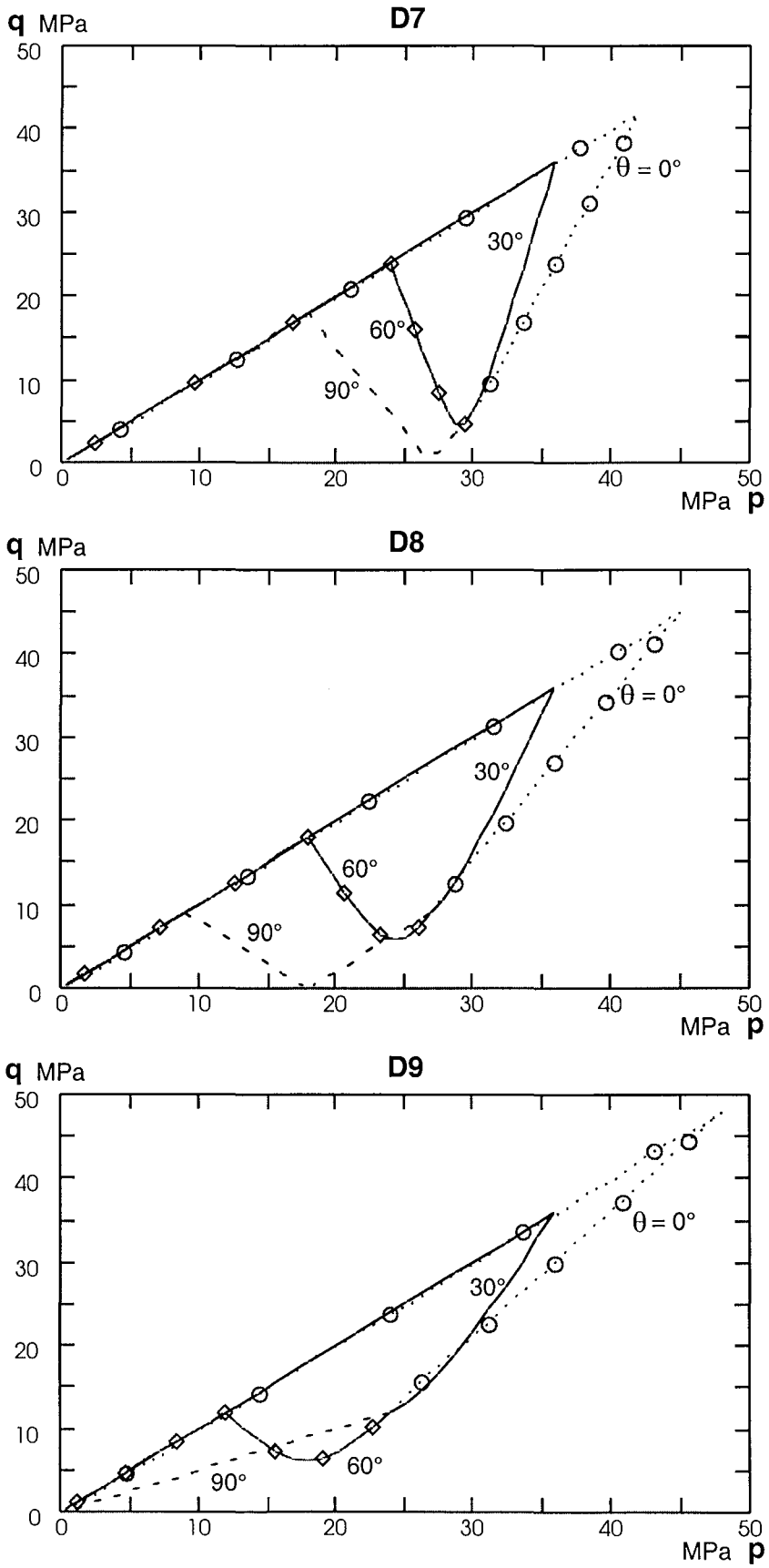


Figure A1.12 - Chemins de contrainte dans le plan p- q
σ_H = -36 MPa(D_7 : σ_h = - 24 MPa ; D_8 : σ_h = - 18 MPa ; D_9 : σ_h = - 12 MPa)

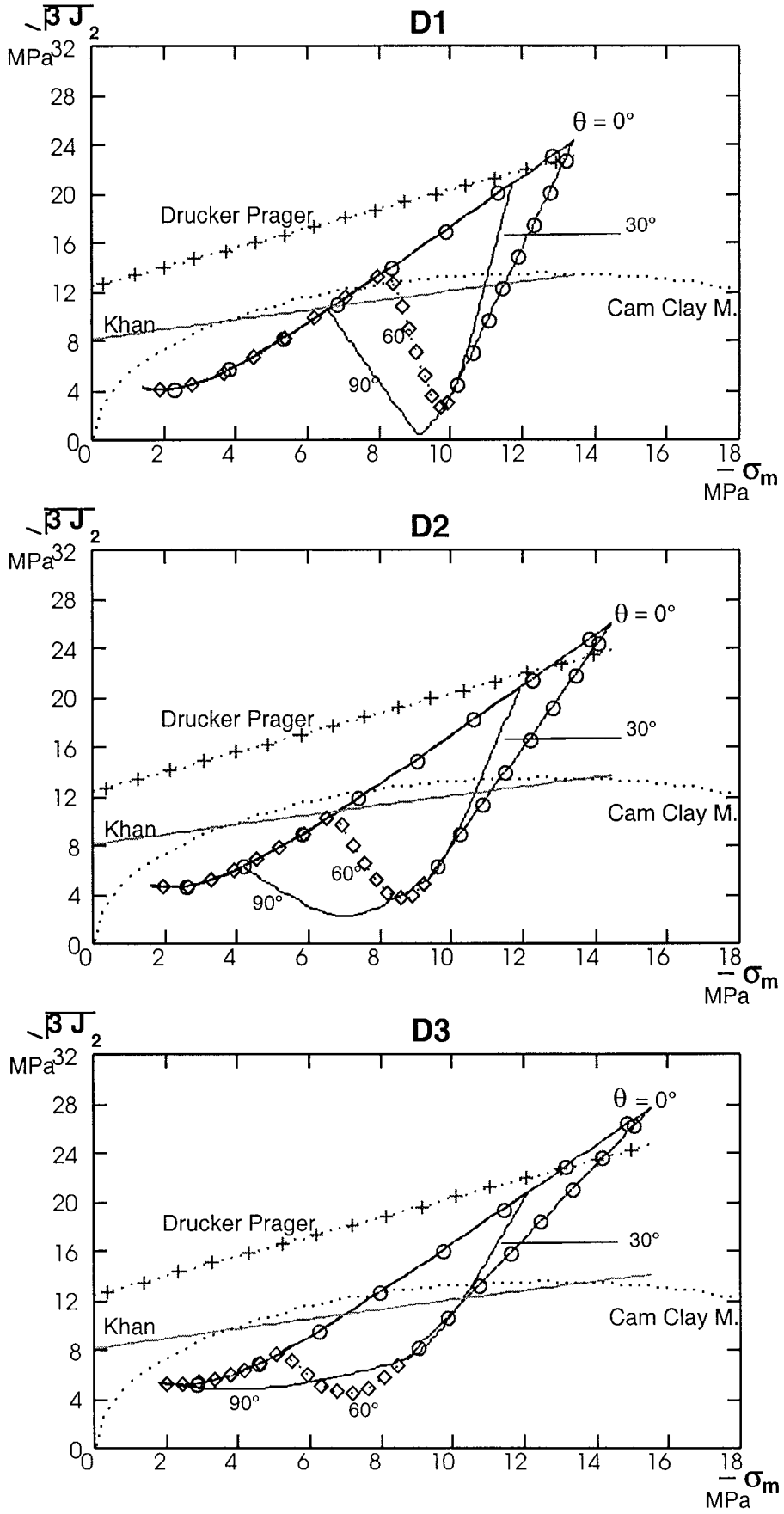


Figure A1.13 - Chemins de contrainte dans le plan $|\sigma_m| - \sqrt{3 J_2}$ ($\sigma_{zz.init}$ = - 10 MPa; σ_H = - 12 MPa)
(D_1 : σ_h = - 8 MPa; D_2 : σ_h = - 6 MPa ; D_3 : σ_h = - 4 MPa)

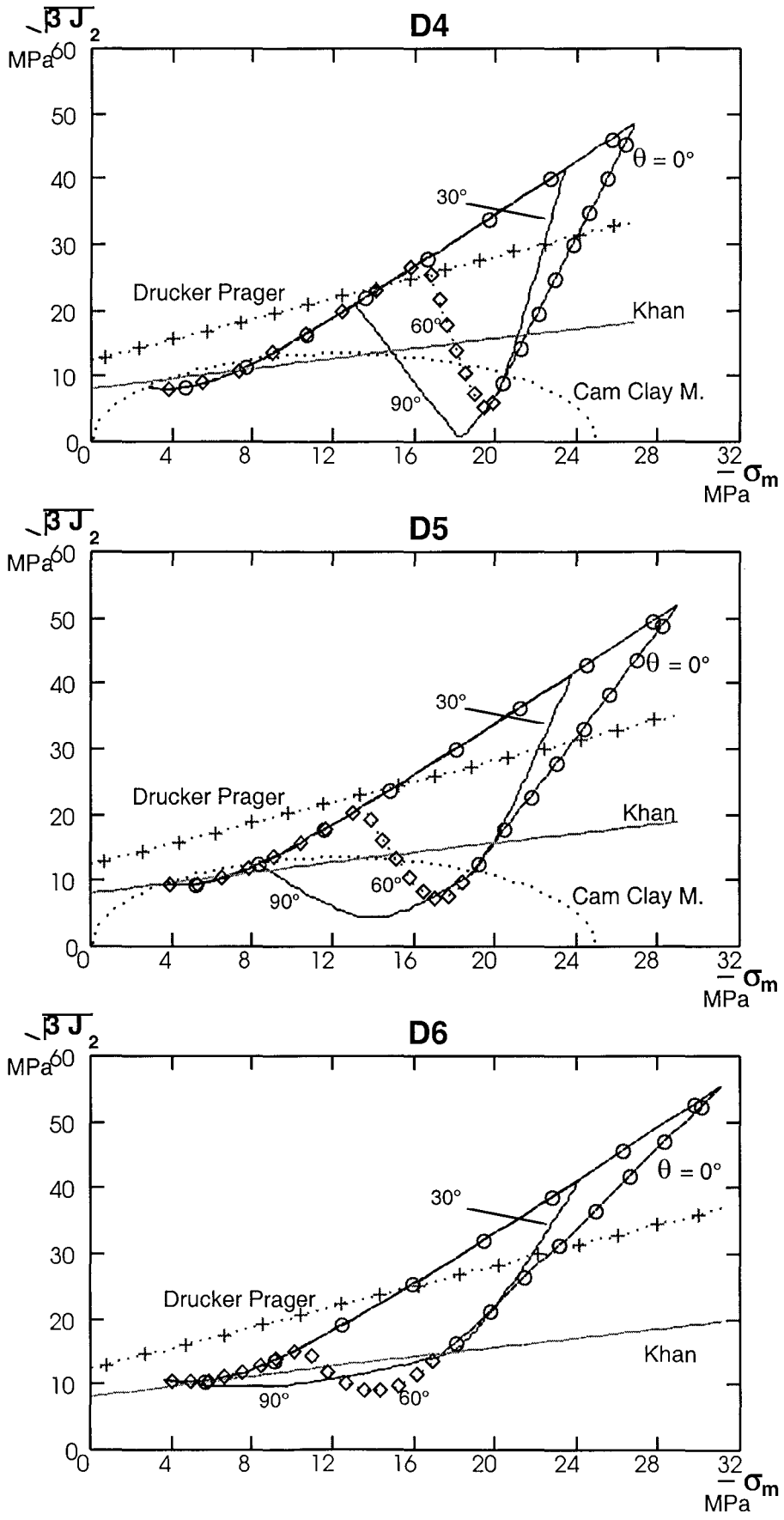


Figure A1.14 - Chemins de contrainte dans le plan $|\sigma_m|$ - $\sqrt{3 J_2}$ ($\sigma_{zz.init}$ = - 20 MPa; σ_H = - 24 MPa)
(D_4 : σ_h = - 16 MPa; D_5 : σ_h = - 12 MPa ; D_6 : σ_h = - 8 MPa)

