

003-16
1994
399
Exclu
du
Prêt

Laboratoire de Mécanique de Lille
École Université des Ingénieurs de Lille

THESE DE DOCTORAT

présenté à

L'Université des Sciences et Technologies de Lille

Spécialité: Modélisation dans les études de Génie Civil

par

Ahmed Lazhar Fodil BOUCHETOB



**CONTRIBUTION A LA MODELISATION
EN 2D ET 3D
DU PHÉNOMÈNE DE DISCAGE**

Tirage provisoire

Soutenue le 20 Octobre 1994 devant la commission d'examen composée de:

- HENRY J Président
- PIGUET J.P Rapporteur
- HOMAND F. Rapporteur
- FOURMAINTRAUX D. Examineur
- DELWICH R. Examineur
- TRENTESEAUX C. Examineur

SOMMAIRE

RESUME	Page
Chapitre 1 INTRODUCTION	1
Chapitre 2 ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE SUR LA MODELISATION DU DISCAGE	4
2.1 DIFFERENTS TYPE DE DISCAGE.....	5
2.2 METHODOLOGIE DE DESCRIPTION DES DISQUES [MIGUEZ 1988].....	6
2.2.1 Résultats des premières observations.....	6
2.3 APPROCHE DE LA MODELISATION DU DISCAGE PAR UN COMPORTEMENT ELASTO-FRAGILE.....	8
2.3.1 Bref résumé des travaux de recherche selon l'approche élasto-fragile.....	8
2.3.2 Domaine de non discage.....	12
2.4 VALIDATION DE L'HYPOTHESE DE L'ELASTICITE.....	14
2.5 CRITERES DE RUPTURE.....	15
2.6 PARAMETRE DE RETOUR SUR LE CRITERE.....	17
Chapitre 3 MODELISATION DE L'INTERACTION OUTIL-ROCHE	19
3.1 ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE DE L'INTERACTION.....	21
3.1.1 Objectifs et bibliographie.....	21
3.1.2 Discussion	24
3.2 MODELISATION DES EFFORTS DE FRAGMENTATION DE LA ROCHE PAR DES PASTILLES PDC.....	25
3.2.1 Hypothèses de la modélisation de l'interaction.....	25
3.2.2 Présentation générale du travail d'une pastille PDC.....	26
3.2.3 Efforts maximums à la rupture pour des pastilles PDC neuves.....	27
3.2.4 Efforts à la rupture pour des pastilles PDC usées.....	32
3.2.5 Efforts à la rupture incluant l'effet Chip-hold down.....	33
3.2.6 Estimation de ϕ et C par une approche tridimensionnelle.....	34
3.3 CONCLUSION.....	37

Chapitre 4	PRESENTATION DU LOGICIEL	38
4.1	OBJECTIFS.....	39
4.2	DESCRIPTION DU LOGICIEL DEVELOPPE.....	41
4.2.1	Sous-programme de maillage.....	43
4.2.2	Sous programme de calcul.....	45
4.2.3	Sous-programme des loupes.....	46
4.3	DETERMINATION DES CONTRAINTES DE DISCAGE.....	49
4.3.1	Méthodologie du calcul.....	49
4.3.2	Calcul des conditions d'initialisation du discage.....	51
4.3.3	Programme de calcul automatique du domaine de non discage.....	54
4.3.4	Vérification de la taille optimale des éléments de la discrétisation.....	55
Chapitre 5	ETUDE PARAMETRIQUE DU DISCAGE EN MODELISATION AXISYMETRIQUE.....	57
5.1	INFLUENCE DES CRITERES DE RUPTURE ADOPTES.....	58
5.2	INFLUENCE DES CARACTERISTIQUES GEOMECANQUES.....	61
5.3	INFLUENCE DE LA PRESSION DE BOUE.....	64
5.4	INFLUENCE DU RAPPORT RAYON EXTERIEUR SUR RAYON INTERIEUR.....	66
5.5	INFLUENCE DE L'EPAISSEUR DE LA CAROTTE.....	67
5.6	INFLUENCE DE LA FORME DU CAROTTIER.....	69
5.7	INFLUENCE DE LA PRESSION SUPPLEMENTAIRE SUR LA CAROTTE.....	70
5.8	DISCUSSION SUR LES MODES D'INITIALISATION DE LA RUPTURE.....	72
5.9	CONCLUSION.....	78
Chapitre 6	MODELISATION TRIDIMENSIONNELLE : INFLUENCE DES PARAMETRES.....	81
6.1	VERIFICATION DE L'INTERPOLATION TRIDIMENSIONNELLE.....	82
6.2	INFLUENCE DE L'ANISOTROPIE DES CONTRAINTES RADIALES.....	85
6.3	POSITION DES POINTS D'AMORCE DE RUPTURE.....	86
6.4	INFLUENCE DES EFFORTS DE L'INTERACTION OUTIL-ROCHE.....	92
6.5	INFLUENCE DE LA DEVIATION DE PUIITS.....	96
6.6	CONCLUSION.....	98
Chapitre 7	CONCLUSION.....	99
	REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	103
	ANNEXES.....	107

RESUME

L'un des problèmes essentiels en mécanique des roches appliquée est la récupération de carottes intactes lors du forage de puits pétroliers pour les analyses d'identification des échantillons au laboratoire. Le thème de notre recherche est la contribution à la modélisation de l'initialisation de la rupture des carottes par une approche en bi et tridimensionnelle. Ce phénomène de rupture appelé discage dépend essentiellement des paramètres géomécaniques de la roche, des paramètres géométriques de la couronne du carottier, de la pression de boue et des contraintes géostatiques. Une modélisation par éléments finis permet de mener une étude paramétrique dans le but d'améliorer la technique de carottage.

Dans un premier temps, nous avons procédé à l'étude du phénomène de discage par une approche bidimensionnelle, en symétrie de révolution, à l'aide d'un programme en éléments finis (DISCAGELF). Le principe consiste à la détermination d'un domaine de non discage dans le but d'obtenir des carottes intactes à partir des conditions de forage en profondeur variable. En fait, l'objectif recherché est d'étudier l'influence des paramètres (géométriques de la couronne du carottier, caractéristiques mécaniques de la roche et de l'état de contraintes géostatiques) sur les contraintes de discage. Un mailleur automatique du domaine de fond de puits permet la génération de plusieurs formes de saignée en un minimum de temps.

Dans la seconde phase, l'analyse du discage est effectuée selon une approche tridimensionnelle. Cette approche permet de tenir compte d'un état de contraintes anisotropes, pour des puits verticaux et déviés. En outre, cela permet d'étudier l'influence des efforts d'interaction outil-roche, à savoir; le couple et le poids sur l'outil. En ce sens, il a été développé un mailleur automatique tridimensionnel avec la possibilité d'effectuer des coupes sur la zone à haute probabilité de rupture. D'autre part, un modèle théorique pour l'estimation des efforts d'interaction a été mis au point.

ABSTRACT

The determination of in situ stresses at great depth, allowing to plan and thus optimize the stability of oil borehole, is a major problem in rock mechanics applied to oil drilling and more generally to mining and civil engineering. The scope of the present work is the study of core discing occurring in oil cores, which is an unexpensive way to the characterisation of the degree and the orientation of the in situ stresses.

This study is divided in two parts.

In the first part, a finite element computer code (DISCAGEI.F) for axisymmetrical problem is used to study the core discing phenomenon. This approach includes an automatic mesh generator and thus affords the ability to simulate a lot of type of drilling tools. On the other hand, this analysis allows to understand the influence of the material intrinsic properties on the core stability domain in order to obtain intact cores for mechanical laboratory tests.

In the second part of the study, a three dimensional approach permits to regard the influence of anisotropic stress state for vertical and sloped oil borehole. By the way, this approach includes the effect of the torque and the weight on the tool. A theoretical model is developed to estimate the tool's strenghts.

NOTATIONS

AX1 (Mètre) : excentricité gauche de la couronne du carottier

AX2 (Mètre) : excentricité droite de la couronne du carottier

BY (Mètre) : élancement pour une couronne symétrique

BY1 (Mètre) : élancement du côté intérieur d'une couronne dissymétrique

BY2 (Mètre) : élancement du côté extérieur d'une couronne dissymétrique

cv,cr1,cr2,co1,co2,cb : coefficients correcteurs associés : - à la profondeur

- au rapport σ_{R1}/σ_A

- au rapport σ_{R2}/σ_A

- au couple sur l'outil

- au poids sur l'outil

- à la densité de boue

D_b : densité de boue

D_t : densité du terrain

E (MPa) : module d'young du matériau

ν : coefficient de poisson du matériau

R_t : résistance en traction du matériau

R_c : résistance en compression du matériau

τ_o : résistance au cisaillement

E_p (cm) : épaisseur de la carotte

IMAIL : code du type de la couronne du carottier

K : coefficient de poussée des terrains σ_R/σ_A

Kdi : coefficient proportionnel associé au rapport σ_{R1}/σ_{R2}

σ_{R1}, σ_{R2} (MPa) : contraintes radiales géostatiques perpendiculaires

$\sigma_{R1}^1, \sigma_{R2}^2$ (MPa) : première et deuxième contraintes radiales de l'initialisation discage pour une même contrainte axiale

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ (MPa) : contraintes principales géostatiques

$\sigma_{ij}(R)$ (MPa) : les contraintes résultant d'un chargement radial seul

$\sigma_{ij}(A)$ (MPa) : les contraintes résultant d'un chargement axial seul

$\sigma_{ij}(B)$ (MPa) : les contraintes résultant d'un chargement dû à la pression de boue

$\sigma_{ij}(O)$ (MPa) : les contraintes résultant d'un chargement dû au poids de l'outil

$\sigma_{ij}^{(R1)}$ (MPa) : les contraintes résultant d'un premier chargement horizontal seul

$\sigma_{ij}^{(R2)}$ (MPa) : les contraintes résultant d'un deuxième chargement horizontal seul

$\sigma_{ij}^{(A)}$ (MPa) : les contraintes résultant d'un chargement axial seul

$\sigma_{ij}^{(B)}$ (MPa) : les contraintes résultant d'un chargement dû à la pression de boue

$\sigma_{ij}^{(Ov)}$ (MPa) : les contraintes résultant d'un chargement dû à l'effort axial de l'outil

$\sigma_{ij}^{(Oc)}$ (MPa) : les contraintes résultant d'un chargement dû à l'effort de coupe de l'outil

ϵ : déformation

ϵ_c : valeur critique de l'extension

$K1 : \sigma_{R1}/\sigma_A$

$K2 : \sigma_{R2}/\sigma_A$

Kd : degré de raffinement du maillage

λ : paramètre de retour sur le critère (λ min)

P_s (MPa) : pression supplémentaire sur la carotte

R_{INT} : rayon intérieur de la couronne du carottier

R_{EXT} : rayon extérieur de la couronne du carottier

F_{ax} : l'effort axiale ou de pénétration de la pastille isolée (effort de fragmentation)

F_c : l'effort de coupe de la pastille isolée (effort de fragmentation)

h : profondeur de passe

W_c : angle de coupe de l'outil

C_o : couple sur l'outil

P_o : poids sur l'outil

σ_θ : contrainte circonférencielle

Chapitre 1
INTRODUCTION

Le discage est un phénomène de segmentation à caractère répétitif d'une carotte en disques de formes très particulières. Ces formes sont essentiellement liées à l'anisotropie de contraintes en place. Le discage se produit le plus souvent pendant le carottage à grande profondeur. Ainsi, l'objectif de la présente recherche consiste à optimiser les outils de carottage dans le but de récupérer des carottes intactes.

L'aspect de la modélisation nécessite une approche numérique par éléments finis à l'aide d'un logiciel performant afin de tenir compte de la complexité du maillage du domaine d'un fond de forage. Ce logiciel doit être capable de reproduire plusieurs formes de saignée. Le code de calcul que nous avons utilisé est le logiciel d'éléments finis du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées appelé CESAR. Les calculs seront effectués en élasticité linéaire isotrope: cette hypothèse de loi de comportement permet l'utilisation du principe de superposition des cas de chargements. La validation de l'hypothèse de l'élasticité, en première approximation, a été obtenue par une campagne d'essais expérimentaux de discage procédés par Venet (1991), et décrite dans le chapitre de la bibliographie.

Ainsi, les principaux axes de notre travail sont les suivants:

- Optimisation de la forme des carottiers en fonction des caractéristiques mécaniques de la roche et de la pression de boue selon une modélisation numérique bidimensionnelle, en axisymétrie. Cette approche considère que l'une des contraintes géostatiques est verticale et que les deux autres contraintes radiales sont égales.
- Validation de la modélisation numérique selon une approche tridimensionnelle. La nécessité de la prise en compte d'un état de contraintes anisotropes et des efforts de l'interaction outil-roche permet de procéder à une recherche plus générale du problème de discage. Dans cette même perspective, on procédera à la simulation de puits déviés

Afin de répondre à ces objectifs, il est nécessaire de tenir compte des aspects de développement suivants, à savoir :

- l'amélioration et développement du mailleur automatique bidimensionnel d'un fond de puits de forage développé par Venet (1991)
- le développement d'un mailleur automatique tridimensionnel d'un fond de puits de forage capable de générer des loupes progressives dans le but de pouvoir traiter les calculs avec des micro-ordinateurs de capacité moyenne.

- le développement d'un programme de traitement de données pour le problème des loupes. Il s'agit de récupérer les déplacements résultants d'un calcul initial et de faire une interpolation tridimensionnelle afin de déterminer les nouvelles conditions aux limites du nouveau domaine loupe
- l'introduction de critères de rupture tridimensionnels pour les roches. Il conviendra alors de calculer, les paramètres de retour sur ces critères à partir d'un état de contrainte quelconque pour estimer les conditions de rupture.
- le développement d'un programme devant générer systématiquement toute la frontière de l'initialisation du discage en fonction des paramètres de forage sans l'introduction manuelle des profondeurs de forage. Ce programme permettra d'estimer l'intervalle de la valeur de densité de boue où la carotte reste intacte pour une profondeur de forage donnée.
- le développement d'un modèle théorique de l'interaction outil-roche capable d'estimer les efforts nécessaires à la fragmentation de la roche pour une pastille isolée de type PDC. L'introduction du modèle 3D et l'interaction roche-pastille permettra d'envisager une évolution locale du champ de contrainte et d'étudier l'évolution du discage en fonction du couple sur l'outil.

Chapitre 2

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE SUR LA MODELISATION DU DISCAGE

En ce qui concerne la bibliographie, nous nous sommes limités ici strictement à celle ayant trait directement à notre recherche. On trouvera une bibliographie plus exhaustive sur le discage dans les thèses de MIGUEZ (1987) et VENET (1990), thèses soutenues également dans notre laboratoire.

2.1 DIFFERENTS TYPES DE DISCAGE

Lors du forage de puits pétroliers apparaît un phénomène de rupture de la carotte en disques réguliers, appelé discage. La forme des surfaces de rupture et l'épaisseur des disques sont d'une répétabilité physiquement significative. De nombreux chercheurs (Miguez (1985), Suguwara (1978), Santarelli (1988)) pensent que le phénomène de discage est fortement lié à l'état de contraintes en place. On définit quatre types de discage, à savoir:

- **le discage vrai:** découpage régulier, total et partiel des carottes en disques à surfaces très particulières. Sur la figure 2.1, on observe que certaines surfaces de rupture coupent complètement la carotte .
- **le prédiscage:** découpage partiel des carottes pouvant donner lieu au discage vrai (figure 2.2). On peut qualifier les deux discages précédents de **discage pur**.
- **le Faux discage:** provoqué par la lithologie et en particulier quand la résistance à la traction normale est faible, notamment dans les argilites. Il peut être également lié à la présence de gaz ou d'huile sous pression dans des milieux faiblement perméables.

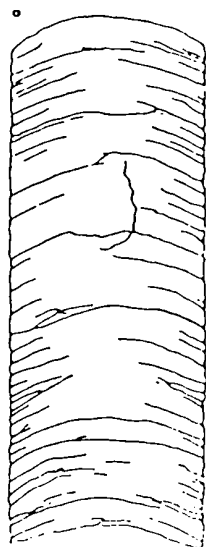


Figure 2.1 : Discage vrai

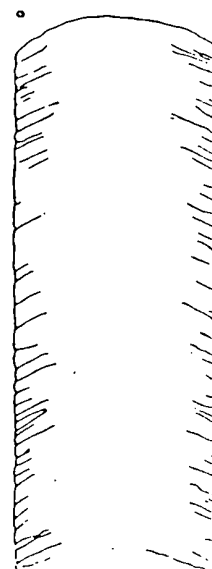


Figure 2.2 : Prédiscage

- **le Discage d'origine mécanique:** contrairement au discage vrai et au prédiscage qui sont liés aux contraintes en place, le discage d'origine mécanique est provoqué par l'action de l'outil sur la roche. Cette notion semble très peu connue et nécessite une investigation, qui peut à notre avis, se révéler très intéressante pour la compréhension des aspects fondamentaux de ce phénomène. Ce phénomène s'observe davantage pour les roches de dureté moyenne à tendre.

2.2 METHODOLOGIE DE DESCRIPTION DES DISQUES [MIGUEZ 1988]

En pratique, lors de l'extraction de carottes pétrolières, il a été observé plusieurs formes de disques. On pense que ces formes sont liées à l'anisotropie de l'état de contraintes en place. La répétibilité de certaines de ces formes sur plusieurs sites de forages a conduit Miguez (1990) à les classer en familles.

2.2.1 Résultats des premières observations

A partir de mesures effectuées sur les carottes des carothèques d'Elf Aquitaine, Miguez et Henry (1988) ont pu répertorié cinq familles de disques selon la forme de la rupture décrite par les angles β_1 et β_2 (figure 2.3): assiette, gouttière inversée, selle de cheval, gouttière et assiette inversée (figure 2.4).

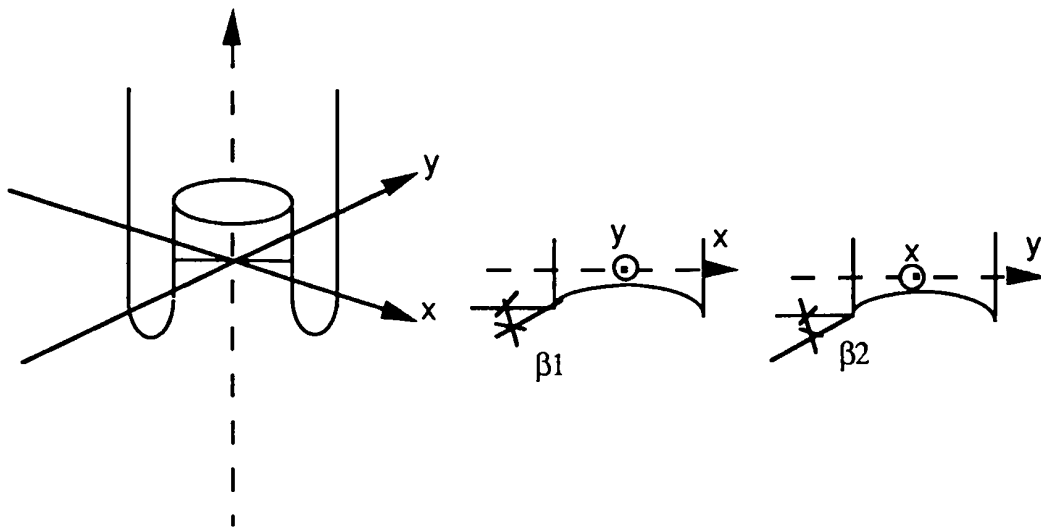


Figure 2.3 : Définition des angles β_1 et β_2

La figure 2.4 (MIGUEZ 1988) explicitant les différentes familles de disques de la représentation des différentes familles des disques, montre que les formes des disques sont directement liées à l'anisotropie de l'état de contraintes en place.

Les formes symétriques sont induites par un chargement isotrope $\sigma_{R1} = \sigma_{R2}$. Selon le poids des terrains σ_A la forme assiette ou assiette inversée est obtenue. La forme assiette inversée est d'autant plus prononcée que le poids des terrains est relativement grand comparé à σ_R . Les formes dissymétriques sont induites par un chargement radiale anisotrope et la valeur relative du poids des terrains est le facteur déterminant pour la forme de la rupture créée.

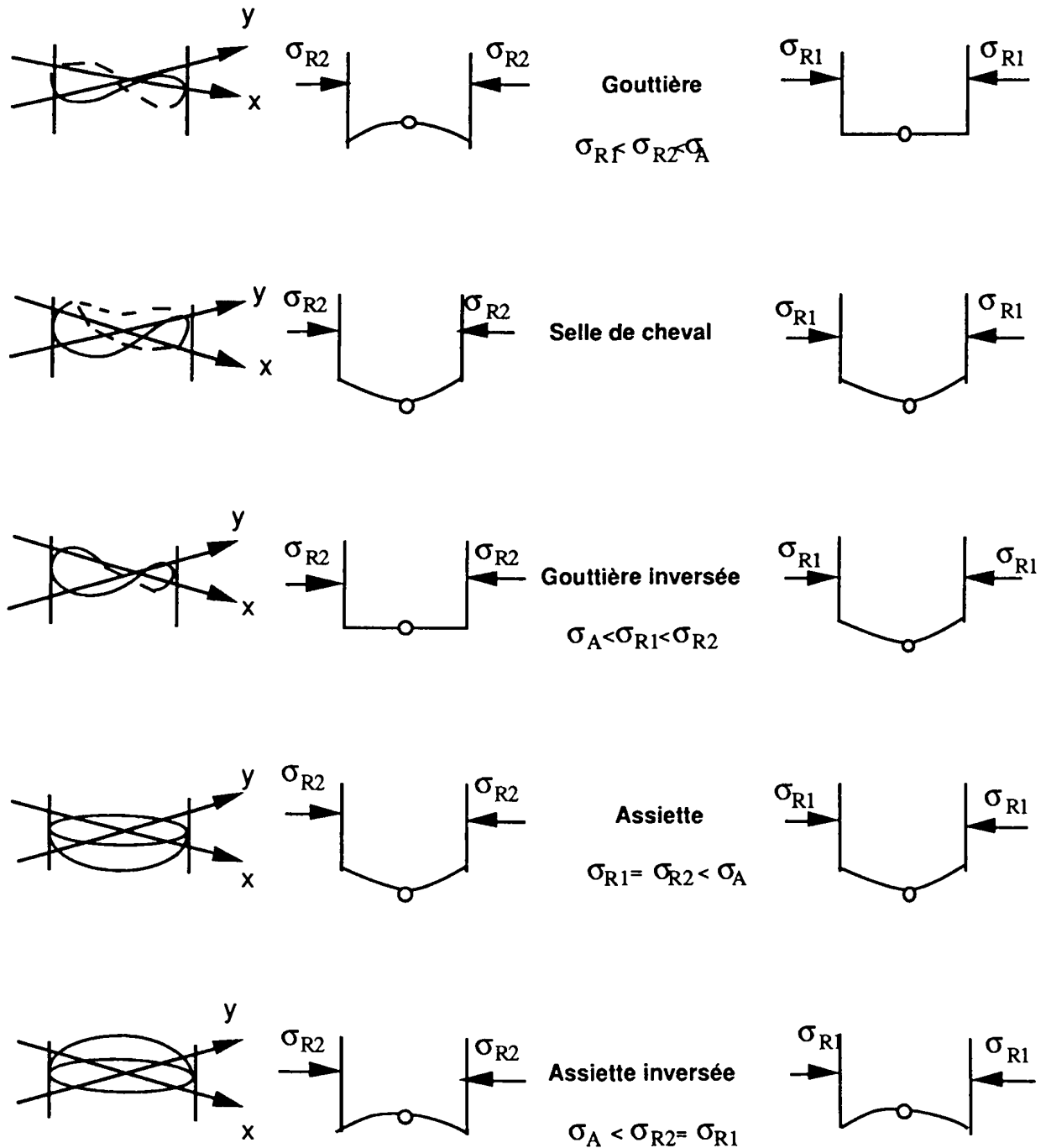


Figure 2.4 : Représentation tridimensionnelle de la forme des disques, en milieu anisotrope

2.3 APPROCHE DE LA MODELISATION DU DISCAGE PAR UN COMPORTEMENT ELASTO-FRAGILE

Dans cette modélisation la roche est supposée élastique linéaire. Le principe du calcul consiste à rechercher les contraintes in situ qui conduisent à vérifier localement un critère de rupture. Le premier point qui vérifie le critère est un point potentiel de l'amorce de rupture. Dans cette approche l'hypothèse de l'élasticité permet de procéder à une superposition de cas de chargements et par conséquent induira des temps de calcul beaucoup plus faibles.

2.3.1 Bref résumé des travaux de recherche selon l'approche élasto-fragile

Stacey (1982) a utilisé un modèle numérique en éléments finis (en symétrie de révolution). L'originalité de ce critère est que l'influence des épaisseurs des disques est mise en évidence. Le critère de rupture retenu est un critère en déformation: $\epsilon > \epsilon_c$ où ϵ_c est la valeur critique de l'extension.

Durelli et Obert (1968) ont utilisé un modèle photoélastique tridimensionnel. Le critère de rupture retenu est celui du cisaillement maximum. Ainsi, ils ont dégagé une relation linéaire entre la contrainte radiale σ_R et la contrainte axiale σ_A :

$$\sigma_R = 0.4 \tau_0 + 0.3 \sigma_A \quad (\text{MPa})$$

Míguez (1990) a utilisé une méthode intégrale. Le critère retenu est celui de la parabole de Torre Leon. Il obtient la relation suivante:

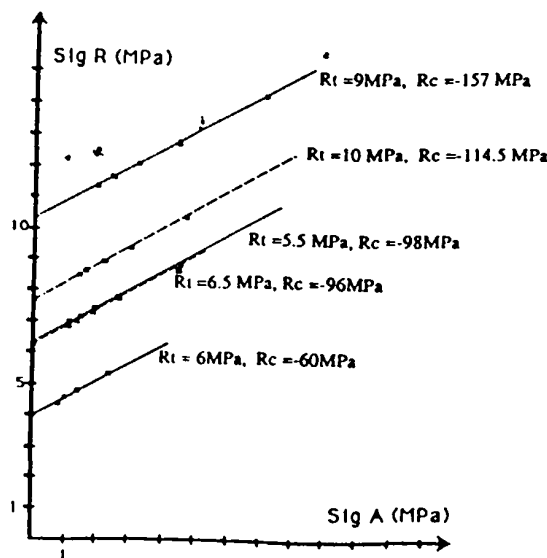


Figure 2.5 : Variation des contraintes de discage en fonction de R_c et R_t

$$\sigma_R = 2 + 0,25 \cdot \tau_0 \quad (\text{Mpa}) \quad \text{où} \quad \sigma_A = 0$$

Le but de son étude consistait à étudier l'influence des différents paramètres géométriques et des caractéristiques mécaniques sur le discage. Ses résultats montrent des courbes de discage linéaires (figure 2.5).

Tranter et Craggs (1945) ont montré par une étude purement théorique, qu'un cylindre infini soumis à une contrainte hydrostatique Ph sur la moitié de sa longueur et une pression nulle sur l'autre, développerait des ruptures orthogonales à son axe. Les contraintes autour de la carotte, provoquent une région en traction atteignant 50% de Ph située au voisinage de la discontinuité (figure 2.6):

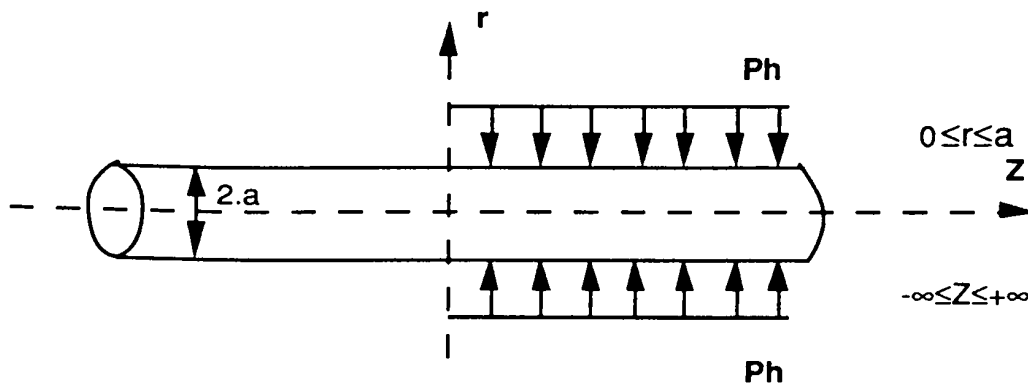


Figure 2.6 : Un cylindre infini soumis à une pression axiale uniforme sur sa moitié

Bauer (1969) a utilisé un modèle d'éléments finis en symétrie de révolution. Le critère de rupture adopté est un critère de type enveloppe dans le plan de Mohr :

$$(\sigma_1 - \sigma_3) = A\sigma_3^m + C$$

où : A,B,C sont les coefficients à caler expérimentalement. Avec les coefficients particuliers $A = 20$, $C = 1200$, $m = 0,76$ il a obtenu un domaine fermé, délimité par la courbe dont les couples de valeurs (σ_R, σ_A) vérifient le critère et par une droite inférieure correspondant à l'axe hydrostatique $\sigma_R = \sigma_A$. L'allure générale du domaine de stabilité de la carotte est représenté par la figure 2.7

Venet (1991) a développé un logiciel informatique (DISCAGELF), offrant une grande variété quant à la géométrie de la couronne du carottier. Le but principal, consistait à optimiser la forme de la couronne, en tenant compte des contraintes in-situ, des caractéristiques mécaniques de la roche et de la pression de boue. Le matériau est supposé élastique linéaire et isotrope. Le modèle est basé sur

la méthode de calcul par éléments finis, en symétrie de révolution.

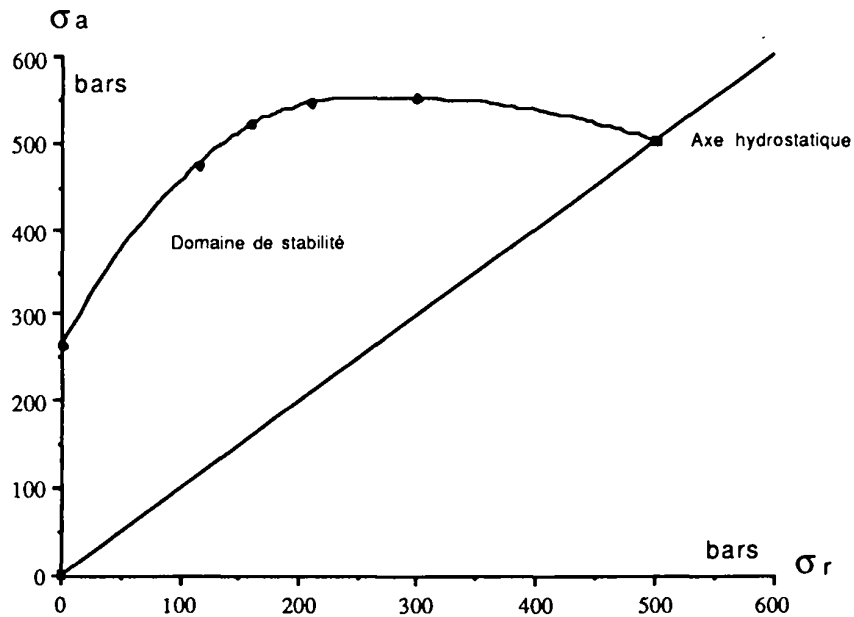


Figure 2.7 : Représentation du domaine de non discage de Bauer (1969)

Contrairement aux auteurs Stacey (1982), Durelli et Obert (1968), Bauer (1969) qui ont adopté un seul mécanisme de rupture, Venet a utilisé le critère parabolique de Torre Leon. Un tel critère permet de tenir compte de la combinaison de deux mécanismes de rupture (cisaillement, traction). Ces mécanismes peuvent jouer simultanément lors de la formation d'une surface de discontinuité en des endroits différents.

Sugawara et al (1978) ont procédé à une modélisation numérique tridimensionnelle par

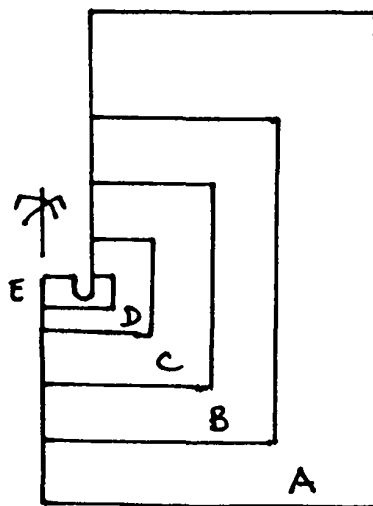


Figure 2.8 : Système de loupes successives

éléments finis. Ainsi, les auteurs ont effectué plusieurs analyses successives d'un fond de puits de forage (figure 2.8) par diminution progressive de l'intervalle du modèle (cinq analyses successives). Les déplacements calculés à l'aide de l'analyse précédente (initiale) sont considérés comme conditions aux limites du nouveau modèle. C'est le principe du système de loupes progressives. Le critère de rupture adopté est le critère de Torre Leon:

$$\tau^2 = (m - 1)^2 \cdot R_t \cdot (R_t - \sigma) \quad m^2 = R_c / R_t + 1$$

Les auteurs ont constaté trois zones potentielles pour l'initialisation de la rupture au voisinage du fond de trou. La première est une zone de concentration de contraintes en compression autour de A. La seconde est une zone d'apparition des contraintes en traction autour de B. La dernière est une zone de contraintes en traction C (figure 2.9):

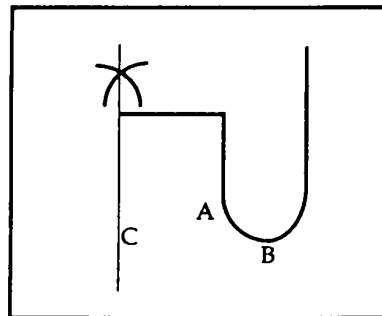


Figure 2.9 : Zones potentielles pour l'amorce de la rupture

Les résultats de simulations pour un chargement triaxial isotrope ($\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_R$) donnent la relation suivante:

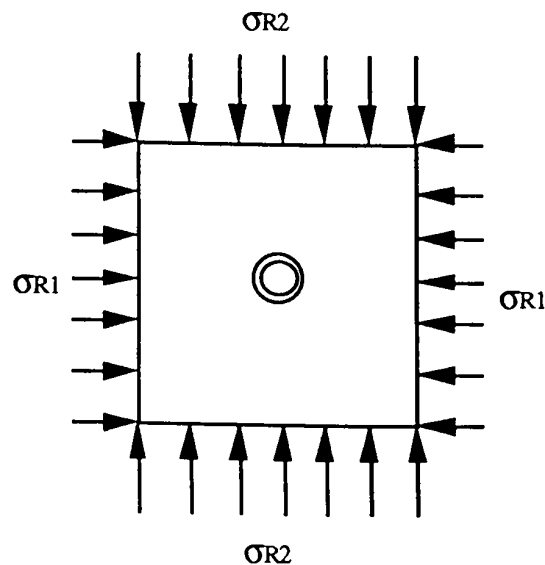


Figure 2.10 : Chargement horizontal anisotrope

$$\sigma_R = -4.R_t + \sigma_A$$

Alors que pour un chargement horizontal anisotrope ($\sigma_A = 0, \sigma_{R2} \neq \sigma_{R1}$)

$$\sigma_{R1} + \sigma_{R2} = -8.R_t$$

2.3.2 Domaine de non discage

VENET (1991) a montré que deux contraintes radiales σ_{R1} et σ_{R2} peuvent entraîner l'initialisation du discage et ainsi elle définit un domaine de non discage à l'intérieur duquel la carotte reste intacte (figure 2.11). Le domaine est composé de plusieurs parties correspondant à des mécanismes de rupture différents et des positions différentes du point d'initialisation de la rupture. Pour définir ce domaine de non discage une attention particulière doit être apportée au maillage.

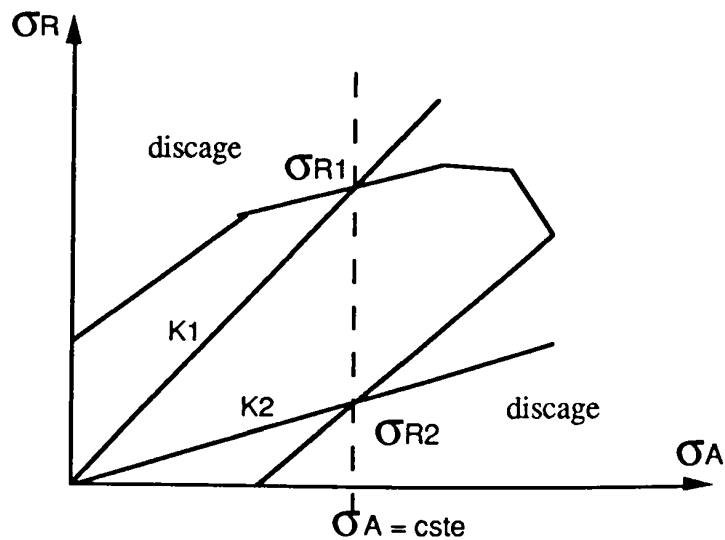


Figure 2.11 : Représentation du domaine de non discage par Venet (1991)

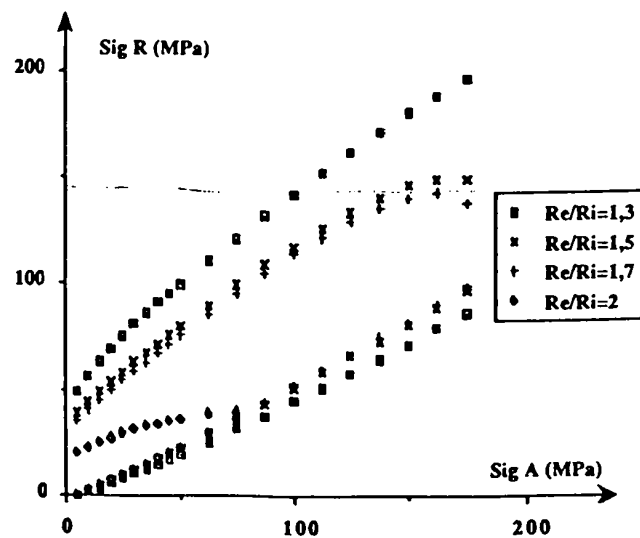


Figure 2.12 : Variation de σ_{R1} et σ_{R2} en fonction de la profondeur et du rapport Re/Ri du carottier

IMAIL 2 densité de boue = 2.5 g/cm³

Venet (1991)

Nous avons décélé dans les différentes simulations effectuées une chute brusque du domaine de non discage quand le rapport de rayon extérieur sur rayon intérieur du carottier dépasse 1,65 (figure 2.12) et ceci pour toutes les formes de saignée. Il nous semble que durant ces simulations la taille du maillage évoluait et pouvait conduire à des résultats erronés. Cela nous incitera à procéder à une optimisation du maillage de façon à ce que la comparaison entre plusieurs formes de la couronne du carottier soit indépendante de la taille du maillage.

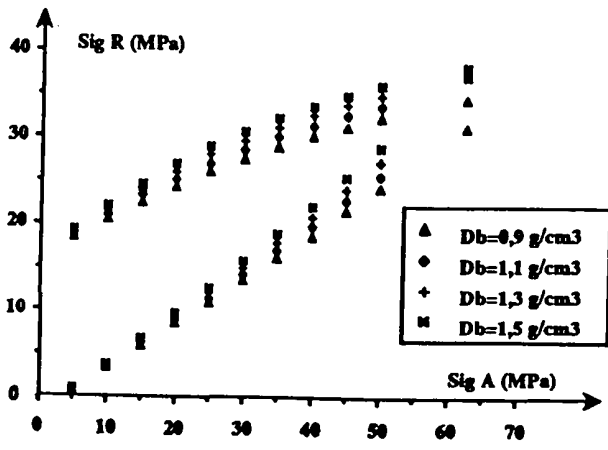


Figure 2.13 : Variation du domaine de non discage en fonction de la densité de boue IMAIL = 4 Venet

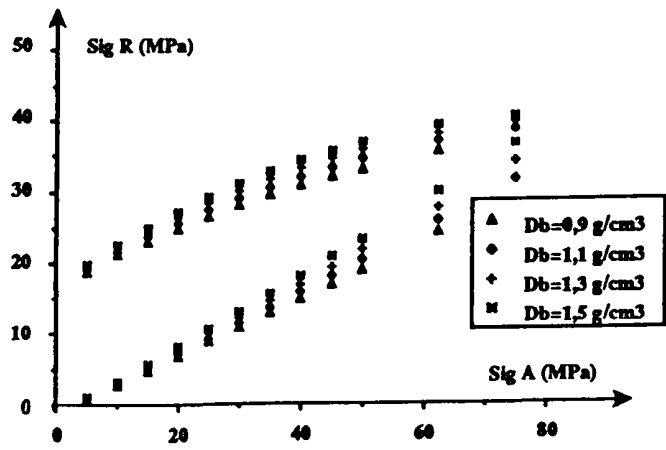


Figure 2.14 : Variation du domaine de non discage en fonction de la densité de boue IMAIL = 6 Venet

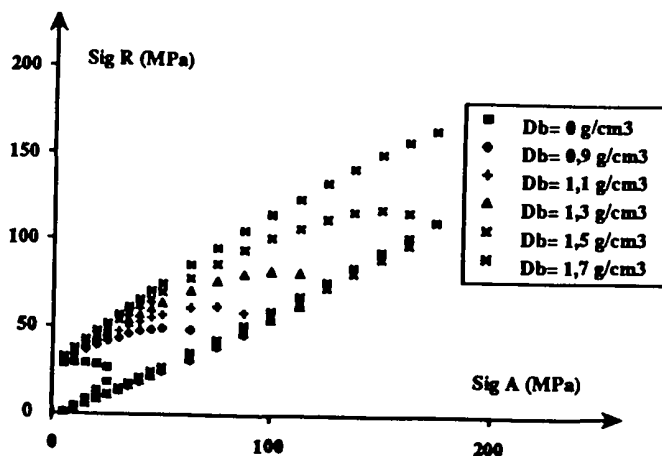


Figure 2.15 : Variation du domaine de non discage en fonction de la densité de boue IMAIL 2 Venet (1991)

En outre, nous avons remarqué que le maillage du fond de saignée possédait, pour certaines formes, un point anguleux qui perturbe donc l'état de contraintes local. Les résultats montrent qu'il y a une concentration de contraintes qui réduit le domaine de non discage pour de plus grande densité de boue (figure 2.13 et 2.14) alors que pour une saignée circulaire ce domaine s'élargit progressivement (figure 2.15).

2.4 VALIDATION DE L'HYPOTHESE D'ELASTICITE

Une campagne d'essais a été réalisée au banc de forage d'ELF Aquitaine. Des échantillons ont été testés avec le carottier "standard" (carottier diamant 6", 2" 518 T.S.P de type circulaire). La roche retenue pour l'étude est le Calcaire d'Anstrude. Tous les essais ont été réalisés en fabriquant un "mud-cake" en fond de saignée et sur la paroi du trou afin de s'affranchir des phénomènes de percolation. Un chargement de base est appliqué à un échantillon circulaire avant un premier carottage de 6 cm. Ce chargement est défini par: σ_A , contrainte axiale, σ_R , contrainte radiale, σ_B , pression de boue, σ_p , pression de pore.

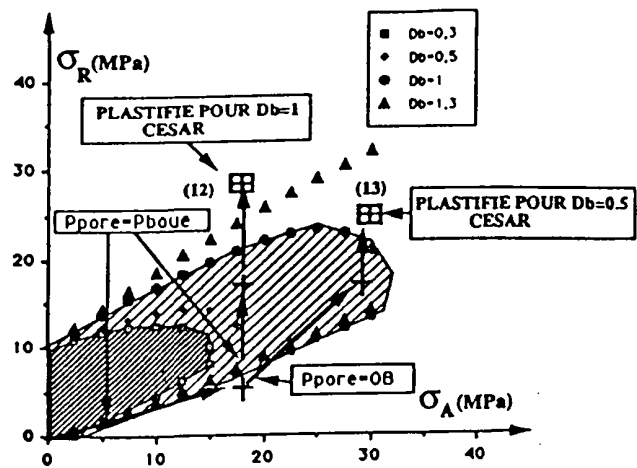
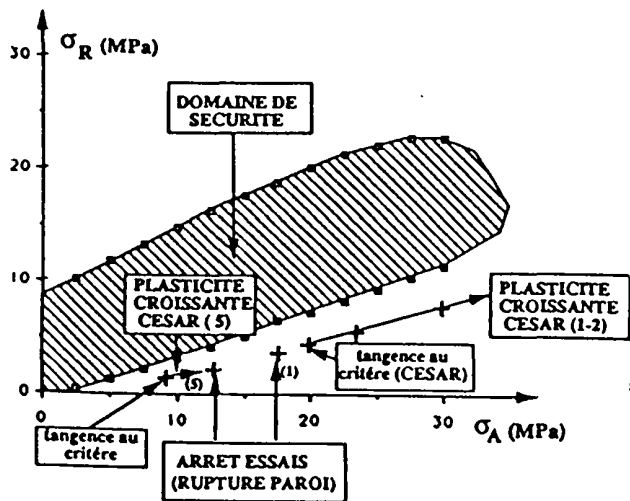


Figure 2.16 : Comparaison entre les points d'amorce rupture obtenus: . numériquement par CESAR et DISCAGELF . expérimentalement

Figure 2.17 : Comparaison entre les points d'amorce rupture obtenus: . numériquement par CESAR et DISCAGELF . expérimentalement

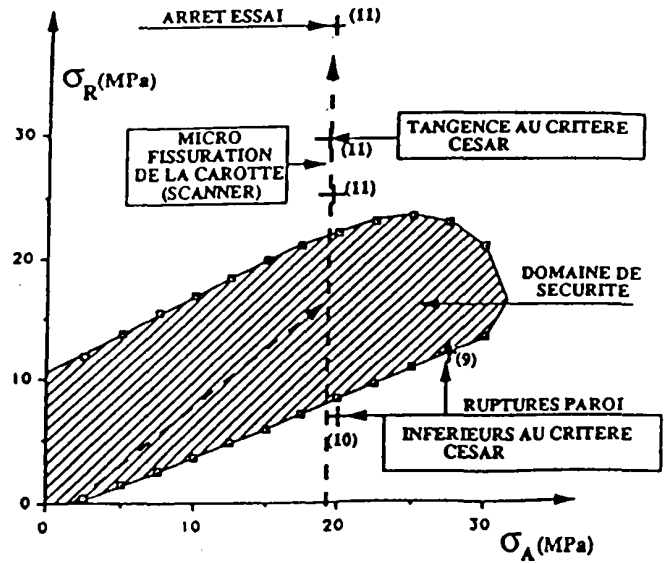
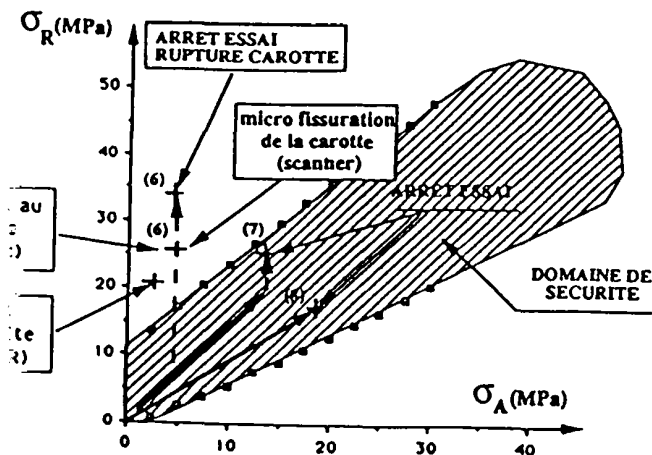


Figure 2.18 : Comparaison entre les points d'amorce rupture obtenus :
 . numériquement par CESAR
 et DISCAGELF
 . expérimentalement

Figure 2.19 : Comparaison entre les points d'amorce rupture obtenus :
 . numériquement par CESAR
 et DISCAGELF
 . expérimentalement

La densité de boue D_b est définie à partir de la contrainte axiale σ_A et de la pression de boue ($\sigma_B = D_b \cdot h$). Des domaines de non discage sont définis, au préalable, par DISCAGELF à partir des caractéristiques géomécaniques de la roche, des paramètres géométriques du trou et de la densité de boue. Le principe de l'expérimentation consiste à démarrer chaque type essai à l'intérieur du domaine de non discage, à chercher la rupture expérimentale et à la comparer avec les prédictions.

Les figures 2.16, 2.17, 2.18 et 2.19 donnent des exemples de résultats dans le plan contrainte axiale-contrainte radiale. Il en ressort globalement qu'il n'a jamais été observée d'amorce de discage à l'intérieur du domaine calculé. Ceci signifie que le **domaine de non discage déterminé à partir de l'hypothèse d'élasticité place le problème du côté de la sécurité.** C'est cette hypothèse que nous retiendrons.

2.5 CRITERES DE RUPTURE

Bien que la plus part des approches soient élasto-fragiles, l'on ne trouve pas de réflexion sur la validité des critères de rupture utilisés. Les critères sont variés mais pas toujours réalistes pour les roches. Nous allons par la suite présenter une modélisation 3D du discage, aussi est-il nécessaire de bien préciser les critères à utiliser dans le cadre de forages pétroliers (contrainte hydrostatique élevée). Il faut en outre que ces critères soient assez simples d'emploi.

Le critère de Torre Leon utilisé par VENET par exemple est une première bonne approximation pour représenter la rupture en essais triaxiaux. Il a l'inconvénient de ne pas faire intervenir la contrainte principale intermédiaire. Nous allons utiliser le critère du paraboloïde qui est semblable au critère de Drucker-Prager mais plus adapté au matériaux fragiles et le critère de Lade.

Critère du paraboloïde

Le critère s'écrit de la manière suivante:

$$f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = J_2 + (R_c - R_t) \cdot I_1 / 3 - R_c \cdot R_t / 3 = 0$$

$$J_2 = [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] / 6$$

$$I_1 = [\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3]$$

avec R_c : résistance en compression

R_t : résistance en traction

Dans l'espace des contraintes principales, le critère du paraboloïde est représenté par la figure 2.20 :

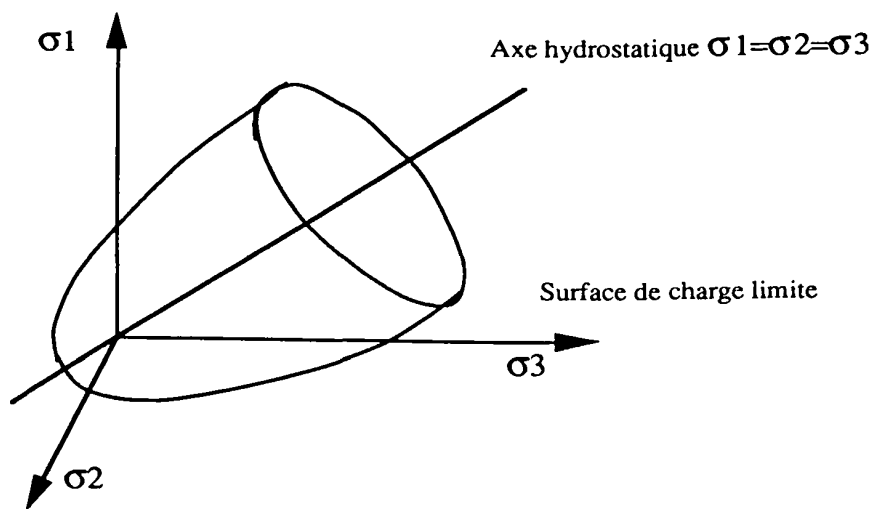


Figure 2.20 : Représentation du critère du paraboloïde

Critère de Lade

Le critère de rupture de Lade s'écrit de la manière suivante:

$$\left[\frac{\bar{I}_1^3}{\bar{I}_3} - 27 \right] \cdot \left[\frac{\bar{I}_1}{Pa} \right]^m = R$$

$$\bar{I}_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 + 3 \cdot R_{t0}$$

$$\bar{I}_3 = (\sigma_1 + R t_0) \cdot (\sigma_2 + R t_0) \cdot (\sigma_3 + R t_0)$$

$R t_0 = a \cdot P_a$ (sa valeur doit être prise légèrement plus grande que la résistance à la traction)

où m, R : constantes expérimentales de la roche

a : facteur d'incidence sur la résistance à la traction de la roche

P_a : pression atmosphérique exprimée dans la même unité que les contraintes

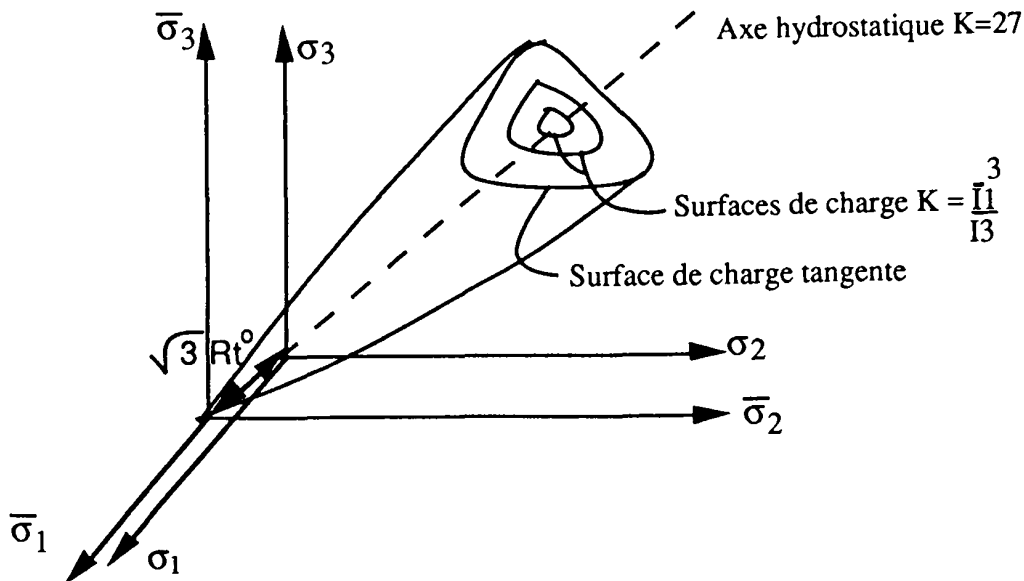


Figure 2.21 : Représentation du critère de Lade

En coordonnées actualisées, un état de contraintes quelconques i , s'écrit:

$$\bar{\sigma}_i = \sigma_i + R t_0$$

2.6 PARAMETRE DE RETOUR SUR LE CRITERE

Un "paramètre de retour" λ permet d'exprimer la distance au critère et donc de savoir si un état de contrainte local est à l'intérieur ou non du critère. Dans la méthode de calcul utilisé par VENET, une des conditions aux limites étaient l'inconnue du problème. Pour la déterminer il suffit de connaître en tout point du domaine la valeur de λ . Il va permettre également d'exprimer les contraintes $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$, vérifiant le critère en fonction d'un état de contraintes principales calculées $\sigma_1^0, \sigma_2^0, \sigma_3^0$ pour un chargement donné, tel que:

$$\sigma_i = \lambda \cdot \sigma_i^0 \quad i=1,2,3$$

si $\lambda > 1$, l'état de rupture n'est pas atteint

si $\lambda = 1$, le critère est atteint. C'est l'état de rupture

si $\lambda < 1$, les contraintes σ_3^0 , σ_2^0 , σ_1^0 sont en dehors du critère. Cela implique que la rupture s'est déjà produite.

Pour le critère de Torre Leon, VENET (1990) a donné:

$$\lambda = \frac{(R_t + R_c)(\sigma_3^0 + \sigma_1^0) + \sqrt{(\sigma_3^0 + \sigma_1^0)^2(R_t - R_c)^2 + 16R_t \cdot R_c \cdot \sigma_3^0 \cdot \sigma_1^0}}{2(\sigma_3^0 - \sigma_1^0)^2}$$

Paramètre de retour sur le critère de Lade

Pour le critère de Lade, il existe un paramètre de retour β^{actu} donnant une solution unique et qui s'exprime en fonction des contraintes principales actualisées, tel que:

$$\bar{\sigma}_i = \beta^{\text{actu}} \cdot \bar{\sigma}_i^0$$

En introduisant la relation précédente dans le critère de Lade, on obtient :

$$\beta^{\text{actu}} = \text{Exp}[\ln[R / (\bar{I}_1^3 / \bar{I}_3 - 27)(\bar{I}_1 / Pa)^m] / m]$$

Si l'on pose

$$\sigma_i + R_t^0 = \beta^{\text{actu}} \cdot (\sigma_i^0 + R_t^0) = \lambda \cdot \sigma_i^0 + R_t^0$$

il est facile d'en déduire le paramètre de retour:

$$\lambda = [\beta^{\text{actu}} \cdot (\sigma_i^0 + R_t^0) - R_t^0] / \sigma_i^0$$

Paramètre de retour sur le critère du paraboloïde

En introduisant la définition du paramètre de retour dans le critère nous obtenons directement la solution :

$$\lambda = [-(R_c - R_t) \cdot I1^0 + \Delta^0] / [2 \cdot J2^0] \quad \text{avec } \Delta^0 = [[(R_c - R_t) \cdot I1^0]^2 + 4 \cdot J2^0 \cdot R_c \cdot R_t / 3]^{1/2}$$

Chapitre 3

MODELISATION DE L'INTERACTION OUTIL-ROCHE

La modélisation de l'interaction outil-roche que nous avons envisagée consiste à estimer les efforts de fragmentation de la roche, par des pastilles de diamants polycristallin, disposées sur la couronne du carottier (figure 3.1). Le calcul statique est basé sur une minimisation de la variation de l'énergie de déformation, nécessaire à la fragmentation de copeaux maxims, en fonction de la profondeur de passe, de la pression de boue et des caractéristiques mécaniques de la roche. L'objectif essentiellement recherché est de comprendre le sens physique et d'étudier le rôle de ces efforts mécaniques sur le discage. Ces efforts sont créés par le poids et le couple qui sont imposés sur l'outil de forage. Il serait prudent de tenir compte de l'effet de ces efforts qui, en principe, perturbent l'état de contraintes local au fond du puits. En ce sens, nous avons pensé développer un modèle théorique pour l'estimation de l'effet d'interaction et d'en tenir compte dans l'approche du discage. Le modèle de l'interaction tient compte du critère de rupture de Lade afin de considérer que le confinement local du copeau est induit par la pression de boue et la contrainte géotechnique latérale. Cette approche considère donc que le copeau est sollicité triaxialement.

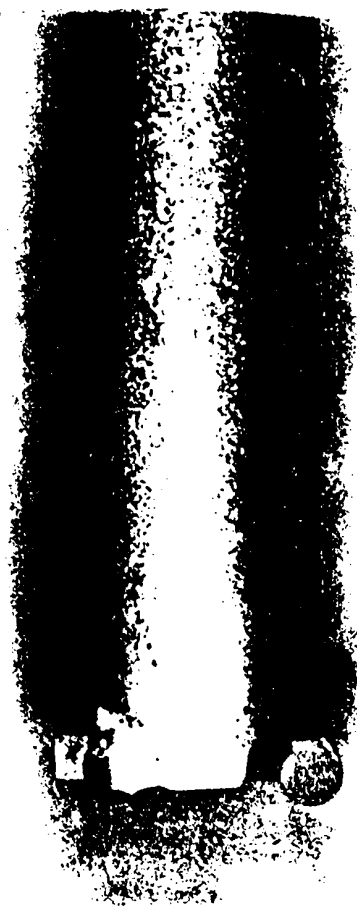


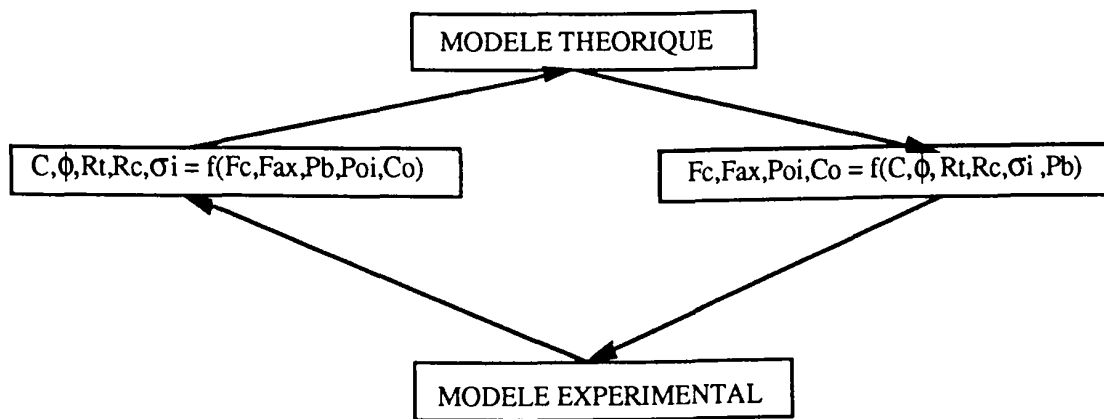
Figure 3.1: Couronne d'un carottier munie de pastilles PDC

3.1 ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE DE L'INTERACTION

3.1.1 Objectifs et bibliographie

Le phénomène de la fragmentation des roches par des pastilles diamantées est assez complexe, surtout lorsqu'il s'agit de forer à de grandes profondeurs où un phénomène de bourrage appelé "Chip-hold down" peut se produire. Celui-ci se traduit par la superposition de copeaux les uns sur les autres, superposition causée essentiellement par la forte pression qui tend à maintenir les copeaux sur place par l'augmentation de la cohésion de la roche. Une bonne connaissance de l'interaction outil-roche permet d'évaluer et d'optimiser les efforts de l'action de l'outil nécessaires à son pilotage. Des efforts trop importants usent prématurément les pastilles et inversement, des efforts insuffisants affectent l'efficacité et le rendement du travail de l'outil. Une optimisation de l'énergie de forage s'avère donc très importante. En ce sens, il serait judicieux de maîtriser et d'estimer correctement les efforts sur une couronne d'un carottier, en fonction des conditions réelles et notamment à de grandes profondeurs.

Un avantage primordial pour les foreurs serait de pouvoir caractériser l'état de contraintes et la nature du sol à partir des signaux récupérés. Ainsi, leur objectif consiste à la conception d'un modèle expert capable à la fois d'estimer les efforts (couple et poids sur l'outil) en fonction des caractéristiques et l'état de contraintes de la roche et vice-versa c'est à dire le problème inverse. Il est bien évident que la connaissance de l'état de contraintes et de la nature de la roche implique un pilotage optimal de l'outil. Le modèle pourrait avoir la forme suivante:



c, ϕ : cohésion et l'angle de frottement de la roche

R_t, R_c : résistance à la traction et à la compression de la roche

σ_i ($i=1,3$) : contraintes en place (contraintes principales)

P_b : pression de boue

Sur l'outil sont appliqués les efforts suivants:

F_c, F_{ax} : effort de coupe et axial sur une pastille isolée

Co, Poi : couple et poids sur l'outil complet

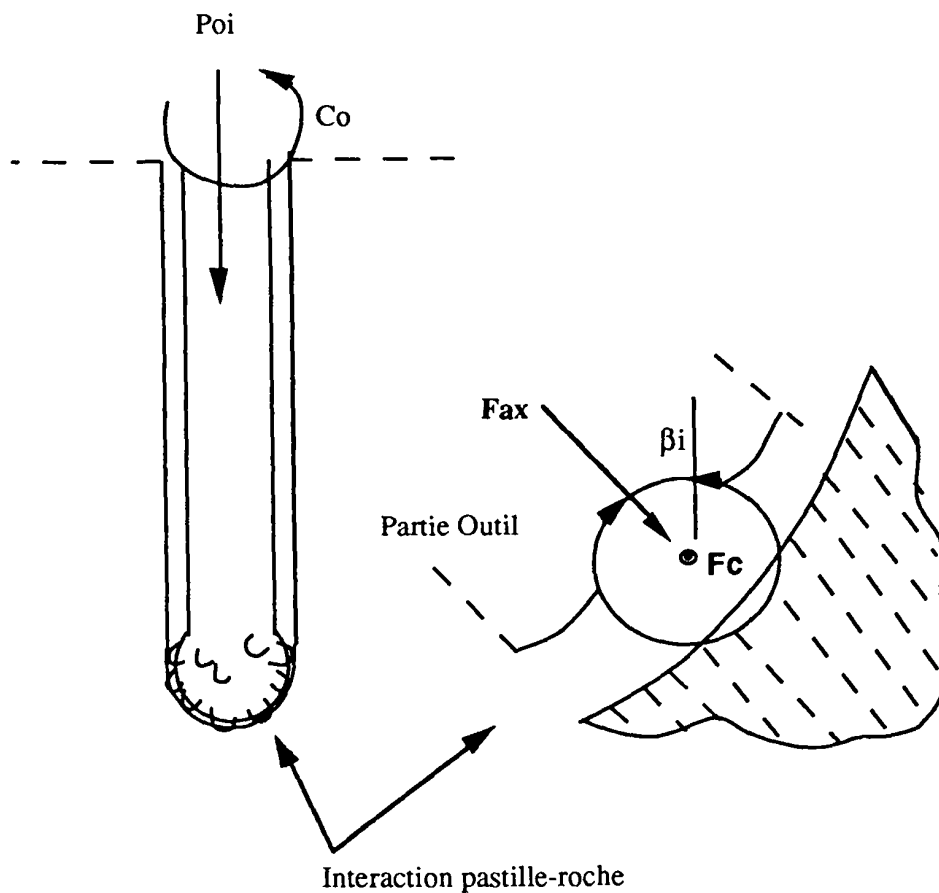


Figure 3.2 : Aspect physique de l'action du forage

Le couple et poids sur l'outil s'expriment de la façon suivante:

$$Co = \sum F_{ci} \cdot b_i \quad i=1,n$$

$$Poi = \sum F_{axi} \cdot \beta_i \quad i=1,n$$

avec b_i : bras de levier correspondant à la pastille i

et β_i : angle entre l'axe de la pastille et l'axe du carottier

Cette démarche n'est pas l'objectif de notre thèse. En ce qui nous concerne, il s'agit simplement d'évaluer les efforts d'interaction, en supposant que les conditions de forages sont connues. Avant de passer au développement d'un modèle, nous allons faire une synthèse des

différents modèles qui traitent de la notion de fragmentation des roches par des pastilles diamantées.

Glowka D. A. (1985) a développé un modèle purement expérimental sur des roches dures. Son modèle très simple et limité du point de vue exploitation, s'écrit sous la forme suivante:

$$F_C = C_e \cdot h^n$$

avec

F_C : effort de coupe

h : profondeur de passe

C_e, n : constantes expérimentales

Kuru E. et Wojtanowsicz (1988) ont considéré un modèle basé sur l'équilibre des forces s'appliquant sur une pastille PDC. Le modèle tient compte de la surface de contact outil-roche et de la résistance en compression simple:

$$F_C = R_C \cdot A_C$$

avec

F_C : effort de coupe

A_C : aire de coupe ou section de contact outil-roche

Warren T.M. et Sinor A. (1986) ont développé un modèle semi-empirique à partir d'essais avec un outil complet. Ce modèle est utilisé dans un programme informatique calculant les performances individuelles de chaque pastille, en fonction de sa position, de son usure, de la mesure expérimentale du poids sur l'outil et de sa vitesse de pénétration. Le modèle de base théorique du PDC est celui de Merchant (1945). Celui-ci traite de la coupe des métaux (l'angle de frottement interne est nul). Ce modèle a été développé en introduisant des constantes expérimentales et une notion de résistance équivalente de la roche. Les efforts sur une pastille sont donnés par les expressions suivantes:

$$F_n = [\cos(\alpha - B_r) / (1 - \sin(\alpha - B_r))] \cdot d_w \cdot B_f \cdot R_s \cdot d_{ce} \cdot C_1 + A_w \cdot R_s \cdot C_2$$

$$F_x = [\sin(\alpha - B_r) / (1 - \sin(\alpha - B_r))] \cdot R_s \cdot d_w \cdot d_{cm} \cdot C_3 + F_n \cdot C_4$$

$$F_v = F_n \cdot \cos\beta$$

$$F_r = F_n \cdot \sin\beta$$

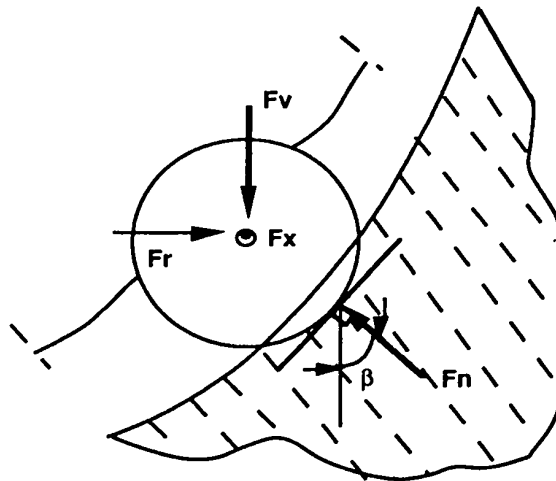


Figure 3.3 : Représentation statique du travail d'une pastille isolée au fond d'un puits de forage

- F_n : force normale sur la pastille
- F_x : force de coupe (ou horizontale)
- F_v : composante verticale sur la pastille
- F_r : composante radiale de la force verticale par rapport à la force normale
- d_w : largeur maximale de la saignée
- d_{cm} : profondeur moyenne de la passe
- B_f : facteur relatif de la pastille
- d_{ce} : profondeur effective de la passe
- R_s : résistance équivalente de la roche
- B_r : angle de coupe de la pastille
- β : angle relatif de la force verticale par rapport à la force normale
- α : angle de frottement outil-roche
- A_w : taux moyen d'usure de la pastille
- C_1, C_2, C_3, C_4 : constantes expérimentales

3.1.2 Discussion

Le modèle de Glowka D.A. (1985) est très simple et purement expérimental, et donc lié à des conditions très particulières. Un tel modèle ne permet pas de tenir compte de l'influence de la pression de boue ou encore de la modification du comportement de la roche sous contraintes qui est due par exemple à l'usure ou au confinement. En ce qui concerne le modèle de Warren T.M. et Sinor A., son calage est nécessaire à chaque fois qu'il s'agit de nouvelles conditions. Cela implique qu'il n'est pas suffisamment flexible et exige un coût expérimental assez élevé pour son adaptation. En outre, ce modèle ne tient pas compte de la forme des pastilles.

3.2 MODELISATION DES EFFORTS DE FRAGMENTATION DE LA ROCHE PAR DES PASTILLES PDC

Le modèle que nous allons développer repose sur l'idée de base du calcul statique à la rupture de la mécanique des métaux (Merchant 1945). En mécanique des roches, on introduit de plus, l'angle de frottement interne. Une première tentative a été entreprise dans le cas bidimensionnel par Lebrun (1978) pour un outil de coupe minier. Ce même raisonnement a été appliqué à une pastille de forage par Weill B. (1988). Cependant, les résultats sont très peu encourageants et le modèle souffre d'un manque de rigueur, de point de vue physique. Par exemple, la forme du copeau supposée n'a aucune signification mécanique et l'aspect tridimensionnel n'est pas mis en évidence. Cela est très important car les caractéristiques mécaniques de la roche dépendent de la pression de boue et des contraintes in situ. L'angle de rupture du copeau formé est directement lié à ces caractéristiques.

3.2.1 Hypothèses de la modélisation de l'interaction

Le modèle que nous allons développer consiste à calculer les efforts sur une pastille isolée. Ces efforts de rupture caractérisent l'énergie de déformation optimale (minimale) nécessaire à la fragmentation de la roche en copeaux maximum. Les hypothèses du modèle sont les suivantes :

- Le modèle est tridimensionnel et tient compte de trois familles de paramètres, à savoir:
 - . les paramètres géomécaniques (C et ϕ et les contraintes in-situ)
 - . les paramètres géométriques (surface d'interaction outil-roche et surface courbe glissement du copeau)
 - . un paramètre physique (pression de boue)
- La roche est supposée homogène, isotrope et imperméable
- L'élément de coupe (PDC) est considéré infiniment rigide par rapport à la roche
- Le copeau est soumis à la pression de boue, à la pression de confinement géotechnique locale et à la pression due à l'action de la pastille. La roche se trouve alors sollicitée en compression triaxiale pure. Le critère de rupture retenu est celui de Lade qui fait intervenir la contrainte intermédiaire qui peut être soit la pression de boue ou bien la contrainte latérale in situ. La cohésion et l'angle de frottement interne (au sens de Coulomb) issu d'un tel critère sera défini au paragraphe 3.2.6.
- Il sera tenu compte de l'effet "Chip-hold down", phénomène consistant à la superposition de copeaux sur place
- L'état de contraintes sous le copeau est considéré uniforme et l'angle de rupture est constant

- On considère qu'il y a continuité de contraintes au sein de la surface de contact pastille-roche comprenant , en plus, la surface du méplat d'usure
- La température et l'effet dynamique de l'outil ne sont pas pris en compte

3.2.2 Présentation générale du travail d'une pastille PDC

Lorsqu'une tête de forage (ou une couronne d'un carottier) creuse, les pastilles travaillent sous différents modes de creusement (figure 3.3). En général, il y a souvent interaction entre saignées lors de l'avancement de la couronne de carottier. L'interaction symétrique est caractérisée par une surface de contact pastille-roche symétrique par rapport à l'axe de pastille en diamant. Dans le cas où ce contact n'est pas symétrique l'interaction est dite alors dissymétrique (figure 3.3). Ces modes d'interaction dépendent de la disposition des pastilles sur la couronne du carottier. Le mode par approfondissement est très limité (la pastille ne creuse pas sur la même saignée au second tour de la couronne) de façon à ce que la pastille enlève sur son passage le maximum de débit rocheux.

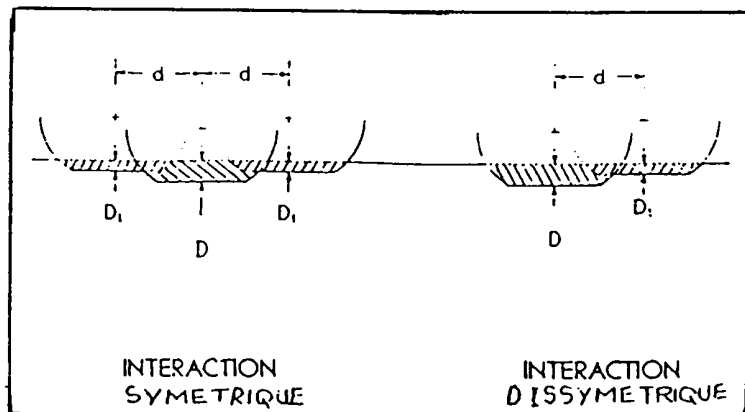


Figure 3.3 : Modes de creusement par interaction

Une pastille se caractérise par trois angles (figure 3.4), à savoir;

- un angle d'attaque ou angle de coupe W_c
- un angle de dépouille ou de dégagement W_d
- un angle latéral W_s

Les efforts qui agissent sur une pastille isolée sont:

- un effort horizontal appelé effort de coupe F_c
- un effort vertical appelé effort axial F_{ax}
- un effort latéral ou radial F_{rad} (égal à zéro si $W_d = 0$)

Modélisation du Copeau

Le copeau théorique possède approximativement une forme proche d'un copeau observé (figure 3.4) sur la cellule triaxiale du "single cutter" de la société Diamant Board Stratabit. L'angle de rupture α est supposé constant. La surface de contact pastillé-roche théorique est identique à la surface réelle. Celle-ci est inclinée d'un angle W_c (angle d'attaque) par rapport à la verticale.

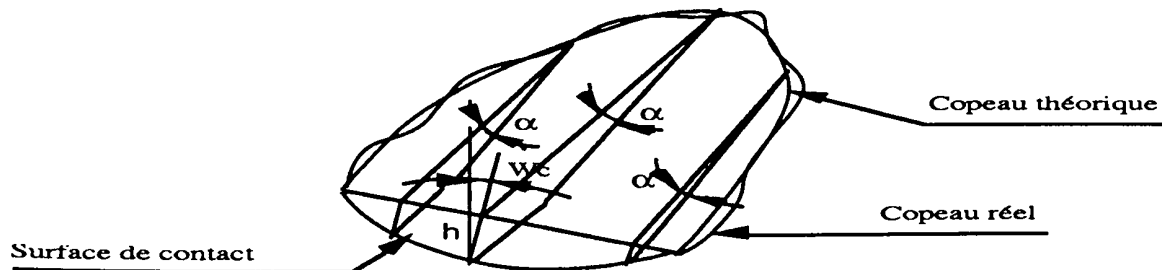


Figure 3.4 : Schématisation de la forme théorique et réelle d'un copeau de roche

3.2.3 Efforts maximums à la rupture pour des pastilles PDC neuves

L'effort axial F_{ax} (vertical) et l'effort de coupe F_c (horizontal) représentent les deux efforts nécessaires au dégagement d'un copeau de hauteur passe h . Le copeau étant symétrique, ceci entraîne que l'effort radial est nul.

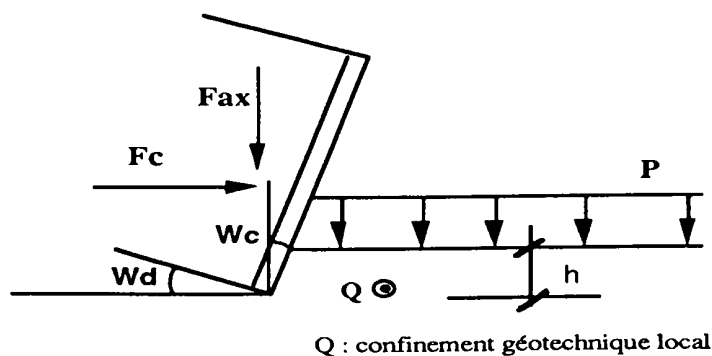


Figure 3.5 : Présentation de l'aspect physique au voisinage du contact pastille-roche

Répartition des contraintes sur le copeau de roche

Nous nous baserons sur l'hypothèse que la rupture se produit simultanément sur toute la surface de glissement du copeau. Alors, il en découle que la répartition des contraintes est uniformément continue (figure 3.6).

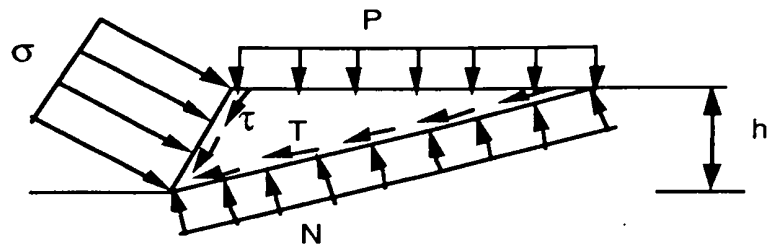


Figure 3.6 : Répartition théorique des contraintes sur le copeau de roche

T,N : contrainte tangentielle et normale

σ, τ : contraintes dues à l'action de la pastille

P : pression de boue

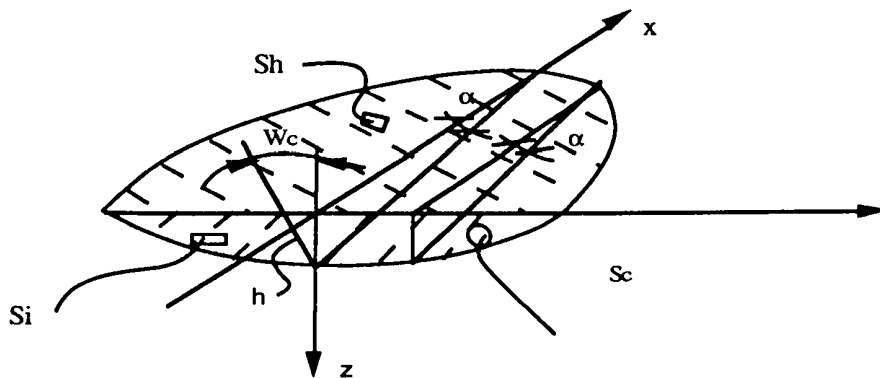


Figure 3.6 : Vue en perspective du copeau

S_h : surface libre du copeau

S_i : surface d'interaction pastille-roche

S_c : surface de glissement

La surface horizontale (libre) S_h est donnée par:

$$S_h = (r^2 \cdot \beta / 2 - (r - h / \cos W_c) \cdot (2 \cdot r \cdot h / \cos W_c - h^2 / \cos W_c)^{0,5}) \cdot (\cotg \alpha - \tg W_c) \quad (3.1)$$

avec

r : rayon de la pastille

$$\beta = 2 \arcsin (1 - h / r \cdot \cos W_c)$$

Dans la direction du glissement, le vecteur de glissement s'écrit:

$$V = (\cos \alpha, 0, -\sin \alpha)$$

Et le vecteur normal s'écrit:

(3.2)

$$W = (-\sin \alpha, 0, -\cos \alpha)$$

Sous la facette courbe courbe, l'état de contraintes s'exprime par :

$$F_c/S_c = 1/S_c \begin{Bmatrix} F_{cx} \\ F_{cy} \\ F_{cz} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} T.\cos\alpha - N.\sin\alpha \\ 0 \\ -T.\sin\alpha - N.\cos\alpha \end{Bmatrix} \quad (3.3)$$

Afin de faciliter les calculs, on exprime le critère de Lade en termes de cohésion et d'angle de frottement.. La formulation de ces deux paramètres est développée dans le paragraphe 3.2.6. Le critère tangent s'écrit alors :

$$T = -C - N.tg\phi \quad (3.4)$$

En introduisant cette condition dans (3.3), nous obtenons:

$$F_c/S_c = \begin{Bmatrix} -N.\sin(\alpha + \phi) / \cos\phi - C.\cos\alpha \\ 0 \\ -N.\cos(\alpha + \phi) / \cos\phi + C.\sin\alpha \end{Bmatrix} \quad (3.5)$$

Sur la surface de contact pastille-roche, nous obtenons;

$$F/S_i = \begin{Bmatrix} -\tau.\sin W_c + \sigma.\cos W_c \\ 0 \\ \tau.\cos W_c + \sigma.\sin W_c \end{Bmatrix} \quad (3.6)$$

En tenant compte de la relation tangente θ_f du frottement pastille-roche , on obtient:

$$F = \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \sigma.Si.\cos(\theta_f + W_c) / \cos\theta_f \\ 0 \\ \sigma.Si.\sin(\theta_f + W_c) / \cos\theta_f \end{Bmatrix} \quad (3.7)$$

L'effort total induit par la pastille est donc égal à :

$$F_T = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} = \sigma.Si / \cos\theta_f \quad (3.8)$$

L'effort dû à la pression de boue s'exprime par:

$$F_p = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ S_h.P \end{Bmatrix} \quad (3.9)$$

D'après le principe des travaux virtuels, on peut minimiser l'énergie de déformation de la roche nécessaire pour le creusement . Le principe stipule que la somme des travaux de toutes les forces, intérieures ou extérieurs, réelles ou d'inertie, dans un déplacement arbitraire est nulle:

$$-\delta w_{\text{déf}} + \delta W_{\text{int}} + \delta w_{\text{ext}} = 0 \quad (3.10)$$

corolaire:

si $\delta u = 0$, d'après (10) on a : $\delta w_{\text{déf}} = 0$

$$\delta W_{\text{int}} + \delta w_{\text{ext}} = 0$$

et on peut écrire alors :

$$F_T \delta u + F_C \delta u + F_p \delta u = 0$$

$$F_T \delta u = m\gamma \delta u \quad (3.11)$$

La condition de la variation $\delta u = 0$ et de l'équation (3.11) traduisent que la variation de la puissance de fragmentation ne dépend pas de l'angle de rupture α :

$$\partial(F_T \delta u) / \partial \alpha = \partial(F_C \delta u + F_P \delta u) / \partial \alpha = 0 \quad (3.12)$$

cela donne la relation suivante :

$$\partial(F_C + F_P) / \partial \alpha = 0$$

La condition d'équilibre du copeau s'écrit:

$$\vec{F}_T + \vec{F}_c + \vec{F}_p = \vec{0} \quad (3.13)$$

Soit:

$$\sigma.S_i.\cos(\theta_f+W_c) / \cos\theta_f - C.S_c.\cos\alpha - N.S_c.\sin(\alpha+\phi) / \cos\phi = 0 \quad (3.14)$$

$$\sigma.S_i.\sin(\theta_f+W_c) / \cos\theta_f + C.S_c.\sin\alpha - N.S_c.\cos(\alpha+\phi) / \cos\phi + S_h.P = 0$$

le système d'équation (3.11) donne :

$$\sigma.S_i.\sin(\theta_f+W_c+\alpha+\phi) / \cos\theta_f - C.S_c.\cos\phi - S_h.P \sin(\alpha+\phi) = 0 \quad (3.15)$$

Nous obtenons à partir de (3.8) et (3.15):

$$F_T = ((S_c.\cos\phi.\cos W_c)/(\sin\alpha.\cos(\theta_f+W_c+\alpha+\phi)).C + (S_h.\sin(\alpha+\phi)/\cos(\theta_f+W_c+\alpha+\phi)).P) \quad (3.16)$$

La résolution analytique de l'équation (3.16) qui consiste à une minimisation est relativement délicate. Une résolution numérique, nous parait très indiquée et ne pose aucun problème. Cela est facilité, en tenant compte que l'angle initial de rupture pour une pression de boue nulle a comme expression:

$$\alpha_i = \pi / 4 - (\phi + \theta_f + W_c)/2 \quad (3.17)$$

Ainsi, l'expression de l'angle de rupture est la suivante:

$$\alpha = \alpha_i + \delta = \pi / 4 - (\phi + \theta_f + W_c) / 2 + \delta \quad (3.18)$$

où δ est appelé angle de rupture correcteur dépendant de la pression de boue. C'est une résolution numérique qui permet d'estimer sa valeur. En fait, l'angle initial de la rupture du copeau correspond simplement à la solution de l'équation (3.16) qui considère que la pression de boue est nulle. L'effort de coupe et l'effort de refoulement ou axial s'écrivent de la manière suivante:

$$\begin{aligned} F_{CO} &= F_T \cdot \cos(\theta_f + W_c) \\ F_{AX} &= F_{CO} \cdot \text{tg}(\theta_f + W_c) \end{aligned} \quad (3.19)$$

Ces efforts correspondent aux efforts minimums nécessaires au creusement d'une saignée d'une profondeur de passe h pour une pastille neuve.

3.2.4 Efforts à la rupture pour des pastilles PDC usées

Nous baserons notre étude sur les hypothèses empruntées à Appl F.C. et Rowley D.S. (1964), à savoir:

- A l'instant de la rupture du copeau, il y a continuité de la contrainte normale à la pastille sur la surface pastille-roche. De plus, nous supposons que les contraintes sur le méplat d'usure sont constantes, compte tenu de ses dimensions qui sont relativement petites.
- La rupture du copeau dépend uniquement des efforts qui sont directement appliqués sur lui et non des efforts créés par le méplat.