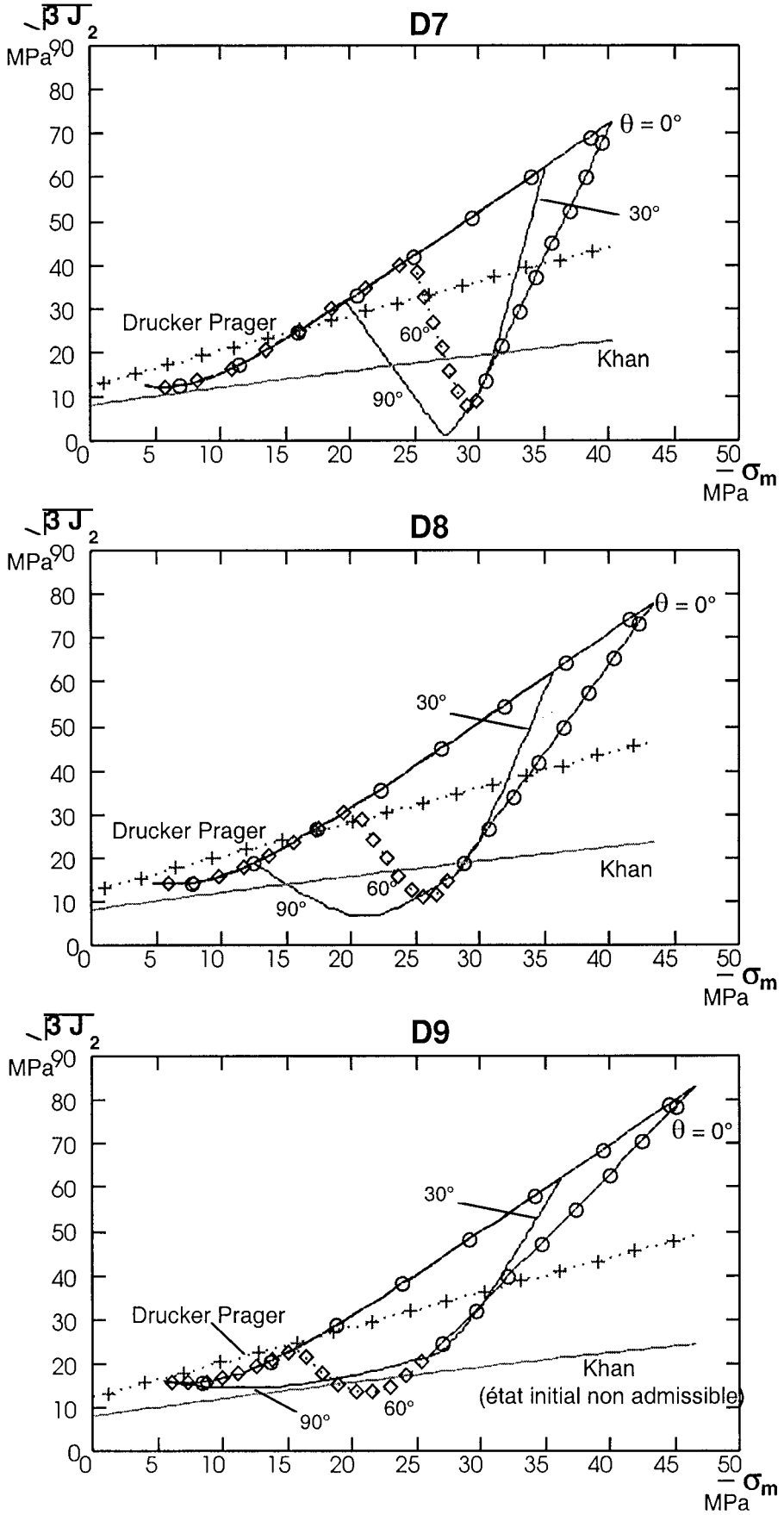


Figure A1.15 - Chemins de contrainte dans le plan $|\sigma_m|$ - $\sqrt{3 J_2}$ ($\sigma_{zz.init}$ = - 30 MPa; σ_H = - 36 MPa)
(D_7 : σ_h = - 24 MPa; D_8 : σ_h = - 18 MPa ; D_9 : σ_h = - 12 MPa)

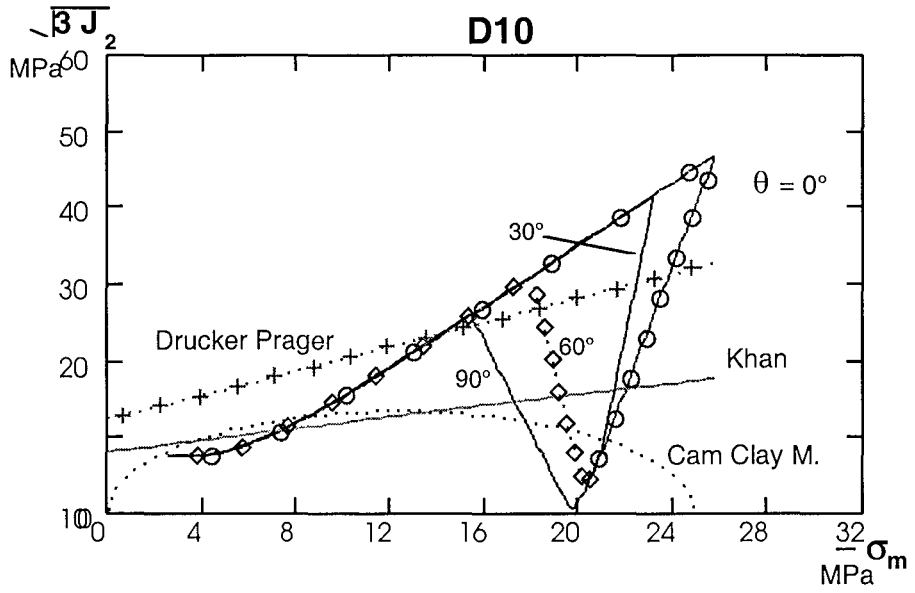


Figure A1.16 - Chemins de contrainte dans le plan $|\sigma_m| - \sqrt{3 J_2}$ ($\sigma_{zz.init}$ = - 20 MPa; σ_H = - 24 MPa)
(D_{10} : σ_h = - 18 MPa ; K = σ_H/σ_h = 1,33)

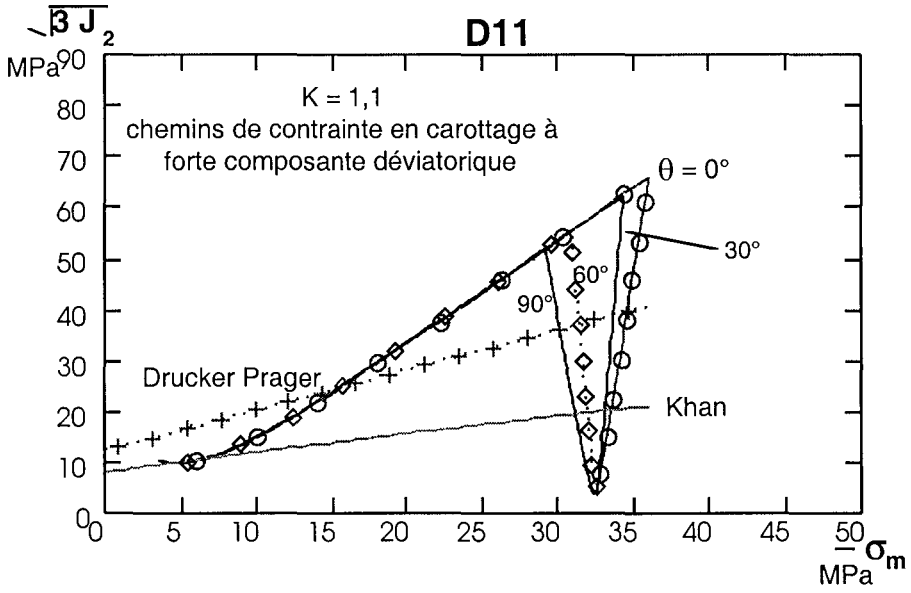


Figure A1.17 - Chemins de contrainte dans le plan $|\sigma_m| - \sqrt{3 J_2}$ ($\sigma_{zz.init}$ = - 30 MPa; σ_H = - 36 MPa)
(D_{11} : σ_h = - 32,73 MPa ; K = σ_H/σ_h = 1,1)

ANNEXES 2

Annexe 2

A2.1 - Méthode de dépouillement

La disposition des jauges de déformation sur la cellule CSIRO a nécessité l'élaboration d'un programme de dépouillement qui permet de passer des résultats, dans notre cas les déformations, donnés dans un repère cartésien aux valeurs des déformations enregistrées dans chacune des jauges.

Rappelons que la cellule CSIRO est formée de douze jauges réparties comme suit :

- deux jauges axiales A0 et C0, disposées le long de l'axe Y qui coïncide avec l'axe du carottage,
- cinq jauges circulaires A90, B90, C90, E90 et F90, disposées sur la circonférence du trou de carottage,
- cinq jauges inclinées à ± 45° A45, B45, B135, C45 et D135, disposées à plus ou moins 45° de l'axe du trou de carottage.

Les déformations des jauges axiales, de par leurs positions, ne nécessitent pas de transformation et sont récupérées directement.

Les déformations des jauges circulaires sont déterminées suite à la transformation qui fait passer des déformations obtenues dans le repère cartésien (calculées) à celles données dans un repère cylindrique (recherchées). Amadei (1983, 1996) et Goodmann (1989) donnent la matrice de passage des déformations exprimées dans un repère cartésien à celles exprimées dans un repère cylindrique.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{rr} \\ \varepsilon_{\theta\theta} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{\theta z} \\ \varepsilon_{rz} \\ \varepsilon_{r\theta} \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} \cos^2\theta & \sin^2\theta & 0 & 0 & 0 & \frac{\sin 2\theta}{2} \\ \sin^2\theta & \cos^2\theta & 0 & 0 & 0 & -\frac{\sin 2\theta}{2} \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos\theta & -\sin\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sin\theta & \cos\theta & 0 \\ -\sin 2\theta & \sin 2\theta & 0 & 0 & 0 & \cos 2\theta \end{pmatrix} * \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix}$$

Remarque :

la rotation dans ce cas de figure se fait autour de l'axe z, or dans notre cas elle se fait autour de l'axe Y ce qui nécessite un léger changement. La formule utilisée dans notre cas est :

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \cos^2\theta.\varepsilon_{zz} + \sin^2\theta.\varepsilon_{xx} - \frac{\sin 2\theta}{2}\varepsilon_{xz}$$

La récupération des déformations des jauges inclinées nécessite une double transformation : la première fait passer du repère cartésien au repère cylindrique en faisant une rotation d'angle θ dans le plan (X, Z) autour de l'axe Y et la deuxième transformation permet de prendre en compte la seconde rotation d'angle β dans le plan (Y, θ) autour de l'axe r. L'utilisation de la matrice de passage est utilisable en faisant les permutations d'axes nécessaires.

A2.2 - Validation de l'implantation de la loi de comportement

Nous avons considéré un cube élémentaire ($1\times1\times1$ m^3) soumis à un charge uniformément répartie de 10 MPa. La schistosité est définie par le repère intrinsèque (1, 2, 3). Le plan de référence est défini tel que l'axe 1 (normale au plan de schistosité) est confondu avec l'axe X, l'axe 2 avec l'axe Y et l'axe 3 avec l'axe Z.

Exemple 1 :

- $\beta = 0,\ \theta = 0$

Données :

$$E_x = E_y = 21000 \text{ MPa},\ E_z = 13000 \text{ MPa}$$
$$\nu_{xy} = \nu_{yx} = 0{,}29,\ \nu_{zx} = \nu_{zy} = 0{,}23$$
$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j}$$

Résultats :

$$\sigma_{zz} = -10 \text{ MPa},\ \sigma_{xx} = \sigma_{yy} = 0$$
$$\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{yy} = \frac{0{,}23}{13000}10 = 17{,}692 \quad 10^{-5}$$
$$\varepsilon_{zz} = \frac{-10}{13000} = -7{,}692 \quad 10^{-4}$$

les résultats de CESAR LCPC donnent :

ε_{xx}	ε_{yy}	ε_{zz}
1.769 E-04	1.769 E-04	-7.692 E-04

Exemple 2 :

- $\beta = 0,\ \theta = 90$.

Données :

$$E_X = 13000\ MPa,\ E_Z = E_y = 21000\ \text{MPa}$$
$$\nu_{xy} = \nu_{xz} = 0{,}23,\ \nu_{yz} = \nu_{zy} = 0{,}29$$
$$\sigma_{zz} = -10\ \text{MPa},\ \sigma_{xx} = \sigma_{yy} = 0$$

Résultats :

$$\varepsilon_{xx} = \frac{0{,}23}{13000} 10 = 1{,}7692 \quad 10^{-4}$$
$$\varepsilon_{yy} = \frac{0{,}29}{21000} 10 = 1{,}3810 \quad 10^{-4}$$
$$\varepsilon_{zz} = \frac{-10}{21000} = -4{,}7619 \quad 10^{-4}$$

les résultats de CESAR LCPC donnent :

ε_{xx}	ε_{yy}	ε_{zz}
1.769 E-04	1.381 E-04	-4.762 E-04

Exemple 3:

- $\beta = \theta = 90$

Données :

$$E_x = E_z = 13000\ \text{MPa},\ E_y = 21000\ \text{MPa}$$
$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = 0\ \text{MPa},\ \sigma_{zz} = -10\ \text{MPa}$$

Résultats :

$$\varepsilon_{xx} = \frac{0{,}29}{21000} 10 = 1{,}3810 \quad 10^{-4}$$
$$\varepsilon_{yy} = \frac{0{,}23}{13000} 10 = 1{,}7692 \quad 10^{-5}$$
$$\varepsilon_{zz} = \frac{-10}{21000} = -4{,}7619 \quad 10^{-4}$$

les résultats de CESAR LCPC donnent :

ε_{xx}	ε_{yy}	ε_{zz}
1.381 E-04	1.769 E-04	-4.762 E-04

A2.2 - Graphes

Les deux autres types de chargements utilisés dans notre étude 3-D sont :

T_1 = 12-36-30 MPa

T_3 = 30-12-36 MPa

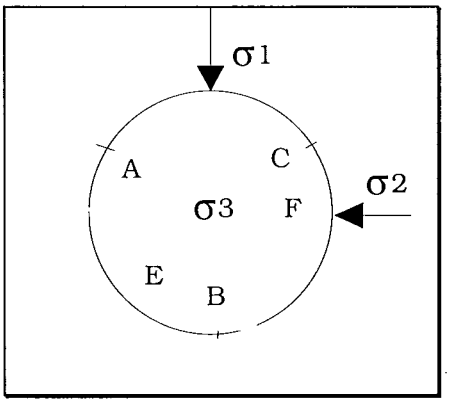


***Fig. A2.1** - Disposition des rosettes de mesure par rapport aux contraintes principales.*

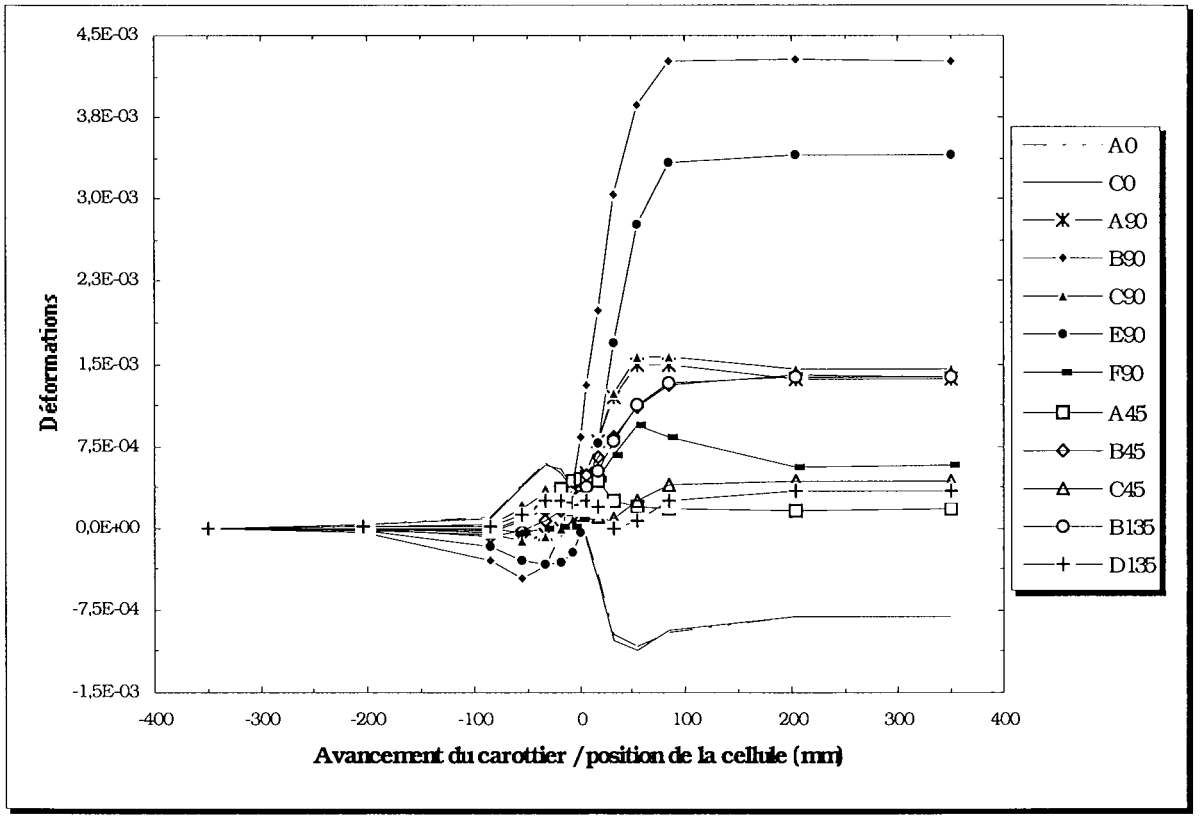


***Fig. A2.2** - Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T1, orientation (Béta=90°, Téta=45°).*

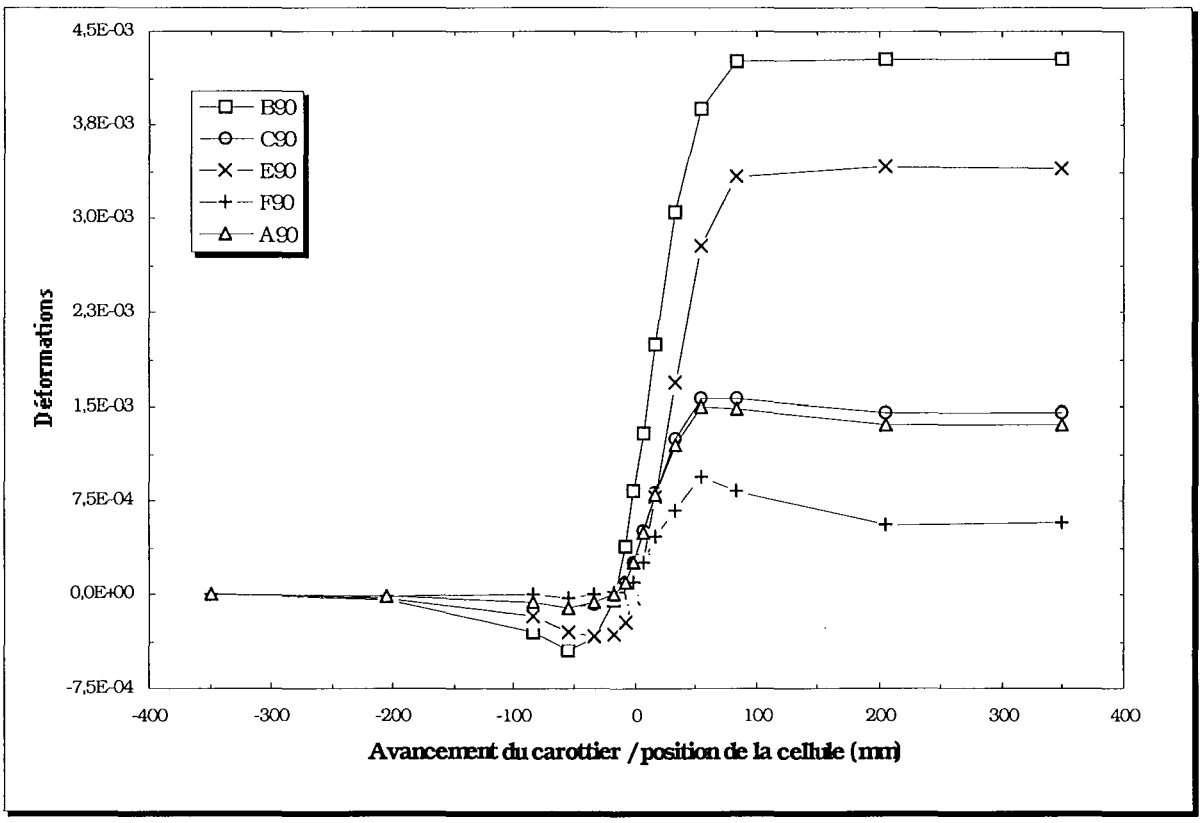


Fig. A2.3 *- Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T1, orientation (Béta=90°, Têta=45°).*

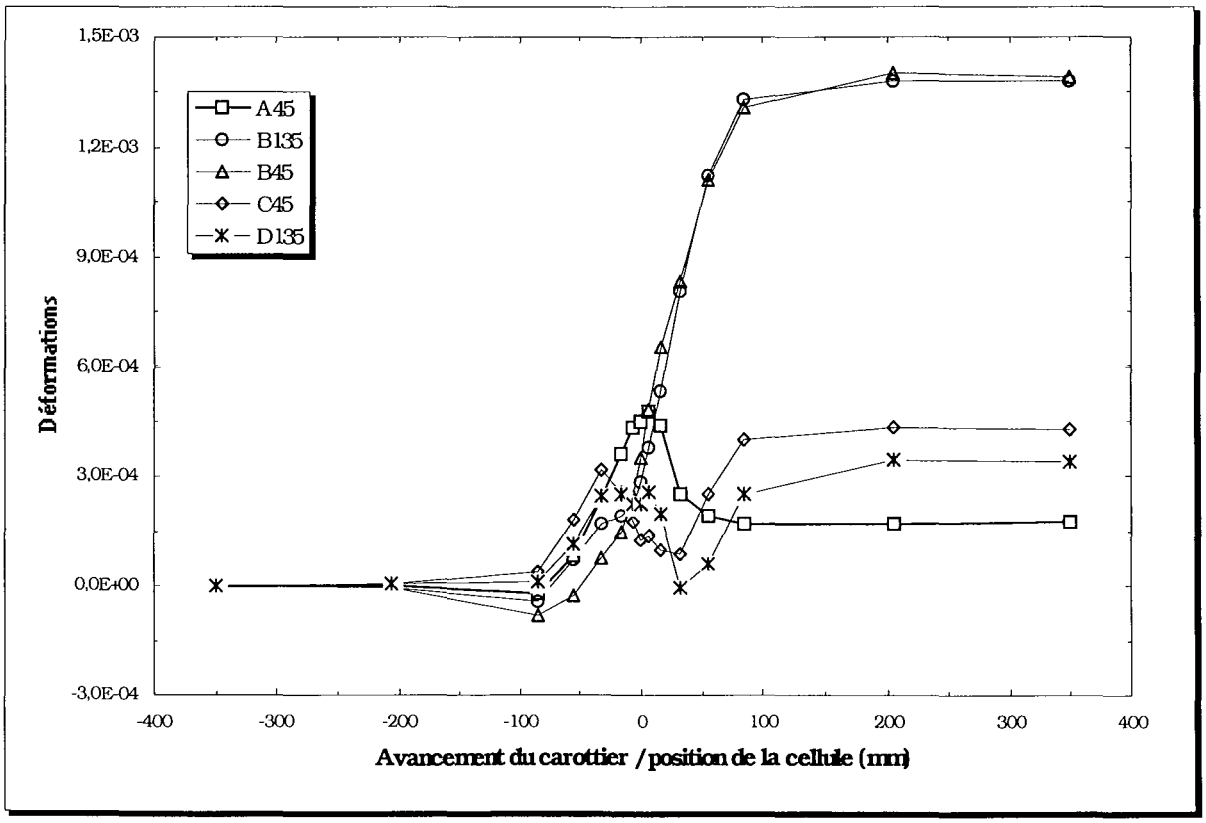


Fig. A2.4 *- Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T1, orientation (Béta=90°, Téta=45°).*