Les efforts sur les pastilles usées sont donc égaux à la somme des efforts d'une pastille non usée, auxquels il convient d'ajouter les efforts dûs au frottement sur le méplat d'usure et l'effort axial dû à l'effet Chip-hold down:

$$\begin{aligned} F_{AX} &= F_{ax} + F_{axf} \\ F_C &= F_{CO} + F_{Cf} \end{aligned} \quad (3.20)$$

avec

- F_{AX} : effort axial total
- F_C : effort de coupe total
- F_{axf} : effort axial dû au frottement
- F_{Cf} : effort de coupe dû au frottement
- F_{ax} : effort axial pur

F_{CO} : effort de coupe pur

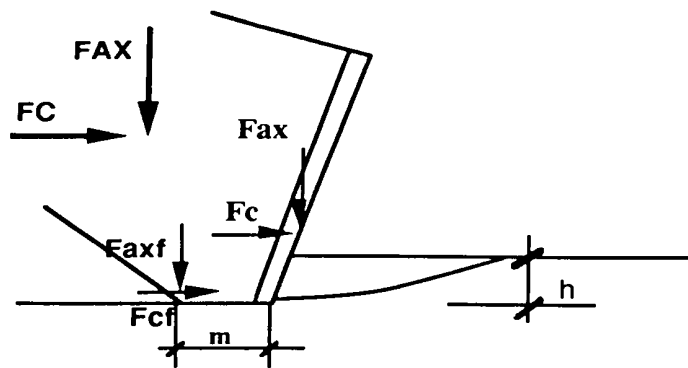


Figure 3.8 : Schéma statique des efforts pour une pastille usée

En notant par m : longueur du méplat d'usure et par b : largeur moyenne du méplat d'usure, nous aurons donc:

$$F_{axf} = \sigma \cdot m \cdot b \quad (3.21)$$

$$F_{cf} = \sigma \cdot m \cdot \text{tg} \theta_f$$

D'après l'équation (3.20) et (3.21) nous déduisons que:

$$F_{AX} = F_{CO} [1 + (m \cdot b \cdot \cos \theta_f) / (S_i \cdot \sin(\theta_f + W_c))] \cdot \text{tg}(\theta_f + W_c) \quad (3.22)$$

$$F_C = F_{CO} [1 + (m \cdot b \cdot \sin \theta_f) / (S_i \cdot \cos(\theta_f + W_c))]$$

3.2.5 Efforts à la rupture incluant L'effet Chip-hold down (pastille usée)

Le phénomène "Chip-hold down" consisterait à augmenter l'effort axial (et donc le poids sur l'outil) car les copeaux maintenus par la pression de boue offre une surface supplémentaire sous la pastille. Cet aspect est donc similaire au phénomène du poinçonnement. Cependant, l'effet Chip-hold down n'a aucune influence sur l'effort de coupe car le principe statique est basé en terme d'effort nécessaire pour générer une surface de glissement sous le copeau à dégager, et ce, quelque soit la surface de contact pastille-roche. Cet aspect est physiquement similaire à l'écaillage par cisaillement. Le phénomène de superposition des copeaux est favorisé par le comportement ductile de la roche. Il se produit donc le plus souvent à de grandes profondeurs. Ce phénomène particulier de bourrage s'oppose à la pénétration de l'outil dans la masse rocheuse; ce qui augmente l'effort axial de la pastille (figure 3.9). Si l'outil est remonté de quelques centimètres pour le faire tourner à vide, cela permettrait de pratiquer un auto-nettoyage. Une deuxième solution consiste au forage assisté par du jet hydraulique.

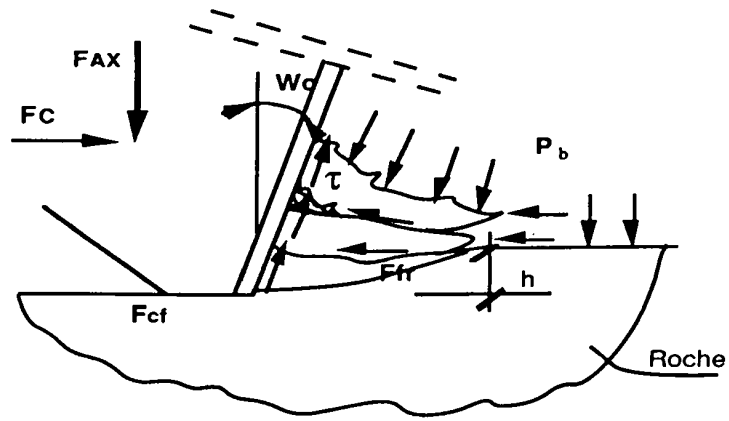


Figure 3.8 : Représentation de l'effet Chip-hold down

La pression de boue P_b confine les copeaux entre eux et crée ainsi une force de frottement F_{fr} horizontale qui les maintient agglutinés et induit le frottement des copeaux à la pastille. La force axiale due à l'effet Chip-hold down s'exprime par l'équation suivante:

$$F_{axc} = [(n-1).tg\theta_f.S_i].P.\cos W_c \quad (3.23)$$

avec

n : nombre de copeaux superposés

θ_f : angle de frottement pastille-roche

P_b : pression de boue

Les efforts totaux pour une pastille usée nécessaires au dégagement de copeaux maximums s'expriment par les relations suivantes:

$$F_{AX}^T = F_{c0} [1 + (m.b.\cos\theta_f)/(S_i.\sin(\theta_f + W_c)].tg(\theta_f + W_c) + F_{axc} \quad (3.24)$$

$$F_C = F_{c0} [1 + (m.b.\cos\theta_f)/(S_i.\cos(\theta_f + W_c))]$$

3.2.6 Estimation de Φ ET C par une approche tridimensionnelle

Physiquement, le copeau se trouve sous une configuration mécanique triaxiale (figure3.5). La pression de boue P et la contrainte in-situ latérale σ_i sont les deux contraintes de confinement local du copeau (σ_2 et σ_3). En fonction de ces deux contraintes, on estimera les caractéristiques intrinsèques de la roche C_i et ϕ_i . En mécanique des roches, le critère de Lade est supposé l'un des critères le mieux adapté pour décrire la rupture des roches. Alors que le critère de Mohr Coulomb ne tient compte que des contraintes extrêmes, le critère de Lade est par essence tridimensionnel. Cela implique que la contrainte intermédiaire peut jouer un rôle non négligeable dans la rupture de la roche (formation du copeau).

En fait, pour une représentation bidimensionnelle, il n'existe pas une courbe enveloppe unique. Le critère génère une bande dépendant de σ_1, σ_2 et de σ_3 (figure 3.10). A l'intérieure de cette bande, il y a des courbes intrinsèques aux cercles de Mohr qui correspondent chacune à un rapport de σ_2 / σ_3 constant.

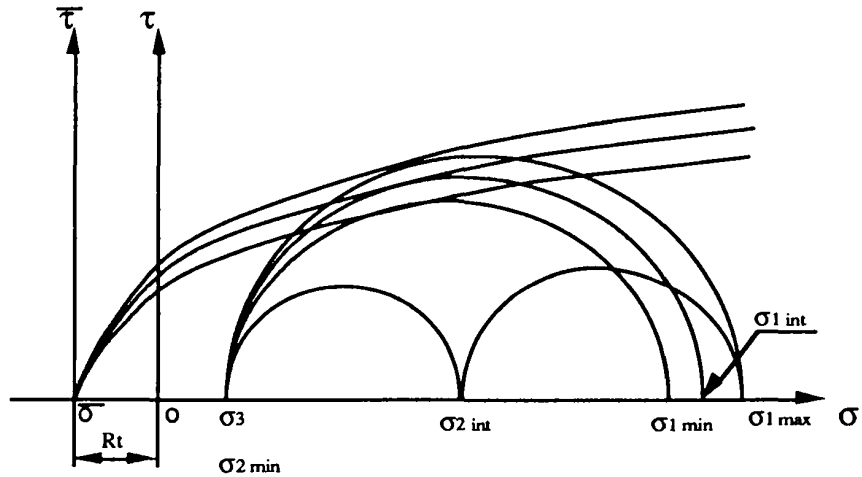


Figure 3.10 : Représentation des cercles de Mohr selon le critère de Lade ($\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$)

Si on suppose que la contrainte σ_3 est fixe, alors σ_1 est dépendant de σ_2 . La variation de σ_1 est représentée par la figure 3.11:

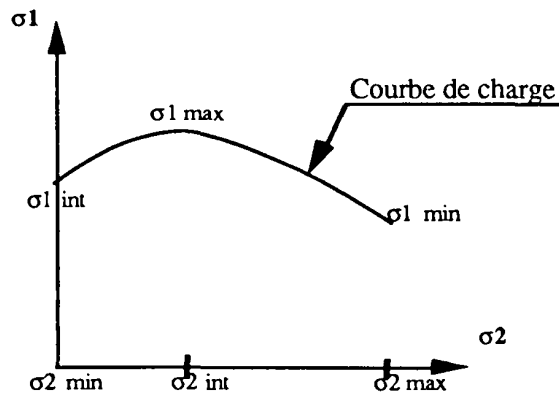


Figure 3.11 : Représentation de la variation de σ_1 en fonction de la contrainte intermédiaire σ_2

Soit le couple $C_1(\sigma_{1i}, \sigma_{3i})$ tel que $F(\sigma_{1i}, \sigma_{2i}, \sigma_{3i}) = R$,

La fonction F étant le critère de Lade et les contraintes σ_{2i} et σ_{3i} sont la pression de boue et la contrainte latérale ou l'inverse (selon leur grandeur). Le critère de Torre Leon s'écrit:

$$\tau^2 = (m - 1)^2 \cdot R_t \cdot (R_t - \sigma) \tag{3.26}$$

avec

$$m^2 = R_c / R_t + 1$$

R_t : résistance à la traction,

R_c : le paramètre à caler

Le principe de cette méthodologie consiste à caler le critère de Torre Leon avec les cercles de contraintes tangentes au critère de Lade (figure 3.12). La résistance R_c est le paramètre à caler en fonction des deux équations 3.26 et 3.27, en considérant simplement la résolution de la racine double du point d'intersection en σ^* et τ^* :

$$(\sigma - (\sigma_{1i} + \sigma_{3i}) / 2)^2 + \tau^2 = ((\sigma_{3i} - \sigma_{1i}) / 2)^2 \quad \text{tel que } C_1(\sigma_{1i}, \sigma_{3i}) \quad (3.27)$$

L'équation (3.27) étant l'équation du cercle de Mohr pour les contraintes extrémales de Lade.

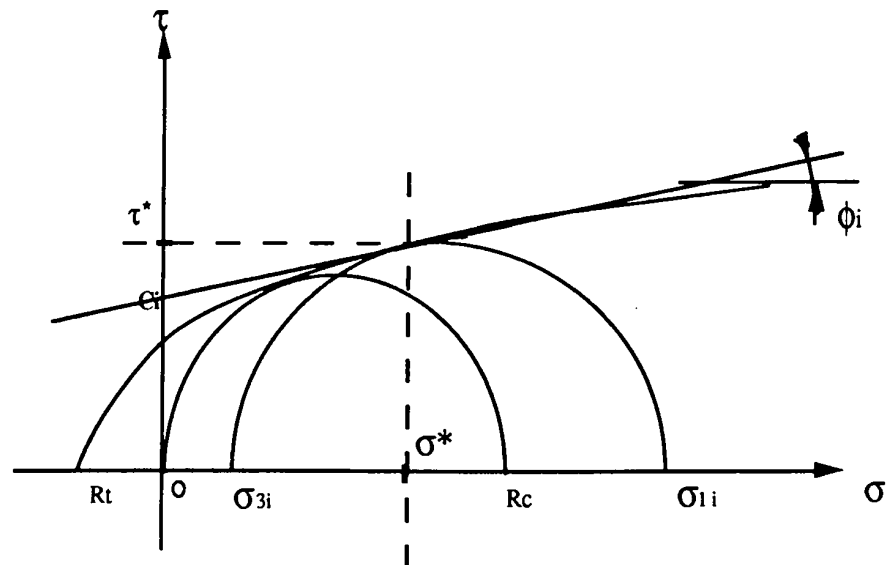


Figure 3.12 : Calage des cercles tangents au critère de Lade avec le critère de Torre Leon

L'équation de la tangente en σ^* et τ^* du critère de Torre Leon donne l'expression de la cohésion et de l'angle de frottement relatifs à la pression de boue P et au confinement latérale σ_i :

$$\phi_i = \text{ARCTAN} \left[\frac{-0.5 \cdot \sqrt{(m-1)^2 \cdot R_t}}{(R_t - \sigma^*)} \right]$$

$$C_i = (m-1)^2 \cdot R_t \cdot (R_t - \sigma^*) - \text{TAN } \phi_i \cdot \sigma^*$$

Les contraintes σ^* et τ^* sont les contraintes tangentes au critère de Torre Leon et sont relatives à la pression de boue P et la contrainte latérale in-situ. Physiquement ce sont les contraintes perpendiculaire et parallèle au plan de glissement c'est à dire le plan où l'énergie de déformation est maximale. D'où la forme du critère de Coulomb mais où l'angle de frottement et

la cohésion sont variables

$$\tau^* = C_i + \text{TAN } \phi_i \cdot \sigma^*$$

3.3 CONCLUSION

Nous avons développé un modèle théorique tridimensionnel de l'interaction outil-roche. Il permet de calculer les efforts nécessaires à l'enlèvement de copeaux maximums pour une profondeur de passe h relativement petites. Le modèle tient compte de la géométrie pour des pastilles PDC neuves et usées. Il permet, en outre, de tenir compte des caractéristiques mécaniques de la roche, de la pression de boue et du phénomène "Chip-hold down". L'avantage d'un tel modèle est que physiquement, il met en évidence le rôle de l'angle de rupture qui dépend de la pression de boue et de la contrainte in-situ latérale. Ainsi, en grandes profondeurs où la pression de boue et les contraintes en place sont relativement plus élevées, l'angle de frottement ϕ diminue. Cela induit une augmentation de l'angle de rupture α_{P1} du copeau. Inversement, en petites profondeurs de forage l'angle de rupture α_{P2} diminue (figure 3.13). Ce phénomène a été aussi observé dans la coupe des métaux et dans la fragmentation des roches par des outils de coupe.

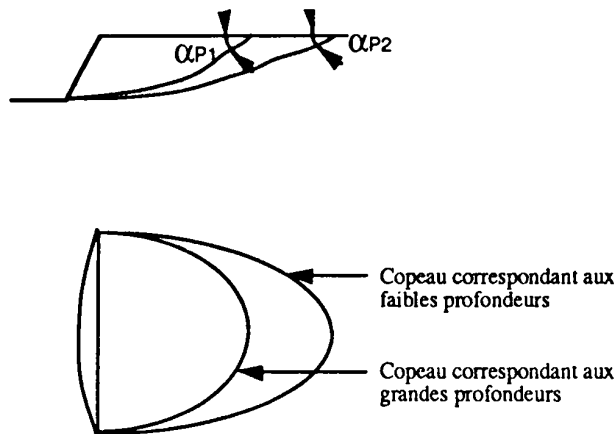


Figure 3.13 : Vue de profil et de dessus de la forme de copeaux

Nous allons intégrer le modèle de l'interaction dans le logiciel tridimensionnel DISCAGELF afin d'étudier l'influence des efforts de fragmentation sur l'initialisation du discage. Cette démarche permet de tenir compte de valeurs d'efforts proches de l'aspect physique du forage.

Chapitre 4

PRESENTATION DU LOGICIEL

4. 1 OBJECTIFS

Le logiciel que nous reprenons, DISCAGELF, a été développé initialement par Venet (1991). Ce logiciel est conçu dans le but de rechercher les paramètres les plus significatifs influençant le phénomène du discage. Il permet également d'offrir suffisamment de possibilités quant à la définition de la géométrie de la tête de la couronne du carottier.

Comme nous l'avons vu précédemment, la roche est supposée **élastique linéaire et isotrope** ce qui permettra de définir aisément le domaine de non discage dans lequel la carotte est supposée **intacte**. Dans la présente version du logiciel, le code de calcul retenu est le logiciel d'éléments finis CESAR du LCPC avec ses pré- et post-processeurs graphiques .

L'élaboration de ce logiciel a pour objectifs principaux de:

- **tenir compte d'un aspect bidimensionnel**: à l'aide d'un mailleur automatique dont l'idée initiale est due à Venet (1991). Une amélioration du maillage sera apportée dans ce cas par le développement d'une saignée dite "à quatre parties". Ce mailleur permet de tenir compte d'une géométrie plus complexe de la saignée. Le modèle est alors en symétrie de révolution (figure 4.1). L'utilisateur disposera d'un menu répertoriant les principaux types de fond de saignée. En outre, il sera possible de faire varier le rapport rayon extérieur sur rayon intérieur de la couronne du carottier et l'épaisseur de la carotte.

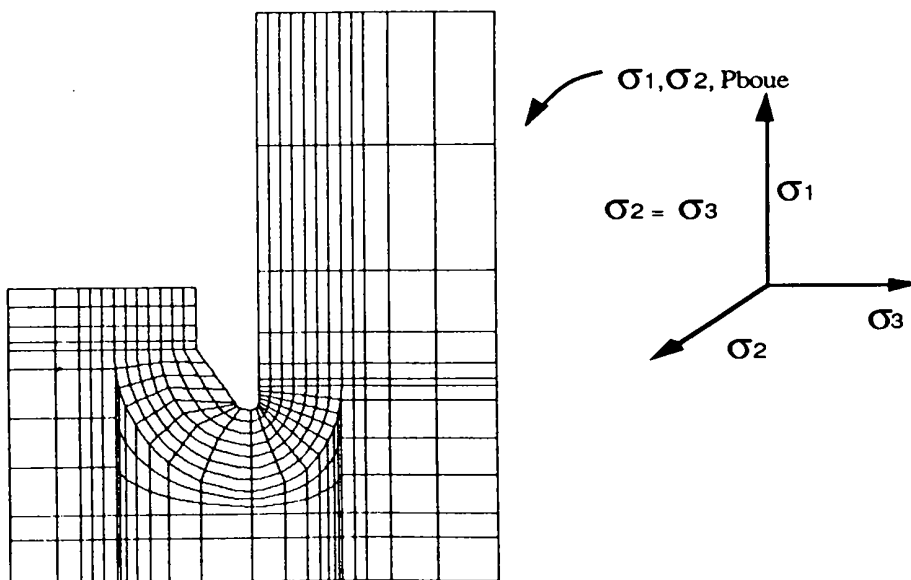


Figure 4.1 : Modèle en symétrie de révolution (axisymétrie)

Cette partie du logiciel devra pouvoir répondre facilement à certaines exigences des ingénieurs pétroliers par exemple : "Quelle densité de boue choisir ? Quel type de carottier utiliser pour récupérer les carottes intactes?"

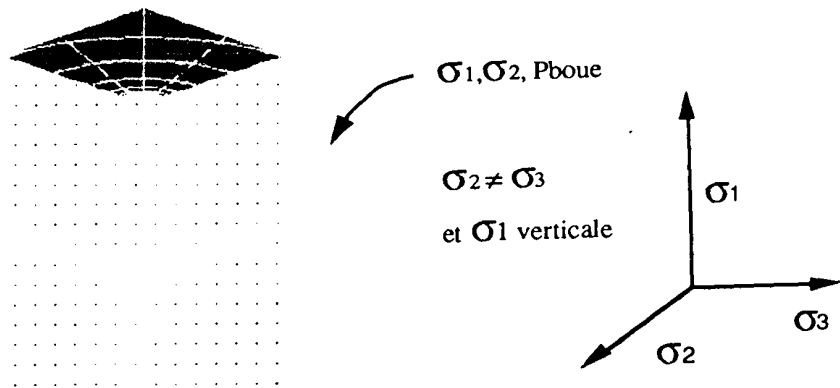


Figure 4.2: Modèle tridimensionnel ayant deux plans de symétrie

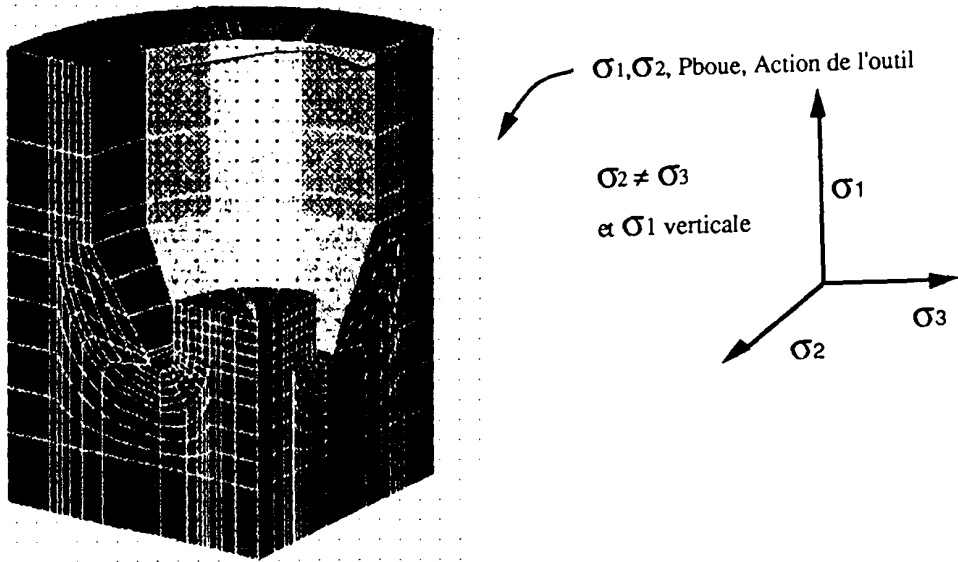


Figure 4.3: Modèle tridimensionnel pour l'action de la pastille

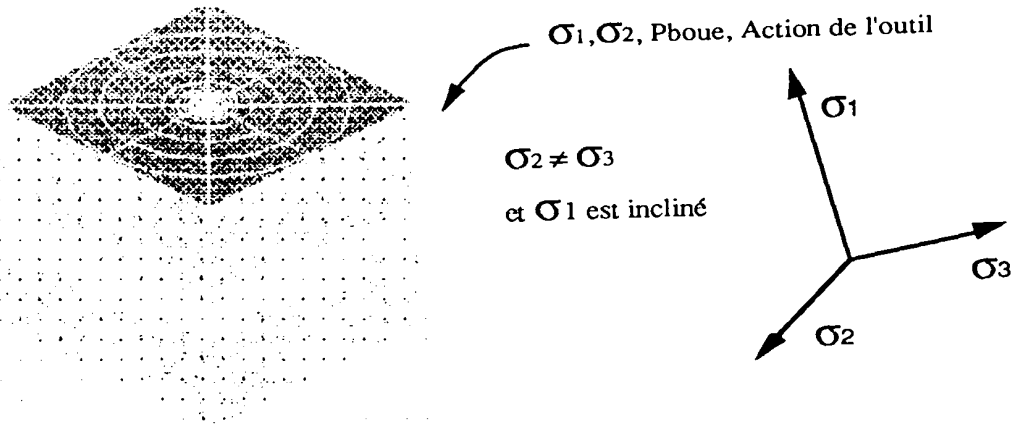


Figure 4.4: Modèle tridimensionnel complet sans plan de symétrie

.tenir compte d'aspects tridimensionnels. L'objectif recherché est d'étendre le modèle de discage précédent pour tenir compte de trois contraintes principales in situ différentes dont l'une peut être confondue avec l'axe du forage (puits verticaux) ou non (puits déviés). L'influence de l'interaction outil-roche sur le domaine de discage pourra être envisagée.

Il sera donc développé un mailleur automatique tridimensionnel avec le même principe que le mailleur 2D. Le modèle est représenté par le quart du domaine pour la simulation de puits verticaux lorsque l'on suppose que la contrainte principale géostatique est verticale (figure 4.2). Dans le cas où l'on veut tenir compte de la simulation d'un outil muni de deux pastilles PDC symétriques, on considèrera le quart du modèle (figure 4.3) avec un maillage affiné au niveau de l'interaction de l'outil avec la roche. Dans le cas de puits déviés il sera utilisé un maillage complet du domaine(figure 4.4).

4.2 DESCRIPTION DU LOGICIEL DEVELOPPE

La figure 4.5 représente l'oganigramme du logiciel qui se décompose en plusieurs sous-programmes (ou modules) principaux:

- choix particulier du problème, à savoir; l'option bidimensionnelle ou tridimensionnelle.
- entrée des données du problème consistant à introduire les paramètres géométriques de la saignée. Après l'analyse des données de la forme de l'outil introduites par l'utilisateur, le maillage du domaine se fait automatiquement à l'aide d'un mailleur 2D ou d'un mailleur 3D développé par nos soins.
- introduction des conditions aux limites. Les différents cas de chargement sont ensuite imposés lors de l'utilisation des deux modules d'initialisation des données du problème dans CESAR appelés MAX2D et MAX3D.
- les matrices de rigidité $[K]$ et de force $[F]$ sont mises en équation sous la forme $[K][u] = [F]$. Le tenseur de contraintes est ensuite calculé pour chaque point de Gauss.
- stockage en fichiers des contraintes calculées. Dans le cas 3D, on stocke les déplacements des noeuds fontières loupe pour tenir compte des conditions aux limites du nouveau domaine de calcul.
- superposition des différents modes de chargement. Les résultats de contraintes permettent de balayer automatiquement un domaine de sécurité où la carotte est

intacte à partir du paramètre de retour sur les critères de rupture adoptés pour la roche. Cette partie sera décrite plus en détail ultérieurement.

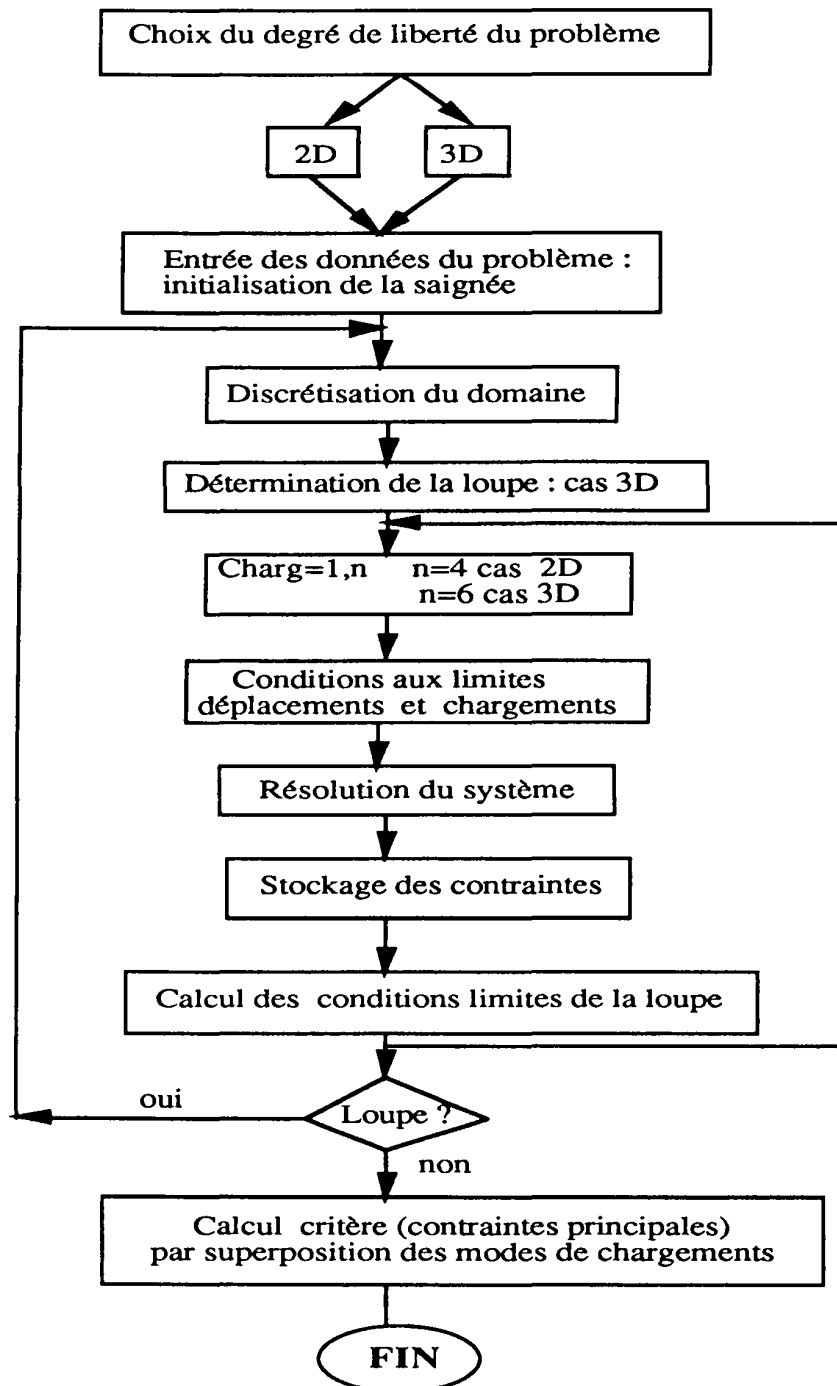


Figure 4.5 : Organigramme général du principe de la modélisation

4.2.1 Sous-programme de maillage

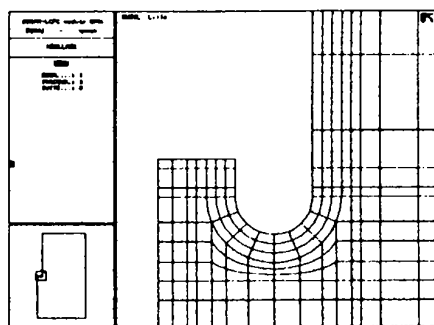
Les différentes formes de saignées auxquelles l'utilisateur peut avoir accès sont classées en trois options possibles (figure 4.6), à savoir:

- saignée plate
- saignée à deux parties symétriques ce qui permet de générer des saignées ayant des arêtes courbes, elliptiques ou droites
- saignée dissymétrique à quatre parties permettant de générer des saignées ayant des formes assez complexes avec un soucis d'éviter au maximum le problème de singularité de maillage au fond de la saignée

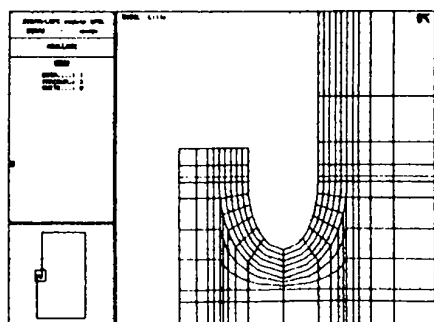
Les formes des saignées sont désignées par IMAIL dans le logiciel DISCAGELF. Un repère local, à l'intérieur de la couronne, est utilisé afin de définir les paramètres nécessaires au dimensionnement du fond de puits (figure 4.7). Les formes des saignées utilisées dans les simulations numériques sont inspirées des formes de couronnes réelles. La figure 4.6 présente les maillages des formes simulées à partir des formes réelles.



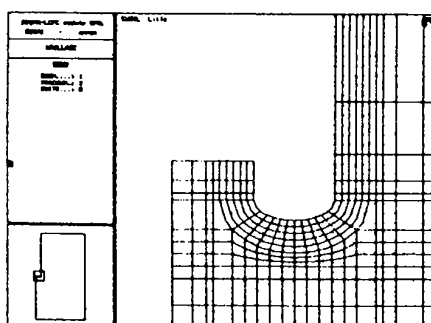
CB 40-CT 40



IMAIL 2



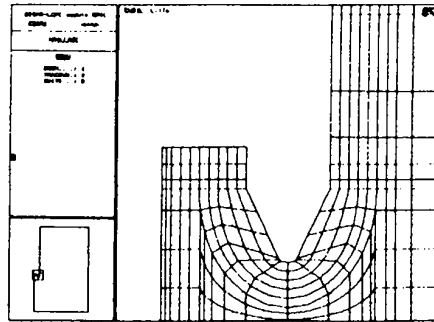
IMAIL 3L



IMAIL 3A



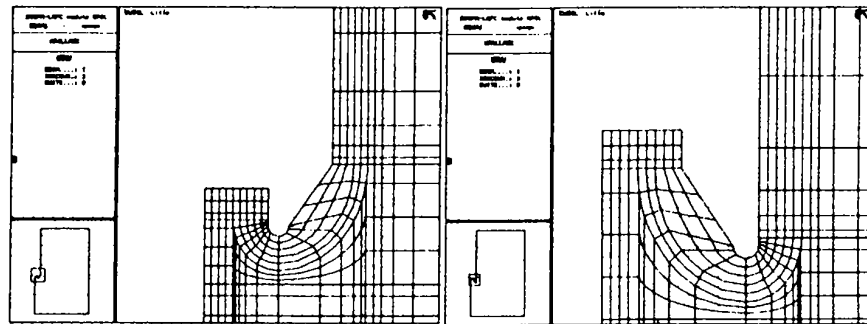
CB 30 - CT 30



IMAIL 30V



CB 17 - CT 17

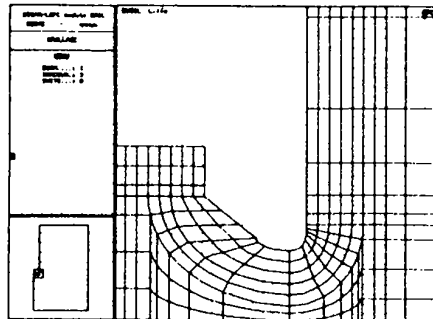


IMAIL 30 GL

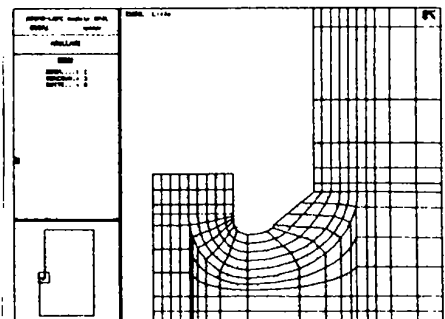
IMAIL 30 DL



CB 20



IMAIL 30 GA



IMAIL 30 DA

Figure 4.6: Formes principales de saignées incorporées dans DISCAGELF

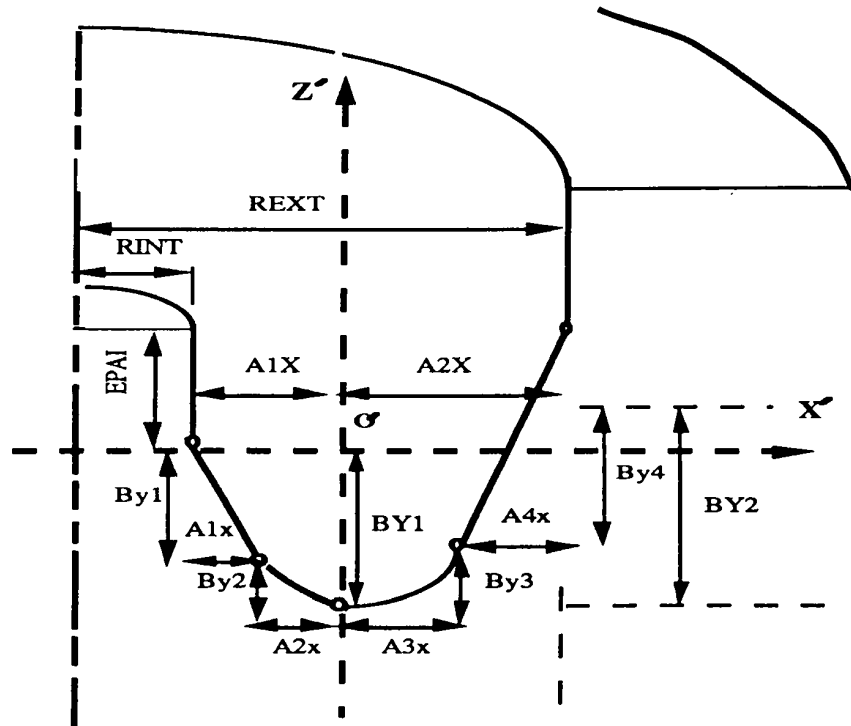


Figure 4.7 : Saignée dissymétrique à quatre parties

La conception de la saignée fait intervenir plusieurs paramètres géométriques, à savoir:

- l'épaisseur du disque EPAI
- les rayons intérieur et extérieur de la couronne RINT et REXT
- les élancements de la saignée BY1 et BY2 (BY1=BY2, saignée circulaire ou symétrique)
- les excentricités par rapport à Z' (AX1, AX2, AX3 et AX4)

4.2.2 Sous programme de calcul

Le code de calcul utilisé est le logiciel d'éléments finis **CESAR** du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées. Le calcul est effectué en **élasticité linéaire**. Après l'initialisation des différents paramètres intervenant dans le logiciel, les matrices de rigidité $[K]$ et de force $[F]$ sont déterminées. Une fois le système $[K] [u] = [F]$ résolu, le tenseur de contrainte est calculé pour chaque point de Gauss et stocké dans des fichiers qui seront appelés pour la résolution par **critère**. Dans le cas 3D, on stocke les déplacements des noeuds frontières loupe pour tenir compte des conditions aux limites du nouveau domaine de calcul.

4.2.3 Sous-programmes des loupes

Pour les simulations tridimensionnelles, on effectue deux loupes consécutives afin d'optimiser la taille du calcul et donc le temps d'exécution. Tous les maillages comportent deux types d'éléments isoparamétriques. Les éléments pentaédriques à 15 noeuds (figure 4.8) sont utilisés pour la génération des éléments traversés par l'axe Z afin d'éviter la singularité dans le cas d'éléments à 20 noeuds. Les éléments hexaédriques à 20 noeuds (figure 4.9) sont utilisés pour mailler le reste du domaine. Lors de la génération d'un domaine initial, on détermine les bornes

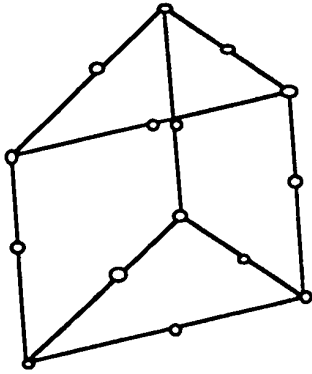


Figure 4.8 : Element pentaédrique à 15 noeuds

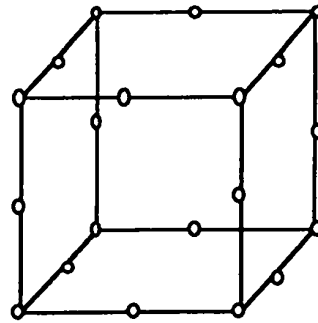


Figure 4.9 : Elément hexaédrique à 20 noeuds

pour le domaine suivant selon les axes X, Y et Z (figures 4.10 et 4.11). Ainsi, les coordonnées des noeuds des facettes pour le domaine "loupe" suivant doivent coïncider avec les surfaces contenant les coordonnées du domaine initial afin de ramener l'interpolation à un calcul parabolique unidimensionnel des déplacements. Le domaine loupe doit reproduire la même déformée des surfaces frontières avec ces mêmes surfaces appartenant au domaine initial.

Le principe de l'interpolation est basé sur le traitement des données suivants:

- les coordonnées et les déplacements des noeuds appartenant au domaine initial
- les coordonnées et les numéros des noeuds appartenant aux frontières du domaine "loupe"

L'interpolation unidimensionnelle parabolique que nous avons développée exige la recherche des **3 noeuds** du domaine initial pour chaque itération. Ces trois noeuds doivent:

- être les plus proches du noeud loupe
- être alignés avec le noeud loupe

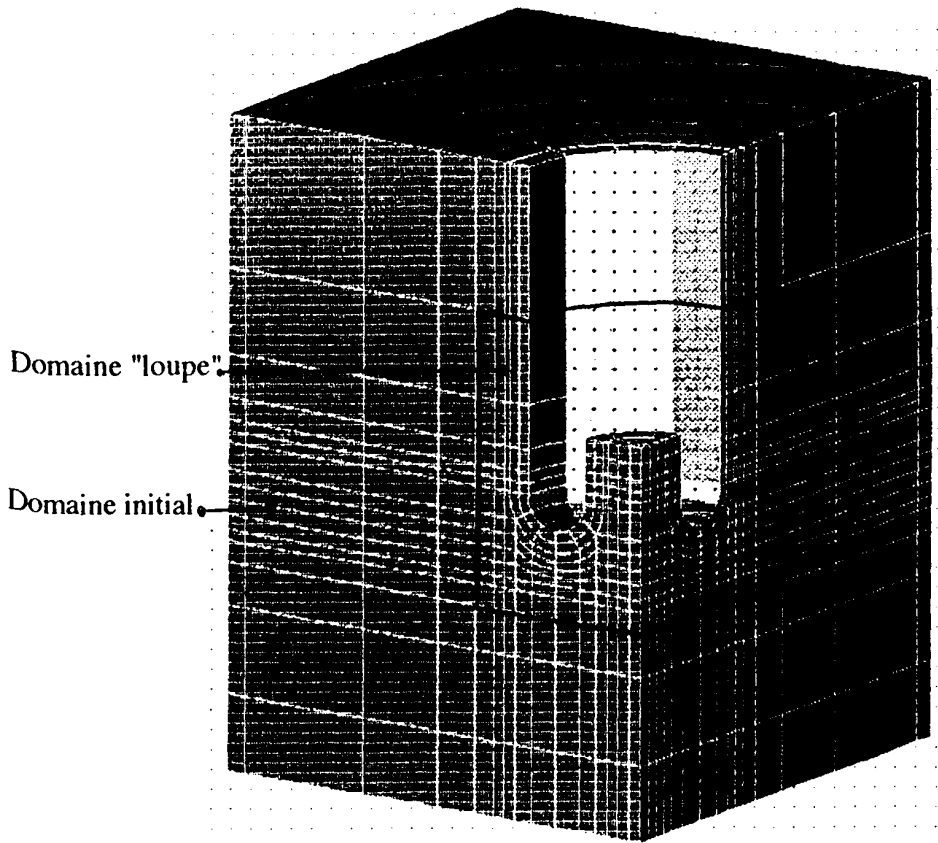


Figure 4.10 : Maillage du domaine initial

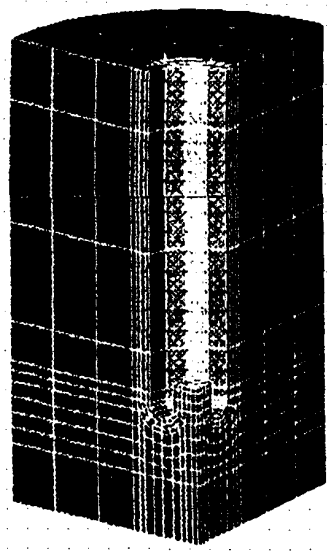


Figure 4.11 : Maillage du domaine de la première loupe

Le noeud appartenant au domaine "loupe" doit être compris entre 2 des 3 noeuds du domaine initial. La première étape consiste à éliminer les noeuds qui n'appartiennent pas aux surfaces frontières. Dans cette étape d'élimination des noeuds superflus, les coordonnées des noeuds des surfaces frontières sont réactualisées de façon à les faire coïncider avec le repère des noeuds du domaine loupe. Ensuite ces noeuds sont arrangés selon un compteur d'actualisation des coordonnées. Le premier noeud d'un domaine initial le plus proche d'un noeud loupe est par définition le noeud dont la distance en valeur absolue est minimale. Le second noeud est par définition le noeud dont la distance en valeur absolue est minimale mais situé du côté opposé au premier noeud calculé. Le troisième noeud est par définition le noeud le plus proche du noeud loupe hormis le premier noeud et le deuxième calculés précédemment (figure 4.12).