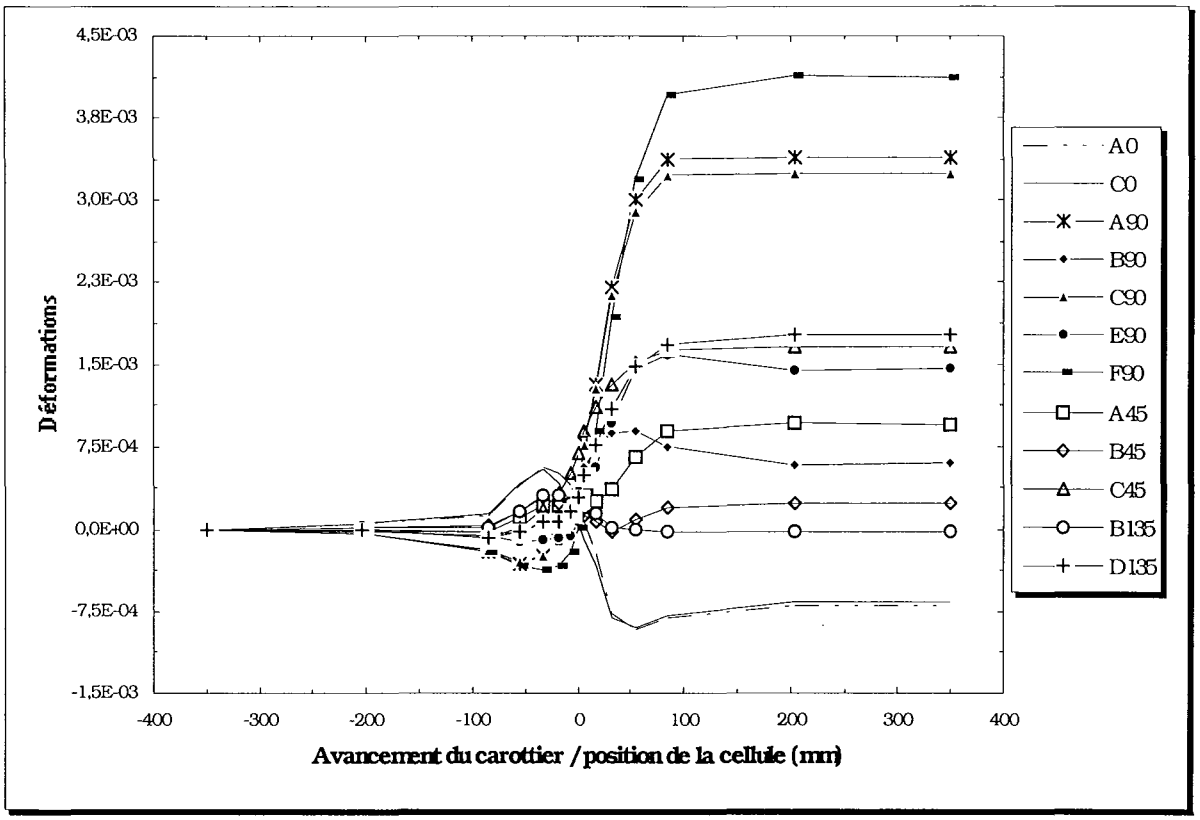


Fig. A2.5 *- Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T3, orientation (Béta=90°, Téta=45°).*

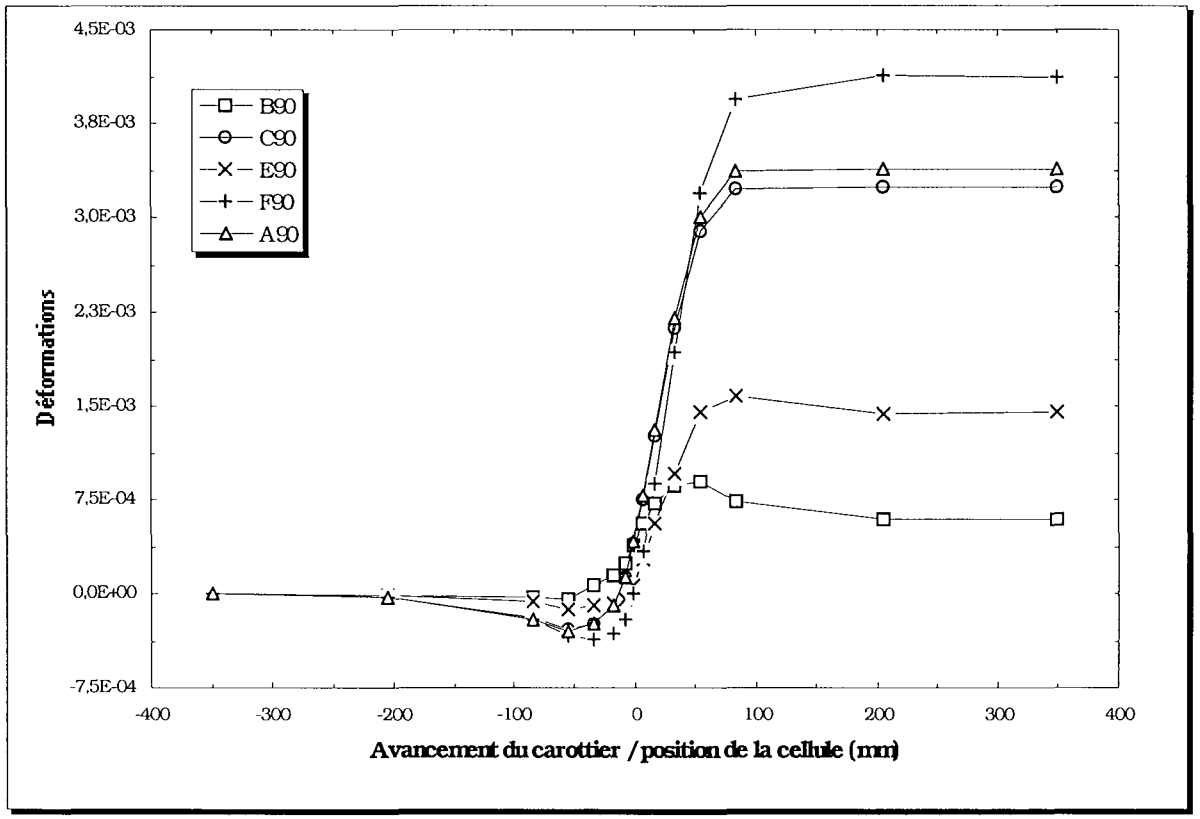


Fig. A2.6 *- Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T3, orientation (Béta=90°, Têta=45°).*

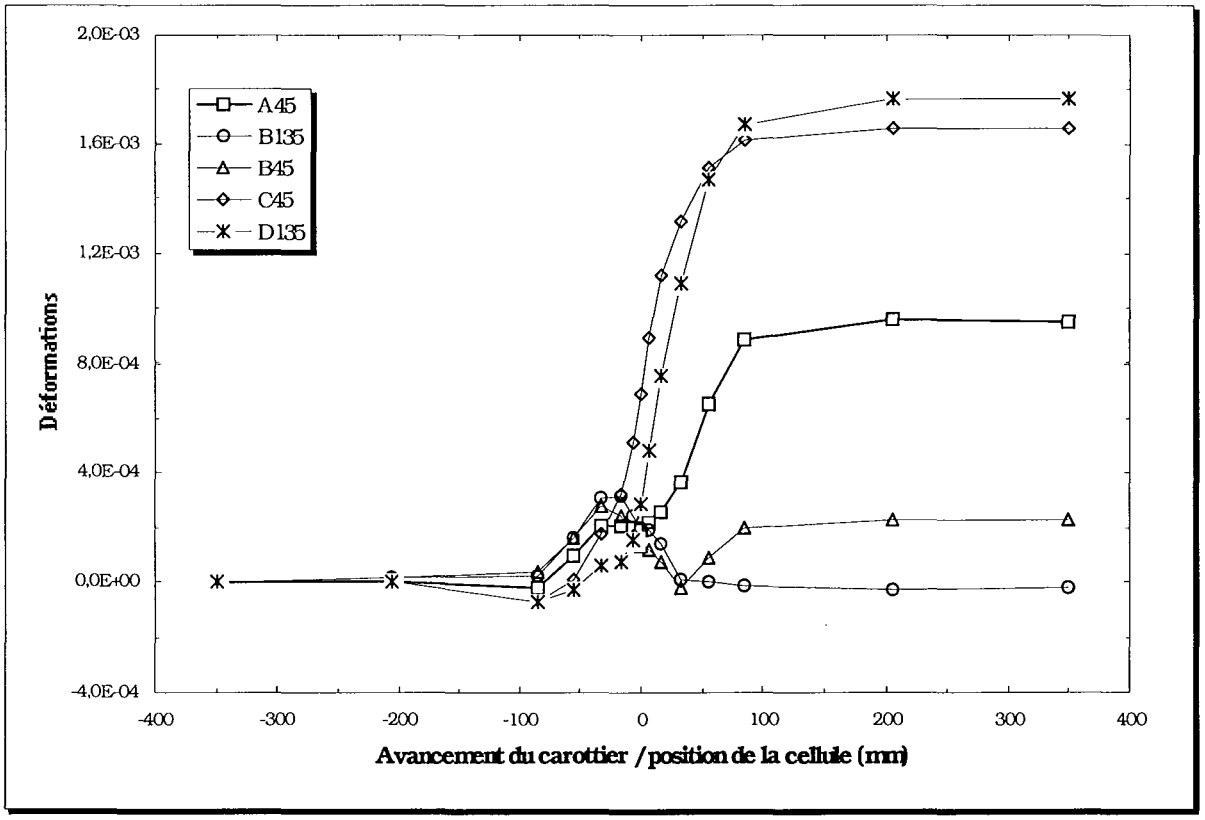


Fig. A2.7 *- Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T3, orientation (Béta=90°, Téta=45°).*

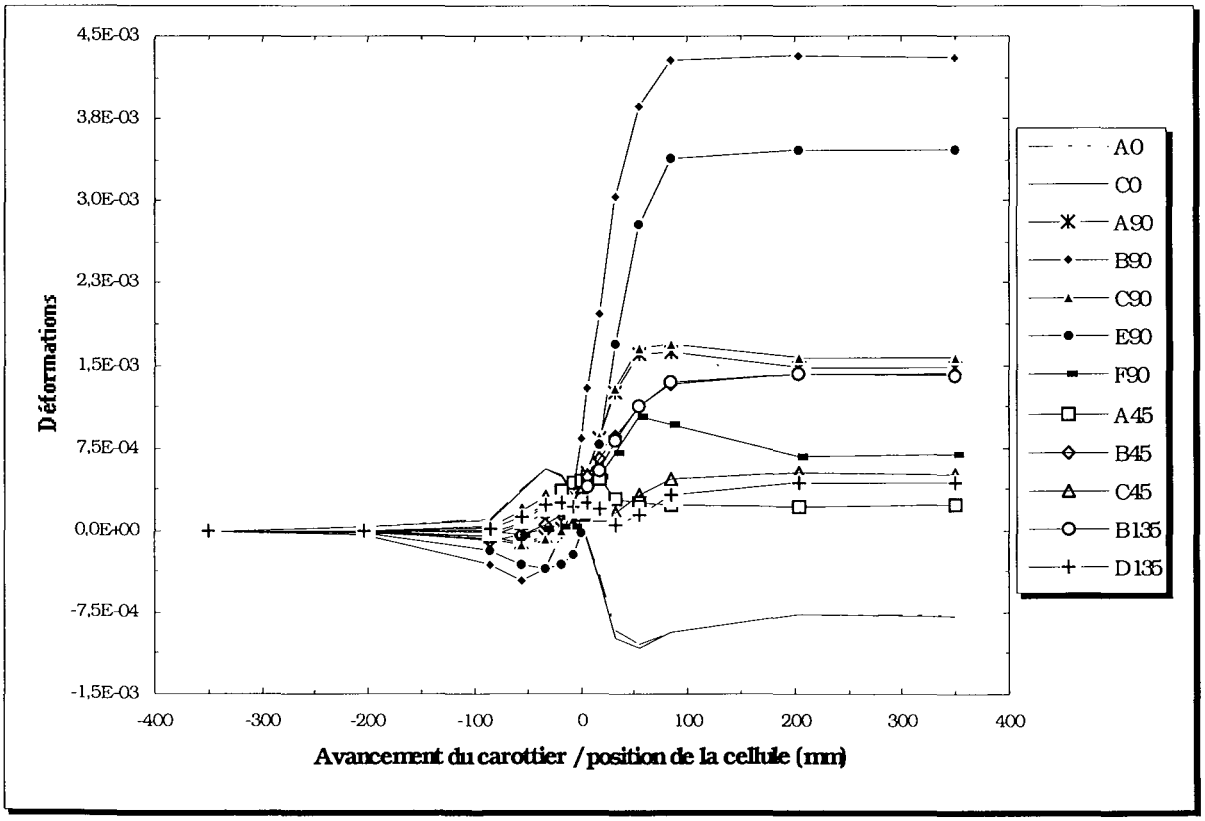


Fig. A2.8 *- Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T1, orientation (Béta=90°, Téta=30°).*

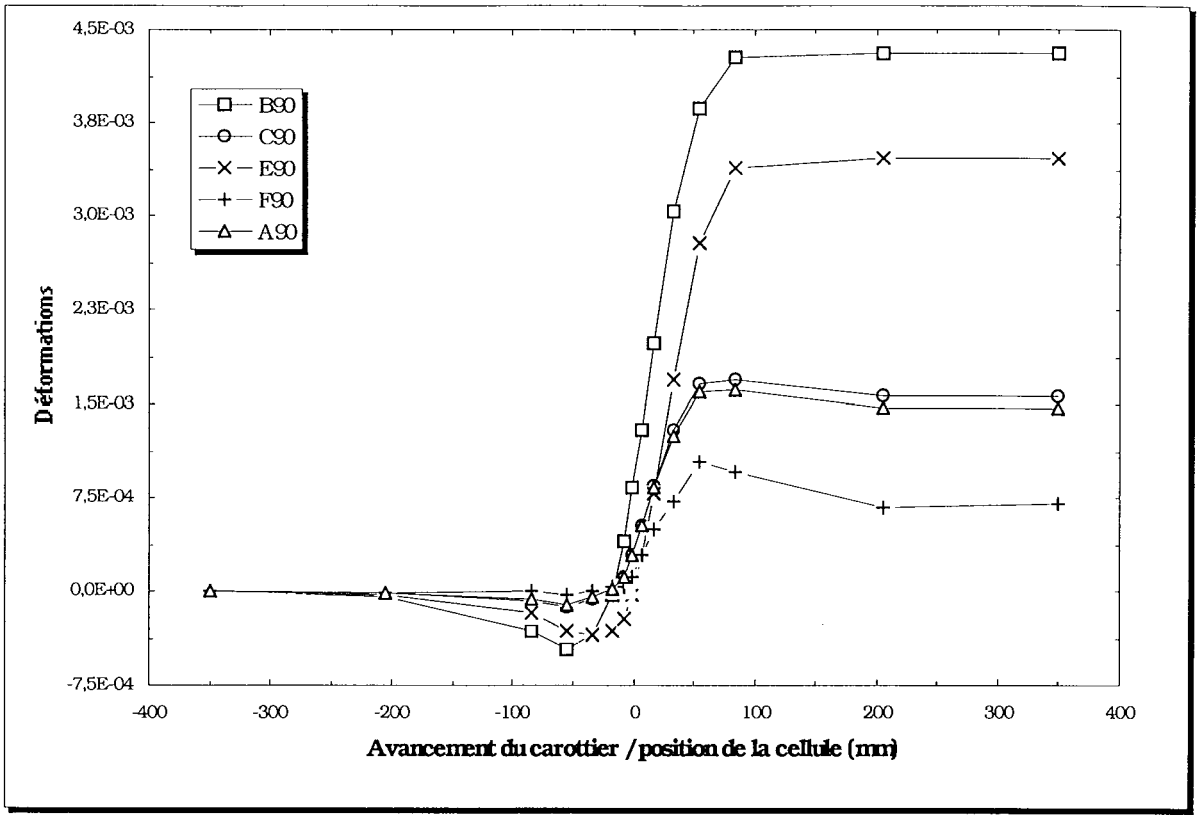


Fig. A2.9 *- Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T1, orientation (Béta=90°, Têta=30°).*

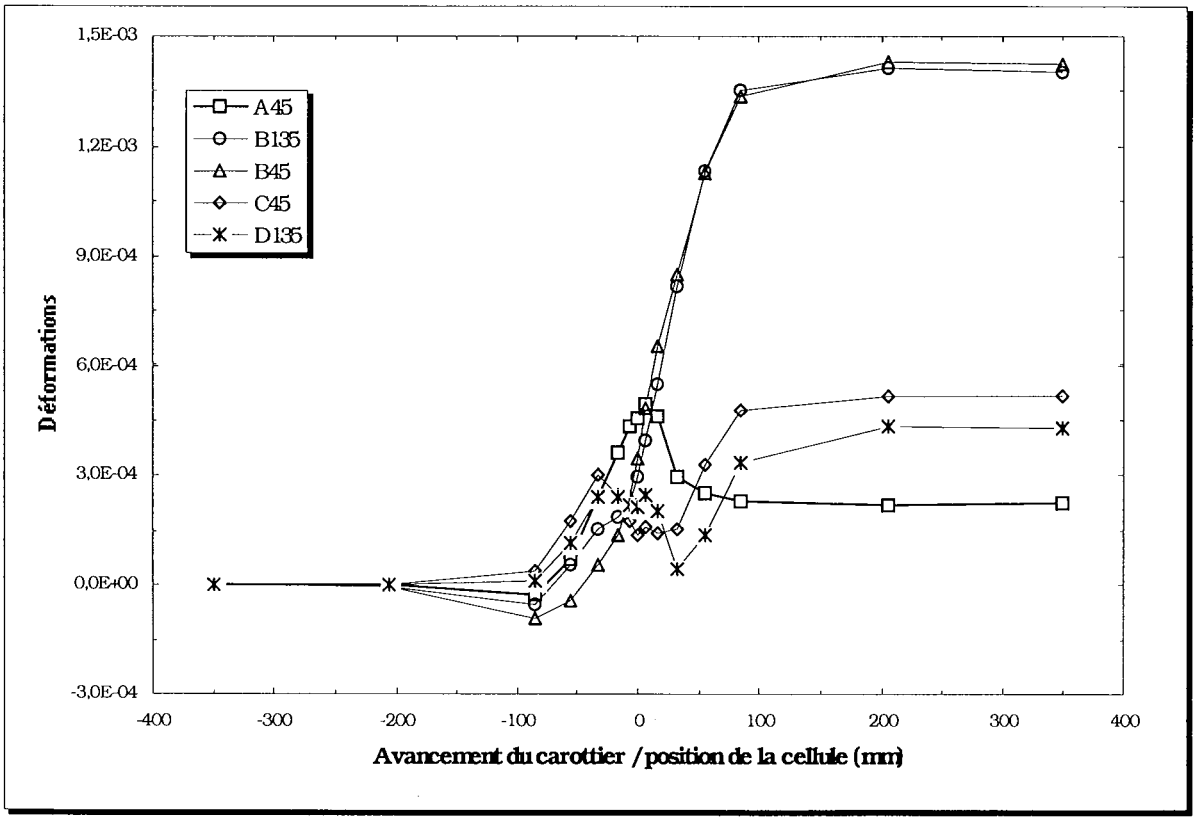


Fig. A2.10 *- Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T1, orientation (Béta=90°, Téta=30°).*

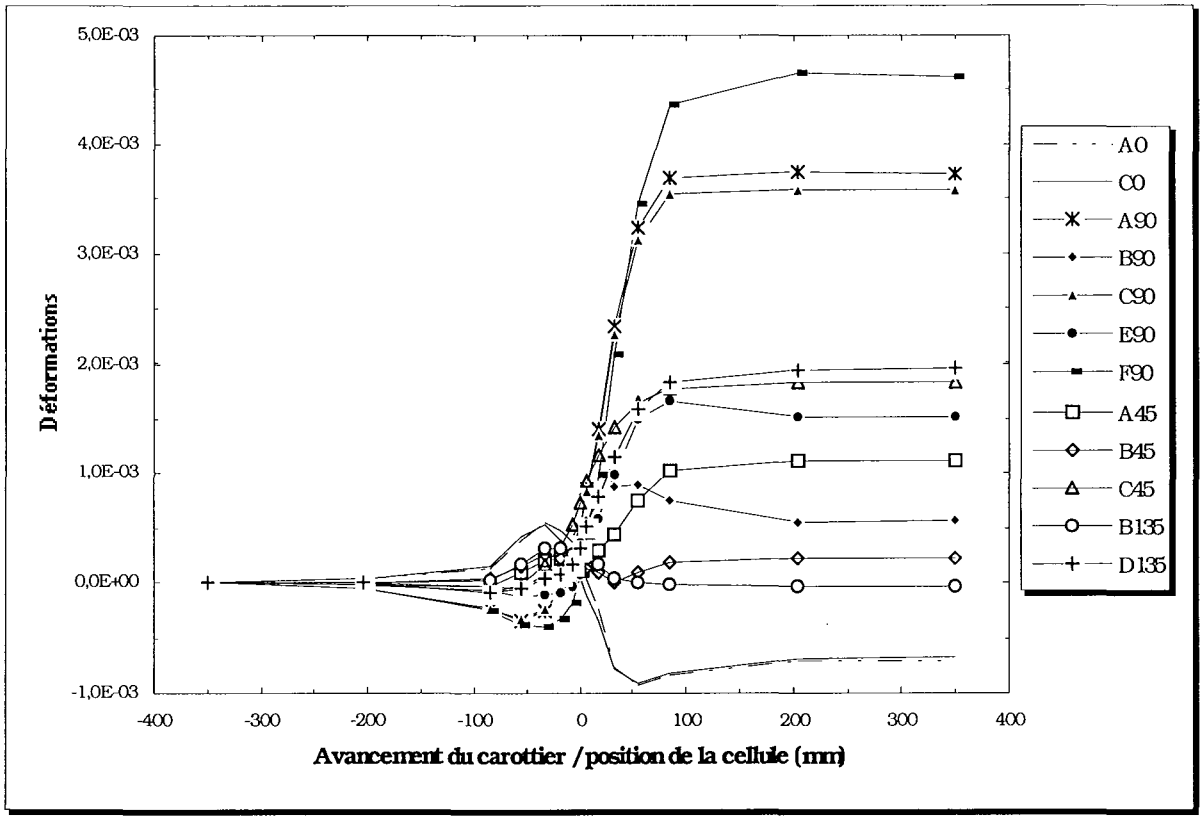


Fig. A2.11 *- Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T3, orientation (Béta=90°, Téta=30°).*

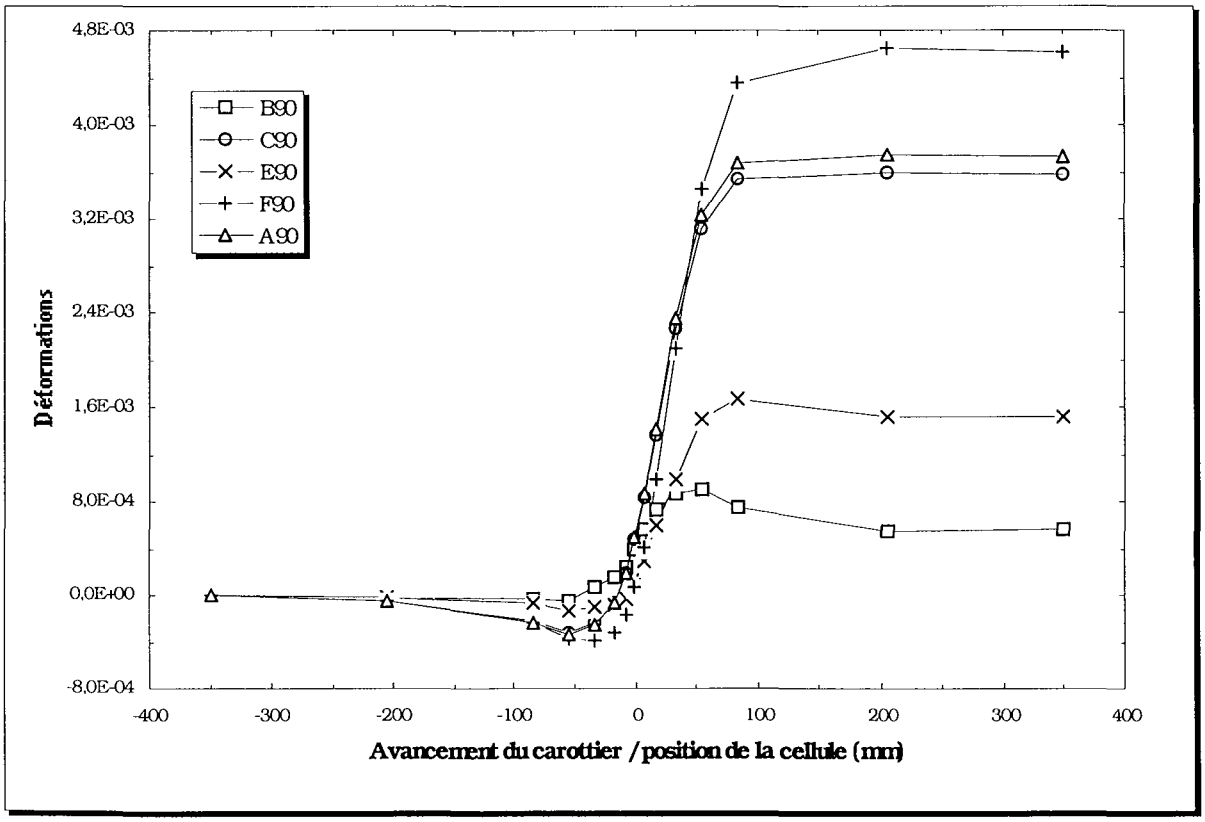


Fig. A2.12 *- Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T3, orientation (Béta=90°, Têta=30°).*