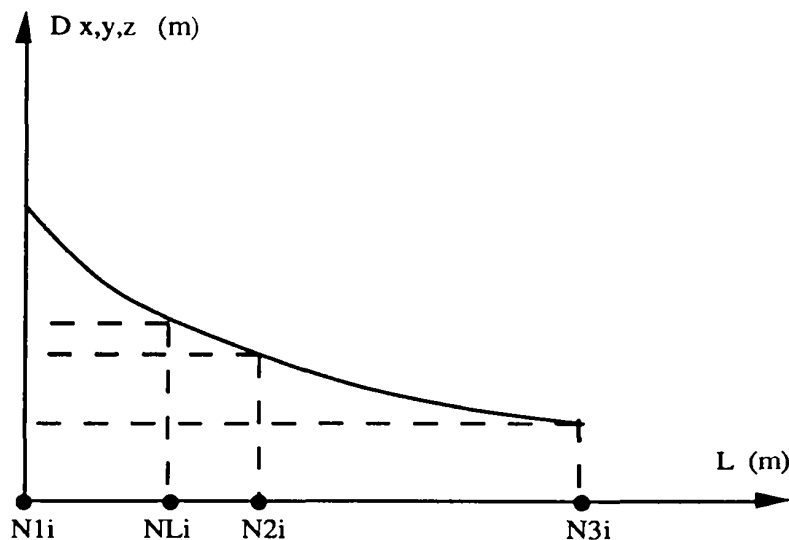


Figure 4.12 : Principe de l'interpolation à partir des noeuds initiaux dans un repère local

$D_{x,y,z}$: déplacements selon les trois directions principales

$N1i$, $N2i$ et $N3i$: les trois noeuds les plus proches du noeud loupe

NLi : noeud loupe

Des tests sont effectués pour les itérations afin de vérifier la linéarité et la distinction des noeuds calculés. L'interpolation alors est unidimensionnelle. La déformée de segment à trois noeuds ne peut qu'être de type parabolique. L'équation de la déformée est définie à partir des déplacements des trois noeuds 1, 2 et 3 pour un repère local. Des tests sont également exécutés pour vérifier le sens physique des signes des déplacements des noeuds loupes. Le programme permet de signaler un mauvais fonctionnement de l'interpolation en affichant des messages d'erreur. Après le déroulement de l'interpolation pour tous les noeuds loupes, on stocke ensuite leurs déplacements selon X, Y et Z affectés de leurs numéros correspondants dans des fichiers conçus pour le logiciel de calcul CESAR. La dernière étape consiste à l'exécution du calcul des

contraintes pour le domaine loupe. Une vérification des contraintes des noeuds communs aux deux domaines est nécessaire pour s'assurer du bon fonctionnement de l'interpolation des déplacements. Les noeuds en communs doivent avoir approximativement les mêmes contraintes.

Conditions aux limites

Lors du premier passage dans le logiciel, les déplacements sont nuls sur les axes X et Y pour le cas bidimensionnel, sur la facettes XY, YZ et ZX pour le cas tridimensionnel. On impose pour le 2D successivement les quatre chargements de base:

- un chargement axial seul $\sigma_A = 100 \text{ MPa}$
- un chargement radial seul $\sigma_R = 100 \text{ MPa}$
- un chargement dû à la pression de boue $\sigma_B = 100 \text{ MPa}$
- un chargement dû au poids sur l'outil $\sigma_o = 100 \text{ MPa}$

En ce qui concerne le cas tridimensionnel, on impose 6 cas de chargements:

- un chargement axial seul $\sigma_A = 100 \text{ MPa}$
- un premier chargement radial seul $\sigma_{R1} = 100 \text{ MPa}$
- un deuxième chargement radial seul perpendiculaire au premier $\sigma_{R2} = 100 \text{ MPa}$
- un chargement dû à la pression de boue $\sigma_B = 100 \text{ MPa}$
- un chargement dû à l'effort axial de la pastille $\sigma_{ov} = 100 \text{ MPa}$
- un chargement dû à l'effort de coupe de la pastille $\sigma_{oc} = 100 \text{ MPa}$

4.3 DETERMINATION DES CONTRAINTES DE DISCAGE

4.3.1 Méthodologie du calcul

La méthode de calcul est basée sur le principe de superposition de l'état de contrainte. Pour une géométrie du domaine donnée, on peut ainsi effectuer de nombreuses combinaisons de paramètres pour un temps de calcul relativement faible. Le principe consiste à ce que pour chaque forme de la couronne du carottier et d'épaisseur de disques, les contraintes principales σ_1 σ_2 et

σ_3 sont calculées aux points de Gauss des éléments du maillage selon quatre modes de chargement dans le cas bidimensionnel et six modes de chargement dans le cas tridimensionnel. On notera pour le cas **bidimensionnel**:

$\sigma_{ij}(R)$ les contraintes résultant d'un chargement radial seul ($\sigma_R = 100$ MPa)

$\sigma_{ij}(A)$ les contraintes résultant d'un chargement axial seul ($\sigma_A = 100$ MPa)

$\sigma_{ij}(B)$ les contraintes résultant d'un chargement dû à la pression de boue ($\sigma_B = 100$ MPa)

$\sigma_{ij}(O)$ les contraintes résultant d'un chargement dû au poids de l'outil ($\sigma_O = 100$ MPa)

et pour le cas **tridimensionnel**:

$\sigma_{ij}(R1)$ les contraintes résultant d'un premier chargement horizontal seul ($\sigma_{R1} = 100$ MPa)

$\sigma_{ij}(R2)$ les contraintes résultant d'un deuxième chargement horizontal seul ($\sigma_{R2} = 100$ MPa)

$\sigma_{ij}(A)$ les contraintes résultant d'un chargement axial seul ($\sigma_A = 100$ MPa)

$\sigma_{ij}(B)$ les contraintes résultant d'un chargement dû à la pression de boue ($\sigma_B = 100$ MPa)

$\sigma_{ij}(Ov)$ les contraintes résultant d'un chargement dû à l'effort axial de l'outil ($\sigma_{Ov} = 100$ MPa)

$\sigma_{ij}(Oc)$ les contraintes résultant d'un chargement dû à l'effort de coupe ($\sigma_{Oc} = 100$ MPa)

L'utilisateur sélectionne les caractéristiques géomécaniques de la roche, la densité de boue et du terrain sus-jacent, lors du calcul des contraintes de discage. Il sera exécuté un calcul automatique du domaine de non discage, mis au point par nos soins. L'estimation des efforts de l'outil pour le cas tridimensionnel se fait à l'aide du modèle d'interaction outil-roche (chapitre 3) qui tient compte de la profondeur de passe, de la pression de boue et des caractéristiques mécaniques de la roche. Les contraintes totales σ^T correspondant à chaque combinaison de ces paramètres sont déterminées par superposition des contraintes obtenues en chaque point de Gauss et pour chaque cas de chargement. On a alors pour le cas **bidimensionnel**:

$$\sigma_{rr}^T = cv \sigma_{rr}(A) + cr \sigma_{rr}(R) + cb \sigma_{rr}(B) + co \sigma_{rr}(O)$$

$$\sigma_{zz}^T = cv \sigma_{zz}(A) + cr \sigma_{zz}(R) + cb \sigma_{zz}(B) + co \sigma_{zz}(O)$$

$$\sigma_{rz}^T = cv \sigma_{rz}(A) + cr \sigma_{rz}(R) + cb \sigma_{rz}(B) + co \sigma_{rz}(O)$$

et pour le cas **tridimensionnel**:

$$\sigma_{ij}^T = cv \sigma_{ij}(A) + cr1 \sigma_{ij}(R1) + cr2 \sigma_{ij}(R2) + cb \sigma_{ij}(B) + co1 \sigma_{ij}(O) + co2 \sigma_{ij}(O)$$

$$ij = xx, yy, zz, xy, xz, zy$$

$$cr(cr1) = K cv$$

$$cr2 = kdi. cr1$$

$$cb = D_b \cdot Z / 10000$$

$$cv = D_t \cdot Z / 10000$$

$$coi = \sigma_{oi} / 10000$$

D_b, D_t : la densité de boue et la densité moyenne des terrains

σ_{oi} : effort d'interaction pastille-roche

Z : profondeur de forage (m)

kdi: coefficient de proportionnalité entre les contraintes radiales à l'infini σ_{R2} et σ_{R1}

cv, coi et cb sont les coefficients correcteurs connus grâce aux jeux de paramètres d'entrée (densité de boue et du terrain). La contrainte géostatique verticale est supposée égale au poids moyen du terrain que multiplie la profondeur Z . En multipliant les coefficients respectivement par les contraintes $\sigma_{ij}(A), \sigma_{ij}(O_i)$ et $\sigma_{ij}(B)$, on obtient la contrainte pour tous les points de Gauss. Le coefficient K de poussée des terrains, est l'inconnue du problème, cependant pour une valeur de K fixée, le système peut être résolu. Le paramètre de retour sur le critère peut alors être déterminé pour chaque point de Gauss.

Ainsi, on détermine, pour chaque jeu de données, (densité de boue, action de l'outil, type de matériau et de carottier), le coefficient de poussée des terrains K , les valeurs et les directions des contraintes principales pour qu'il y ait amorce de la rupture, ainsi que la position du point d'initialisation du discage. L'originalité de ce principe est le fait de ne pas repasser dans le sous-programme de calcul.

4.3.2 Calcul des conditions d'initialisation du discage

En partant d'une valeur de K égale à 10 (ou plus élevée), il sera procédé à une itération en diminuant cette valeur jusqu'à ce que le paramètre de retour λ soit minimum, c'est à dire égal à 1 (avec une erreur de 10^{-4}). L'organigramme de cette partie est représenté sur la figure 4.13.

Lors de la diminution de K jusqu'à 0, deux états de contraintes distincts peuvent entraîner l'initialisation du discage pour le cas du confinement isotrope ou anisotrope. Les itérations sur K commencent pour $K=10$, le paramètre de retour λ est alors inférieur à 1 pour tous les noeuds de la structure (le cercle de Mohr est traversé par le critère de rupture). Lorsque K diminue jusqu'à atteindre la valeur de K_1 , on obtient une première contrainte radiale d'initialisation du discage σ_{R1} pour λ égal à 1. En continuant à décroître K , celui-ci atteint une deuxième valeur K_2 correspondant à la seconde contraintes σ_{R2} de discage. Durant cette phase, λ reste supérieur à 1 dans tout le domaine, et tous les cercles de Mohr aux noeuds de la structure

sont inférieurs au critère de rupture jusqu'à ce que K atteigne K2 (fig. 4.14) et λ revienne à la valeur de 1 pour un noeud de la structure. En dessous de ce seuil le discage s'amorce et la valeur de λ devient inférieur à 1.

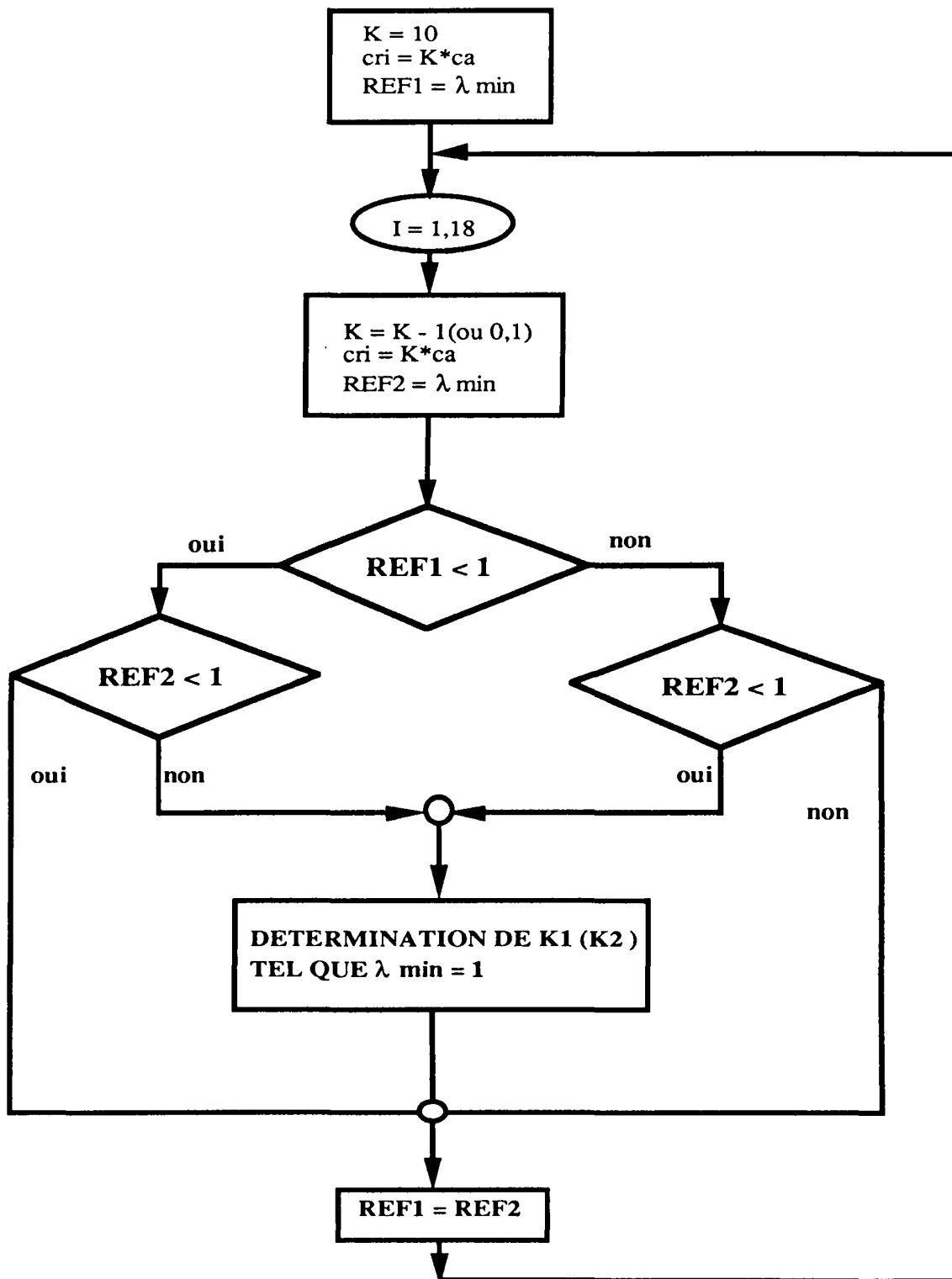


Figure 4.13: Organigramme du sous-programme de détermination de K

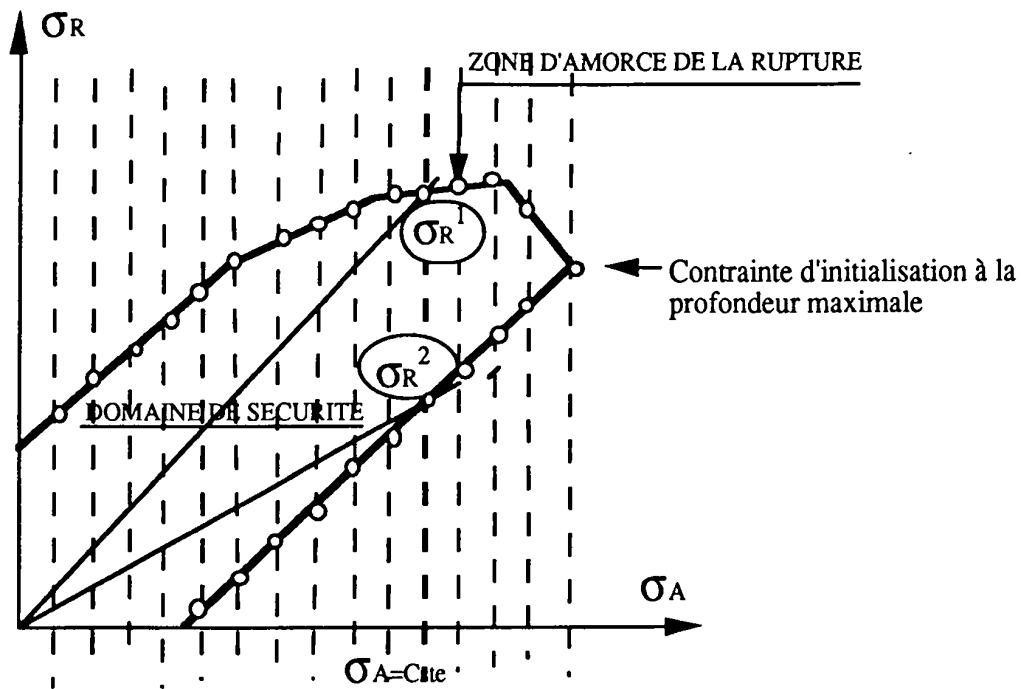


Figure 4.14 : Représentation du domaine de stabilité de la carotte en fonction des contraintes en place

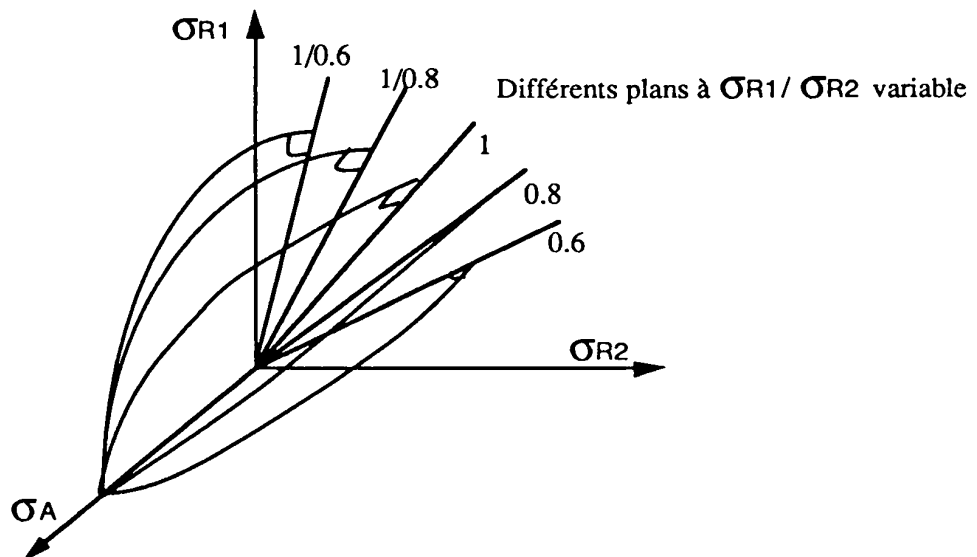


Figure 4.15: Plans de génération du domaine de non discage dans l'espace

En ce qui concerne le cas tridimensionnel, le problème consiste également à chercher des deux contraintes radiales σ_{R1} et σ_{R2} de discage relatives au confinement anisotrope. Pour cela, on pose $\sigma_{R1} = Kdi \sigma_{R2}$ (ces contraintes étant les conditions de chargement). La recherche automatique des deux contraintes de discage σ_{R1} et σ_{R2} se fait de manière analogue

que pour le cas de contraintes où le confinement est isotrope. Ainsi, on effectue un **balayage** du domaine de stabilité pour différentes valeurs de K_{di} (1, 0.8, 0.6, 0.4) (figure 4.15).

Dans le cas où les contraintes de chargement σ_{R2} et σ_{R1} ne sont pas égales, le principe du calcul consiste à faire varier k_{di} pour chaque cas de calcul des contraintes de disage.

4.3.3 Programme de calcul automatique du domaine de non disage

Le programme utilise les résultats de contraintes des différents cas de chargement décrits au paragraphe précédent. Il permet d'avoir une première représentation de la contrainte radiale σ_R en fonction de la contrainte axiale σ_A et une seconde exprimant la relation entre le rapport σ_B/σ_A et le rapport σ_R/σ_A (représentation de Guénot).

L'utilisateur introduit la densité de boue, la densité moyenne des terrains et les caractéristiques mécaniques relatives au critère adopté (critère du paraboloïde, Lade ou Torre Leon). Ce programme va exécuter automatiquement la recherche du domaine de non disage. Trois étapes sont nécessaires (fig. 4.16) :

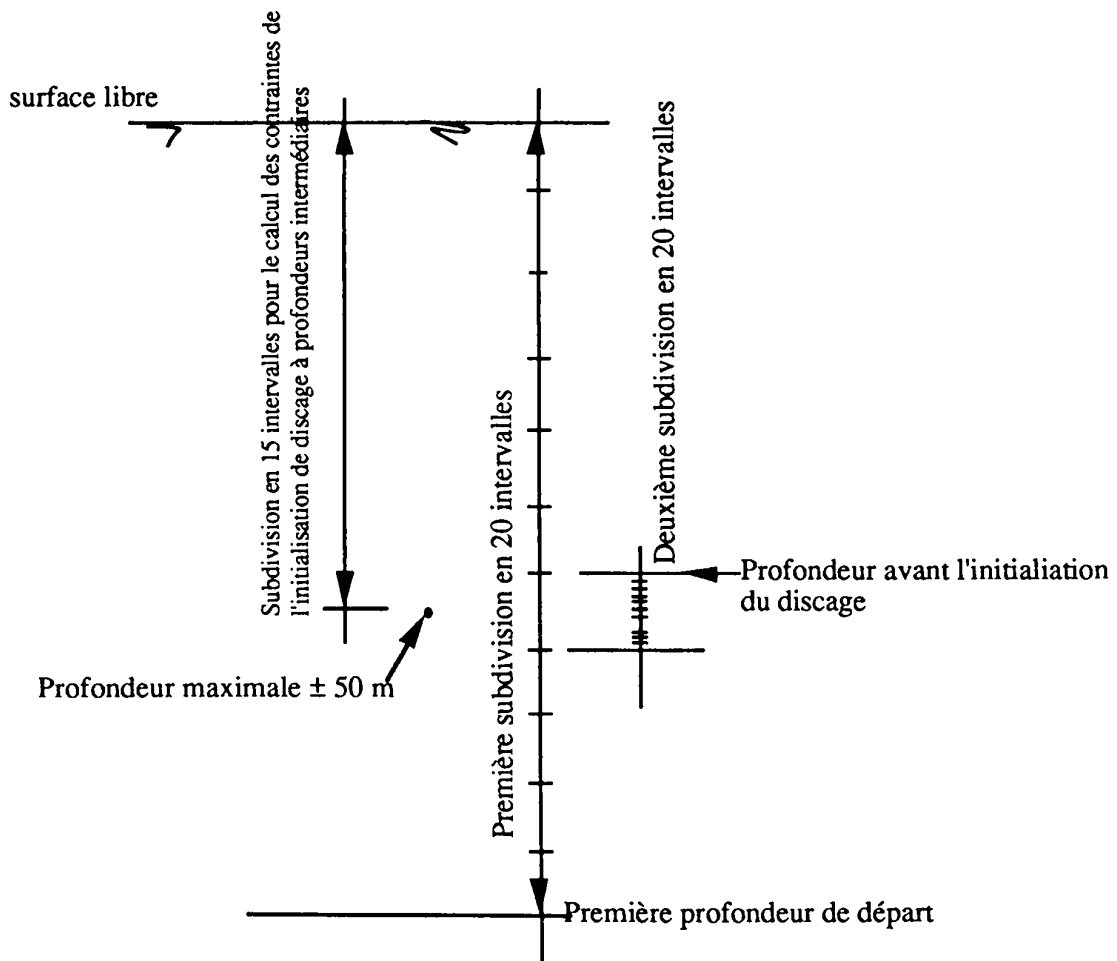


Figure 4.16 : Principe de subdivision pour la recherche de la profondeur maximale

- il faut tout d'abord estimer la profondeur pour laquelle le discage n'apparait pas. Celle ci est introduite : s'il y a discage il faut introduire une autre profondeur, plus grande.
- supposons que l'on ait obtenu une profondeur correspondant à un non discage. La profondeur est découpée en 20 intervalles et les calculs du paragraphe précédent sont répétés en se rapprochant de la surface. Il sera alors possible de déterminer l'intervalle dans lequel le discage apparait.
- pour cet intervalle (où le discage apparait) on réeffectue le calcul selon la procédure précédente pour une subdivision en vingt intervalles et ceci de façon à calculer une profondeur plus précise pour laquelle le discage apparait .
- la profondeur de discage étant déterminée, tous les calculs du paragraphe précédent sont effectués pour une division de cette profondeur en quinze intervalles.

Dans le cas d'une représentation de Guénot, on doit introduire la profondeur désirée. Le programme exécute une recherche automatique des pressions de boue limites.

4.3.4 Vérification de la taille optimale des éléments de la discrétisation

Le but consiste à déterminer la taille optimale des éléments du maillage se situant au fond de la saignée. Ce sont ces éléments de référence, définissant le degré de finesse du maillage en fond de saignée, qui vont conditionner le maillage du reste du domaine. L'optimisation consiste d'une part à affiner le maillage dans les zones à fortes concentration de contraintes et d'autre part à éviter un maillage trop fin qui exigerait un temps de calcul trop important.

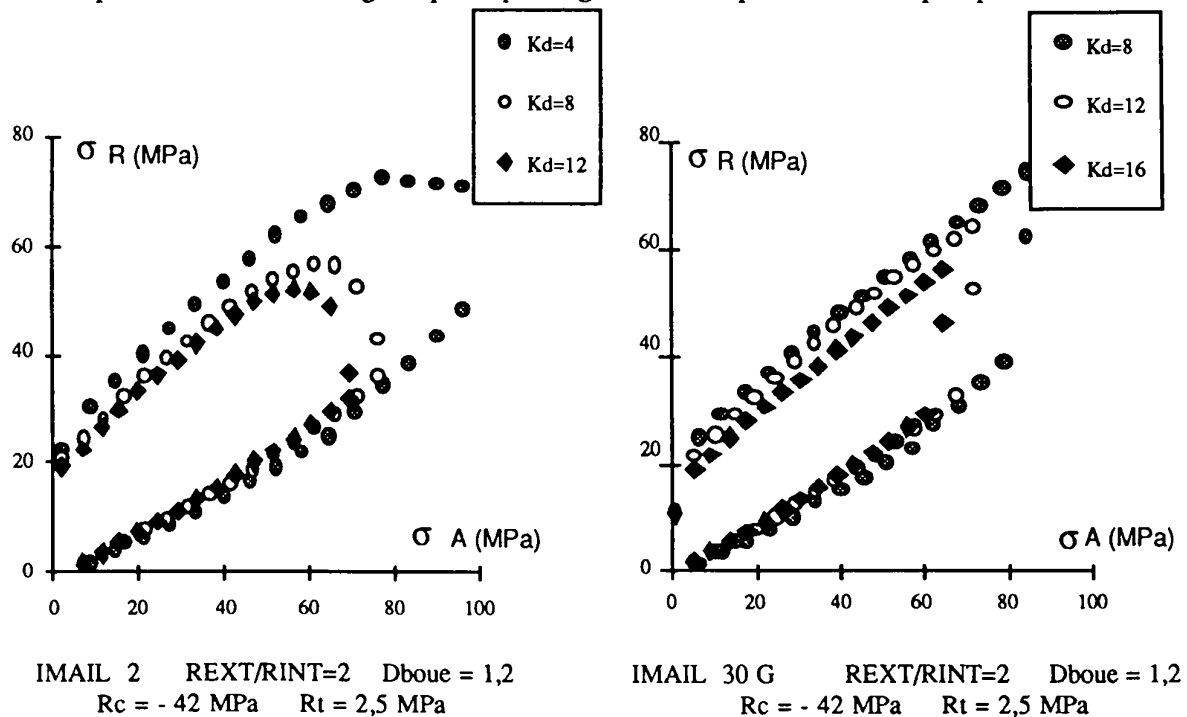


Figure 4.17: Variation du domaine de stabilité en fonction du nombre d'éléments en fond de saignée

Ainsi, la solution du domaine de stabilité devra converger si le maillage est optimal. On définit par K_d , le nombre d'éléments en fond de saignée et on dira que le maillage est d'autant plus fin que K_d est grand.

La détermination de K_d optimal est effectuée à partir des simulations suivantes:

- pour une couronne circulaire IMAIL 2
- pour une couronne gauche IMAIL 30 G

On constate que pour une saignée circulaire, le domaine de stabilité converge à partir de K_d égale à 8 (figure 4.17), alors que pour une saignée gauche qu'à partir de K_d égale à 16 la partie supérieure du domaine diminue assez brutalement car il existe au voisinage de la frontière un noeuds singulier. En conséquence, nous retiendrons pour les saignées symétriques un nombre K_d égale à 8 et pour les saignées dissymétriques un nombre K_d égale à 12.

Chapitre 5

ETUDE PARAMETRIQUE DU DISCAGE EN MODELISATION AXISYMETRIQUE

Ce chapitre est consacré à la présentation des différents résultats provenant de l'influence des paramètres géométriques et géomécaniques sur l'initialisation du discage et donc l'analyse de la modification de la distribution de l'état de contraintes initial en place induite, par le carottage. Le mailleur automatique bidimensionnelle développé offre de nombreuses possibilités pour la conception de la forme de la saignée. Essentiellement, on suppose que l'une des contraintes principales géostatiques est verticale et les deux contraintes radiales (principales), sont égales d'où l'axisymétrie du problème. Dans toutes les simulations, on suppose que la contrainte verticale est égale au poids moyen des terrains sus-jacents ($\sigma_v = \gamma \cdot Z$).

Nous nous proposons d'étudier l'influence:

- des caractéristiques géomécaniques du matériau (R_t et R_c) et du choix du critère de rupture
- de la pression de boue
- du rapport rayon extérieur sur rayon intérieur de la couronne du carottier
- de l'épaisseur de la carotte
- de la forme de la couronne du carottier.
- de la pression mécanique supplémentaire sur la carotte.

5 1 INFLUENCE DES CRITERES DE RUPTURE ADOPTES

L'état de contraintes d'un problème axisymétrique présente un caractère mécanique particulier des milieux continus. Les déplacements perpendiculaires au plan de révolution sont nuls et les contraintes ne dépendent pas de l'angle de rotation autour de l'axe de révolution. Ainsi, dans le cas d'un puits pétrolier, les contraintes normales et de cisaillement à la paroi libre (pression de boue nulle) sont nulles. Cette condition aux frontières induit une rotation des contraintes principales initiales aux voisinage de la paroi. L'une de ces contraintes s'oriente parallèlement et une deuxième normalement à la paroi du puits, se dissipant totalement à la limite de la paroi. D'où l'anisotropie du tenseur de contraintes au voisinage de la paroi. Cette configuration particulière d'axisymétrie entraîne que la contrainte circonférencielle σ_θ soit variable dans le même plan de révolution. Un critère parabolique (2D), ou autre, ne tenant compte que des contraintes extrêmes s'avère ainsi insuffisant car il ne tient pas compte de la contrainte intermédiaire σ_2 . Dans cet état d'esprit, nous avons pensé mener une approche du discage par critère afin d'étudier la sensibilité du comportement à la rupture du matériau sur le discage, en fonction des trois contraintes principales.

En mécanique des milieux continus, les critères de rupture sont des relations exprimées soit directement à l'aide des contraintes principales ou bien à l'aide des invariants de contraintes associés aux caractéristiques mécaniques de la roche (résistance en compression et en traction). Ces relations traduisent des surfaces de charges (3D) ou des courbes enveloppes (2D) donnant lieu à la rupture du matériau. Malheureusement, les courbes enveloppes expérimentales ne concordent pas d'une manière très satisfaisante sur toutes les plages de confinement. Les roches ont un caractère à la rupture parabolique pour les plages de grand confinement et donc peuvent y être calées correctement. En ce qui concerne les plages de petits confinements, le comportement à la rupture du matériau peut avoir deux tendances. La tendance linéaire qui caractérise les sols alors que la tendance parabolique caractérise les roches. Il aurait été utile de prendre un critère linéaire tel que le critère de Coulomb ou de Drucker - Prager s'appliquant aux sols pour les faibles (et moyens) confinements mais cela n'est pas vraiment nécessaire pour les application en domaine Pétrolier.

La roche que nous avons allons considérer dans nos simulations est le calcaire d'Anstrude. Les résultats des essais triaxiaux sont résumés sur la figure suivante:

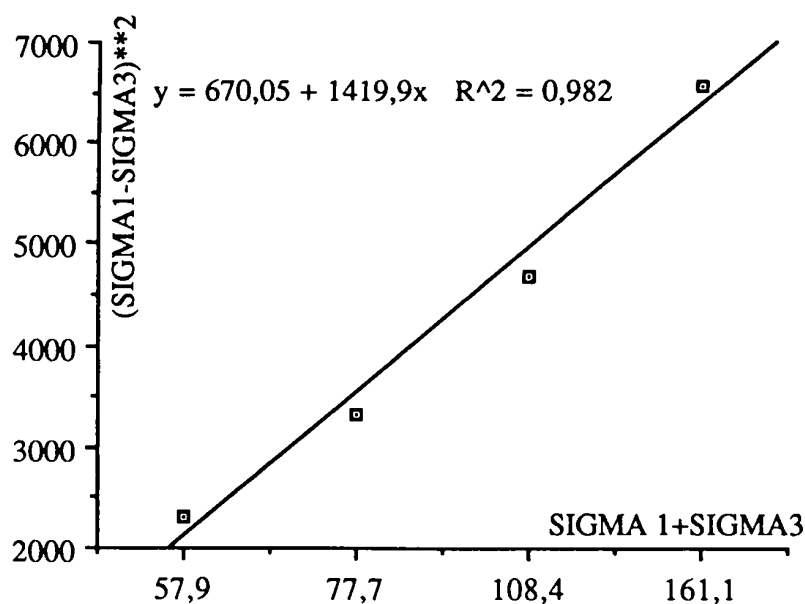


Figure 5.1 : les résultats d'essais en compression triaxiale conventionnelle pour le Calcaire d'Anstrude

Le module d'Young est égale à 25000 MPa et le coefficient de Poisson ν à 0,2. Le calage des critères satisfait mieux les plages de moyens et grands confinements (entre 25 MPa et 100 MPa).

Les résistance en compression et en traction relatives au critère de Torre Leon sont estimées respectivement à 42,6 MPa et 1,56 MPa. Alors que pour le critère du paraboloïde, nous avons trouvé selon le calage 11,5 MPa pour la résistance en traction et 42,6 MPa pour la résistance en compression. Le grand écart de la résistance de traction est dû au critère. Les

constantes expérimentales m et R du critère de Lade sont égales à 1,48 et 38630, alors que la résistance en traction est de 2,5 MPa.

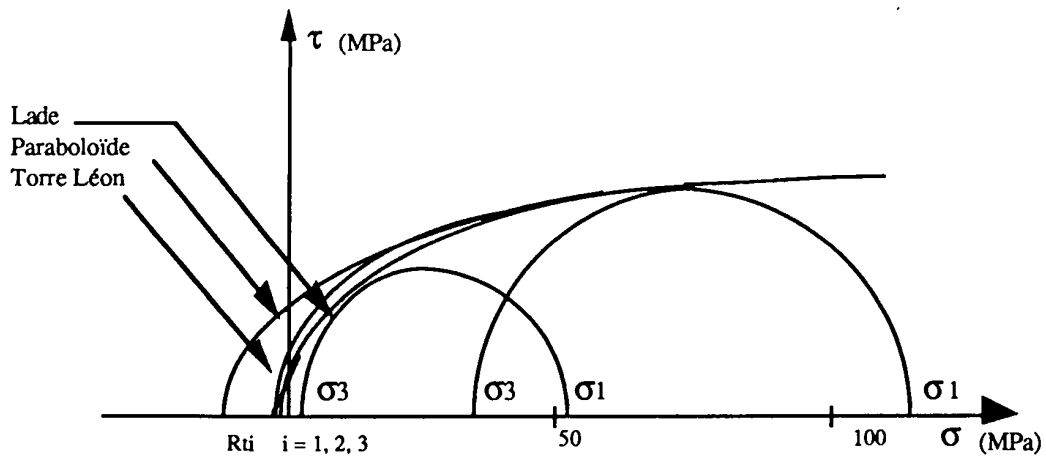


Figure 5.2: Courbes enveloppes des différents critères pour un état de contraintes de révolution (Calcaire d'Anstrude)

Les figures 5.4 et 5.5 représentent l'influence du critère sur le domaine de stabilité pour une saignée circulaire. On constate que le domaine de non discage généré par le critère de Lade est sensiblement un peu plus grand que celui qui est généré par le critère de Torre Leon. Cependant pour de faibles contraintes axiales inférieures à 40 MPa, le domaine généré par le critère de Torre Leon devient plus grand. Cette tendance est dû au défaut de calage du critère de Lade concernant les plages de petits confinements, visible sur la figure 5.2. L'enveloppe du critère de Lade est en dessous de l'enveloppe expérimentale (cela n'est pas indiqué sur la figure 5.3). Alors que le critère parabolique tridimensionnel génère un domaine de non discage significativement plus grand que les deux autres domaines. L'explication physique est la suivante. Dans le plan déviatorique, le critère de Lade de tendance triangulaire est inclus dans la section circulaire du critère du paraboloïde (figure 5.3). On peut noter que la résistance de traction relative au critère du paraboloïde n'induit pas un grand décalage du domaine de non discage pour des densités de boue relativement élevées (> 1.3) car l'initialisation de la rupture se produit en mode cisaillement pour plus de 75 pourcent de la frontière. Cependant, dans le cas de faible densité de boue, le mode d'initialisation de la rupture en mode traction entraîne un sérieux décalage.

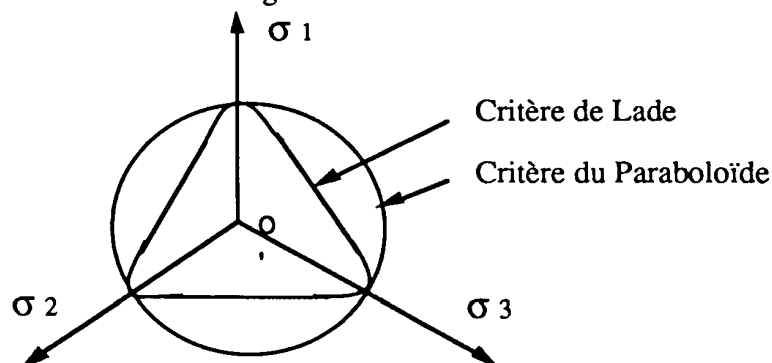


Figure 5.3: Comparaison, dans le plan déviatorique, des critères de Lade et du critère du paraboloïde

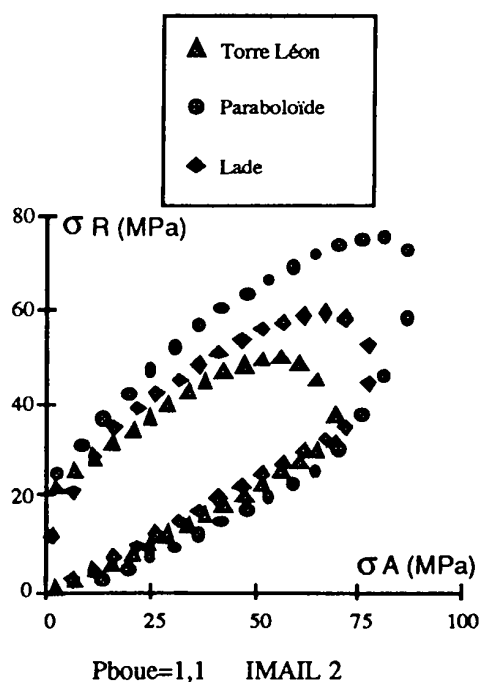


Figure 5.4 : Influence du critère de rupture sur le domaine de non disage

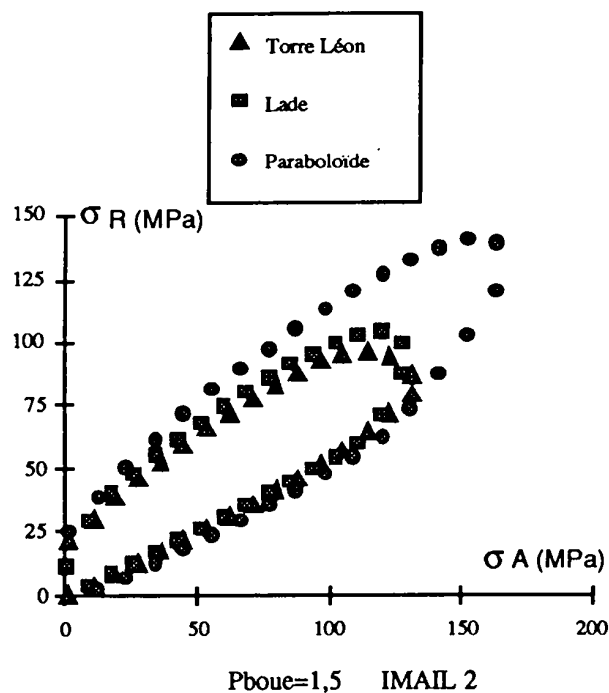


Figure 5.5 : Influence du critère de rupture sur le domaine de non disage

Nous avons montré dans cette partie que le choix du critère a une influence significative sur le domaine de non disage de la carotte. Ainsi, le critère du paraboloides génère un domaine de stabilité de la carotte plus grand que celui du critère de Lade et de Torre Leon. Le calage des critères sur une plage de confinement proche de l'application réelle, nous semble une idée intéressante afin de diminuer les erreurs. Les essais triaxiaux vrais permettent un meilleur calage du critère de Lade car les résultats des essais effectués dans les différents plans des contraintes principales permettent une meilleure approximation de l'allure de la surface de charge limite.

5 2 INFLUENCE DES CARACTERISTIQUES GEOMECANIKUES

L'hypothèse de calcul dans cette partie de simulation est basée sur le calage en fonction de la résistance en traction et en compression à l'aide du critère de Torre Leon. Le choix d'un tel critère est simplement lié à la facilité de son utilisation. Les résistances en traction et en compression simulées dans cette partie correspondent à l'étude de roches très tendres jusqu'à des résistances moyennes. Dans un premier temps, nous avons étudié l'influence de la résistance en compression R_C à rapport R_C/R_t , en considérant quatre roches à 5, 10, 15, 25 MPa de résistance en compression et un rapport de R_C/R_t égale à 10 (figure 5.6). Cela exprime des roches pour différentes résistances en compression et dont le comportement à la rupture est de tendance fragile très progressive. Dans un deuxième temps, l'hypothèse de calcul consiste à étudier l'influence de la sensibilité du rapport R_C/R_t à résistance en compression constante. Le rapport de la résistance en

compression sur la résistance en traction R_c/R_t variant de 2, 4, 7, 10, correspond à un comportement à la rupture peu fragile vers une tendance très fragile (figure 5.7). Les rapports R_c/R_t représentent des valeurs moyennes relatives aux roches.