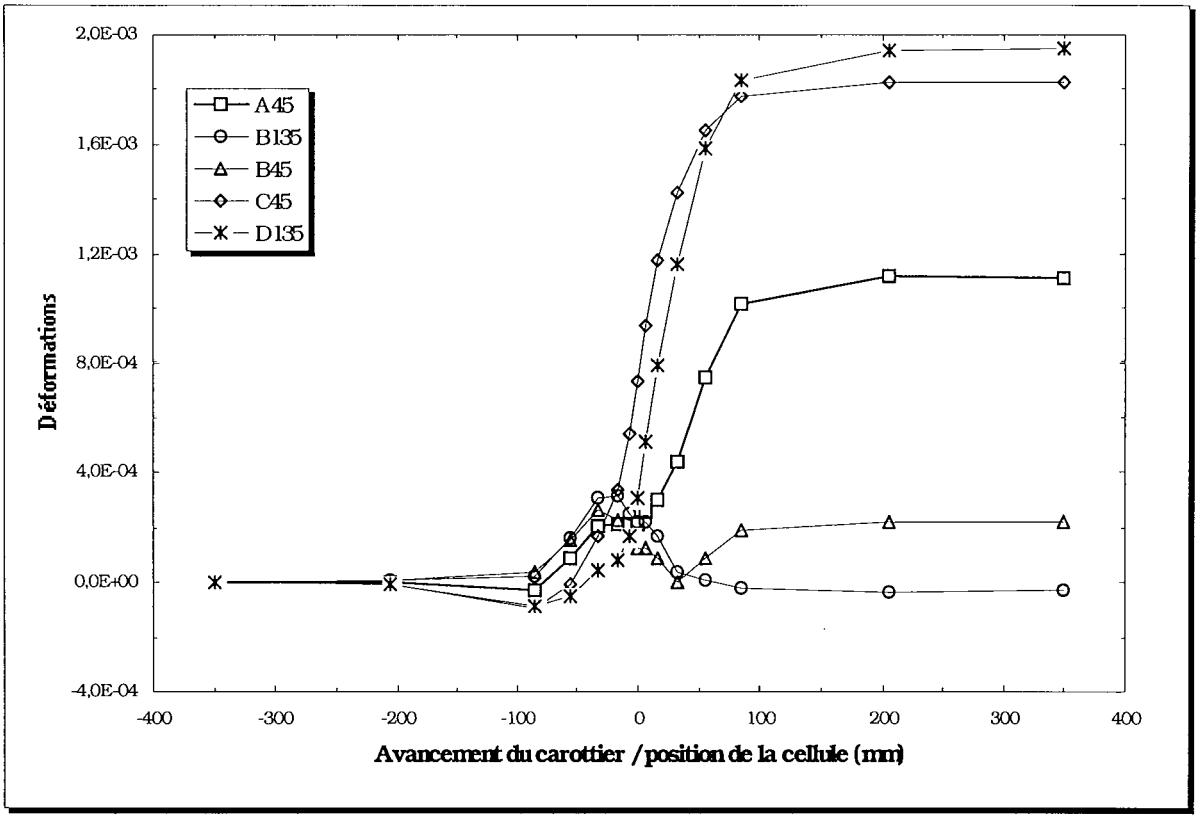


Fig. A2.13 *- Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T3, orientation (Béta=90°, Téta=30°).*

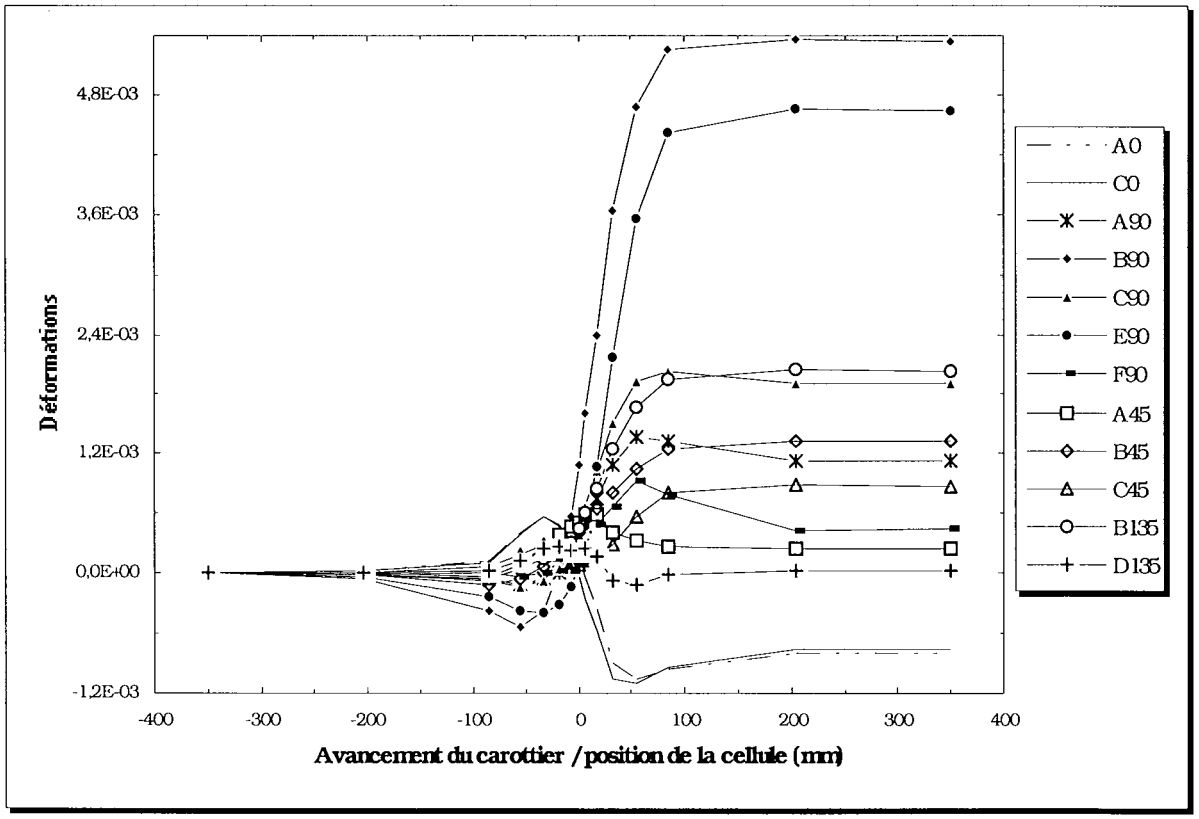


Fig. A2.14 *- Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T1, orientation (Béta=30°, Téta=60°).*

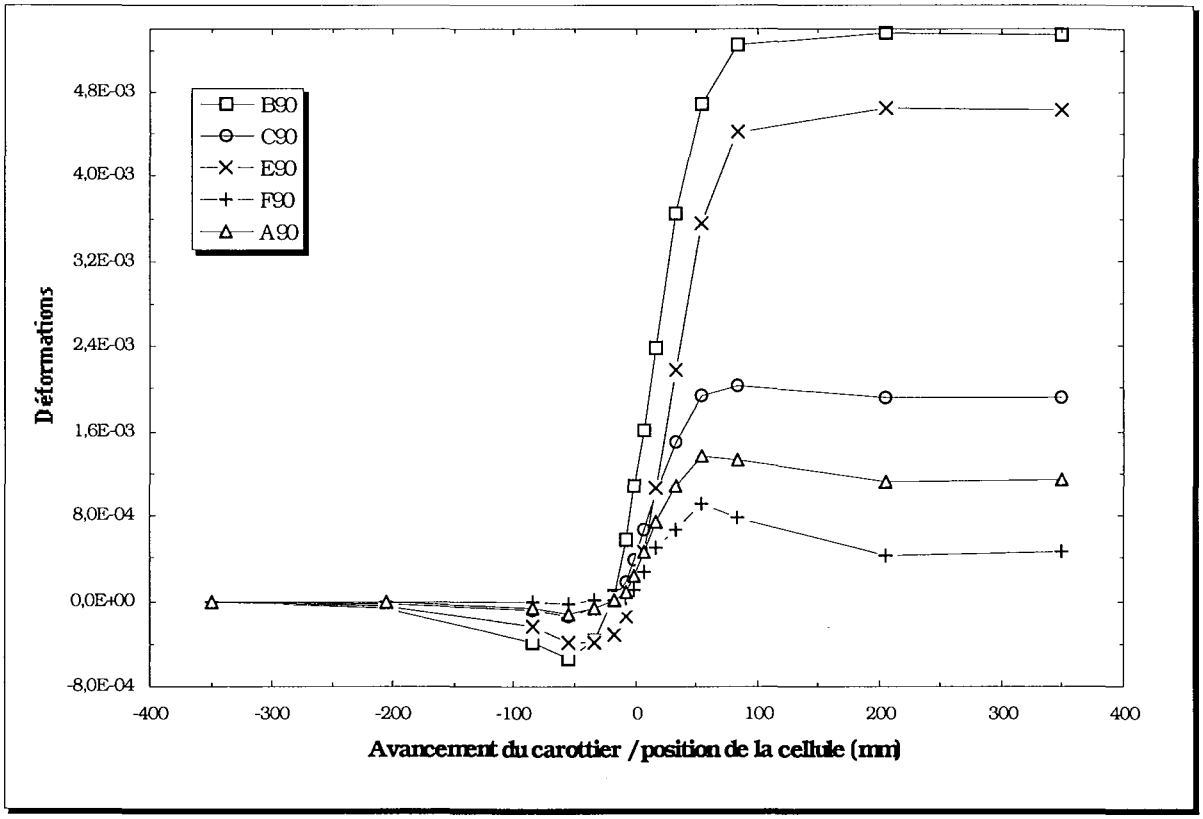


Fig. A2.15 *- Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T1, orientation (Béta=30°, Têta=60°).*