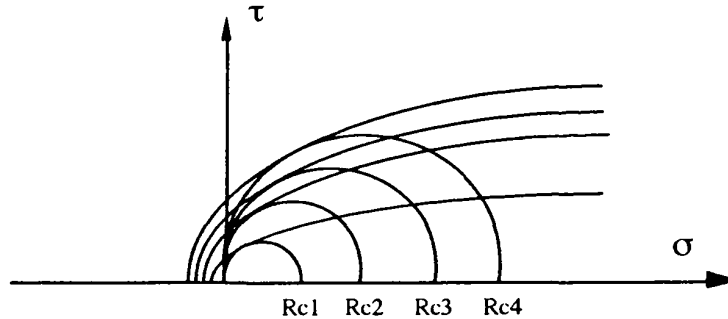


Figure 5.6: Représentation des courbes enveloppes pour R_c variables, $R_c/R_t=cste$

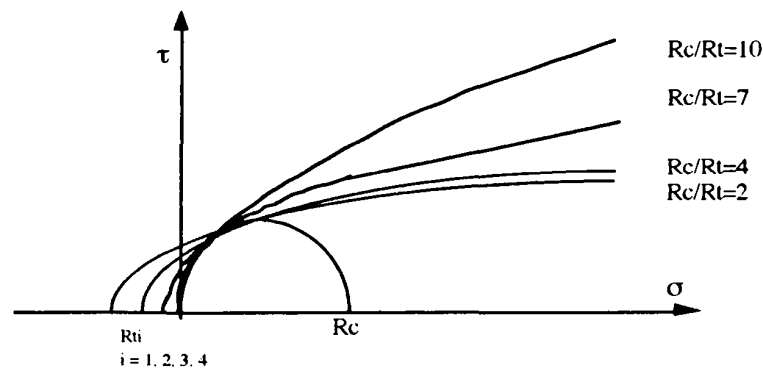


Figure 5.7: Représentation des courbes enveloppes pour différents rapports R_t/R_c , $R_c=cste$

Les résultats de simulations présentés dans cette partie concernent une saignée circulaire pour deux rapports de rayon extérieur sur rayon intérieur de la couronne ($R_{EXT}/R_{INT}= 4/3, 2$). La densité de boue est prise égale à 1.2 g/cm^3 . Nous avons tenu également à ce que les coefficients de Poisson et les modules d'Young pour les différentes roches soient physiquement admissibles. Le tableau 5.1 est une récapitulation de toutes les données que nous avons prises pour nos simulations:

R_c	R_t	R_c/R_t	E	ν	R_c	R_t	R_c/R_t	E	ν
5	2,5	2	3000	0,15	10	5	2	7500	0,18
5	1,25	4	3000	0,15	10	2,5	4	7500	0,18
5	0,71	7	3000	0,15	10	1,43	7	7500	0,18
5	0,5	10	3000	0,15	10	1	10	7500	0,18
15	7,5	2	12000	0,22	25	12,5	2	20000	0,25
15	3,5	4	12000	0,22	25	6,25	4	20000	0,25
15	2,14	7	12000	0,22	25	3,57	7	20000	0,25
15	1,5	10	12000	0,22	25	2,5	10	20000	0,25

MPa MPa MPa MPa MPa

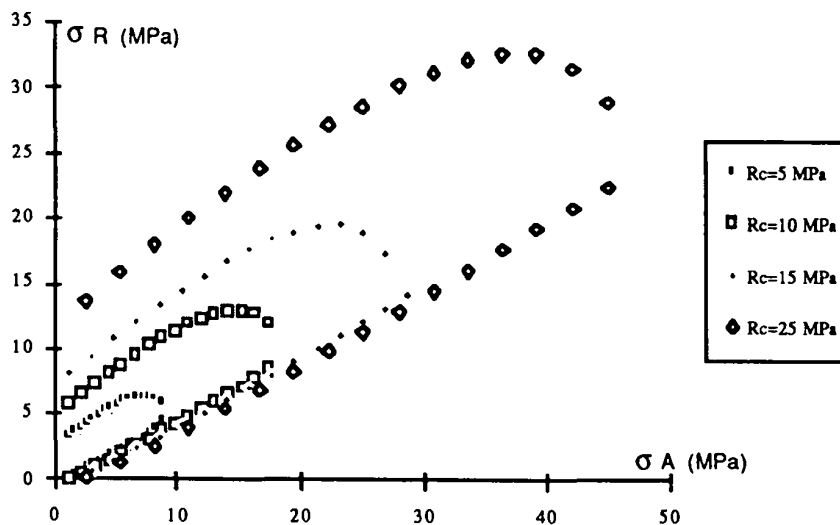
Tableau 5.1 : Ensemble de jeu de données numériques

Résultats de simulations de l'influence de R_c $R_c/R_t=10$

On a observé une augmentation du domaine de non discage des carottes lorsque la résistance du matériau est plus grande, pour toutes les configurations géométriques possibles de la forme de la couronne du carottier. Ainsi, les contraintes σ_R^1 et σ_R^2 augmentent, néanmoins la pente limite générée par σ_R^2 reste sensiblement inchangée (figures 5.8 et 5.9). La tendance à l'augmentation relative du domaine de non discage est aussi vrai pour les rapports de R_c/R_t égaux à 2, 4, 7 (annexes). Les pentes des frontières de contraintes σ_R^1 et σ_R^2 pour les différentes roches sont progressives conformément à la tendance du comportement à la rupture des courbes enveloppes.

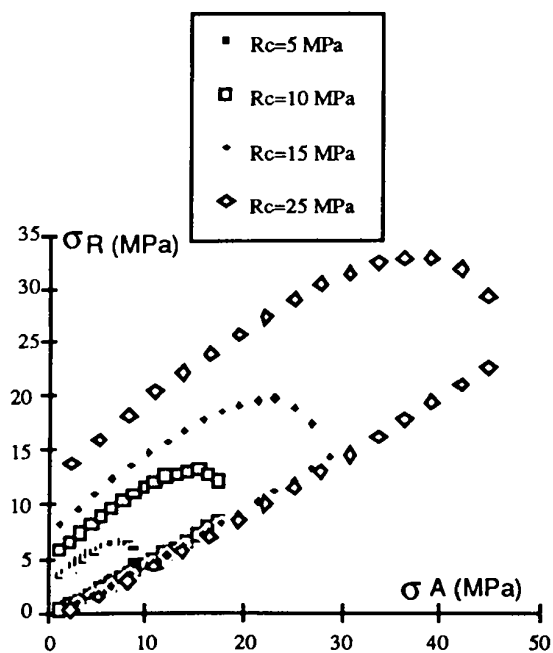
Résultats de simulations de l'influence de R_c/R_t $R_c=25$ MPa

On observe une augmentation progressive mais trop importante du domaine de non discage de la carotte sur la figure 5.10 et une convergence à partir d'un rapport de $R_c/R_t=7$. Le rapport R_c/R_t induit une variation de la pente inférieure des contraintes du domaine de non discage pour les saignées IMAIL 2 et 30G mais non pour la saignée IMAIL 30D (annexes). Le chevauchement des frontières inférieures pour les différentes roches est dû simplement au chevauchement des courbes enveloppes du critère pour les plages de faibles confinement où le mode de rupture est en traction. L'objectif recherché pour les géomatériaux tendres est plutôt d'obtenir des échantillons intacts. La notion de discage n'est pas conforme aux géomatériaux telles que les argiles qui ne se fissurent pas.



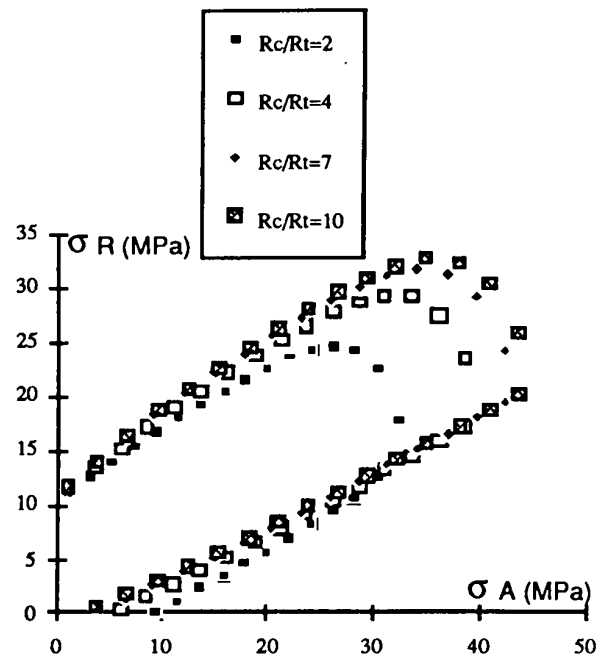
REXT/RINT = 4/3 , $R_c/R_t = 10$ IMAIL 2

Figure 5.8 : Influence de la résistance en compression



REXT/RINT = 2 , $R_c/R_t = 10$ IMAIL 2

Figure 5.9 : Influence de la résistance en compression



REXT/RINT = 2 , $R_c = 25$ MPa IMAIL 2

Figure 5.10 : Influence du rapport R_r/R_c

5 3 INFLUENCE DE LA PRESSION DE BOUE

La pression de boue est un paramètre du forage très délicat à optimiser: une augmentation de celle-ci stabilise le puits de forage, cependant une forte pression de boue, peut provoquer la fracturation hydraulique. En outre, la pression de boue affecte essentiellement, lors du forage, l'efficacité de l'avancement de l'outil de forage. Un phénomène bien connu chez les pétroliers appelé "Chip-hold down", qui consiste au bourrage par superposition des copeaux sous la couronne du carottier, est favorisé par une pression de boue relativement élevée. Indépendamment de l'effet Chip-hold down, la pression de boue augmente les efforts de coupe. Ces efforts consistent au creusement de saignées dans la roche par enlèvement de copeaux progressifs (chapitre II). Néanmoins, plus la pression de boue est grande, plus le domaine de non discage de la carotte s'élargit. Pour cette raison, les foreurs augmentent graduellement la pression de boue au fur et à mesure de l'avancement du carottier en profondeur. La pression de boue joue aussi un rôle significatif dans l'altération de l'état de contraintes au fond d'un puits de forage. Dans le cas de roche perméables, le gradient de pression entre la pression de boue et la pression des pores, entraîne un flux migratoire de la masse du liquide vers les domaines de basses pressions.

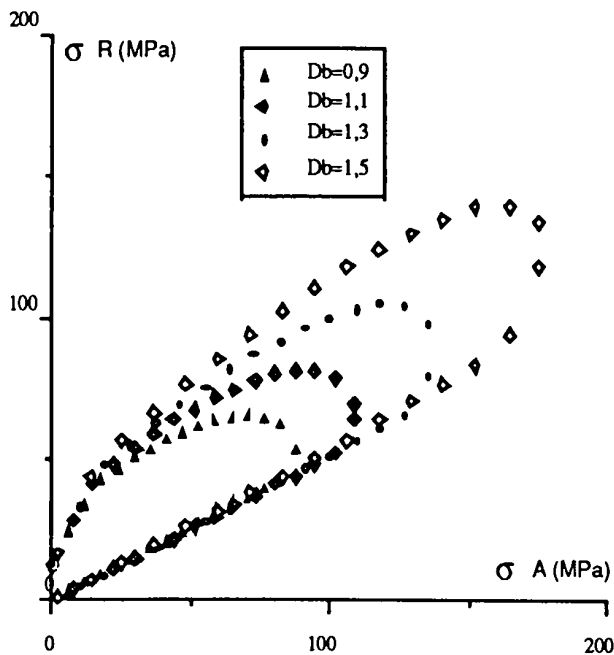
En règle générale, l'augmentation de la pression de boue entraîne un accroissement des valeurs σ_R^1 et σ_R^2 , déplaçant ainsi le domaine de non discage vers des zones de fortes contraintes radiales pour n'importe quelle forme de la saignée (figures 5.11 et 5.12). Les simulations de

Venet (1991) n'ont pas été aussi concluantes car les saignées dissymétriques développées présentent des singularités de maillage très prononcées et donc les contraintes au voisinage sont surestimées. On constate que les pentes inférieures de σ_R^2 pour les différentes densités de boue sont constantes alors que les pentes "moyennes" des contraintes σ_R^1 augmentent progressivement.

Le critère utilisé pour ces simulations est le critère de Lade. La figure 5.14 est obtenue selon une représentation du domaine de non discage de Guenot. Ainsi, l'axe des abscisses représente le rapport σ_R/σ_A et l'axe des ordonnées représente le rapport de la densité de boue sur celle du terrain qui est due à l'égalité suivante:

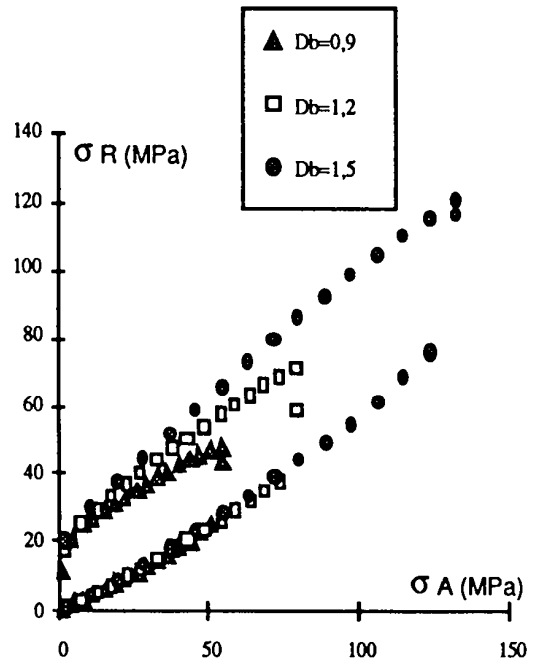
$$\frac{\sigma_b}{\sigma_A} = \frac{Z \cdot D_b}{Z \cdot D_t}$$

Nous constatons alors que le domaine de non discage rétrécit pour de plus grandes profondeurs de forage. Cela entraîne nécessairement l'augmentation de la pression de boue dans le but de pouvoir forer à de plus grandes profondeurs. Le rétrécissement du domaine de non discage horizontalement est obtenu par un déplacement de la frontière verticale droite vers la gauche, alors que la frontière gauche reste pratiquement stable (figure 5.13).



IMAIL 2 REXT/RINT = 1,5

Figure 5.11 : Influence de la pression de boue sur le domaine de non discage (Calcaire d'Anstrude)



IMAIL 30 GL REXT/RINT = 1,5

Figure 5.12 : Influence de la pression de boue sur le domaine de non discage (Calcaire d'Anstrude)

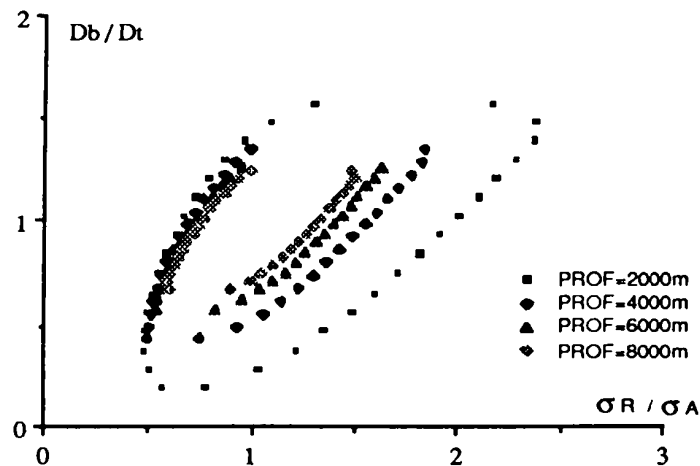


Figure 5.13 : Représentation du domaine de non discage selon guenet à différentes profondeurs de forage (IMAIL 2, Calcaire d'Anstrude)

5 4 INFLUENCE DU RAPPORT RAYON EXTERIEUR SUR RAYON INTERIEUR DE LA COURONNE DU CAROTTIER

Le rayon intérieur est maintenu constant alors que le rayon extérieur est le paramètre à varier dans le but de générer des éléments frontières de taille comparable dans les différentes simulations. Ceci permet d'avoir, pour le calcul des contraintes des points de Gauss situés à une distance plus ou moins constante de la frontière. Par contre si on maintient REXT constant, plus le rapport REXT/RINT est grand, plus la taille des éléments frontières devient plus petite; ce qui rapproche les points de Gauss de la frontière où les contraintes sont relativement plus fortes. En pratique, on ne considère pas le calcul des contraintes aux noeuds des éléments pour éviter les problèmes de singularité occasionné parfois par le défaut du maillage. Lors de nos simulations, nous avons constaté que pour une couronne circulaire (IMAIL 2), plus le rapport rayon extérieur sur rayon intérieur REXT/RINT est grand, plus le domaine de non discage augmente sensiblement (figure 5.14).

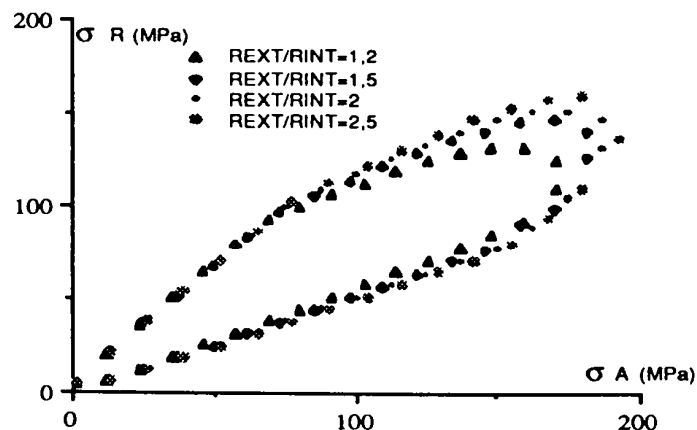


Figure 5.14: Variation du domaine de non discage en fonction du rapport REXT/RINT (IMAIL 2 $D_b=1,5$)

Cependant, pour une couronne IMAIL 30GL (et 30GA), le rapport REXT/RINT n'a presque aucune influence sur le discage (figure 5.15). Par contre pour une couronne IMAIL 30 DL (et 30 DA), lorsque le rapport REXT/RINT augmente, le domaine de non discage diminue (figure 5.16). La roche considérée dans ces simulations est le Calcaire d'Anstrude et le critère utilisé est celui de Lade.

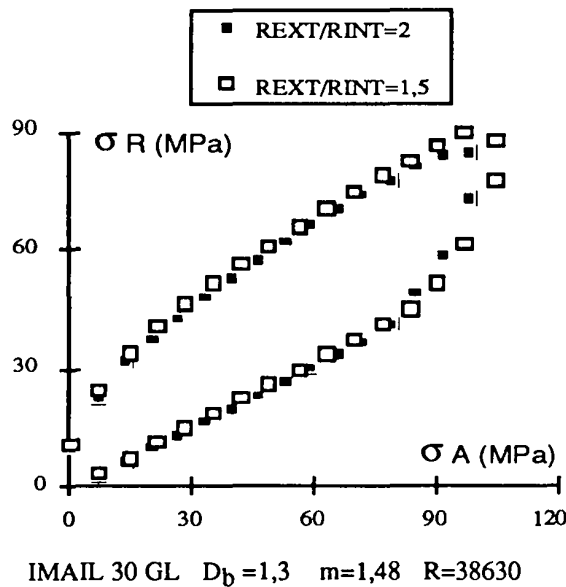


Figure 5.15 : Variation du domaine de sécurité en fonction du rapport REXT/RINT

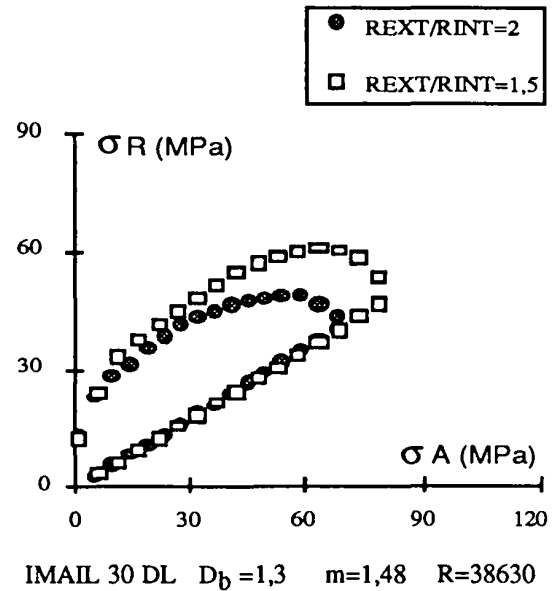


Figure 5.16 : Variation du domaine de sécurité en fonction du rapport REXT/RINT

On peut conclure qu'il n'existe pas de règle générale pour l'optimisation du rapport rayon extérieur sur rayon intérieur. Dans le cas où ce rapport n'influe pas significativement sur le domaine de discage, il serait éventuellement intéressant de prendre un rapport faible afin de diminuer l'interaction outil roche induisant, ainsi, une diminution de l'énergie de forage.

5 5 INFLUENCE DE L'ÉPAISSEUR DE LA CAROTTE

Lors de l'extraction de carottes des puits de forage, il a été constaté que celles-ci sont fragmentés en disques d'épaisseur assez régulière. Néanmoins, ces épaisseurs diminuent pour de plus grandes profondeurs. Cela laisse à penser que l'état de contraintes au fond du puits est le facteur déterminant quant à l'épaisseur des disques formés. Ainsi, nous présentons les résultats de simulations d'une couronne circulaire pour un rapport de rayon REXT/RINT de 1,5 et un deuxième rapport de 2. La roche choisie pour ces simulations est le Grès de Vosges et le critère utilisé est celui de Lade. Ainsi, les constantes expérimentales m et R du critère sont égales respectivement à 1,64 et 197261 et sont déduites des résultats essais triaxiaux présentés sur la figure 5.17 .

Les figures 5.18 et 5.19 montrent explicitement que, quelque soit l'épaisseur de la carotte, le domaine de non discage est inchangé et cela pour les deux rapports REXT/RINT de 1,5 et

de 2. Ce fait est en parfait accord avec les résultats d'essais de Boumahdi (1986) qui ont révélé que la contrainte radiale qui provoque l'initialisation du discage est sensiblement la même pour les différentes épaisseurs de la carotte. Par contre, d'après les mêmes essais, la contrainte radiale qui provoque la rupture totale de la carotte est d'autant plus grande que l'épaisseur de la carotte est faible.

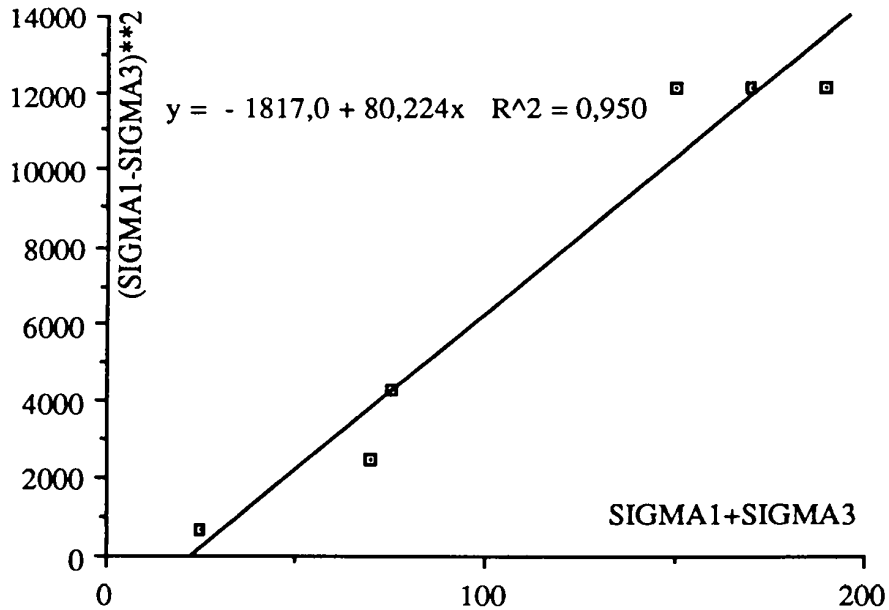


Figure 5.16 : Résultats des essais triaxiaux pour le Grès des Vosges (Boumahdi,1986)

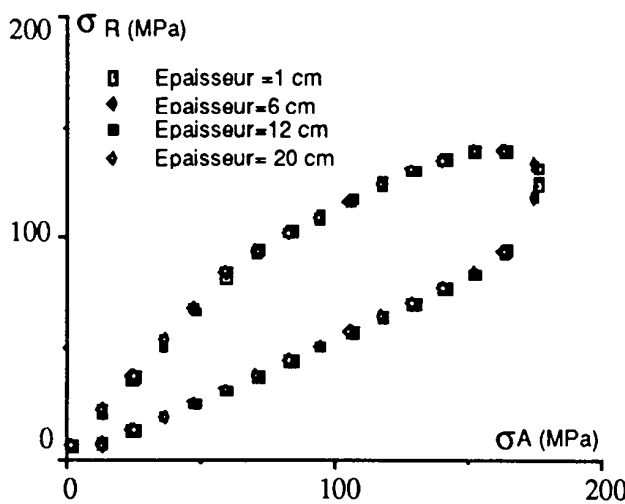


Figure 5.18: Influence de l'épaisseur de la carotte sur le discage IMAIL 2 REXT/RINT=1,5 D_b=1,5

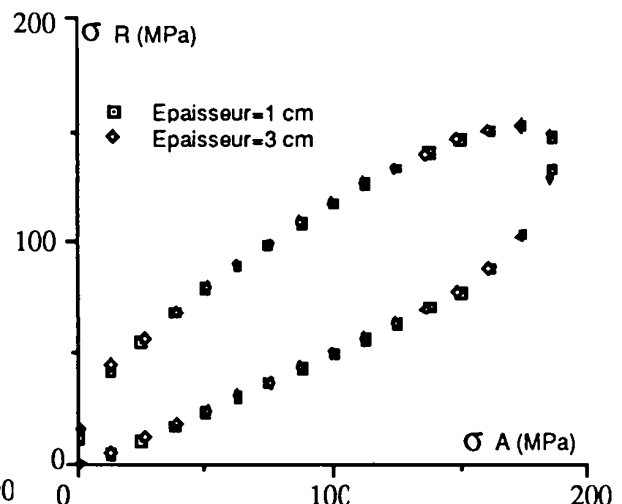


Figure 5.19 : Influence de l'épaisseur de la carotte sur le discage IMAIL 2 REXT/RINT=2 D_b=1,5

5 6 INFLUENCE DE LA FORME DE LA COURONNE DU CAROTTIER

Dans cette partie, nous avons procédé à la simulation de deux séries de forme de la couronne du carottier. La première série représente des formes symétriques IMAIL 2, 3, 3L et 30V alors que la deuxième série représente des formes dissymétriques IMAIL 30GA, GL, DA et DL. La roche utilisée pour les simulations est le Calcaire d'Anstrude et les paramètres de Lade m et R sont respectivement 1,4848 et 38628 ($R_t = 2,5$ MPa).

En règle générale, les formes de couronne les plus élancées sont les plus performantes vis à vis du domaine de non discage de la carotte. Ainsi, sur la figure 5.20, on constate que les couronne IMAIL 3L et 30V sont les plus performantes et permettent le forage à de plus grandes profondeurs. Alors que la couronne IMAIL 3A est la moins efficace. Cependant, on remarque que les pentes inférieures et supérieures du domaine de non discage ne varient pas significativement pour les différentes formes de couronne.

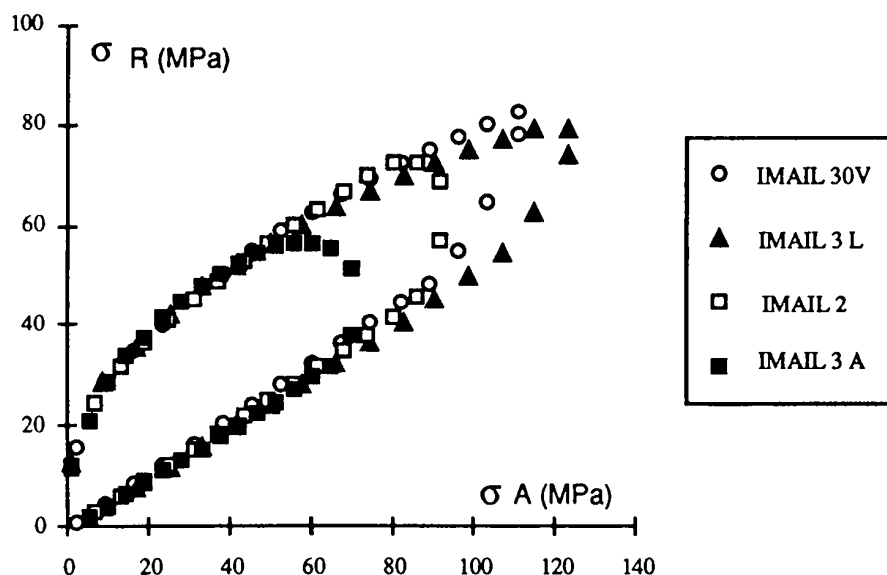


Figure 5.20: Comparaison de la performance des formes de couronnes symétriques $D_b = 1,3$
 $R_{EXT}/R_{INT} = 1,5$ Calcaire d'Anstrude

En ce qui concerne, les saignées dissymétriques, on observe sur la figure 5.21 que la forme de couronne gauche élancée IMAIL 30 GL génère un domaine de non discage plus grand que celui de la forme aplatie IMAIL 30 GA. Alors que pour les formes de couronnes droites, la différence de performance n'est pas évidente (figure 5.22). Ces observations restent valables pour un rapport de rayon extérieur sur rayon intérieur égal à 2. Globalement, la forme dissymétrique de couronne la plus performante est la forme gauche élancée IMAIL 30 GL.

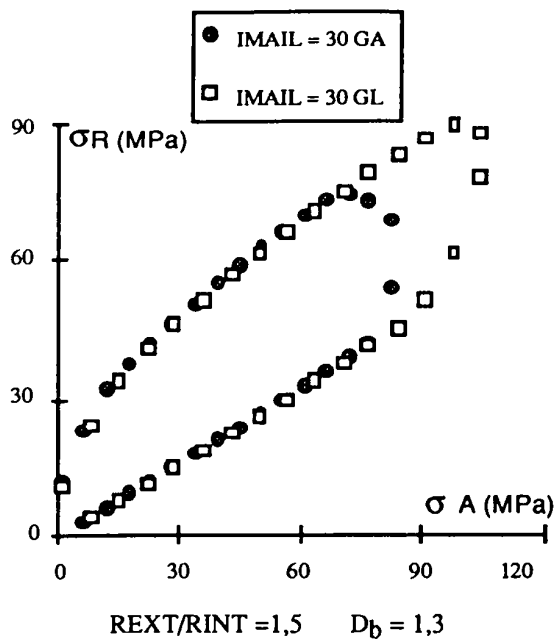


Figure 5.21 : Comparaison de la performance entre une saignée gauche élançée et aplatie
Calcaire d'Anstrude

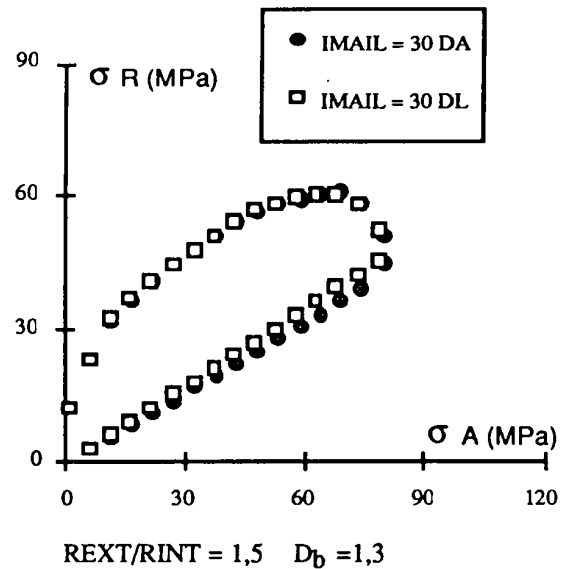


Figure 5.22 : Comparaison de la performance entre une saignée droite élançée et aplatie
Calcaire d'Anstrude

Essentiellement, nous retiendrons de ces confrontations pour le type de roche utilisée, trois formes de couronne à savoir la forme elliptique IMAIL 3L, la forme gauche IMAIL 30 GL et la forme fuselée IMAIL 30 V.

5 7 INFLUENCE DE LA PRESSION SUPPLEMENTAIRE SUR LA CAROTTE

Dans le souci d'augmenter la taille du domaine de non discage, une pression mécanique appliquée sur la carotte (figure 5.23) pourrait intuitivement diminuer le discage. Néanmoins, cette pression ne devra pas être grande car mécaniquement, il est difficile de la répartir uniformément sur la carotte. En outre, une pression forte peut provoquer soit la flexion ou le flambement de la carotte.

Nous avons procédé à la simulation de quatre résistances de roche différentes (5, 10, 15 et 25 MPa) pour une saignée circulaire ayant un rapport REXT/RINT égale à 4/3. Les résultats ont montré qu'une pression supplémentaire permet d'augmenter le domaine de non discage pour les géomatériaux très tendres (figure 5.24). alors que pour les roches de résistance moyenne et grande la pression n'a presque aucun effet (figure 5.25). Cette tendance est confirmée pour un rapport rayon extérieur sur intérieur égale à 2 où la variation induite par une pression supplémentaire est minime (figure 5.26). Une deuxième solution mais beaucoup plus théorique, consisterait à répartir la pression mécanique sur une portion annulaire de la carotte indiquée sur la figure 5.22. En effet, une pression de 23 MPa sur une surface annulaire qui est équivalente à une pression de 13MPa sur une surface pleine (soit la moitié de la résistance en compression de la roche simulée), peut induire

une augmentation relativement significative du domaine de non disage de la carotte (figure 5.25). Ainsi, pour une roche de résistance moyenne ou dure, il faut appliquer une pression partielle supplémentaire égale, à peu près, à la résistance en compression de la roche pour qu'il y ait une augmentation sensible du domaine de non disage de la carotte. Cela deviendrait pratique, si on applique une pression sur une très faible épaisseur de la carotte pour de grandes et moyennes profondeurs de forage où la probabilité de l'initialisation du disage est plus élevé.

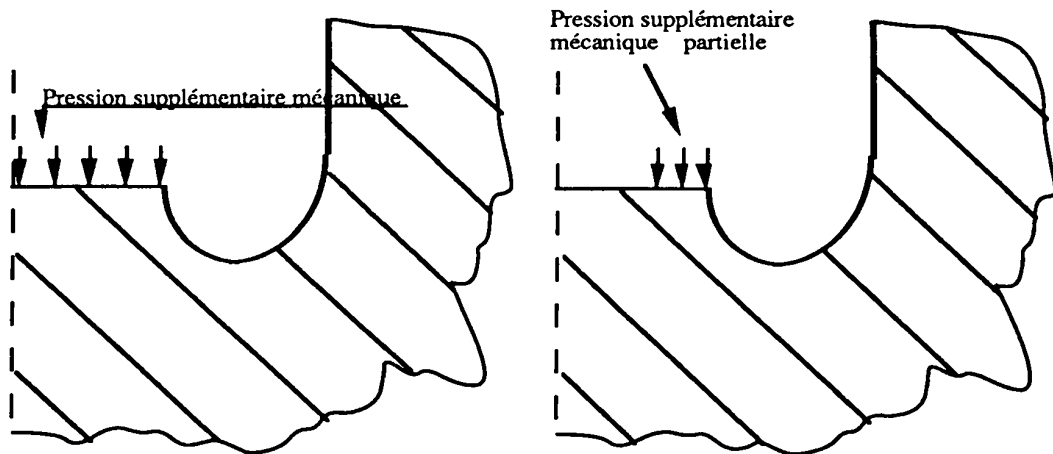


Figure 5.23 : Représentation de deux solutions d'une pression mécanique répartie sur la carotte

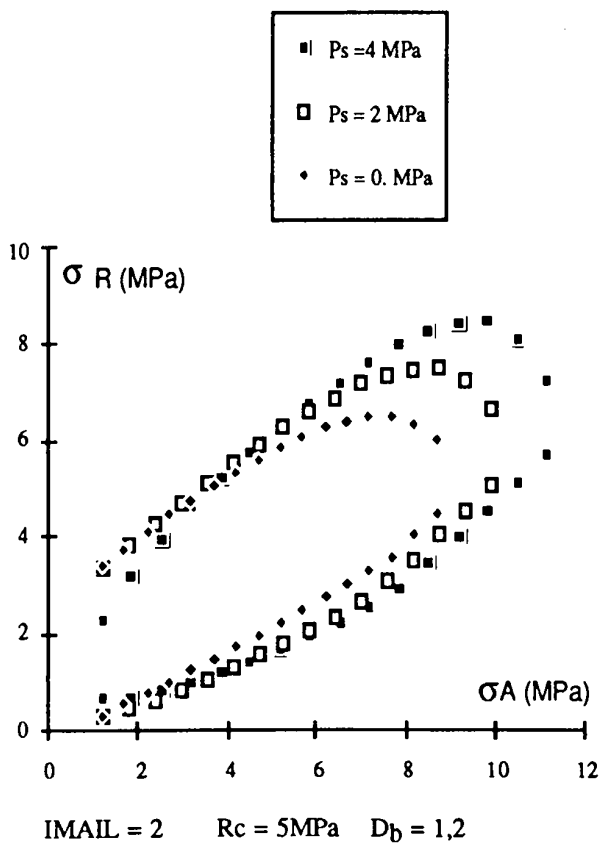


Figure 5.24 : Influence de la pression supplémentaire sur l'initialisation de la rupture

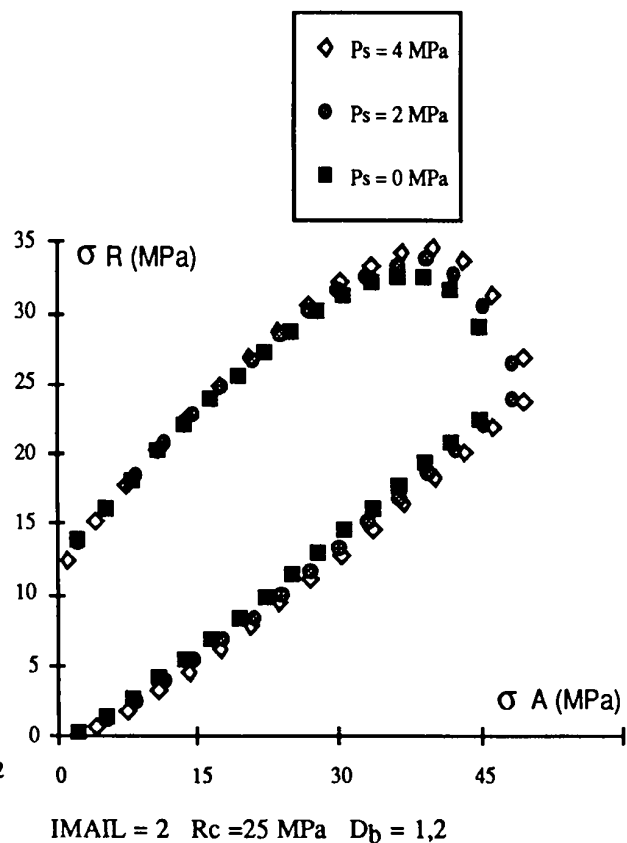
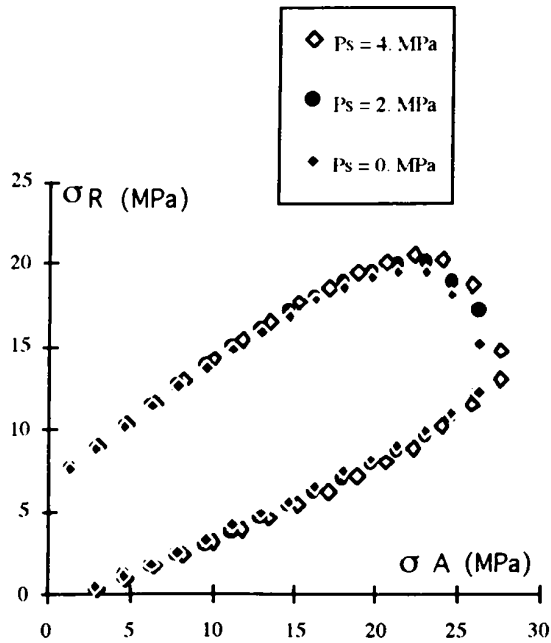
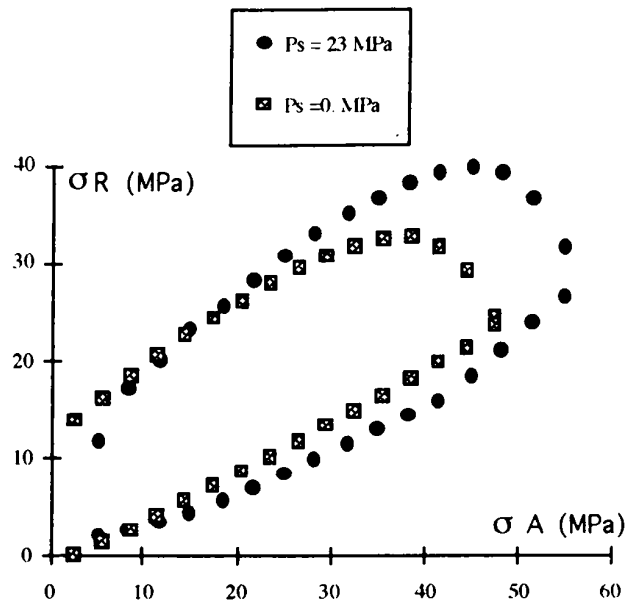


Figure 5.25 : Influence de la pression supplémentaire sur l'initialisation de la rupture



IMAIL 2 Rc = 15 MPa REXT/RINT=2

Figure 5.26: Influence de la pression supplémentaire sur la carotte



IMAIL 2 Rc = 25 MPa REXT/RINT=4/3

Figure 5.27: Influence de la pression supplémentaire partiellement répartie

5 8 DISCUSSION SUR LES MODES D'INITIALISATION DE LA RUPTURE

D'une façon générale, il existe deux modes d'initialisation de la rupture de la carotte, à savoir;

- le mode de rupture en traction pure (figure 5.29). Ceci s'obtient dans le cas où la densité est très faible ou dans le du forage à l'air. Ce point est situé en A2 pour une saignée circulaire dont le rapport REXT/RINT est de 2 (figure 5.34). C'est le cas le moins courant, car on ne pratique pas couramment le forage à l'air. On remarque sur la figure 5.33 que la pente de la frontière supérieure du domaine de non dischage chute fortement et les modes de l'initialisation de la rupture sont globalement en traction. Ce mode de rupture ne présente pas une concentration de contraintes mais une large zone en traction de la position A2 jusqu'a l'axe de forage et peut c'est le seul cas qui détermine l'épaisseur des disques.
- le mode de rupture mixte (traction et cisaillement, figure 5.30) et le point d'amorçage A1 de la fissure est situé du côté interne de la saignée (figures 5.35 et 5.36). L'initialisation de la rupture est localisée c'est à dire qu'il y a une concentration de contraintes en A1. Ce point ne se déplace pas dans tous les cas de formes de couronnes. Sugawara (1978) a fait la même observation quant à la position de ce point. L'état de contraintes à l'infini provoquant ce mode de rupture est équivalent à une contrainte axiale relativement plus grande par rapport à la contrainte radiale σ_R^2 pour le point A1 (figure 5.28).

- le mode de rupture en cisaillement (figure 5.30). Le point B d'initialisation de la rupture correspondant est situé du côté externe de la saignée. Au commencement de la frontière B (figure 5.32), ce point est stable et la pente de la frontière supérieure du domaine de non discage est constante. Au delà d'un certain seuil de profondeur, le point B1 se déplace progressivement vers la paroi verticale du puits en B3 en passant par B2 (figure 5.28, 5.37, 5.38 et 5.39). Ce déplacement correspond à la diminution de la pente de la frontière des contraintes σ_{R1} (saignée circulaire IMAIL 2). Si on suppose que l'amorce de la rupture entraîne une propagation de celle-ci vers l'axe de la carotte, la courbure des disques potentiels croît lorsque la profondeur du forage augmente. Cette observation va dans le même sens que celle donnée par Dyke (1989). Miguez (1990) a constaté, lui aussi, à partir des échantillons de la carothèque d'ELF à Pau, que les courbures des disques formés deviennent très prononcées pour de grandes profondeurs. Par contre pour la saignée IMAIL 30 GL (figure 5.12), la pente reste stable et donc ce point ne se déplace qu'à la fin de la frontière du domaine de non discage (vers les plus grandes profondeurs). Ce mode est d'autant plus prépondérant pour des densités de boue élevées et à de grandes profondeurs (figure 5.31). Une forte densité de boue tend à absorber les contraintes en traction induites par la libération d'énergie lors du forage et entraînerait deux contraintes de rupture σ_{R1} et σ_{R2} en mode cisaillement. Ainsi, la partie de la frontière inférieure du domaine de non discage est d'autant plus grande que la densité de boue est élevée (dépassant 1.2). Les contraintes de l'initialisation du discage σ_{R2} génèrent deux points potentiels de l'amorce de la rupture (figure 5.40).

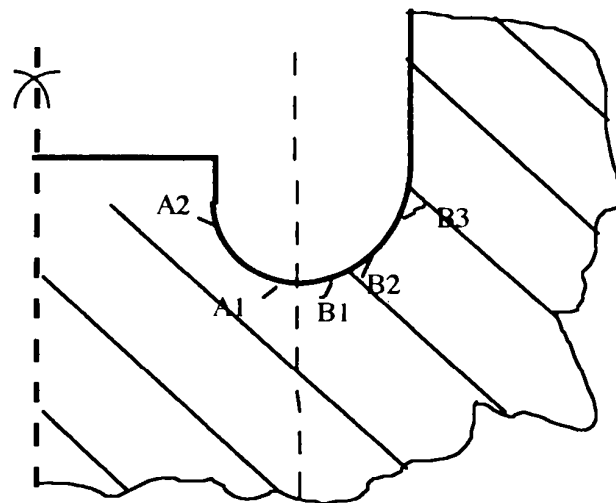


Figure 5.28: Différent endroits d'amorçage de la rupture

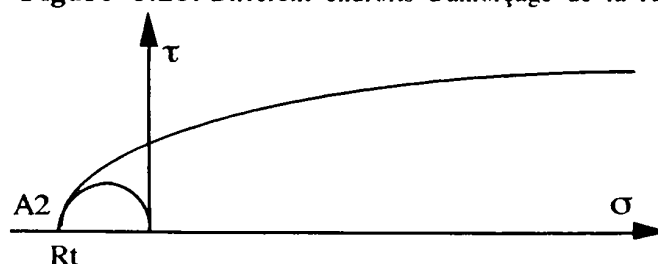


Figure 5.29 : Position du cercle de Mohr à la rupture en mode de traction pure à densité de boue nulle

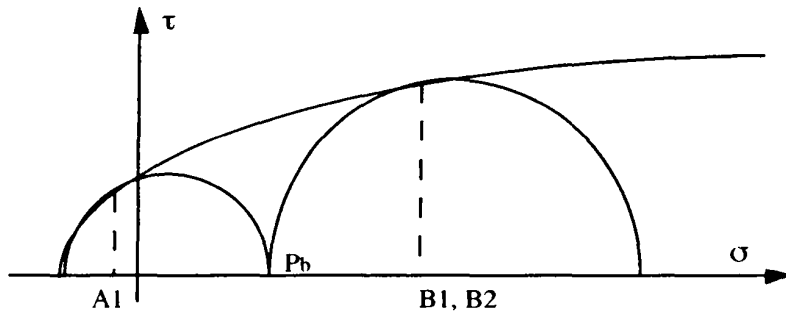


Figure 5.30 : Position du cercle de Mohr à la rupture en mode de traction et cisaillement à densité de boue modéré

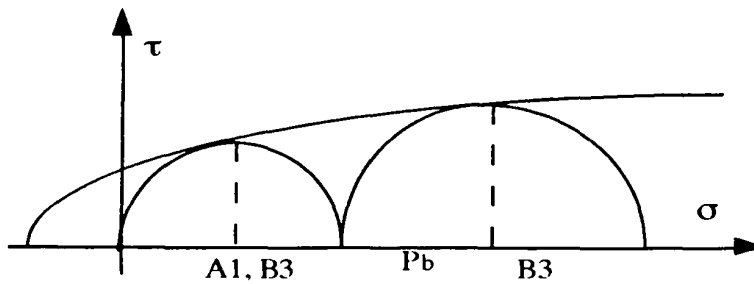


Figure 5.31 : Position du cercle de Mohr à la rupture en mode de cisaillement, à densité de boue élevée

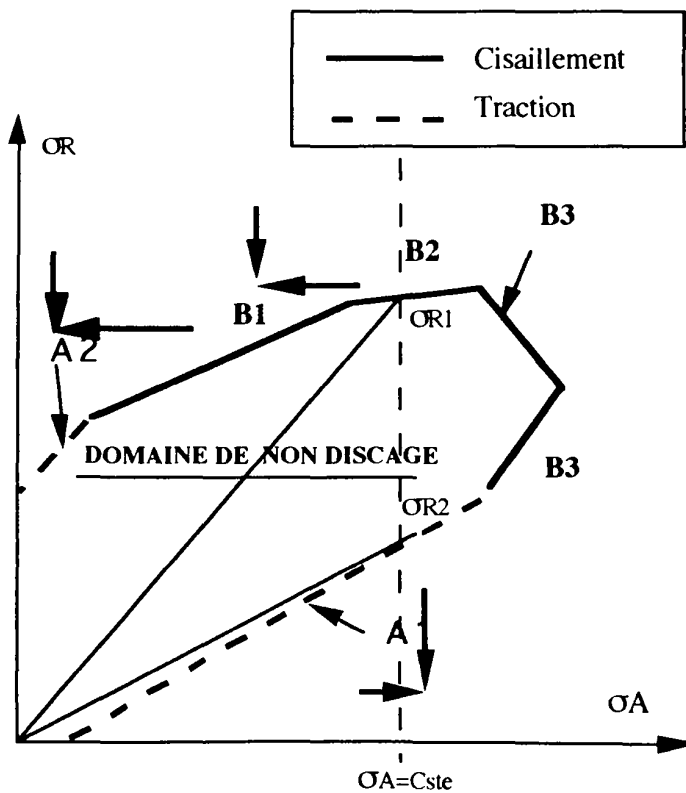


Figure 5.32 : Relation de l'état de contraintes à l'infini en fonction de l'initialisation de la rupture

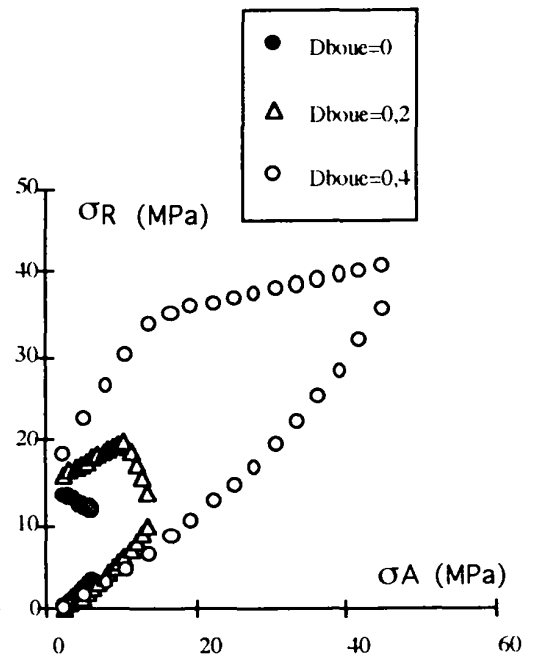


Figure 5.33 : Influence de la pression de boue

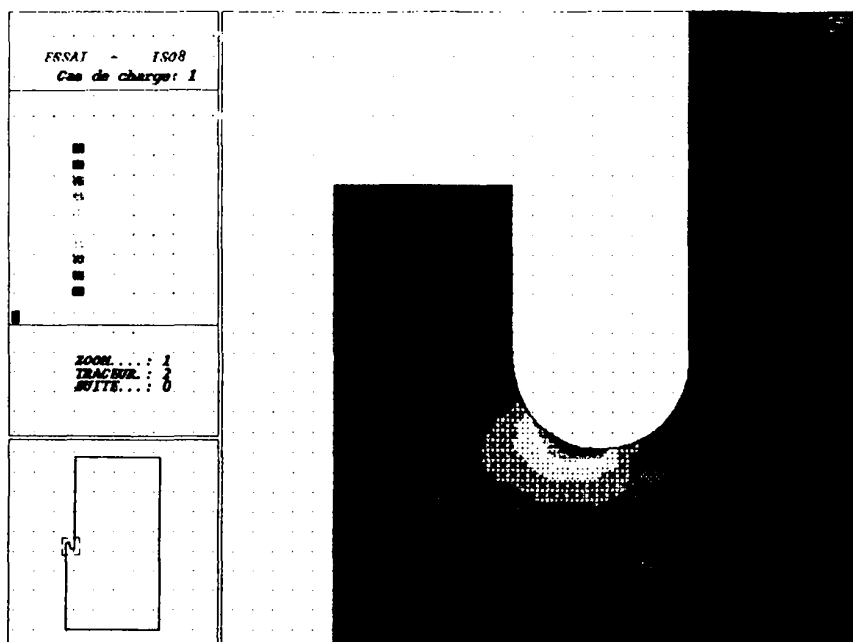


Figure 5.34 : Point d'amorçage de la rupture en A1 pour une saignée IMAIL 2 REXT/RINT = 2 en mode traction

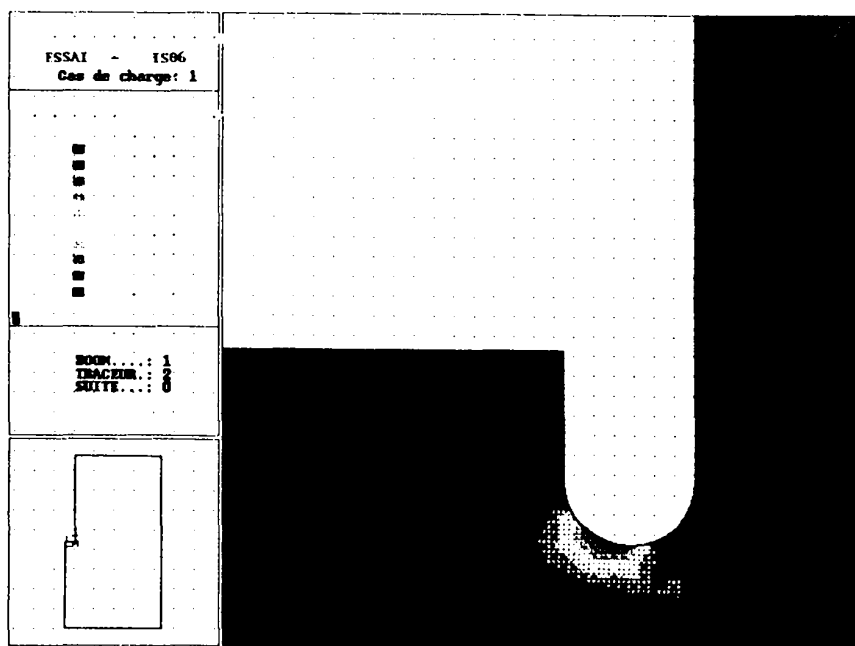


Figure 5.35 : Point d'amorçage de la rupture en A1 pour une saignée IMAIL 2 REXT/RINT = 4/3 en mode traction

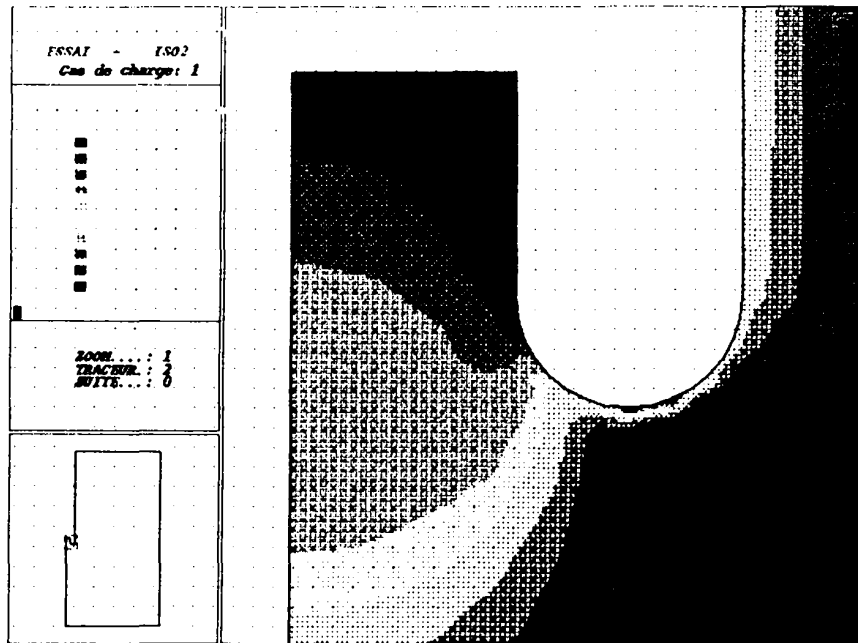


Figure 5.36 : Point d'amorçage de la rupture en A2 pour une saignée IMAIL 2 REXT/RINT = 2 en mode traction pure

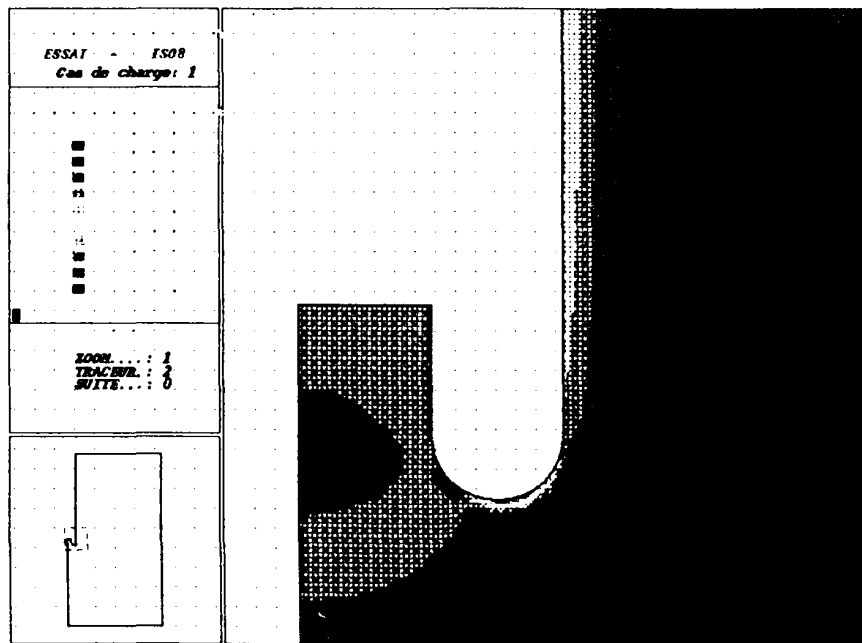


Figure 5.37 : Points d'amorçage de la rupture en B1 pour une saignée IMAIL 2 en mode cisaillement

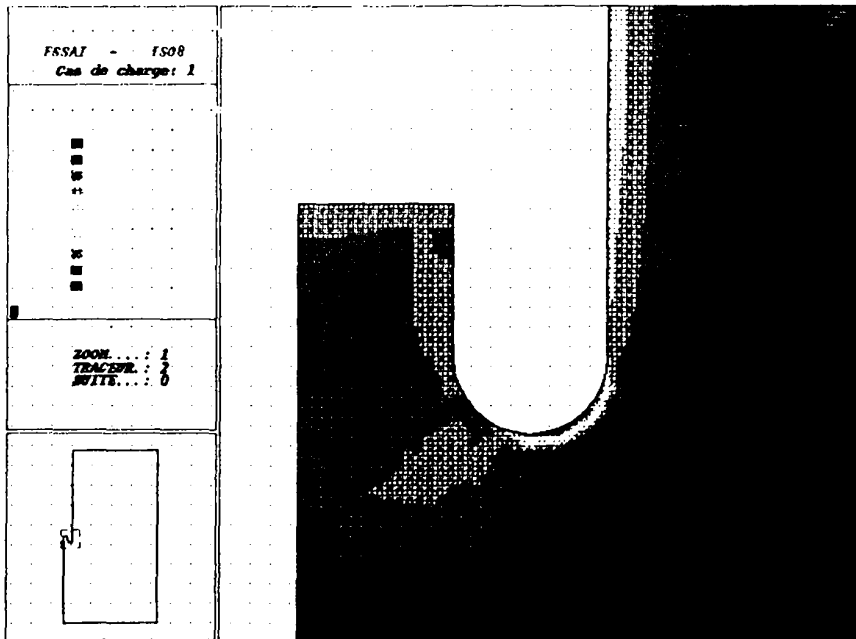


Figure 5.38 : Points d'amorçage de la rupture en B2 pour une saignée IMAIL 2 en mode cisaillement

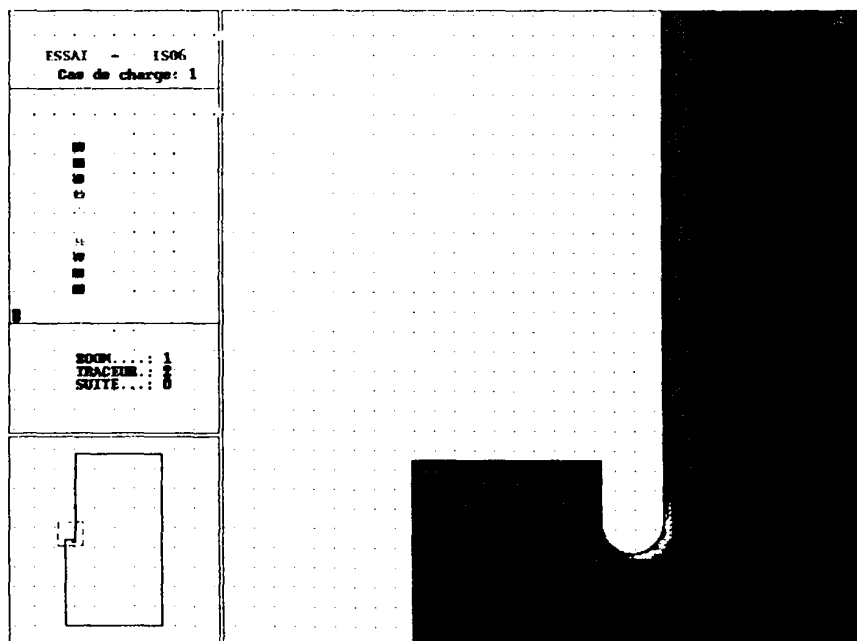


Figure 5.39 : Points d'amorçage de la rupture en B3 pour une saignée IMAIL 2 en mode cisaillement

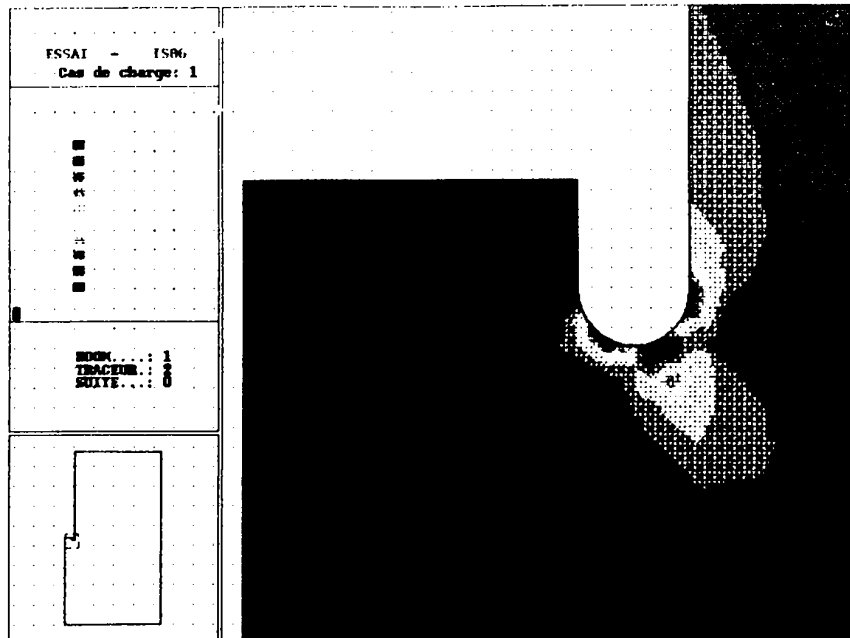


Figure 5.40 : Points d'amorçage de la rupture en B3 et A1 pour une saignée IMAIL 2

IV9 CONCLUSIONS:

Nous retiendrons de l'analyse de l'initialisation du discage en conditions axisymétriques, les observations suivantes:

- En règle générale, le domaine de non discage de la carotte est fortement influencé par les caractéristiques mécaniques de la roche. Ainsi, le domaine de non discage est d'autant plus grand que la roche est résistante. Ces observations vont dans le même sens que celles qui sont faites par Durelli (1968), Obert et Stephenson (1965). Le choix du critère joue un rôle significatif pour une bonne estimation des contraintes d'initialisation discage. Le calage des critères sur une plage de confinement proche de l'application réelle peut s'avérer intéressant afin de diminuer les erreurs vis à vis des essais expérimentaux. L'utilisation d'autres critères peut offrir un choix encore plus large dans le but d'étudier le comportement à la rupture, aussi complexe soit il, des géomatériaux.
- La densité de boue est un facteur très déterminant afin de retarder l'initialisation du discage. Ceci est identifié pour toutes les formes de la couronne du carottier. Cette observation est confirmée par Guenot (1989), Cheatham (1984) et Venet (1991). Venet (1991), a trouvé que pour certaines formes de couronne, la densité de boue peut diminuer le domaine de non discage au delà d'un certain seuil.

Nous avons montré que cela n'est pas justifiée grâce à un maillage d'une saignée à quatre parties, n'induisant pas de singularité importante de maillage. Par contre, une forte pression de boue affecte l'énergie mécanique nécessaire au forage et donc la vitesse de pénétration de l'outil et sa durée de vie. En outre, la fracturation hydraulique est favorisée par une forte pression de boue. Durant le forage, on doit pouvoir détecter les venues de fluide de formation, par analyse d'indices de boue, en privilégiant une faible pression de boue.

- Les formes de couronne élancées permettent de générer des domaines de non discage de la carotte relativement plus grands. A priori, trois formes de couronne semblent être les plus performantes, à savoir; la forme elliptique IMAIL 3L, la forme gauche IMAIL 30 GL et la forme fuselée IMAIL 30 V. Le rapport rayon extérieur sur rayon intérieur de la couronne peut avoir de l'influence sur les contraintes radiales de l'initialisation du discage selon la forme de la saignée. Pour une couronne IMAIL 2 plus le rapport R_{EXT}/R_{INT} est grand, on observe un élargissement modéré du domaine de non discage. Cependant, pour une couronne IMAIL 30 GL, on observe le phénomène contraire c'est à dire un rétrécissement du domaine de non discage, alors que pour une couronne droite IMAIL 3DL et 30 DA la variation du domaine n'est absolument pas significative.

- L'épaisseur de la carotte n'induit aucune variation de l'initialisation du discage, ce qui concorde bien avec les essais de Boumadhi (1986). Nous avons vérifié ceci pour un rapport de R_{EXT}/R_{INT} de 1,5 et 2 concernant une couronne circulaire.

- La limite du domaine correspondant à l'initialisation du discage traduit plusieurs courbes monotones correspondant à l'amorçage de la fissuration dans des endroits distincts sous différents mécanismes de rupture. D'une manière approximative, les positions des points d'initialisation de la rupture se situent aux mêmes endroits que ceux observés par Sugawara (1978). Il existe deux modes d'initialisation de la rupture de la carotte pouvant être combinés, à savoir;

- Le mode de rupture en **traction pure**. Le point A2 d'initialisation de la rupture correspondant est situé dans la paroi de la carotte, légèrement au dessus de la saignée. L'état de contraintes à l'infini provoquant ce mode de rupture est équivalent à une contrainte radiale relativement plus grande par rapport à la contrainte axiale et une très faible densité de boue. C'est le cas le moins fréquent.

- la rupture en mode mixte (**traction et cisaillement**). Le point d'amorçage A1 de la fissure est situé du côté interne de la saignée. Ce point est situé au même endroit pour une saignée circulaire. L'état de contraintes à l'infini provoquant ce mode est équivalent à une contrainte axiale relativement grande par rapport à la contrainte radiale. Ce mode de rupture correspondrait, en principe, à la génération de disques en forme d'assiette inversée.

- le mode de rupture en **cisaillement pur**. Le point B d'initialisation de la rupture correspondant est situé du côté externe de la saignée et se déplace vers la paroi du puits pour de plus grandes profondeurs. L'état de contraintes à l'infini provoquant ce mode est équivalent à une faible anisotropie de la contrainte radiale vis à vis de la contrainte axiale. Ce mode de rupture est largement favorisé par une forte densité de boue et correspond à la génération de disques en forme d'assiette. Cela explique pourquoi il y a une augmentation de la courbure des disques en grandes profondeurs. Cette observation a été faite par Dyke (1989) et Miguez (1990).

Les modes d'amorce de la rupture dépendent essentiellement de la densité de boue. Une densité de boue élevée favorise des initialisations en mode de cisaillement. Par contre une densité très faible entraîne généralement des initialisations de discage en mode traction.

- La pression mécanique supplémentaire uniformément répartie sur la carotte ne s'avère que peu intéressante dans le cas des roches de très faible résistance mécanique ($R_c < 10$ MPa). Alors que pour les roches de résistance moyenne ou dure, une pression répartie sur partie annulaire de la carotte égale à la résistance en compression peut induire théoriquement une augmentation du domaine de non discage de la carotte. Dans ce cas, un grand rayon intérieur de la couronne permet mécaniquement d'avoir un rapport d'épaisseur annulaire sur rayon intérieur plus faible mais une plus grande surface de répartition de la pression. Toutefois, une campagne d'essais peut être intéressante pour confirmer l'influence de la pression supplémentaire car, en fait, l'initialisation de la rupture est située en dehors de la section de la carotte et donc, on ignore si la propagation serait ou non amortie.

- Le choix du critère peut influencer le domaine de non discage. Une campagne d'essais triaxiaux vrais sont intéressants pour le calage du critère de lade ou bien d'opter pour le critère du paraboloïde dans le cas où le comportement à la rupture du matériau s'y identifie.

Chapitre 6

MODELISATION TRIDIMENSIONNELLE : INFLUENCE DES PARAMETRES

Ce chapitre est consacré à la présentation des différents résultats provenant de l'influence des paramètres géométriques, géomécaniques et de l'interaction outil-roche sur l'initialisation du discage. L'approche tridimensionnelle permet d'une part, de tenir compte d'un état de contraintes géostatiques anisotropes ($\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$) et d'autre part d'étudier le rôle que peut jouer le couple et le poids sur l'outil. Rappelons que l'approche bidimensionnelle ne permet pas de tenir compte de l'interaction outil-roche ni d'une anisotropie de contraintes à l'infini dans le plan perpendiculaire au forage .

Ainsi, nous nous proposons d'étudier l'influence:

- du rapport de la contrainte radiale σ_{R1} sur la contrainte radiale σ_{R2} pour un puits vertical
- des efforts de l'interaction outil-roche dus à l'effet d'une pastille isolée
- de la déviation du puits

6.1 VERIFICATION DE L'INTERPOLATION TRIDIMENSIONNELLE

L'objectif de la vérification est basé sur la comparaison des domaine de non discage pour le cas d'un puits chargé en axisymétrique avec un deuxième cas chargé en tridimensionnel pour le domaine "loupe", en posant $\sigma_{R1} = \sigma_{R2}$ afin de réaliser une validation de l'approche du discage dans le cas tridimensionnel. L'interpolation tridimensionnelle consiste au calcul des contraintes dans un domaine réduit appelé "loupe" dont le maillage du fond de forage est plus fin (figures 6.1 et 6.2) par rapport au maillage du domaine initial. Les conditions aux limites du domaine loupe tiennent compte des déplacements récupérés lors d'un premier calcul dont les conditions aux limites sont les contraintes à l'infini. Ce principe, permet de réduire la taille de calcul et donc le temps d'exécution des programmes. Les contraintes du domaine loupe permettent un calcul à des points plus rapprochés du fond de la saignée où il y a une concentration de contraintes.

Nous avons considéré un quart d'un fond de puits avec 4 éléments "hexaèdres à 20 noeuds" dans une saignée circulaire (IMAIL 2) puis un domaine loupe avec 8 éléments dans la même saignée. Le quart du puits est sollicité par une contrainte axiale, les deux contraintes radiales (σ_{R1}, σ_{R2}) et la pression de boue. Les contraintes radiales sont supposées égales. En outre, un calcul similaire mais sans loupe est effectué en axisymétrie pour la même saignée (figure 6.3). Ensuite, on génère le domaine de non discage par le programme dont le principe est décrit dans le chapitre 4 pour les deux cas (en axisymétrie et en tridimensionnel). Les contraintes récupérées du calcul sont traitées différemment dans ce programme afin d'obtenir les contraintes principales qui seront utilisées dans la recherche du paramètre de retour minimum sur le critère utilisé.

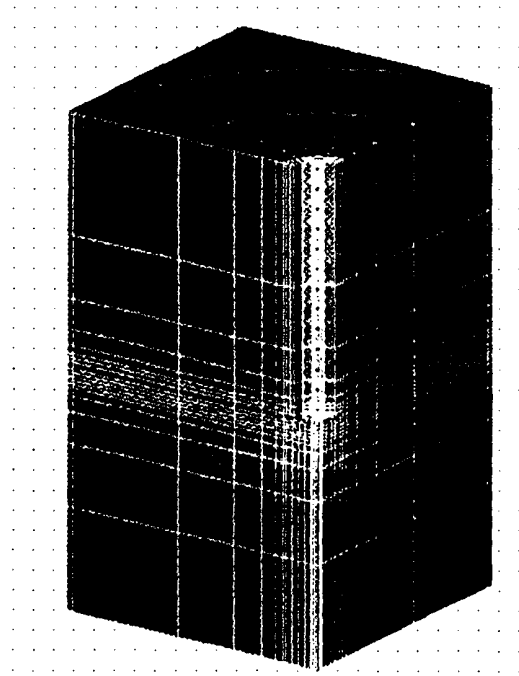


Figure 6.1 : Modèle de calcul initial d'un fond de puits de forage (IMAIL 2)

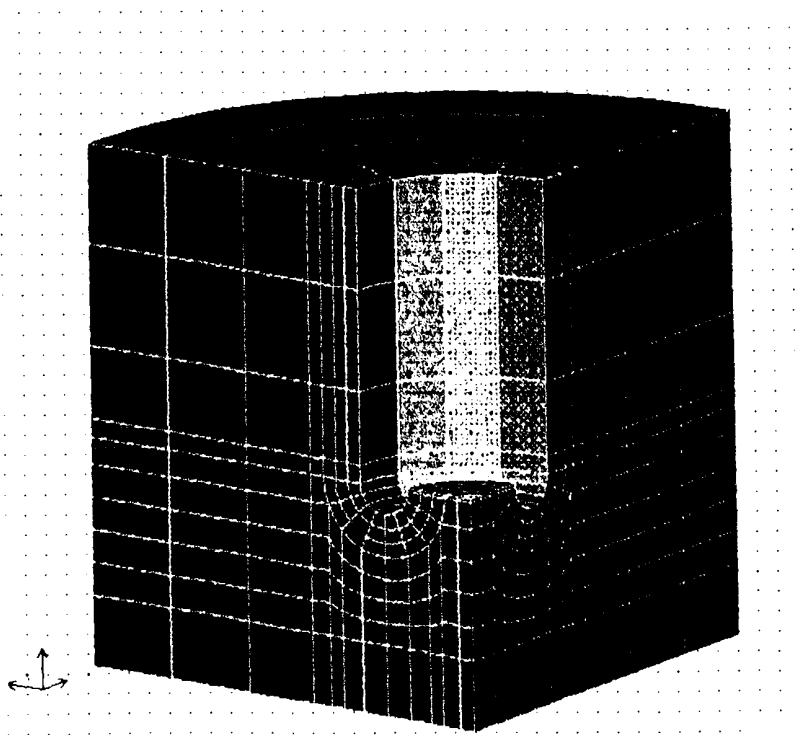


Figure 6.2 : Modèle de calcul du domaine loupe (IMAIL 2)

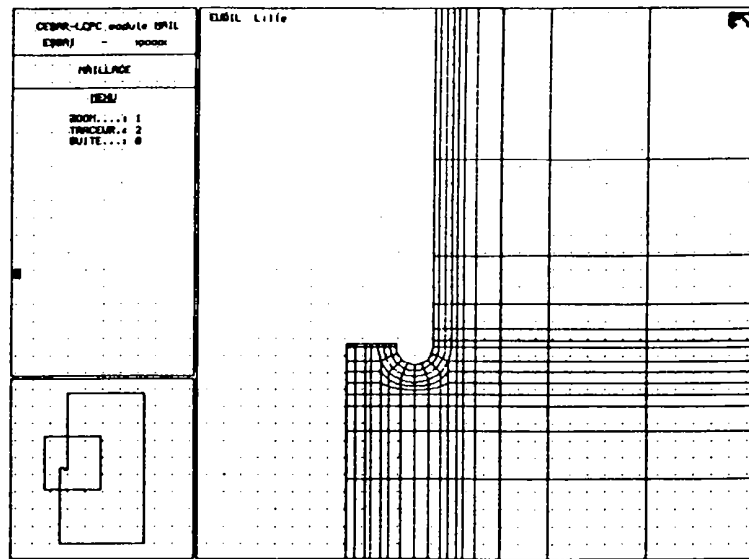


Figure 6.2 : Modèle de calcul axisymétrique d'un fond de puits de forage (IMAIL 2)

La densité de boue est prise égale à 1.5 et le rapport rayon extérieur sur rayon intérieur R_{EXT}/R_{INT} est de 1.75. Le critère utilisé pour le calcul des contraintes de discage est celui de Torre Leon, largement suffisant pour le cas tridimensionnel à contraintes radiales égales ($\sigma_{R1}=\sigma_{R2}$). Ce critère est utilisé juste pour vérifier le fonctionnement de l'interpolation. Les caractéristiques de roche simulée lors du calcul sont : $E=25000$ MPa $\nu=0,2$ $R_t=2.5$ MPa $R_c=25$ MPa

La vérification du bon fonctionnement de l'interpolation des déplacement consiste à obtenir les mêmes domaines de non discage pour les contraintes provenant du domaine loupe tridimensionnelle ou du cas axisymétrique. Sur la figure 6.4, on constate finalement que les deux domaines de non discage coïncident d'une façon très satisfaisante.

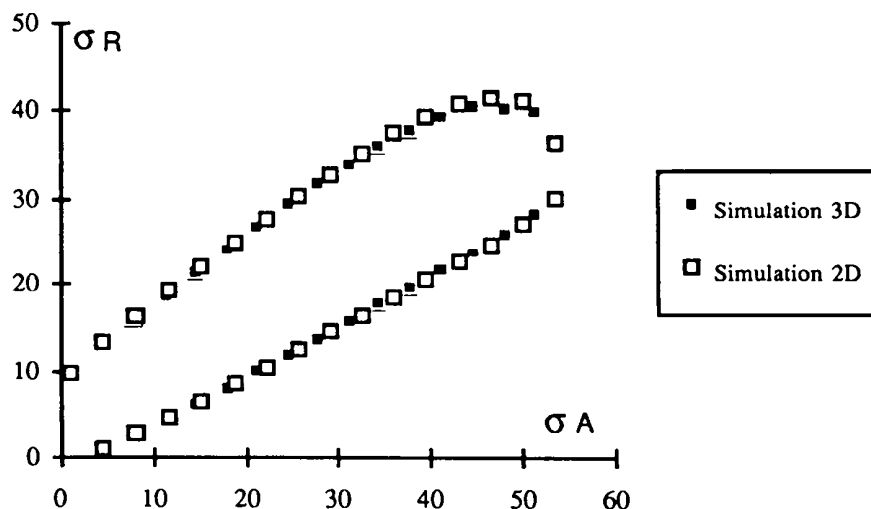


Figure 6.4 : Vérification de l'interpolation en fonction des domaines de non discage pour le cas axisymétrique et tridimensionnel

6.2 INFLUENCE DE L'ANISOTROPIE DES CONTRAINTES RADIALES

Le but recherché est l'étude du rôle et de l'influence du rapport des contraintes radiales σ_{R1}/σ_{R2} sur le domaine de non discage de la carotte. Nous avons considéré 3 rapports σ_{R1}/σ_{R2} de 1, 0.8 et 0.6. La saignée du fond de puits et les caractéristiques de la roche sont les mêmes que dans le paragraphe 6.1. Le calcul des contraintes dans le puits a été exécuté grâce à un passage selon une loupe. Le calcul des contraintes de discage a été réalisé à l'aide du paramètre de retour sur le critère de Torre Leon. Nous constatons sur la figure 6.2 que le domaine de non discage diminue très nettement lorsque le rapport σ_{R1}/σ_{R2} décroît. La pente de la frontière supérieure reste constante alors que la pente inférieure augmente jusqu'à atteindre presque le double pour un rapport de σ_{R1}/σ_{R2} égale 0.6.

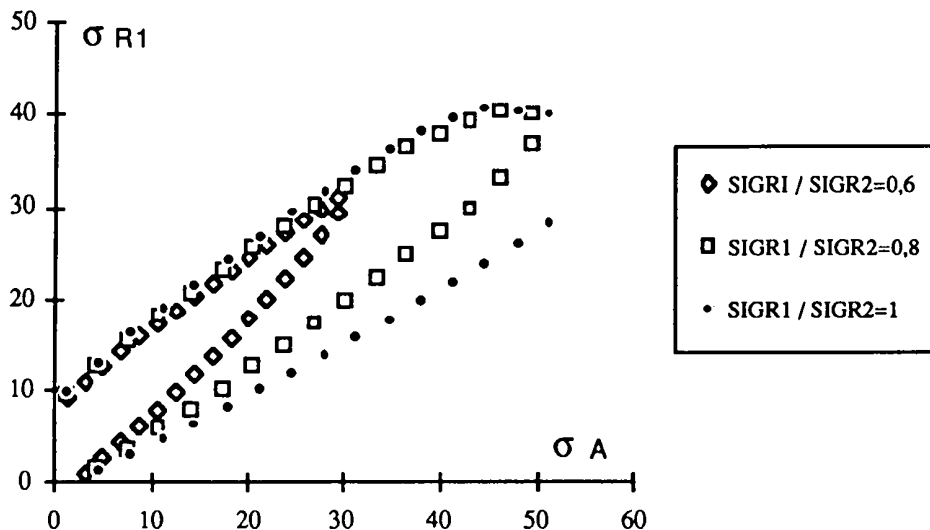


Figure 6.2 : Domaine de non discage pour différents rapports de σ_{R1}/σ_{R2}

La deuxième série de simulation concerne la génération du domaine de non discage à 1000m de profondeur pour une variation de la densité de boue (représentation de Guenot). La figure 6.3 montre que lorsque le rapport σ_{R1}/σ_{R2} diminue, la borne supérieure du domaine de non discage Db/Dt décroît significativement. D'une manière générale, il existe deux limites de densité de boue lors du forage de puits. Une borne supérieure et une borne inférieure délimitent l'intervalle d'application de la densité de boue où la carotte reste intacte. Cette remarque est très importante en milieu pétrolier car on a tendance à penser qu'il suffit d'appliquer une forte densité de boue afin de maintenir le puits et la carotte intacte. Une densité de boue élevée peut provoquer le discage. Plus l'anisotropie des contraintes radiale est grande, plus la limite supérieure de la densité de boue est réduite. Nous remarquons que la limite gauche du domaine de stabilité se déplace rapidement vers la droite pour une diminution du rapport de σ_{R1}/σ_{R2} .

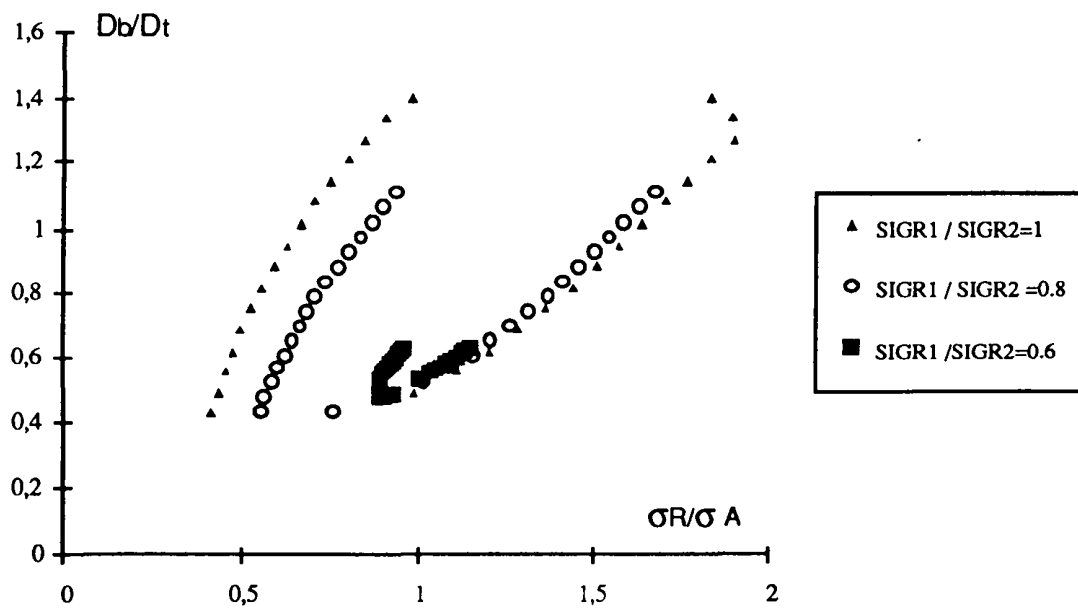


Figure 6.3 : Domaine de variation de la densité de boue pour différents rapports de σ_{R1}/σ_{R2}

En conclusion plus l'anisotropie des contraintes radiale est grande, plus la limite supérieure de la densité de boue est réduite. Une forte densité de boue peut entraîner d'une part la fracturation hydraulique et d'autre part l'initilisation du discage.

6.3 POSITION DES POINTS D'AMORCE DE RUPTURE

La saignée utilisée pour cette partie est une saignée circulaire ($REXT/RINT=1.75$). Le choix de la roche s'est porté sur le calcaire d'Anstrude afin de mener une auscultation pour une roche réelle. Le calcul des contraintes de discage a été réalisé à l'aide du paramètre de retour sur le critère de Lade. les coefficients m et R de critère de Lade sont de 1.4848 et 38630 et la densité de boue est de 1.5. La recherche des points de l'amorce de la rupture n'est faite que pour les cas de rapport σ_{R1}/σ_{R2} 0.8 et 0.6, car le cas de chargement radial isotrope peut être ramené au cas de chargement axisymétrique (chapitre VI). A l'aide du processeur d'isovaleur PEGGY du logiciel CESAR-LCPC, nous avons localisé les endroits où le critère de Lade est maximum pour deux profondeurs indiquées sur la figure 6.4.

Pour le rapport σ_{R1}/σ_{R2} égal à 0.8, quatre cas sont intéressants pour l'étude car la frontière inférieure du domaine de non discage présente des amorces pour une première partie de σ_R^2 en mode de traction et une deuxième partie en mode cisaillement. La frontière inférieure du domaine de non discage pour le cas du rapport σ_{R1}/σ_{R2} égal à 0.6, ne présente que des amorces en mode

de traction. Ainsi, à la première contrainte σ_{R2} pour le cas du rapport $\sigma_{R1}/\sigma_{R2}=0.8$, le mode de rupture est en traction et le point de l'amorce de la rupture est situé à deux endroits diamétralement opposés du côté interne de la saignée (figures 6.5 et 6.6) dans le plan où la contrainte radiale à l'infini est la plus grande. On remarque que ce point (figure 6.6) est plus haut par rapport au cas axisymétrique. La frontière supérieure du domaine de non discage correspond à des amorces de rupture en mode de cisaillement (figures 6.7 et 6.8) en deux points diamétralement opposés. L'amorce de rupture pour la frontière inférieure à la contrainte axiale σ_{A2} est en quatre endroits (figure 6.9). Nous pensons que c'est le seul cas qui peut entraîner la formation de disques en forme de selle de cheval.

En ce qui concerne le rapport des contraintes radiales $\sigma_{R1}/\sigma_{R2} = 0.6$, le point d'amorce de rupture est en mode traction pour la frontière inférieure du domaine de non discage (figure 6.10 et 6.11). Le point de l'amorce de rupture pour la frontière supérieure correspond à la rupture en paroi (figure 6.12).