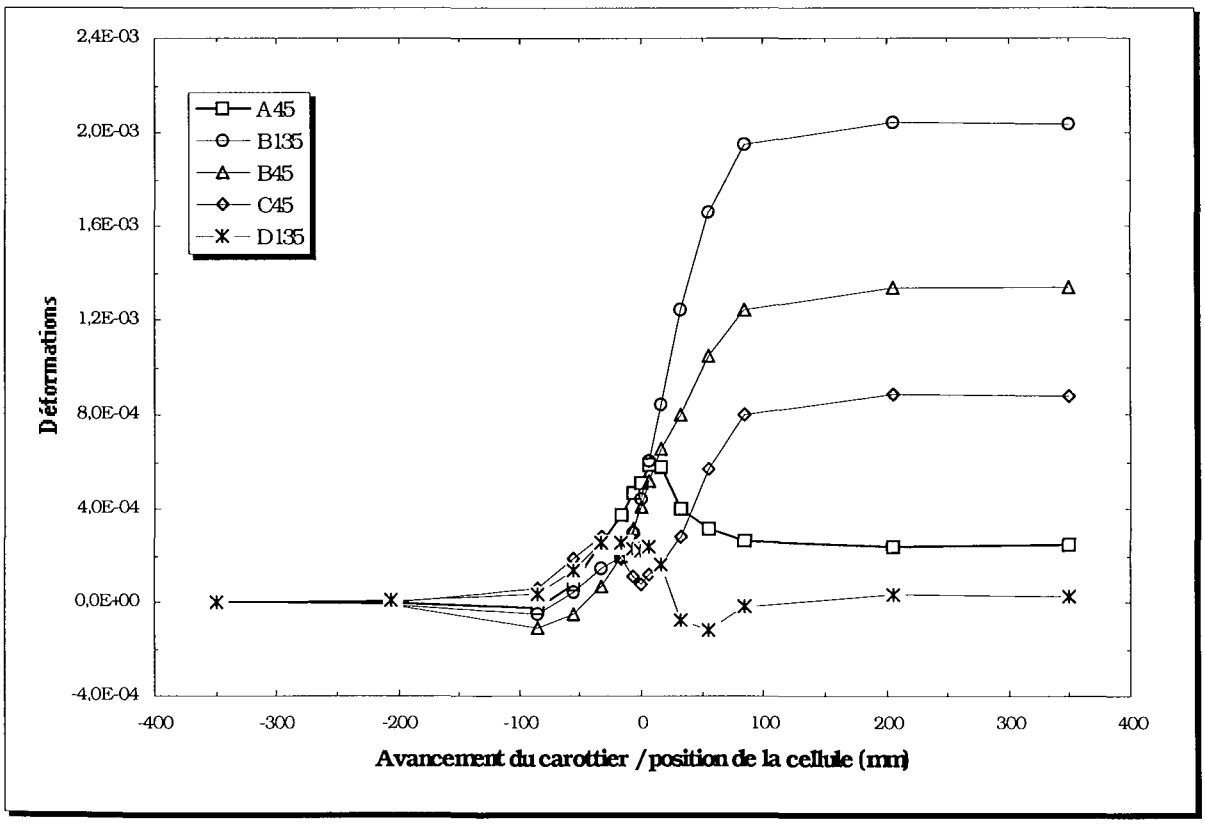


Fig. A2.16 *- Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T1, orientation (Béta=30°, Téta=60°).*

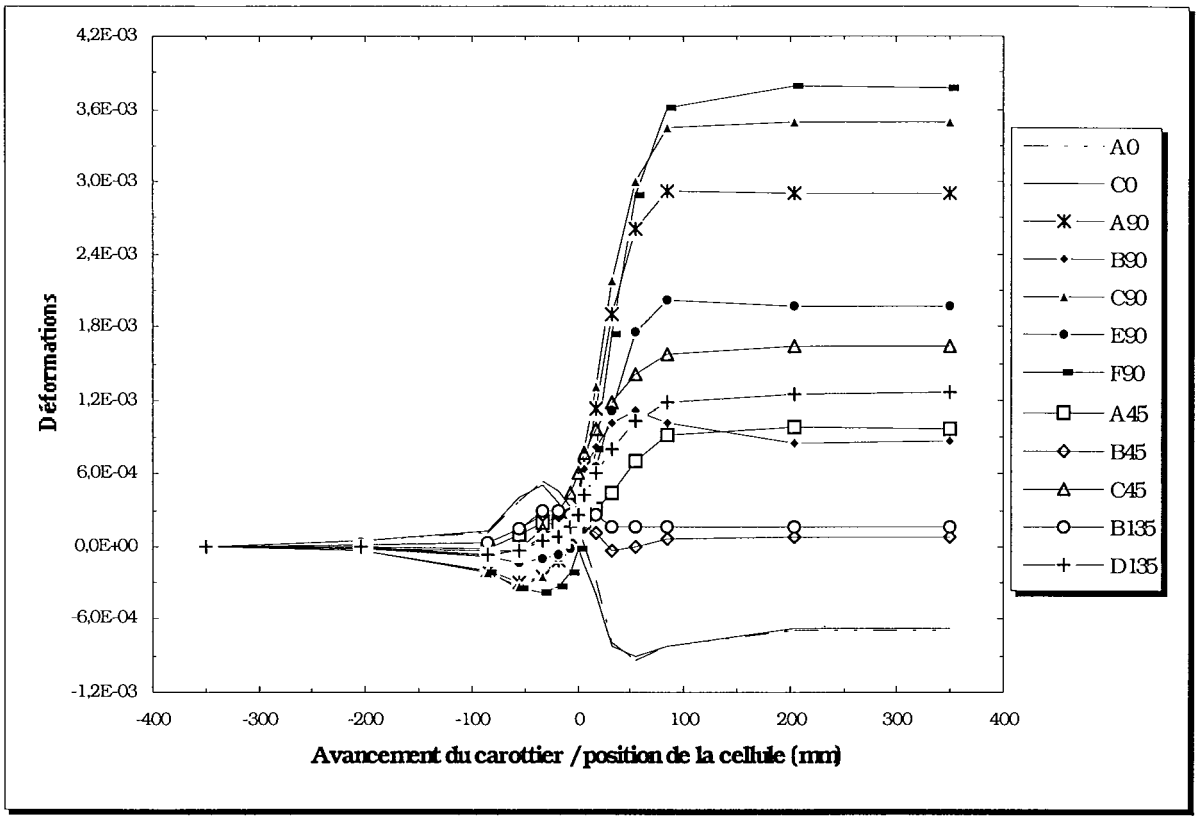


Fig. A2.17 *- Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T3, orientation (Béta=30°, Téta=60°).*

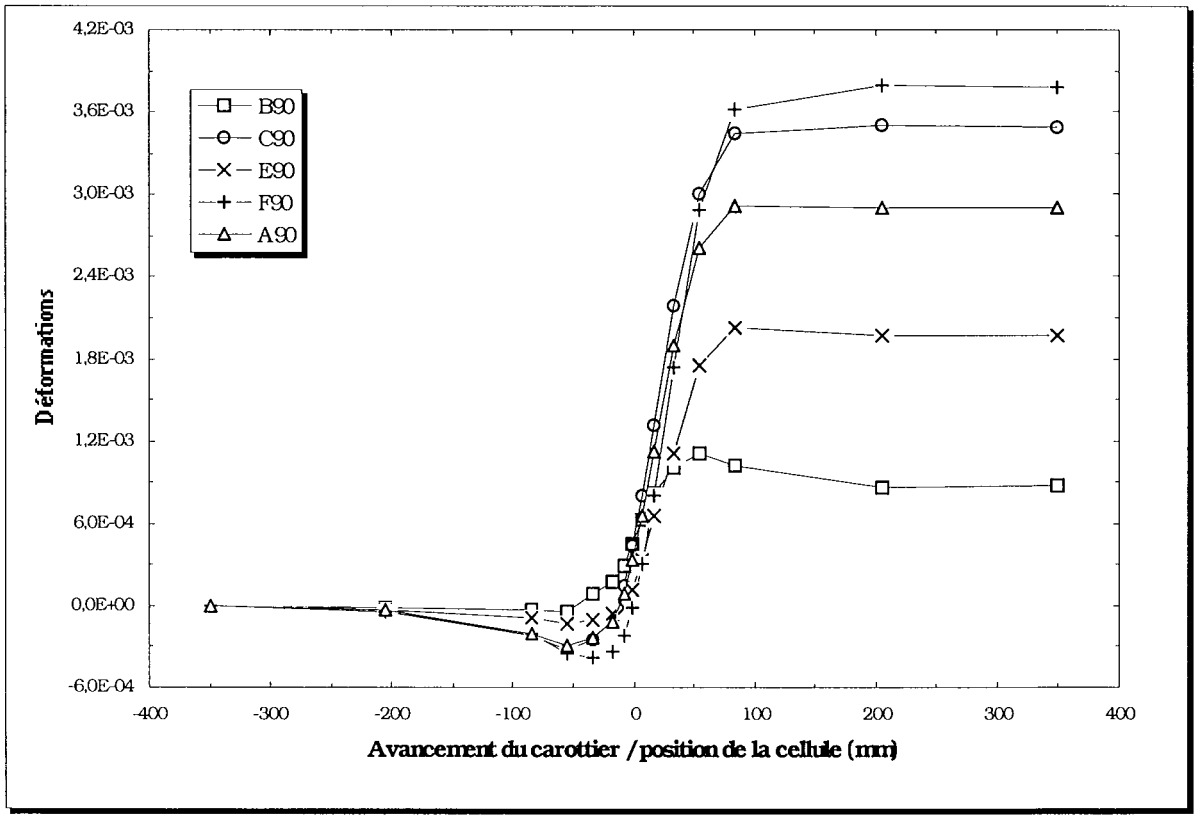


Fig. A2.18 *- Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T3, orientation (Béta=30°, Têta=60°).*

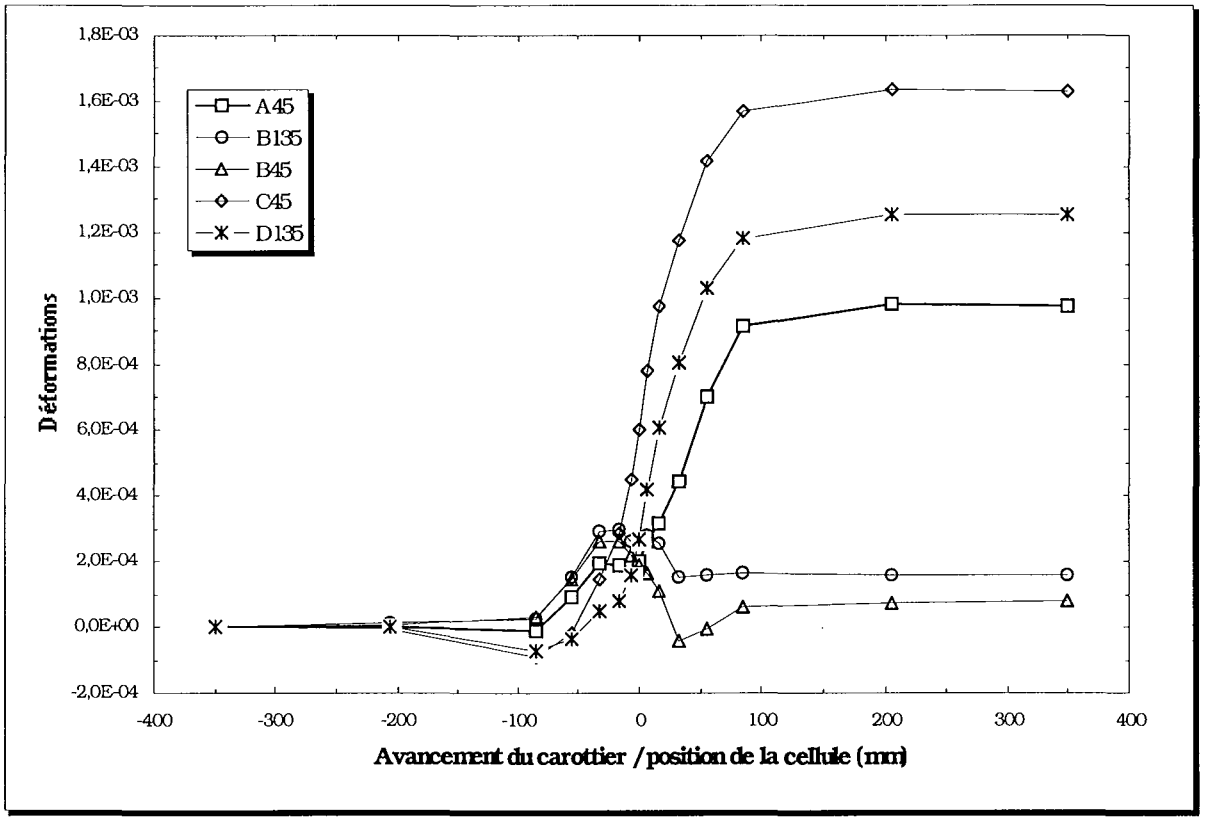


Fig. A2.19 *- Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement déviatorique T3, orientation (Béta=30°, Téta=60°).*