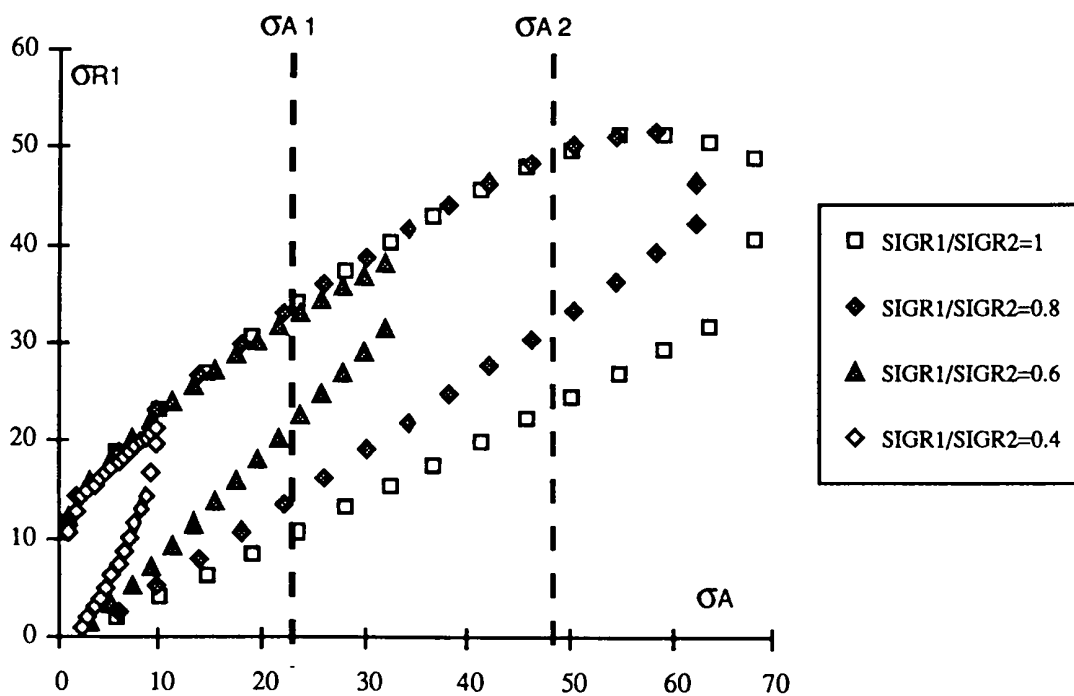


Figure 6.4 : Domaine de non discage pour une saignée circulaire pour le calcaire d'Anstrude

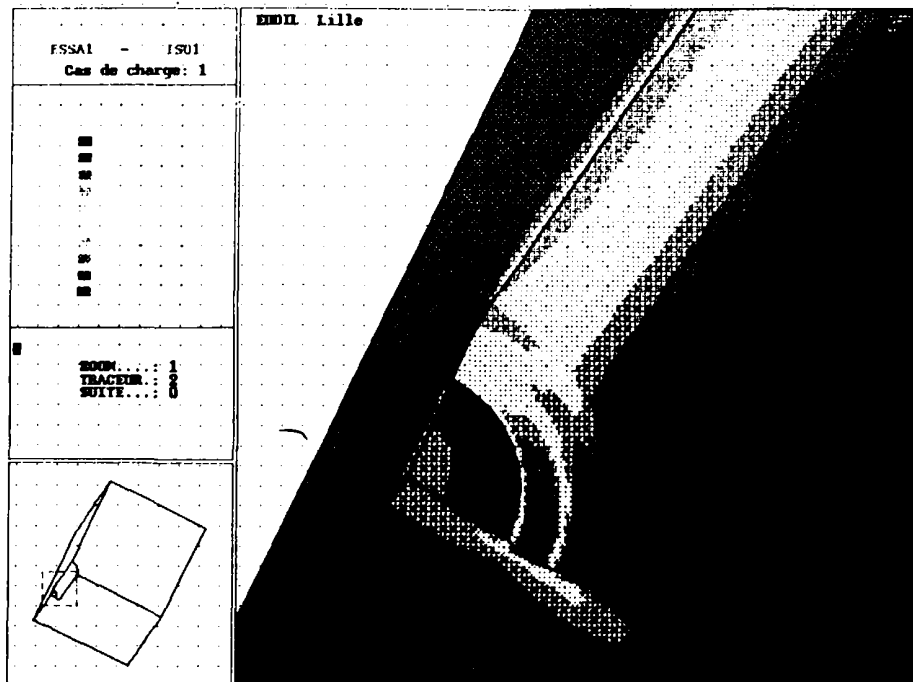


Figure 6.5 : Isovaleurs du critère de Lade pour une saignée IMAIL 2
mode traction $\sigma_{R1}/\sigma_{R2} = 0.8$ Calcaire d'Anstrude

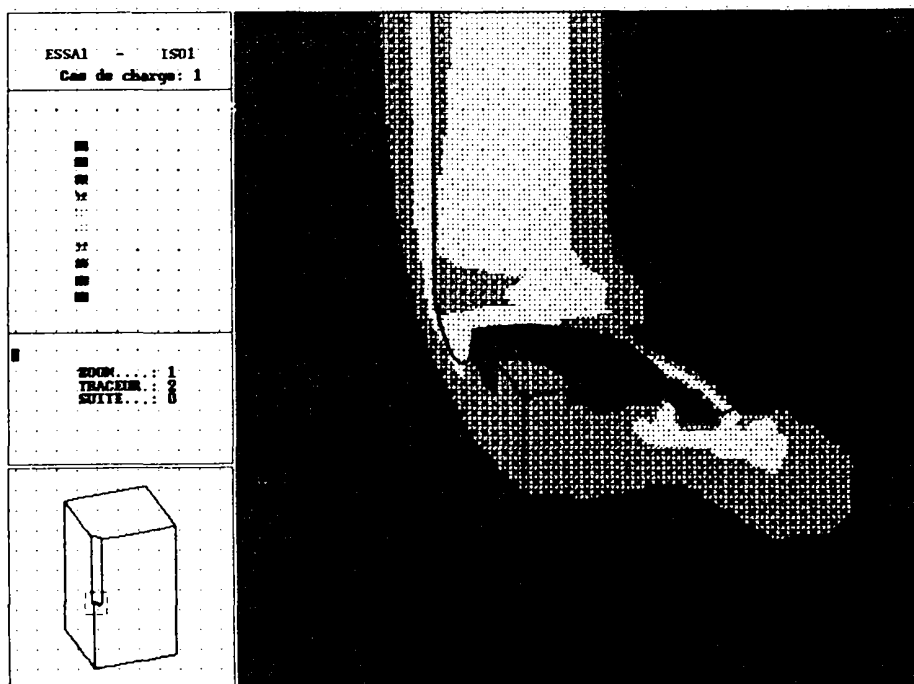


Figure 6.6 : Isovaleurs du critère de Lade pour une saignée IMAIL 2
mode traction $\sigma_{R1}/\sigma_{R2} = 0.8$ Calcaire d'Anstrude

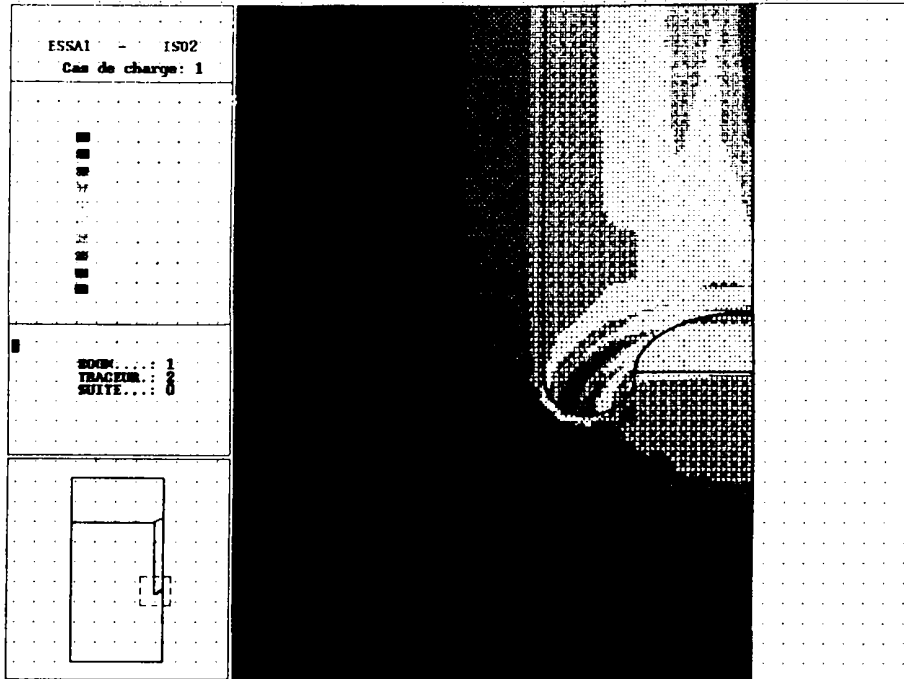


Figure 6.7 : Isovaleur du critère de Lade pour une saignée IMAIL 2
mode cisaillement $\sigma_{R1}/\sigma_{R2}=0.8$ Calcaire d'Anstrude

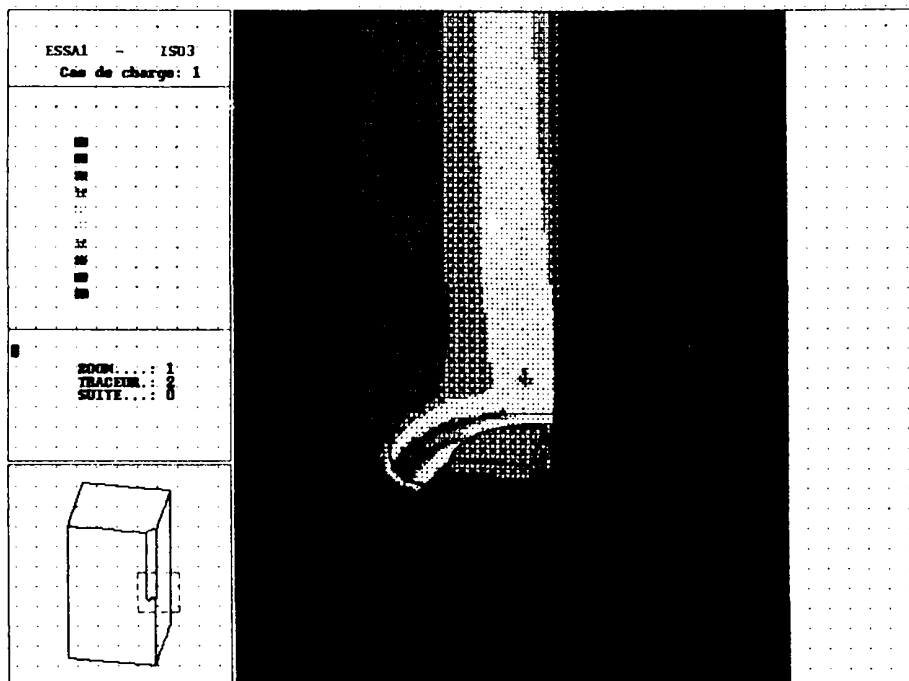


Figure 6.8 : Isovaleur du critère de Lade pour une saignée IMAIL 2
mode cisaillement $\sigma_{R1}/\sigma_{R2}=0.8$ Calcaire d'Anstrude

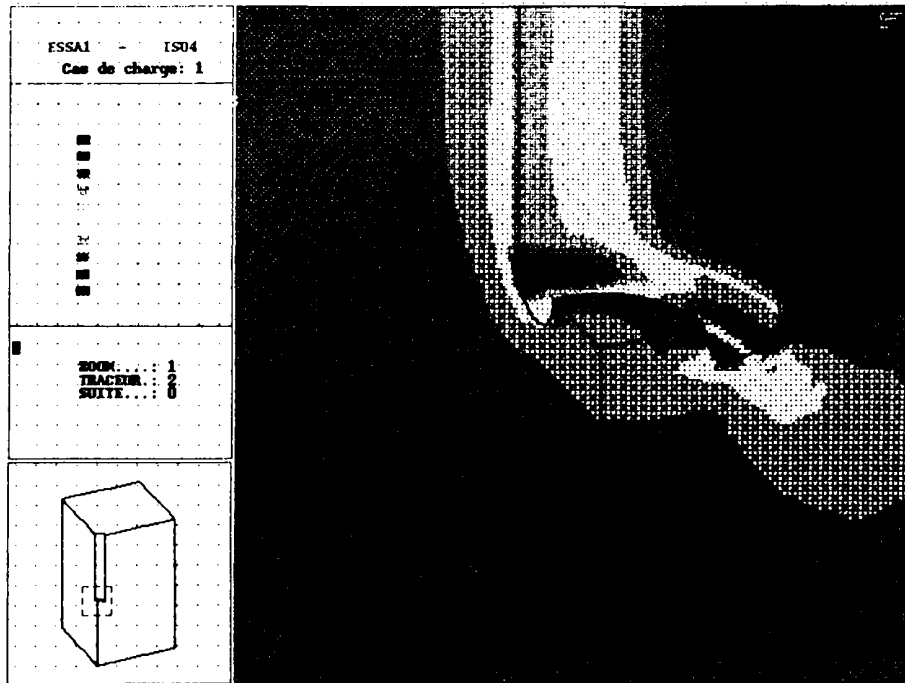


Figure 6.9 : Isovaleur du critère de Lade pour une saignée IMAIL 2
mode cisaillement $\sigma_{R1}/\sigma_{R2} = 0.8$ Calcaire d'Anstrude

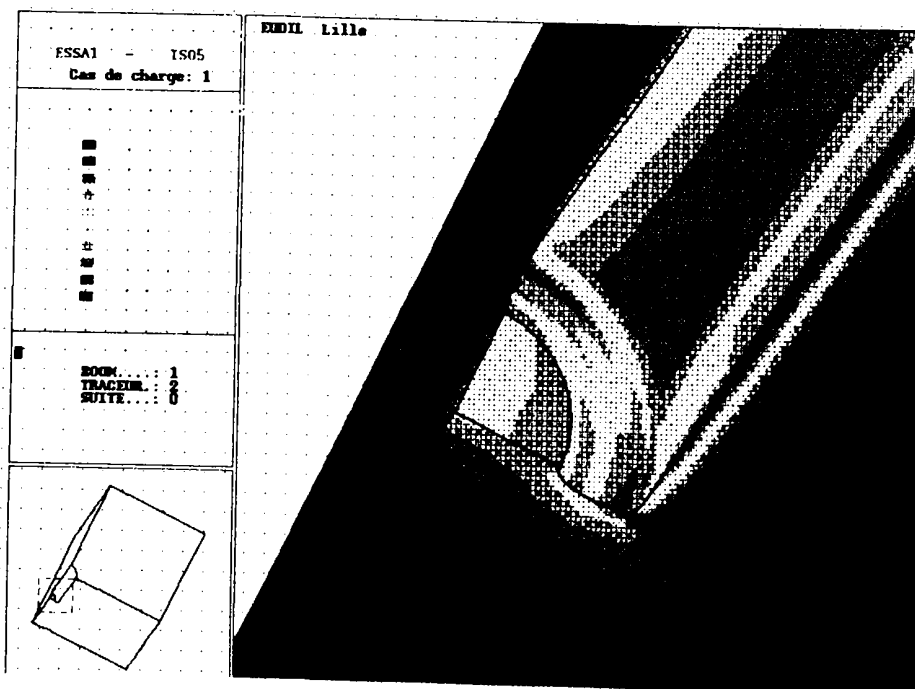


Figure 6.10 : Isovaleur du critère de Lade pour une saignée IMAIL 2
mode traction $\sigma_{R1}/\sigma_{R2} = 0.6$ Calcaire d'Anstrude

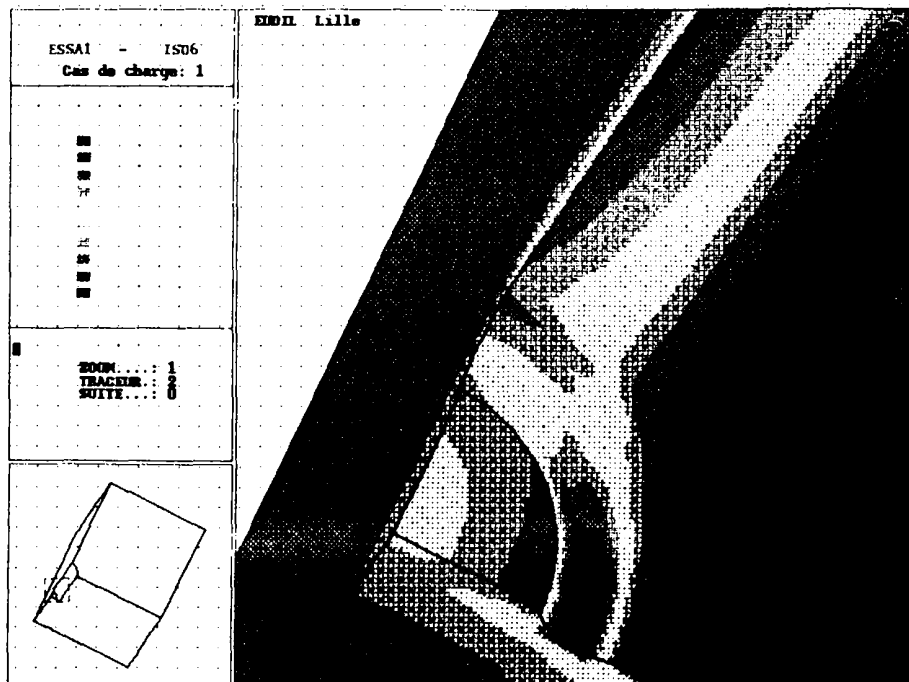


Figure 6.11 : Isovaleurs du critère de Lade pour une saignée IMAIL 2
mode traction $\sigma_{R1}/\sigma_{R2} = 0.6$ Calcaire d'Anstrude

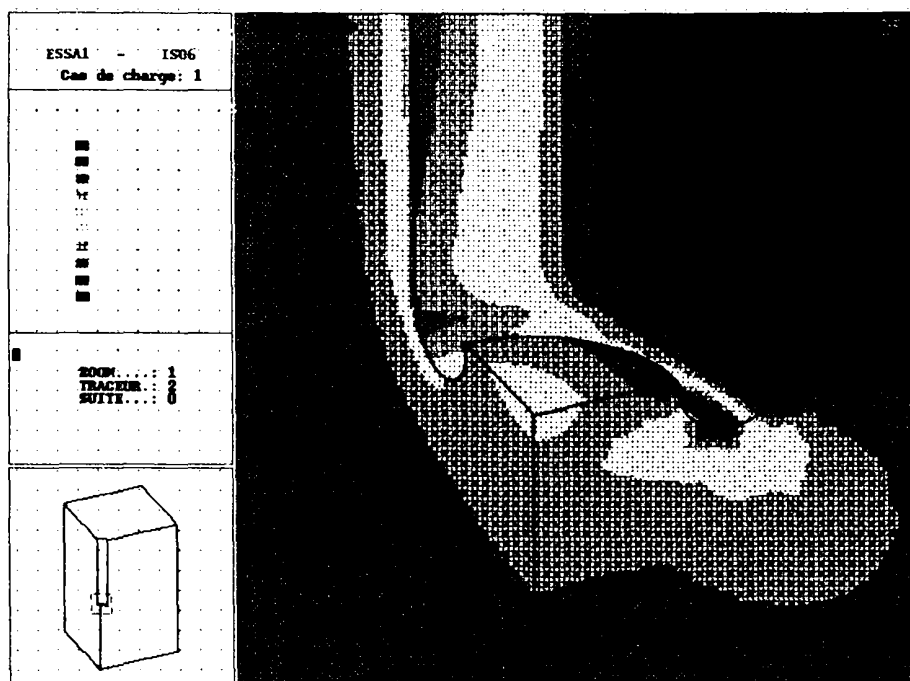


Figure 6.12 : Isovaleurs du critère de Lade pour une saignée IMAIL 2
mode traction $\sigma_{R1}/\sigma_{R2} = 0.6$ Calcaire d'Anstrude

conclusion partielle

La frontière supérieure du domaine de non discage pour les cas de contraintes radiales anisotropes correspond, à l'initialisation de la rupture en mode cisaillement du côté externe de la saignée, en deux endroits diamétralement opposés. Dans le cas où le degré d'anisotropie est de 0.6, on a constaté que la rupture peut se produire en paroi.

La frontière inférieure pour un rapport σ_{R1}/σ_{R2} de 0.8 correspond à deux modes de rupture, dans le cas où la densité de boue est de 1.5. La première partie de cette frontière correspond à une initialisation de la rupture, en mode traction du côté interne de la saignée. La deuxième partie de cette frontière correspond à la rupture en mode traction du côté interne de la saignée et en mode cisaillement du côté externe de la saignée. Dans le cas où le rapport σ_{R1}/σ_{R2} est de 0.6, la rupture est en mode traction sur toute la frontière inférieure de non discage.

6.4 INFLUENCE DES EFFORTS DE L'INTERACTION OUTIL-ROCHE

L'aspect mécanique de l'avancement de la tête de forage munie de pastilles diamantées consiste à la fragmentation de la roche en copeaux. La profondeur maximale de ces copeaux est appelée profondeur de passe (chapitre 3). Nous avons pensé que ces efforts d'interaction entre les pastilles de la tête de forage et la roche peuvent perturber l'état de contraintes et ainsi peuvent induire une influence sur le domaine de non discage de la carotte. Pour cette raison, nous avons ausculté l'effet d'une pastille isolée pour deux types de saignée IMAIL 30G et IMAIL 30D. Nous avons montré dans le chapitre 3 qu'il y a deux efforts nécessaires pour l'enlèvement de copeaux de roche, en l'occurrence l'effort de coupe et l'effort axial. Sur les figures 6.13 sont représentés ces efforts sur les saignées à tester (l'effort de coupe est perpendiculaire au plan de révolution). L'effort de coupe est considéré tangent à la paroi de la roche.

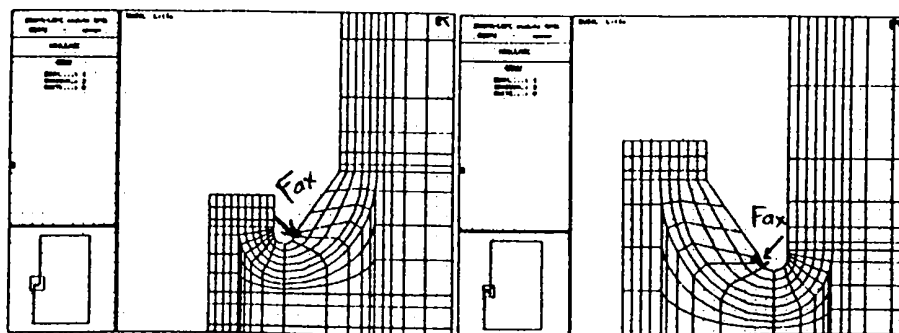


Figure 6.13 : Action des efforts de la pastille sur la roche

Le programme qui consiste à générer le domaine de non discage calcule automatiquement pour chaque profondeur les efforts maximums F_{ax} et F_c en fonction de la pression de boue, des caractéristiques mécaniques C et ϕ (cohésion et l'angle de frottement interne de la roche), de la résistance en compression et en traction de la roche et de la profondeur de passe. Les caractéristiques C et ϕ sont considérées variables et dépendent essentiellement de la pression de boue (jouant le rôle de confinement) et donc de la profondeur de forage. Les efforts F_{ax} et F_c obtenus par le modèle théorique de l'interaction développé sont réparties sur la section de rupture. La profondeur de passe pour le calcul des efforts est considéré de 0,5 mm. La section de rupture est supposée plate dans le fond de la saignée du modèle élément fini et les mêmes efforts calculés par le modèle de l'interaction sont appliquées dans le fond de la saignée. Nous avons considéré pour les simulations trois roches avec un rapport de $R_c/R_t = 10$ pour les deux types de saignées IMAIL 30D et IMAIL 30G. Deux séries de simulations ont été effectuées avec et sans effet des efforts d'interaction:

IMAIL 30D				IMAIL 30G			
Simulation	Rc	Rt	Db	Simulation	Rc	Rt	Db
1	15	1.5	1.	7	15	1.5	1.
2	25	2.5	1.	8	25	2.5	1.
3	40	4.	1.	9	40	4.	1.
4	15	1.5	1.5	10	15	1.5	1.5
5	25	2.5	1.5	11	25	2.5	1.5
6	40	4.	1.5	12	40	4.	1.5

Tableau 6.1 : Différentes caractéristiques mécaniques pour l'expérimentation numérique

En ce qui concerne le cas de la saignée IMAIL 30D, on observe une diminution du domaine de non discage induite par l'action de l'outil. L'augmentation de la densité de boue n'induit pas une variation importante du domaine de stabilité de la carotte. On note particulièrement que la frontière supérieure du domaine de non discage reste stable alors que la frontière inférieure se déplace vers le haut (figures 6.14 à 6.19). Cela est dû à l'application des efforts d'interaction du côté interne de la saignée, du même côté que le point d'initialisation de la rupture.

Les résultats de simulations pour la saignée IMAIL 30G révèlent que l'action de la pastille sur la roche induit, d'une manière générale, une petite diminution du domaine de non discage pour tous les cas de roches (figures 6.20 à 6.25). En outre, une forte densité de boue provoque une diminution relativement plus grande du domaine de non discage. Ainsi, par exemple pour une densité de 1.5 la diminution moyenne est deux fois plus grande que pour une densité de 1 (figures de 6.13 à 6.25). On constate aussi que plus la roche est dure (ou la densité est élevée), plus l'effet de l'interaction outil-roche devient important (figures 6.20, 6.22 et 6.24). Cela s'explique par le fait que les efforts d'interaction F_{ax} et F_c sont très influencés par la dureté de la roche et la densité de boue.

conclusion partielle :

Les efforts d'interaction pastille-roche conduisent à une diminution du domaine de disage. Cette diminution est d'autant sensible que la roche est résistante. Une forte densité de boue est à éviter car elle favorise le phénomène de superposition des copeaux les uns sur les autres et augmente le poids sur l'outil. On a observé pour les deux formes de couronne, que l'augmentation de la densité de boue peut entraîner une plus grande diminution du domaine de non disage. La saignée gauche IMAIL 30G reste toutefois plus performante que la saignée droite IMAIL 30D en tenant compte des efforts d'interaction.

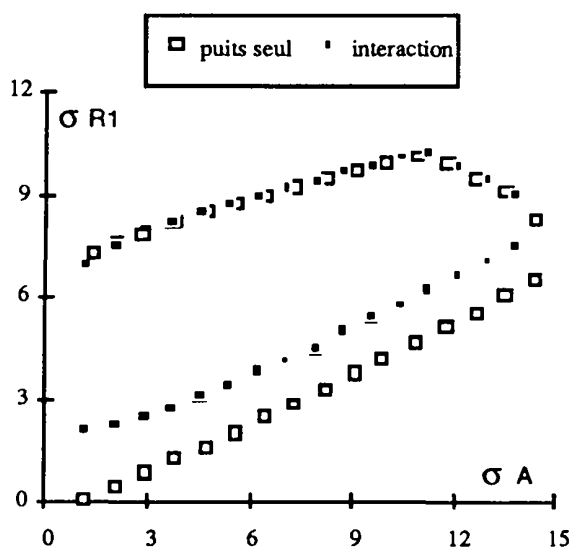


Figure 6.14 : Saignée IMAIL 30D

$D_b = 1 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 15 \text{ MPa}$ $R_t = 1.5 \text{ MPa}$

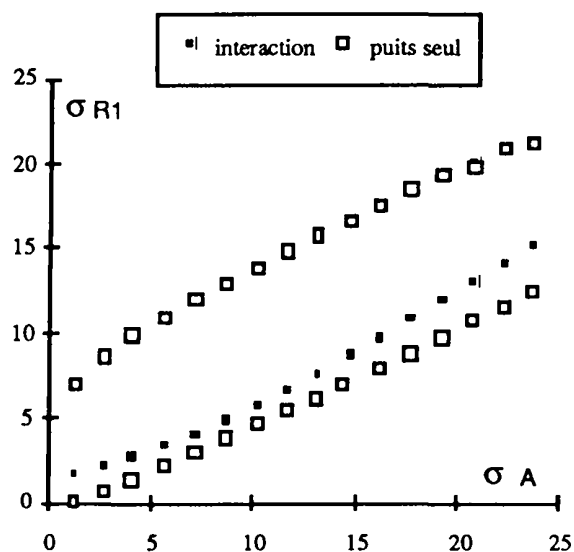


Figure 6.15 : Saignée IMAIL 30D

$D_b = 1.5 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 15 \text{ MPa}$ $R_t = 1.5 \text{ MPa}$

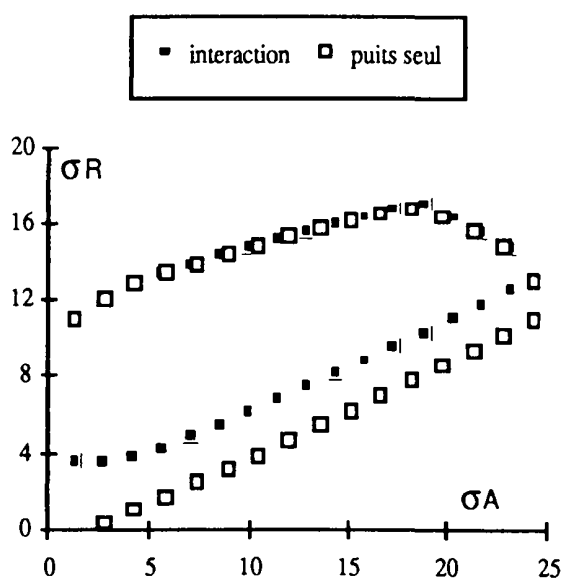


Figure 6.16 : Saignée IMAIL 30D

$D_b = 1 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 25 \text{ MPa}$ $R_t = 2.5 \text{ MPa}$

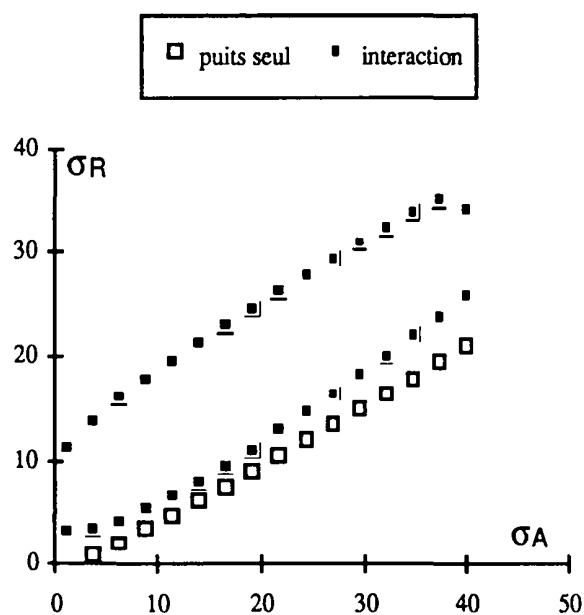


Figure 6.17 : Saignée IMAIL 30D

$D_b = 1.5 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 25 \text{ MPa}$ $R_t = 2.5 \text{ MPa}$

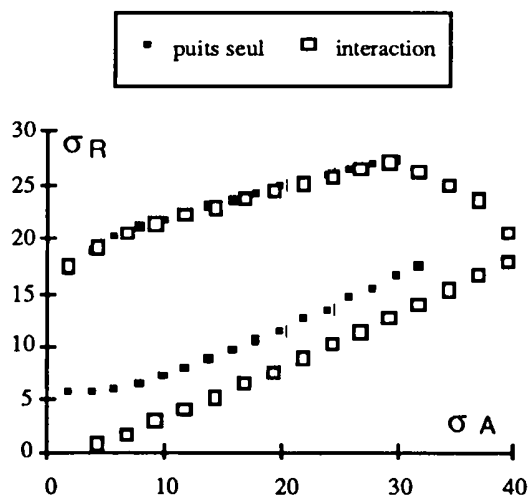


Figure 6.18 : Saignée IMAIL 30D

$D_b = 1 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 40 \text{ MPa}$ $R_t = 4 \text{ MPa}$

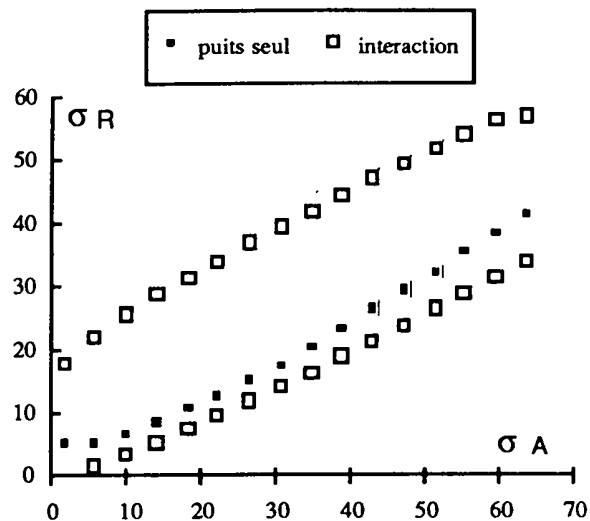


Figure 6.19 : Saignée IMAIL 30D

$D_b = 1.5 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 40 \text{ MPa}$ $R_t = 4 \text{ MPa}$

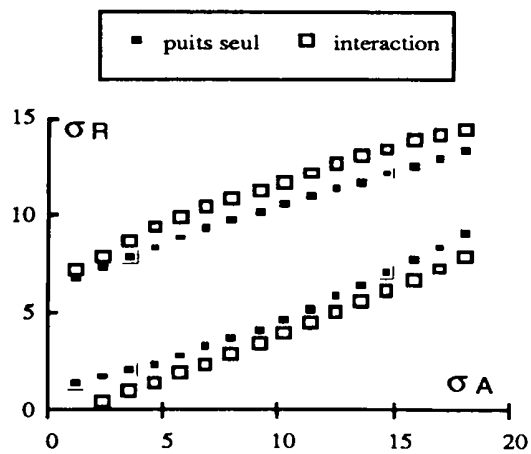


Figure 6.20 : Saignée IMAIL 30G

$D_b = 1 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 15 \text{ MPa}$ $R_t = 1.5 \text{ MPa}$

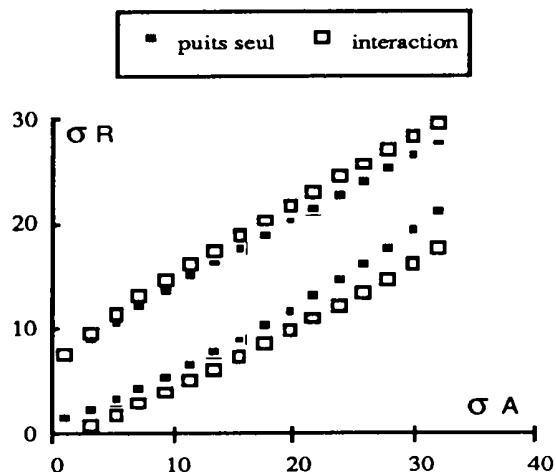


Figure 6.21 : Saignée IMAIL 30G

$D_b = 1.5 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 15 \text{ MPa}$ $R_t = 1.5 \text{ MPa}$

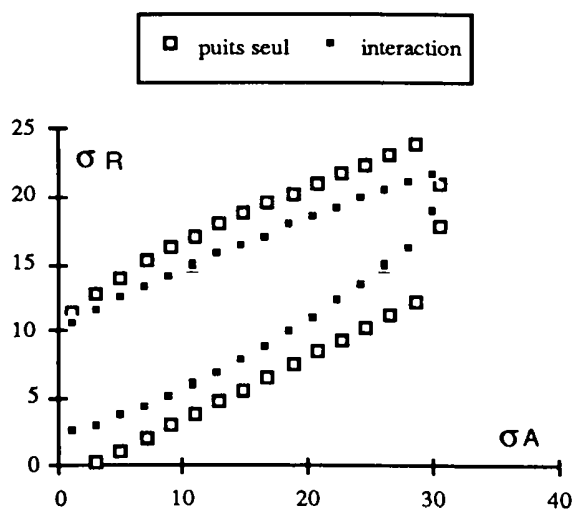


Figure 6.22 : Saignée IMAIL 30G

$D_b = 1 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 25 \text{ MPa}$ $R_t = 2.5 \text{ MPa}$

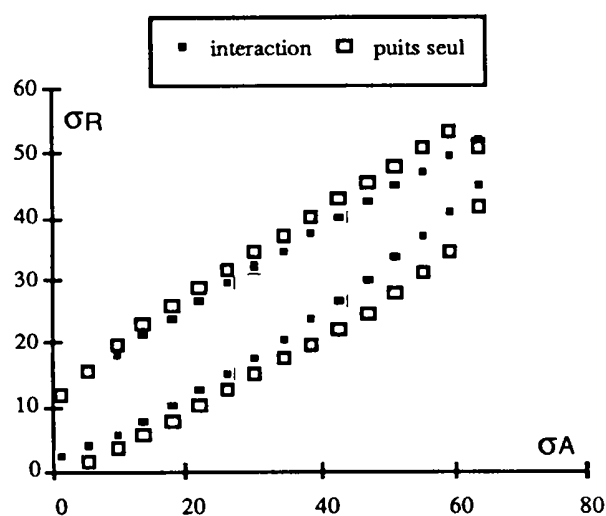


Figure 6.23 : Saignée IMAIL 30G

$D_b = 1.5 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 25 \text{ MPa}$ $R_t = 2.5 \text{ MPa}$

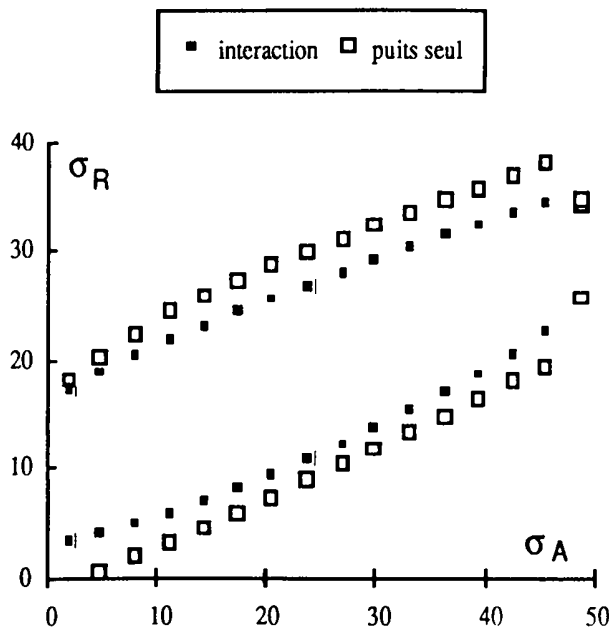


Figure 6.24 : Saignée IMAIL 30G

$D_b = 1 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 40 \text{ MPa}$ $R_t = 4 \text{ MPa}$

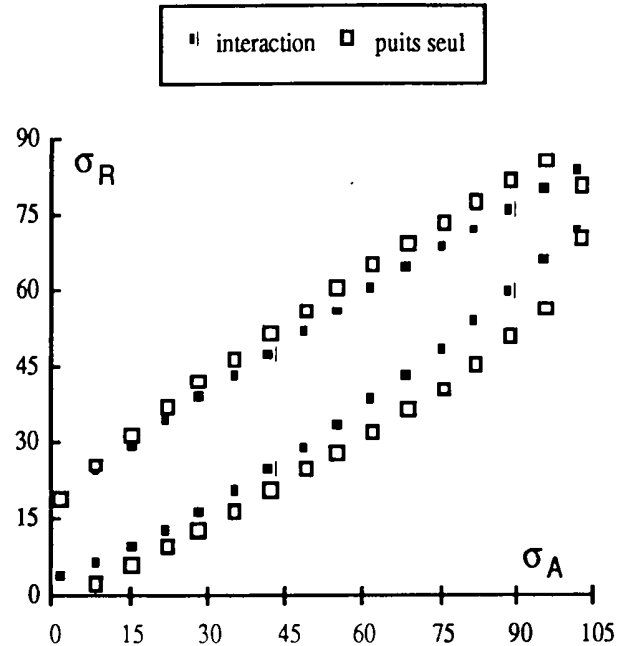


Figure 6.25 : Saignée IMAIL 30G

$D_b = 1.5 \text{ g/cm}^3$ $R_c = 40 \text{ MPa}$ $R_t = 4 \text{ MPa}$

6.5 INFLUENCE DE LA DEVIATION DE PUIITS

Dans cette partie, nous avons mené une série de simulations dans l'objectif d'étudier l'influence l'inclinaison de l'axe du forage par rapport à la contrainte verticale, sur le domaine de non discage (figures 6.26 et 6.27). Les contraintes radiales à l'infini sont supposée égales. Nous allons utiliser le même mailleur que précédemment. Pour cela il suffit simplement de faire une "rotation" du tenseur de contraintes à l'infini pour donner les conditions aux limites du modèle.

Nous avons considéré 4 inclinaisons par rapport à la verticale de 0° , 10° , 20° , et 30° . La roche testée est le calcaire d'Anstrude et le critère adopté est celui de Lade. La figure 6.28 montre que le domaine de non discage diminue pour de plus grandes déviations. On constate que la courbe inférieure se déplace vers le haut quand l'angle de déviation du puits augmente et qu'il y a un certain saut entre 10° et 20° .

Contrairement aux puits verticaux, la densité de boue pour un puits dévié a des actions complexes : elle semble dimiuer le domaine de non discage aux basses contraintes et l'augmenter aux contraintes élevées. (figure 6.29).