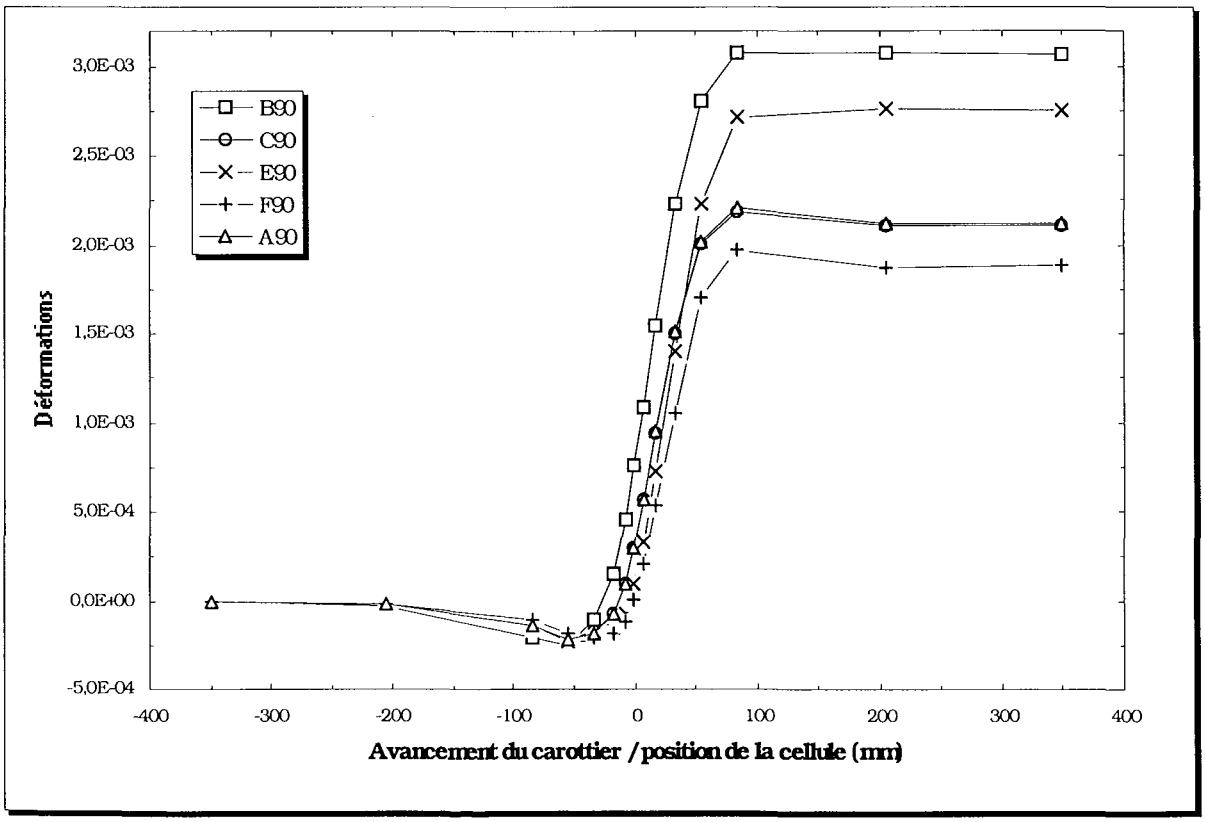


Fig. A2.20 *- Évolution de la déformation de la totalité des jauges matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H2, orientation (Béta=0°, Téta=90°).*

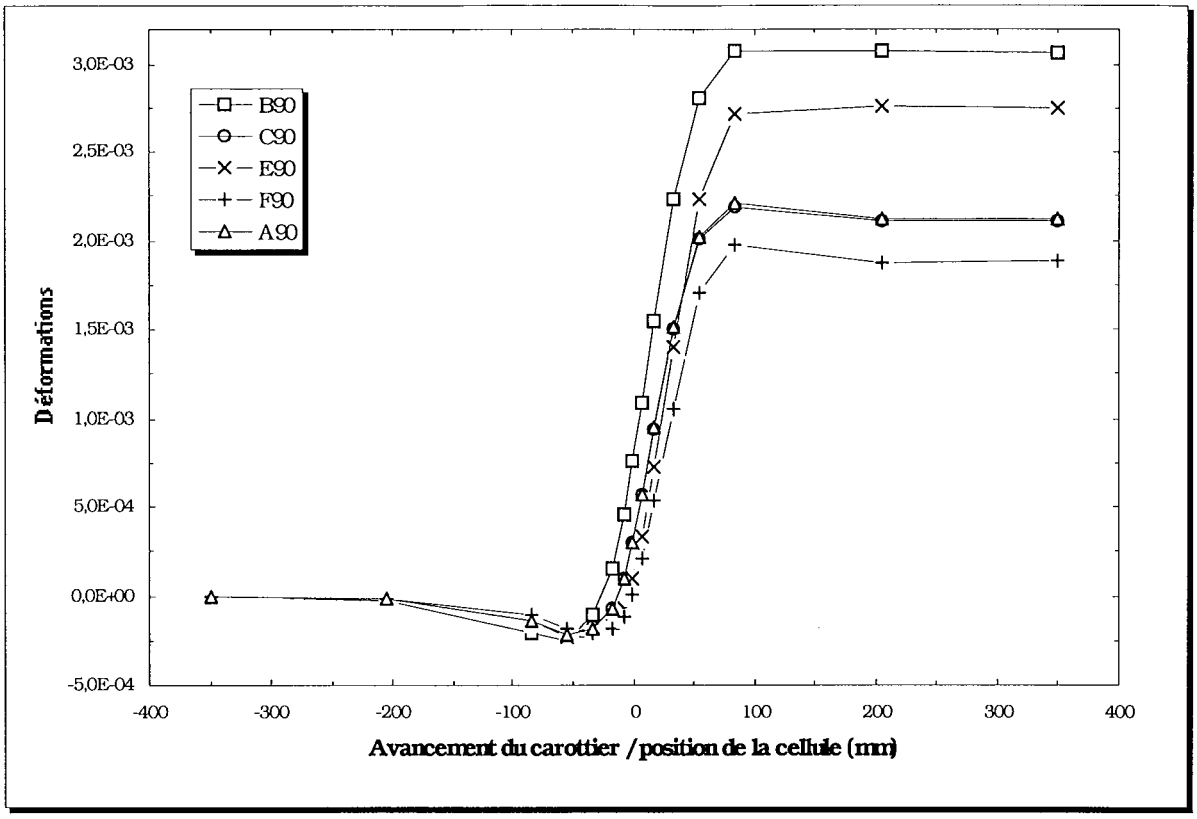


Fig. A2.21 *- Évolution de la déformation des jauges circulaires matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H2, orientation (Béta=0°, Têta=90°).*

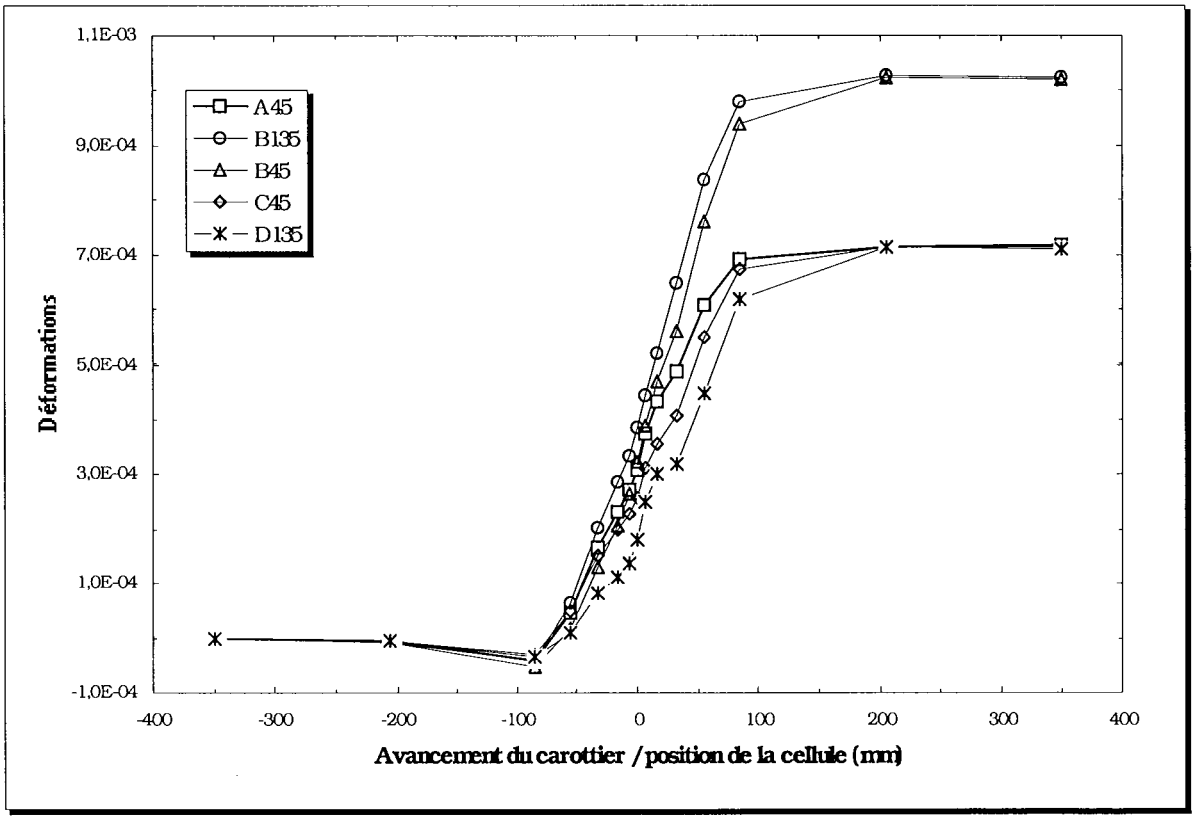


Fig. A2.22 *- Évolution de la déformation des jauges inclinées matériau isotrope transverse, chargement hydrostatique H2, orientation (Béta=0°, Téta=90°).*

INSTITUT NATIONAL
POLYTECHNIQUE
DE LORRAINE

AUTORISATION DE SOUTENANCE DE THESE DU DOCTORAT DE L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE

o0o

VU LES RAPPORTS ETABLIS PAR :
Monsieur SHAO Jian Fu, Professeur, EUDIL Villeneuve d'Ascq,
Monsieur VOUILLE Gérard, Directeur de Recherches, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.

Le Président de l'Institut National Polytechnique de Lorraine, autorise :

Monsieur NECHNECH Ammar

NANCY BRABOIS
2, AVENUE DE LA
FORET-DE-HAYE
BOITE POSTALE 3
F - 5 4 5 0 1
VANDŒUVRE CEDEX

à soutenir devant l'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE, une thèse intitulée :
"Modélisation numérique du problème du surcarottage : influence de la loi de comportement de la roche".

en vue de l'obtention du titre de :

DOCTEUR DE L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE

Spécialité : **"GÉNIE CIVIL - HYDROSYSTÈMES - GÉOTECHNIQUE"**

Fait à Vandoeuvre le, **11 Mai 1998**
Le Président de l'I.N.P.L.,

J. HARDY

INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE NANCY

Pour le Président
Le Vice-Président
M. MARTIN

TEL. 33/83.59.59.59
FAX. 33/83.59.59.55

RESUME

La connaissance de l'état de contrainte *in situ* est indispensable dans les applications rencontrées en mécanique des roches. Plusieurs techniques d'estimation des contraintes *in situ* ont été élaborées. Parmi ces méthodes, nous nous sommes intéressés en particulier à l'essai de surcarottage.

Si le modèle de comportement de la roche est irréversible, l'interprétation de l'essai de surcarottage est délicate. Les relations contraintes-déformations ne sont plus linéaires et dépendent notamment de l'état initial en contraintes et de la totalité du chargement mécanique subi par le matériau. L'analyse exposée dans ce mémoire est consacrée au *problème direct.*

Le but de l'approche est de déterminer les facteurs essentiels au niveau de la rhéologie et de l'état initial de contrainte, influant sur le comportement de la roche lors du surcarottage. Une étude paramétrique a été menée en simulant numériquement la procédure du surcarottage à l'aide du code de calculs aux éléments finis CESAR-LCPC.

Plusieurs modélisations sont utilisées : modélisation bidimensionnelle en déformation plane, modélisations axisymétrique et tridimensionnelle prenant en compte l'avancement du carottier.

L'analyse bidimensionnelle du problème du surcarottage en terrain élastoplastique montre que la totalité de l'histoire du chargement mécanique subi par le matériau doit être prise en compte et que l'influence de la rhéologie est fortement liée à l'état initial de contrainte. Il a été mis en évidence l'influence des contraintes initiales sur l'apparition des zones plastiques et leurs extensions.

Nous avons montré que, la simulation numérique utilisant un modèle élastoplastique peut expliquer certains résultats observés *in situ* : évolution non monotone de déformation lors du surcarottage, fortes chutes de déformations.

L'étude tridimensionnelle a également mis en évidence les effets couplés des directions d'anisotropie et de contrainte et de l'intensité de la contrainte déviatorique sur les déformations.

Mots clés :

contraintes, surcarottage, modélisation, milieu élastoplastique, simulation numérique,