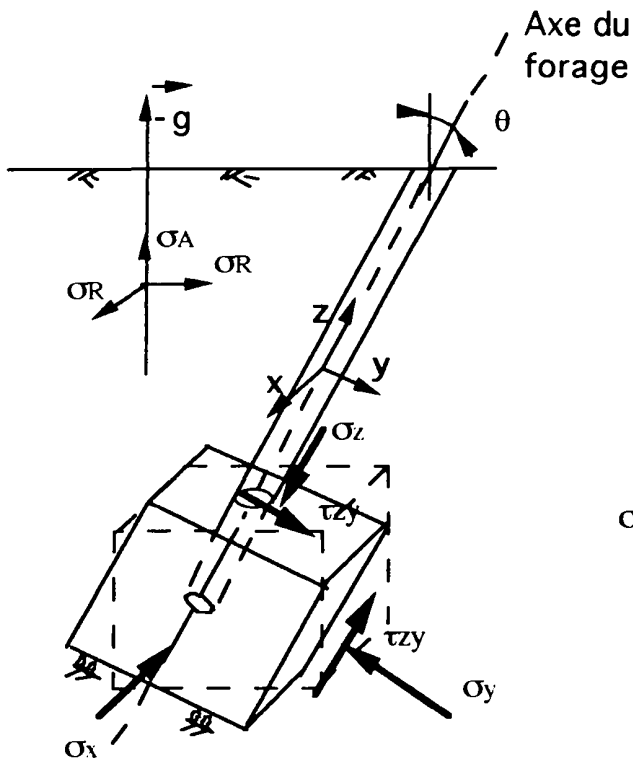


Figure 6.26 : Etat de contraintes à l'infini pour un puits dévié

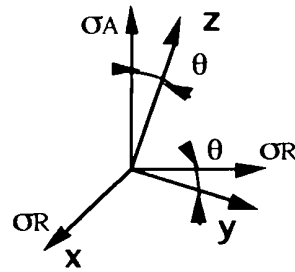


Figure 6.27 : Etat de contraintes pour un puits vertical

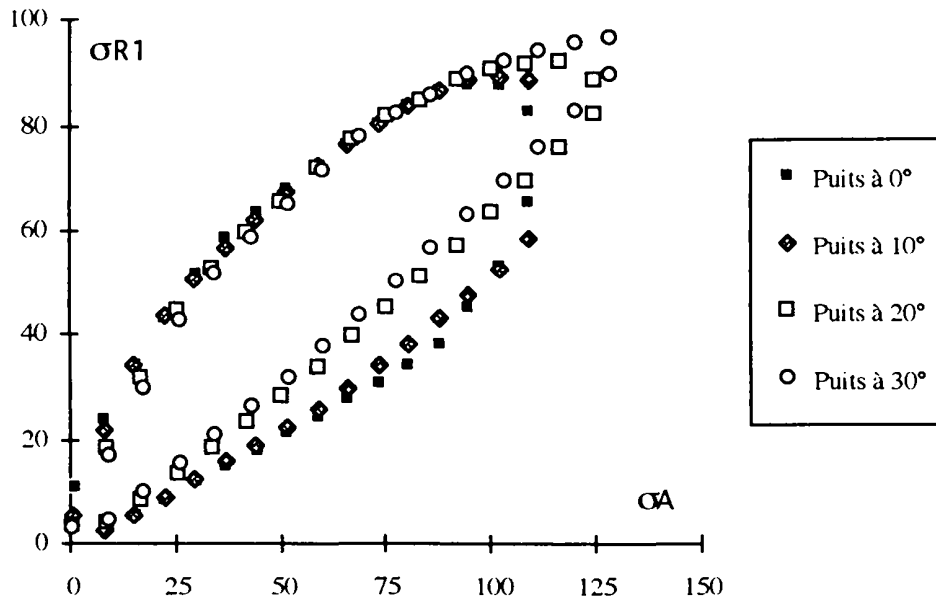


Figure 6.28 : Domaine de non discaje pour différentes déviations du puits de forage

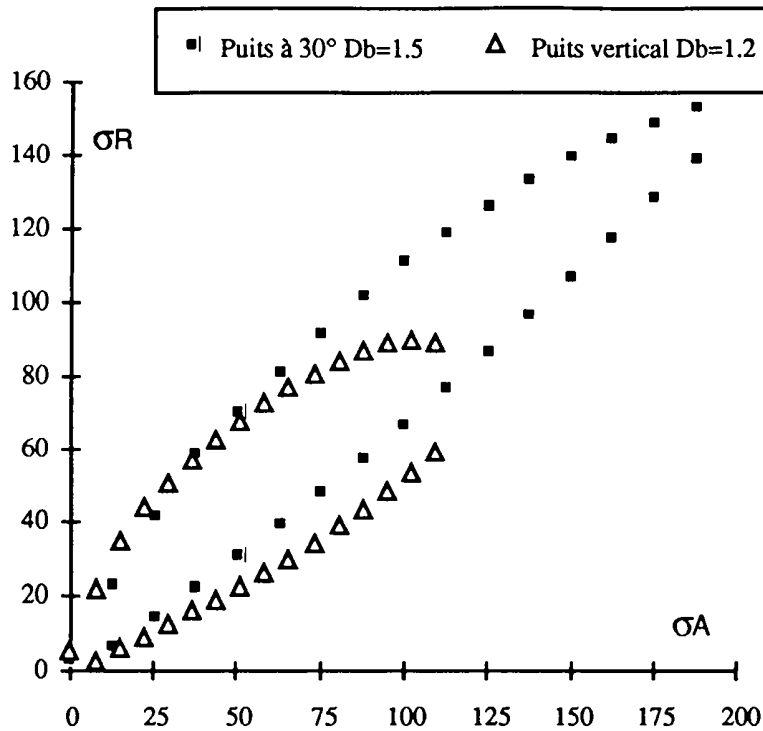


Figure 6.29 : Domaine de non discage pour deux puits déviés à 30 ° selon deux densités de boue

6.6 CONCLUSION :

Nous avons pu constaté dans ce chapitre que:

- . Plus le rapport de la contrainte radiale σ_{R1} sur la contrainte radiale σ_{R2} diminuait, plus le domaine de non discage rétrécissait. En fait, on observe une augmentation de la pente de la frontière inférieure qui s'explique par la migration du point d'initialisation de rupture vers la paroi verticale du puits. Le mode de rupture est en traction .
- . Afin d'augmenter le domaine de non discage de la carotte, on doit appliquer une densité de boue relativement élevée. Cependant, il existe une limite de la densité de boue au delà la fracturation hydraulique peut avoir lieu et plus particulièrement quand le degré d'anisotropie entre les contraintes radiales σ_{R1} et σ_{R2} est grand.
- . L'interaction outil-roche par une pastille isolée induit un rétrécissement du domaine de non discage. Cette tendance est plus significative pour les roches dures et à de grandes profondeurs de forage. D'une manière générale, la saignée IMAIL 30G doit donner une meilleure performance dans la récupération de carottes non endommagées durant le forage.
- . La déviation des puits par rapport à la verticale induit un rétrécissement du domaine de non discage important. Ceci laisse penser que le forage de puits déviés dont l'axe du forage est parallèle à l'une des contraintes principales in-situ, peut s'avérer intéressant dans le souci d'augmenter le domaine de non discage dans le cas où la contrainte axiale est plus grande que la contrainte radial.



Chapitre 7
CONCLUSION

Notre travail visait deux objectifs principaux:

- Le premier consistait au développement du logiciel de calcul DISCAGELF en axisymétrie, permettant d'estimer les contraintes correspondant à l'initialisation du discage. Grâce à un maillage adéquat d'une saignée adécomposée en quatre parties et à une approche par critère, nous avons mené une recherche plus approfondie afin d'étudier l'influence de chaque paramètre de forage sur la rupture.
- Le second était de procéder à une modélisation tridimensionnelle. Dans ce sens, nous avons mis au point un mailleur automatique tridimensionnel permettant de générer un quart ou un domaine complet d'un fond de puits avec en option avoir un maillage loupe (plus proche de la saignée): dans ce cas les conditions aux limites sur la loupe ont été obtenues par une interpolation tridimensionnelle des déplacements. En outre, nous avons développé un modèle théorique de l'interaction outil-roche par une pastille isolée afin de pouvoir étudier l'influence des efforts de l'outil sur l'initialisation du discage. Pour tous les cas de simulation, nous avons développé un programme qui génère automatiquement le domaine de non discage sans que l'utilisateur n'ait à introduire les différentes profondeurs de forage.

Les paramètres pouvant influencer le phénomène de discage dans l'approche axisymétrique sont:

- . la densité de boue
- . les caractéristiques géomécaniques de la roche
- . les rayons de la couronne du carottier
- . l'épaisseur de la carotte
- . la géométrie de la saignée générée par la couronne du carottier

En ce qui concerne l'approche tridimensionnelle, les paramètres étudiés sont:

- . l'anisotropie des contraintes radiales
- . l'action des efforts d'interaction par une pastille isolée
- . la déviation des puits

Les résultats de l'approche bidimensionnelle ont permis de montrer en lumière les principaux résultats suivants:

- Pour une contrainte axiale constante, il existe deux contraintes radiales σ_{R1} (plus grande) et σ_{R2} (plus faible) pouvant induire l'initialisation du discage. D'une manière approximative, les frontières du domaine de non discage varient linéairement par intervalle. Chaque variation de pente est imputable à une migration du point d'initialisation du discage.

- Plus la roche est résistante et plus la densité de boue est élevée, plus l'amorce de la rupture est retardée.
- Une augmentation du rapport du rayon extérieur sur rayon intérieur de la couronne du carottier, induit en général, un élargissement du domaine de non discage pour certaines formes de couronne. Nous avons souligné au chapitre 6 qu'il n'y a pas de règle universelle pour toutes les formes de couronne. Cette observation peut être importante car la couronne IMAIL 30GL s'avère performante et donc un petit rapport de rayon extérieur sur rayon intérieur (de l'ordre de 1.3) serait intéressant pour optimiser l'énergie de forage. Dans ce sens, un tel faible rapport permet d'avoir le moins d'interaction outil-roche possible. Cela entraîne une réduction du poids et du couple sur l'outil.
- L'épaisseur de la couronne n'entraîne pas une variation du domaine de non discage. Ceci va dans le même sens que les résultats expérimentaux de Boumadhi et Moudafi.
- L'étude géométrique de la forme de la couronne des carottiers a montré que les formes élancées sont plus performantes dans le sens où le domaine de non discage correspondant est plus large. La saignée IMAIL 30G est l'une des saignées les plus efficaces sous réserve d'une étude hydraulique de la circulation de la boue au fond du puits et de l'énergie de forage nécessaire pour la fragmentation de la roche.
- Il existe trois modes de ruptures et trois endroits du points d'amorçage de la rupture, à savoir :
 - Le mode en traction pure. Le point d'amorçage de la fissure est situé dans la paroi de la carotte, légèrement au dessus du pied de la carotte. Ce mode est favorisé en présence d'une faible densité de boue et à faible profondeur.
 - Le mode mixte (traction et cisaillement). Le point d'amorçage de la fissure est situé du côté interne de la saignée. La contrainte axiale correspondante est relativement plus grande que la contrainte radiale.
 - Le mode en cisaillement. Le point d'amorçage de la fissure est situé du côté externe de la saignée. La position de ce point migre vers le haut et accentuerait la courbure des disques pour de plus grandes profondeurs. Pour des contraintes axiales importantes (si on se place vers l'extrême droite du domaine de discage), l'initialisation de la rupture se produit vers le bord de la saignée et entraîne une propagation vers le haut du puits.

En ce qui concerne l'approche tridimensionnelle, les résultats ont permis de montrer que:

- lorsque le rapport de la contrainte σ_{R1} sur σ_{R2} diminue, le domaine de non discage se referme. La pente de la frontière inférieure augmente, alors que la pente de la frontière supérieure ne varie pas.
- il existe un intervalle de l'application de la densité de boue limité par une borne supérieure et une borne inférieure pouvant entraîner le discage. Cet intervalle est d'autant plus réduit que le rapport des contraintes radiales est faible.
- L'orientation du tenseur des contraintes principales in situ peut avoir de l'influence sur le domaine de discage. Ainsi pour un puits dévié, la frontière inférieure du domaine de non discage voit sa pente augmenter avec la déviation.
- L'étude de l'interaction outil-roche a révélé une influence significative dans le cas du travail d'une pastille isolée sur le domaine de non discage. Le rétrécissement relatif du domaine de non discage est plus important pour les roches dures.

**REFERENCES
BIBLIOGRAPHIQUES**

BAUER J.F. (1969)-"Etude du phénomène de dischage"-Rapport 69/4-Ecole Nationale des Mines de Paris

BOUMADHI M. (1990) -"Conception et réalisation d'un triaxial vrai de grande capacité simulateur d'ouvrages souterrains" _ Thèse de doctorat de l'Université de Lille I

CHEATHAM J.B. (1984)-"Wellbore stability"-J. of petr. Tech., June pp. 889-8896

COOLING C.M., HUDSON J.A. TUNDRIDGE L.W. (1988) - "In-situ rock stresses and their measurements in the U.K. - Part 2 Site experiments and stress field interpretation " _ Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr. Vol. 25, n°6, pp. 371-382

DURELLI A.J., OBERT L., PARKS V.J. (1968) - " Stress required to initiate core diskling " _ Society of Mining Engineers Trans., Vol. 241, pp. 269-276

DYKE C.G.(1989) - " Core diskling. Its potential as indicator of principal in-situ stress directions " _ Symposium at great depth Pau, Vol. 3, pp. 1057-1065

GANGARAO H.V.S. ADVANI S.H., CHANG P., LEE S.C., DEAN C.S., (1979) - "In-situ stress determination based on fracture responses associated with coring operations " _ 20th US Symposium on Rock Mechanics Petroleum, Engineer dept, pp. 683-690

GUENO A. (1989) - " Borehole breakouts and stress fields " _ Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstract, Vol. 26, n°314, pp. 185-195

HAIMSON B.C.(1978) - " The hydrofracturing stress Measuring Method and recent field Results " _ Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech., Vol.15, pp. 167-178

HAST N. (1972) - "The state of stress in the earth's crust as based on measurements in mines and geophysical " _ Data. Phys. Earth. Planet. _ Discussion on paper by P. N. Kropotkin. Interior 6219-220

HOEK E., BROWN E.T. (1978)- "Trends in relationships between measured in-situ stresses and depth"-Int. J. Rock Mech. Min. Sci. et Geomech., Vol. 15, pp. 221-215

HERGET G. (1973) - " Variation of rock stress with depth at a Canadian iron mine " _ Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Vol. 10, pp. 37-51

ISAEV V. (1977)- "Influence du facteur d'échelle sur ledischage des carottes provenant de sondages de différents diamètres"-Trudy Vnimi (Leningrad)-Recueil 103, pp. 112-116

KURU E. et WOJTANOWICZ (1988) - "A method for detecting in-situ PDC bit dull and lithology change" SPE/IADC 17192, conference and exhibition of the SPE/IADC Drilling conference, Dallas, February 28 Marh 2

JAEGER J.C., COOK N.G.W. (1963) - " Pinching off and diskling of Rocks " _ Journal of Geophysical Research, Vol. 68, n°6, pp. 1759-1765

JOSIEN J.P., REVALOR R., PIGUET J.P. (1987) - " Réaction des roches à la foration sous contraintes " _ Exposé au Meeting du CMFR, (pp. 1-10), Inédit

KAMAGAWA T., HIBINO S., ISHIDA T., HAYASH M. ,KITAHARA Y. (1986) - " In situ stress measurements in the japanese islands : over-coring results from a multi-element gauges used at 23 sites " - Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech Vol. 23, n°1, pp. 29-39

KIM K. , LADE P.V. (1984)- " Modeling Rock Strength in three dimensions"- Int. Journ. Rock. Mech. Min. Sc. Geomech., Abstr. Vol. 21, pp. 21-31

MARTNA J., HILTSCHER R., INGEVOLD K. (1983) - " Geology and Rock Stress in deep boreholes at Forsmar in Sweden " _ International Congress on Rock Mechanics Melbourne F 111-116

MASSIEU E., DURVILLE J.L. (1983) - "Etude du discage des roches lors du carottage sous contraintes latérales" _ Rapport du LCPC à Elf Aquitaine, 52pp.

MAURY V., SANTARELLI F., HENRY J.P. (1988) - " Core diskings A review " _ Rapport interne Elf Aquitaine, 11 pp

MIGUEZ R. (1990)- "Etude du discage. Application à la détermination des contraintes in-situ lorsque le forage n'est pas chargé". Thèse de Mécanique

MIGUEZ R., VENET V., HENRY J.P. -" Etude du discage - Résultats partiels" _ Rapport interne, Elf Aquitaine, 19 pp.

MOUDAFI M. (1986) - " Etude expérimentale de la réactivité des roches par foration sous contraintes " _ Thèse de Docteur de l'I.N.P.L

OBERT L., STEPHENSON D. E. (1965)- "Stress conditions under which core discing occurs"- Society of mining Engineers Trans., Vol. 232, pp. 227-235

SANTARELLI F. (1988) - " Le discage, un indicateur des contraintes en place : état des connaissances " _Rapport interne Elf Aquitaine, 36 pp.

STACEY T.R. (1982) - " Contribution to the mechanism of core diskings " _ Journal of the South African, Institute of Mining and Metallurgy, pp. 269-274

SUGAWARA K., KAMEOKA Y. SAITO T., GKA Y., HIRAMATSU Y., (1978) - "Etudes sur le phénomène de discage des carottes " _ Journal Min. Inst Japan, Vol. 94, pp. 797-803

TRANter C.J., CRAGGS W.J. (1945) - " The stress distribution in a long circular cylinder when a discontinuous pressure is applied to the curved surface " _ Phil. Mag., Vol. 36, pp. 241-250

VENET V. (1987) - "Introduction à la modélisation du phénomène de discage" _ Rapport interne Elf Aquitaine, 25pp.

VENET V. (1991) - " Modélisation de l'initialisation du discage par éléments finis: élaboration d'une méthode d'optimisation du carottage" _Thèse de doctotat présenté à l'université des Sciences et Techniques de LILLE-FLANDRES-ARTOIS

VENET V., HENRY J.P., FOURMAINTRAUX D. (1992) - " Le discage des carottes: Estimation des contraintes in-situ - Optimisation du carottage" _ Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech.

WARREN T.M. et SMITH M.B. (1985) - "Bottom stress factors affecting drilling rate at depth" revised manuscript received in the Society of Petroleum Engineer, May 29

WARREN T.M. et SINOR A. (1986) - " Drag bit performance modeling", SPE 15618, presented at the 61st Annual technical conference and exhibition of the Society of Petroleum Engineers, New orlean, October 5-8

WOROTNICKI G., DENHAM D. (1976) - " The of stress in the upper part of earth's crust in A ustralia according to measurements in tunnels and mines and from seismic onservation. Ivestigation of stress in rock. Advances in stress measurements pp72-82. Preprints Int. Soc. Rock. Mach. Symp., Sydney 76

ZANON F. (1987)- "Rapport interne Elf Aquitaine" Inedit

ZHU W. LI G., WENG K. (1986)- "Analysis of diskng phenomenon and stress field in the region of an underground Power house". Rocks Mech. and Rocks Engineering": n°18, pp1-15

ANNEXES

INFLUENCE DES CARACTERISTIQUES MECANQUES DE LA ROCHE

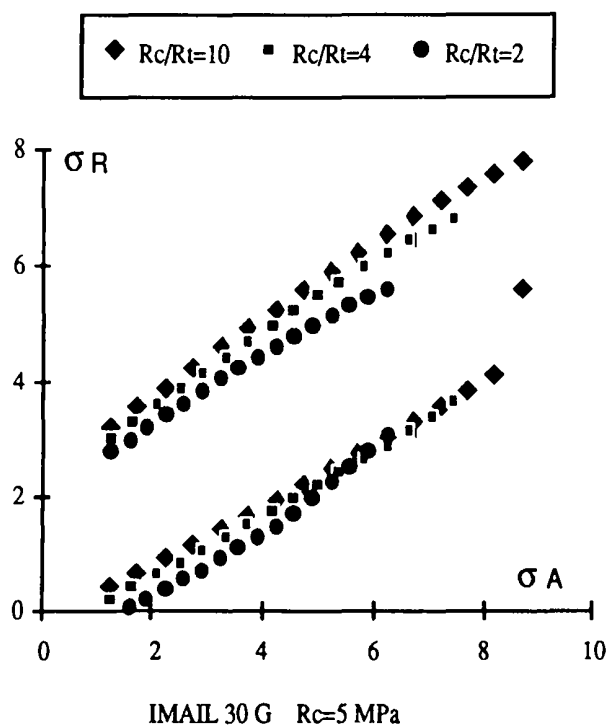


Figure A.1: Variation de σ_R en fonction de la profondeur $Db = 1.2$

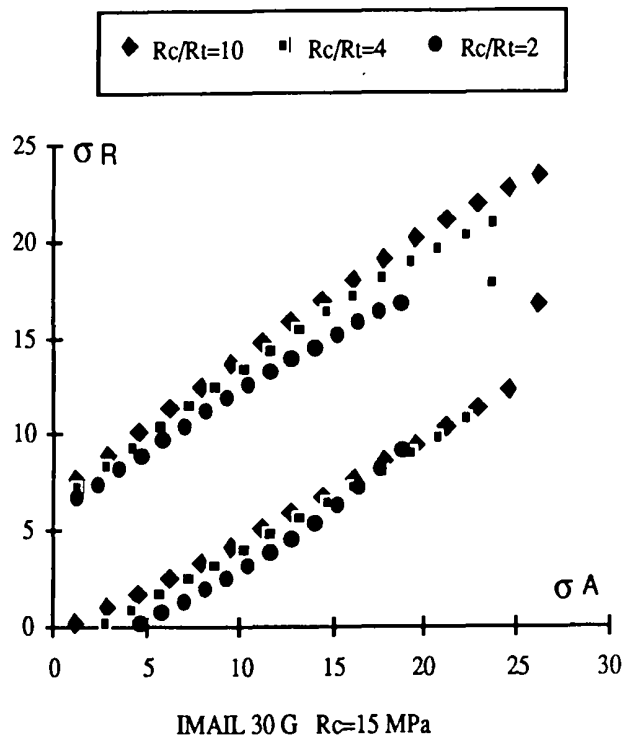


Figure A.2: Variation de σ_R en fonction de la profondeur $Db = 1.2$

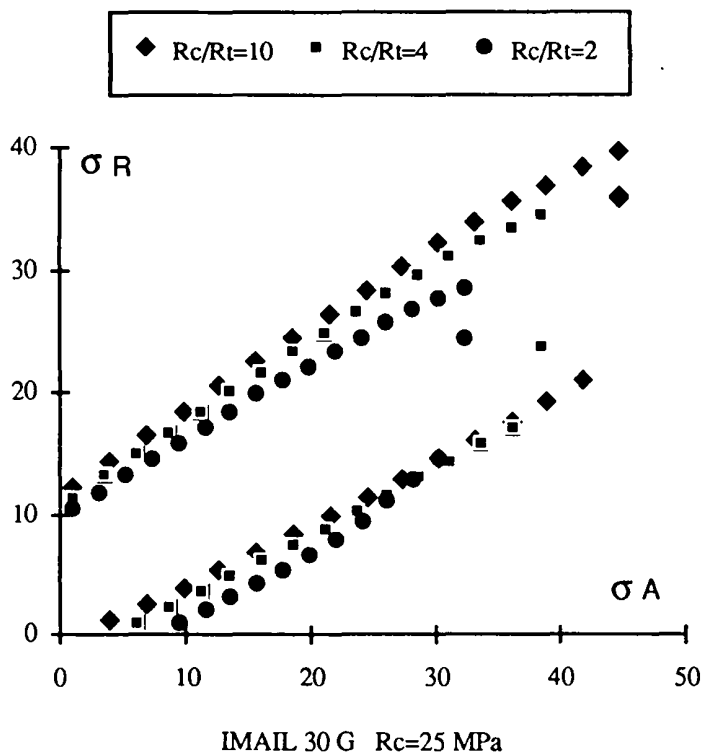
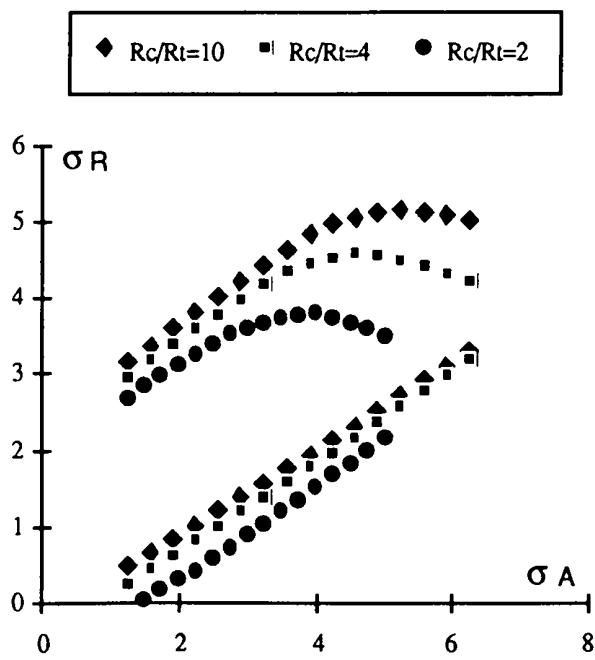
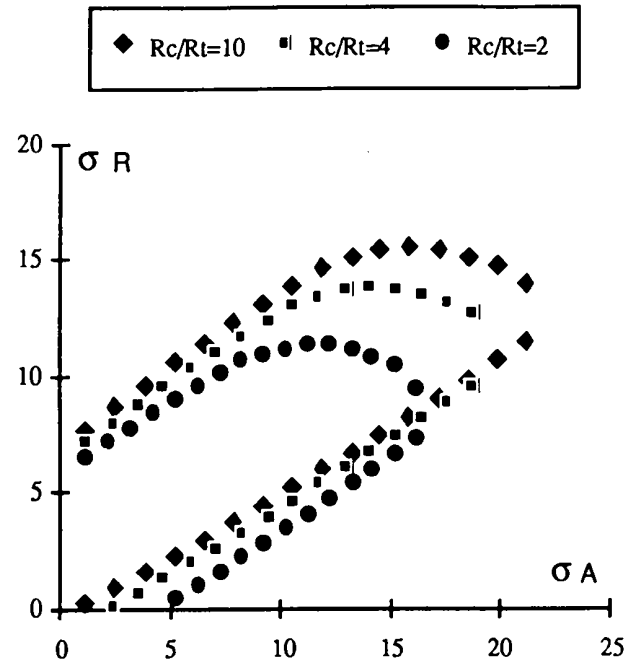


Figure A.3: Variation de σ_R en fonction de la profondeur $d. boue = 1.2$



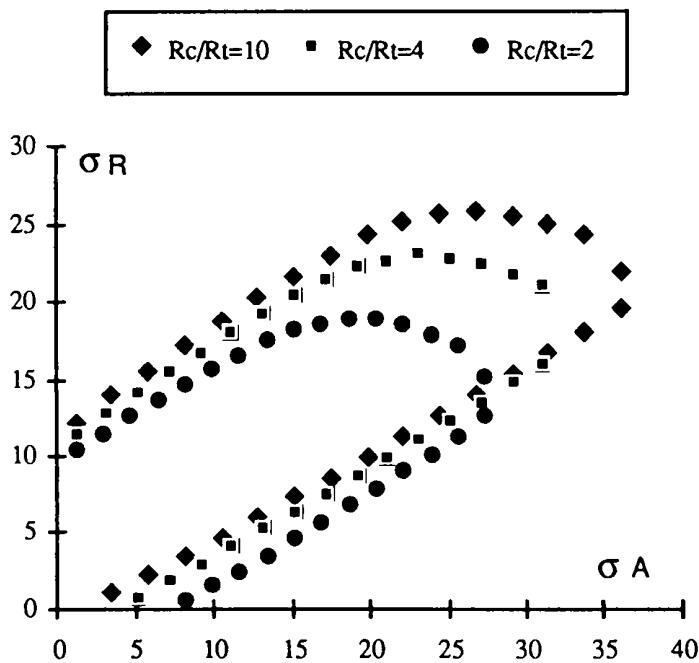
IMAIL 30 D Rc=5 MPa

Figure A.4: Variation de σ_R en fonction de la profondeur $Db = 1.2$



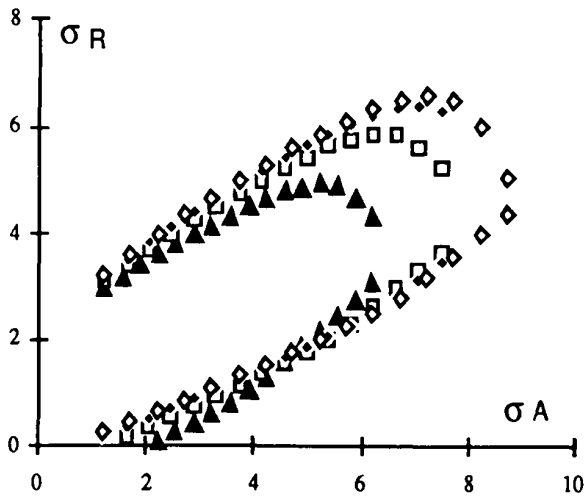
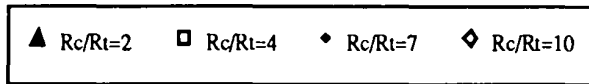
IMAIL 30 D Rc=15 MPa

Figure A.5: Variation de σ_R en fonction de la profondeur $Db = 1.2$

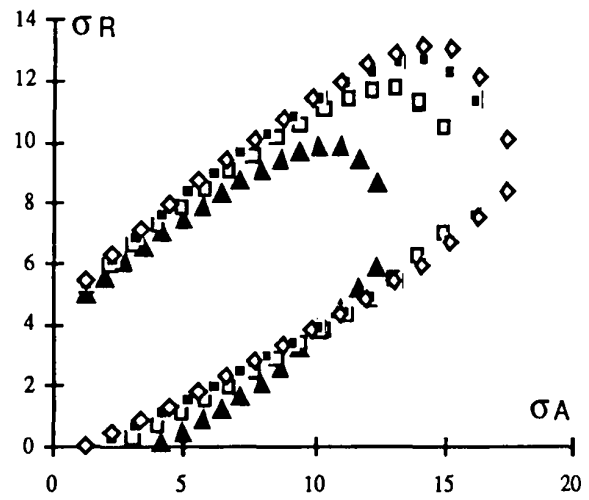
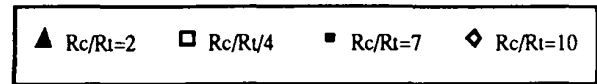


IMAIL 30 D Rc=25 MPa

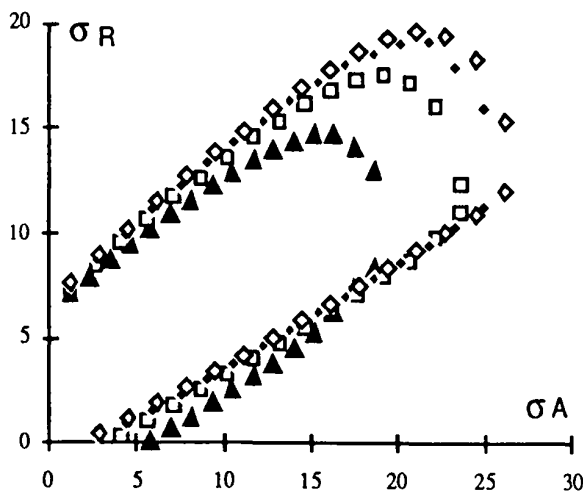
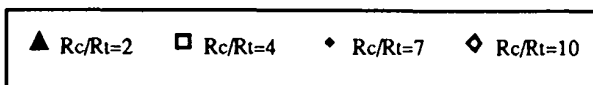
Figure A.6: Variation de σ_R en fonction de la profondeur $Db = 1.2$



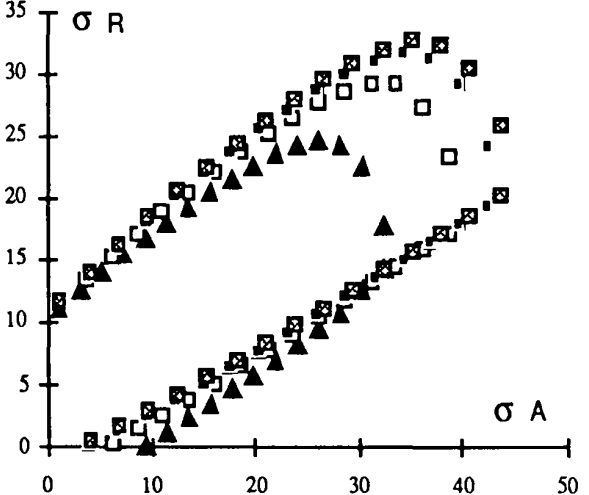
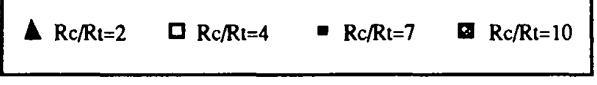
Rc = 5 MPa IMAIL 2 REXT/RINT=2
Figure A.7: Variation de σ_R en fonction de la profondeur Db = 1.2



Rc = 10 MPa IMAIL 2 REXT/RINT=2
Figure A.8: Variation de σ_R en fonction de la profondeur Db = 1.2



Rc = 15 MPa IMAIL 2 REXT/RINT=2
Figure A.9: Variation de σ_R en fonction de la profondeur Db = 1.2



Rc = 25 MPa IMAIL 2 REXT/RINT=2
Figure A.10: Variation de σ_R en fonction de la profondeur Db = 1.2

INFLUENCE DU COEFFICIENT POISSON

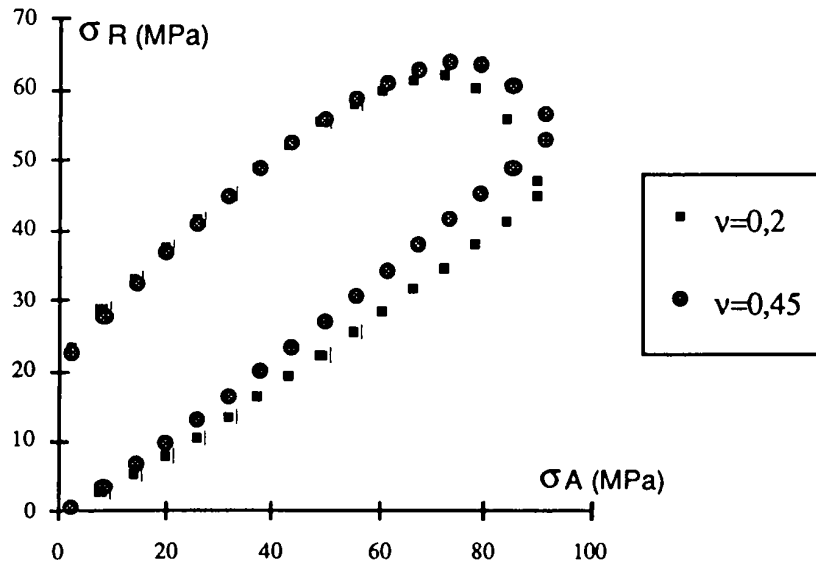


Figure A.15 : Influence du coefficient de poisson sur les contraintes d'initialisation du discage

INFLUENCE DES DIFFERENTS MODES DE CHARGEMENTS SUR LES CONTRAINTES MAXIMALES EN TRACTION ET EN COMPRESSION

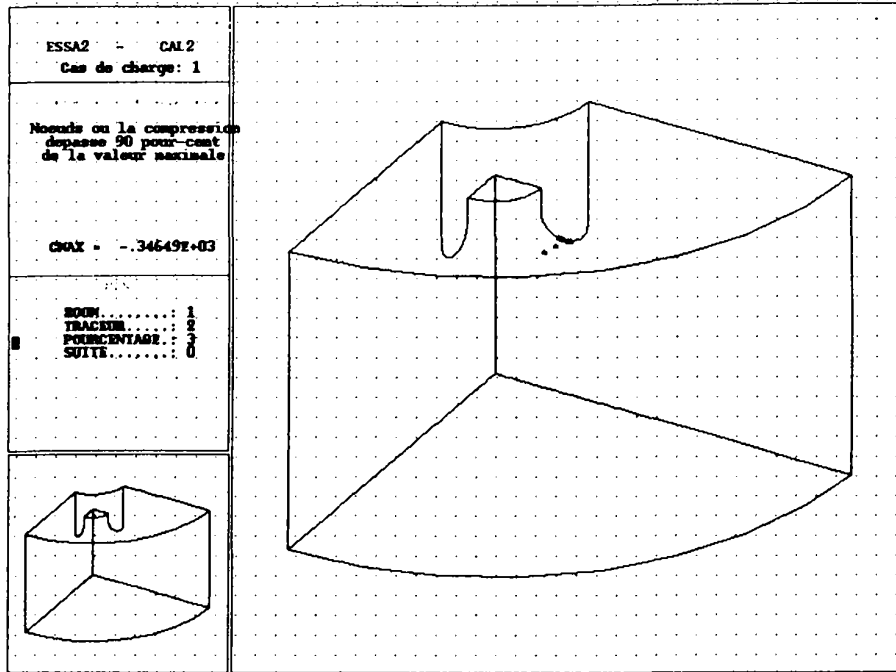


FIGURE A15: Localisation des contraintes maximales en compression pour un chargement radial 1 (chargement radial perpendiculaire étant nul)

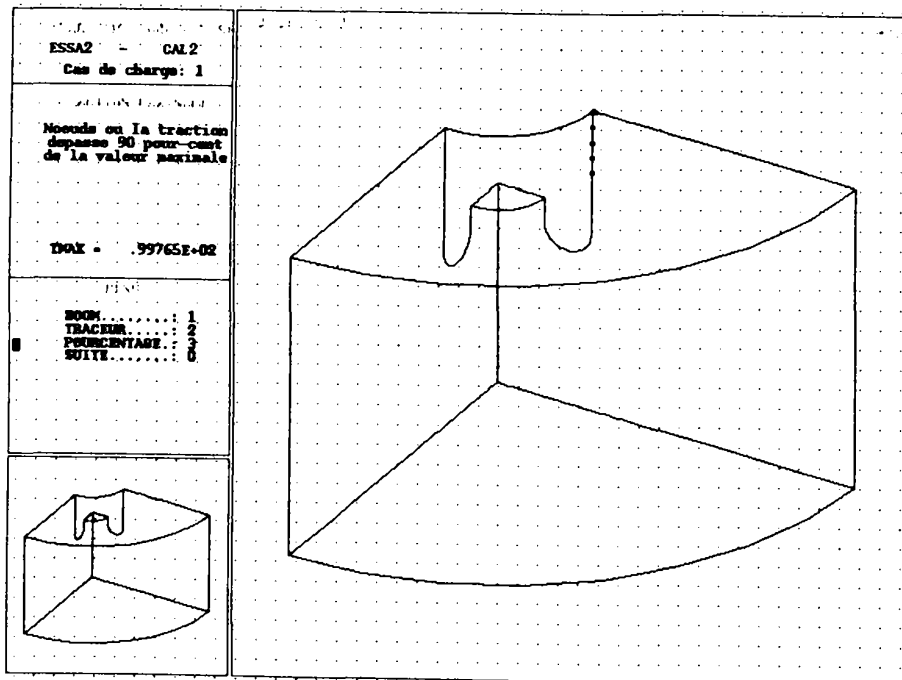


FIGURE A16: Localisation des contraintes maximales en traction pour un chargement radial 1 (chargement radial perpendiculaire étant nul)

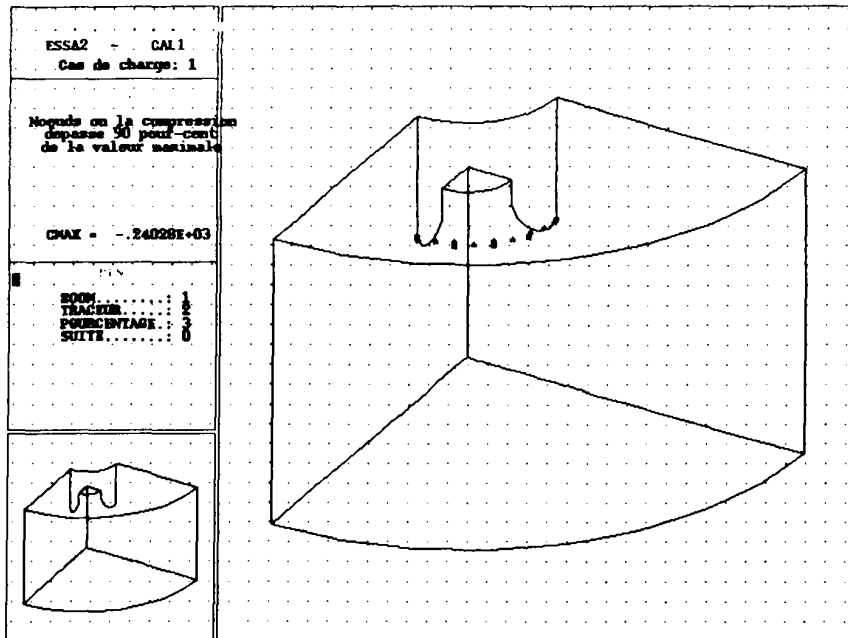


FIGURE A17: Localisation des contraintes maximales en compression pour un chargement axial

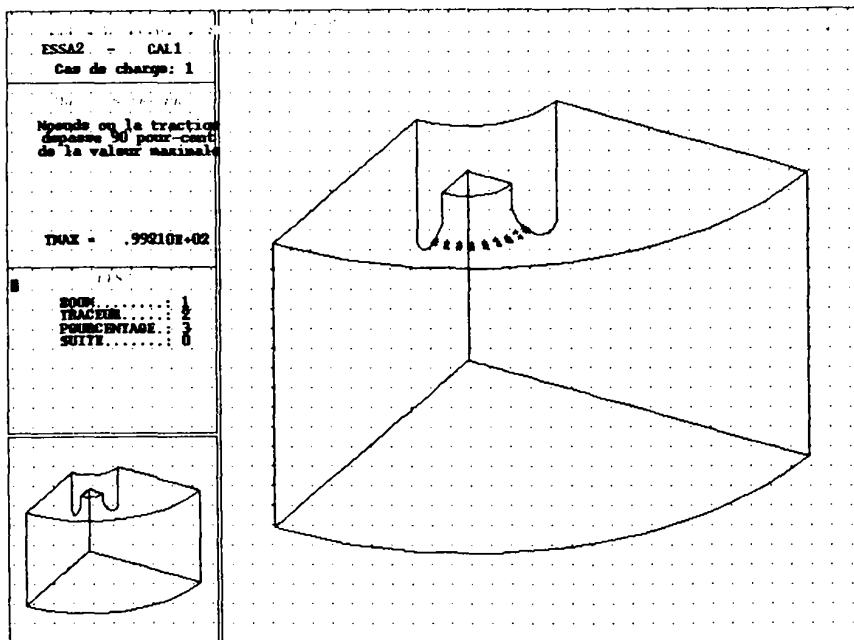


FIGURE A18: Localisation des contraintes maximales en traction pour un chargement axial

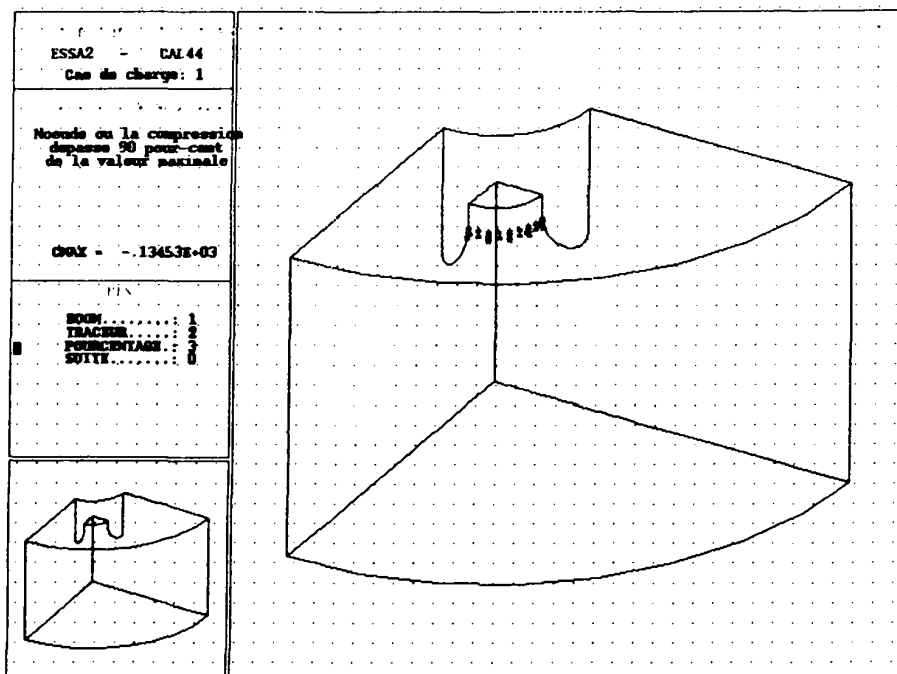


FIGURE A19: Localisation des contraintes maximales en compression pour un chargement de boue

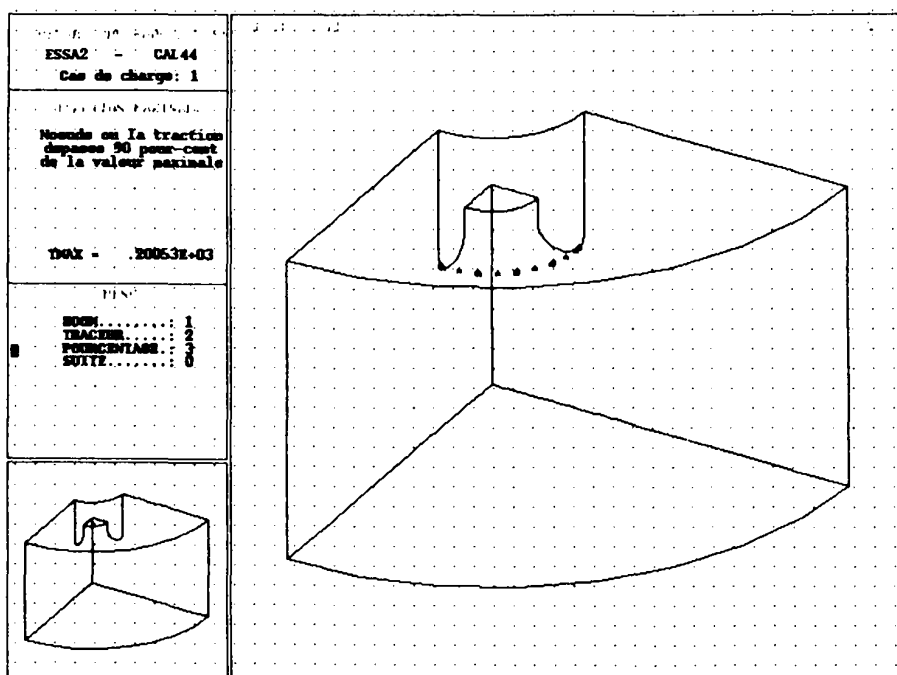


FIGURE A20: Localisation des contraintes maximales en traction pour un chargement de boue