

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

THÈSE

PRÉSENTÉE À

L'UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À CHICOUTIMI

COMME EXIGENCE PARTIELLE

AU DOCTORAT EN RESSOURCES MINÉRALES

par

Rock Flamand

VALIDATION D'UN MODÈLE DE COMPORTEMENT MÉCANIQUE POUR LES  
FRACTURES ROCHEUSES EN CISAILLEMENT

MAI 2000



### **Mise en garde/Advice**

Afin de rendre accessible au plus grand nombre le résultat des travaux de recherche menés par ses étudiants gradués et dans l'esprit des règles qui régissent le dépôt et la diffusion des mémoires et thèses produits dans cette Institution, **l'Université du Québec à Chicoutimi (UQAC)** est fière de rendre accessible une version complète et gratuite de cette œuvre.

Motivated by a desire to make the results of its graduate students' research accessible to all, and in accordance with the rules governing the acceptance and diffusion of dissertations and theses in this Institution, the **Université du Québec à Chicoutimi (UQAC)** is proud to make a complete version of this work available at no cost to the reader.

L'auteur conserve néanmoins la propriété du droit d'auteur qui protège ce mémoire ou cette thèse. Ni le mémoire ou la thèse ni des extraits substantiels de ceux-ci ne peuvent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

The author retains ownership of the copyright of this dissertation or thesis. Neither the dissertation or thesis, nor substantial extracts from it, may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

## RÉSUMÉ

Afin de valider expérimentalement un modèle de comportement mécanique pour les fractures rocheuses en cisaillement, nous avons réalisé trois séries d'essais de cisaillement direct à différents niveaux de contrainte normale constante (trois principaux), à différents déplacements tangentiels et dans quatre directions. Ces essais ont été faits avec de nombreuses répliques de qualité d'une fracture naturelle (irrégulière) dans le granite de Guéret. Chaque réplique a été utilisée dans un seul essai ( $\sigma_N$  et  $U$  donnés). Avec les données de chaque essai (résistance, dilatance, etc.) et avec les répliques endommagées nous avons pu étudier les interactions entre les paramètres du cisaillement, la résistance, la dilatance, la morphologie initiale, la résistance des épontes et l'endommagement des aspérités.

Nous avons fait l'analyse quantitative de la morphologie des épontes originales et des répliques cisaillées à partir de profils de rugosité. Certains indices de rugosité, les distributions statistiques des angularités et les variogrammes des hauteurs ont été calculés à partir des données des profils de rugosité. L'analyse de ces données montre que les indices de rugosité n'évoluent pas tous de la même façon au cours du cisaillement. Les variogrammes avant et après cisaillement montrent des signes évidents de l'endommagement des épontes mais nous n'avons pas été en mesure d'introduire cette information dans les modèles. Les distributions statistiques des angularités, faciles à calculer pour les angles apparents (2D), ont été utilisées dans un des modèles.

En plus des calculs faits à partir des données des profils de rugosité, l'endommagement des épontes lors du cisaillement a aussi été étudié à partir des profils eux-mêmes et avec l'analyse d'images. Les profils montrent l'influence de la résistance des épontes et du placage de matériel arraché de l'éponge opposée. L'analyse d'images des épontes cisaillées révèle que les zones endommagées ne sont pas distribuées aléatoirement mais leur forme et leur localisation dépendent de la direction de cisaillement par rapport aux structures de la surface.

Une remodélisation majeure de la résistance en cisaillement a résulté en trois modèles applicables pour le calcul de la résistance dans les phases pré-pic, au pic et post-pic respectivement. Les formulations développées permettent un calcul incrémenté de la résistance en fonction du déplacement tangentiel. Puisque divers phénomènes et paramètres agissent sur la résistance, les trois formulations pour la résistance impliquent également le calcul de plusieurs paramètres (e.g.  $a_{vo}$ ,  $a_{csp}$ ,  $i_p$ ,  $U_p$ ,  $i$  et  $\phi_i$ ) dont, pour la plupart, nous avons développé une nouvelle équation empirique.

Cependant, malgré les nombreux essais réalisés pour appuyer les modèles développés, un certain nombre d'incertitudes persistent. Aussi des suggestions sont faites pour améliorer les modèles proposés.

Finalement, une série d'essais de cisaillement à rigidité normale constante a également été réalisée afin de vérifier expérimentalement l'algorithme de Fortin (1987). Les résultats obtenus permettent de croire que l'algorithme de Fortin est un outil valable et efficace.

## ABSTRACT

In order to validate a model for the mechanical behaviour of sheared fractures in rock, we executed three series of direct shear tests applying three different levels of constant normal stress, to different tangential displacements and in four directions. These shear tests were performed on numerous mortar casts of a natural fracture from the Guéret granite (in France). Each cast was used only once (given  $\sigma_N$  and  $U$ ). From shear test results (strength and dilatancy) and the damaged casts, we examined the interactions between shear parameters, shear strength, dilatancy, initial morphology and strength of the fracture walls, as well as damage of the asperities.

The initial morphology of the fracture walls was analysed from roughness profiles. Roughness indices, statistical distributions of angularities and variograms of elevation were calculated from the data obtained from the roughness profiles. Analysis of this data indicates that roughness indices do not all evolve in the same way during the damage process. The variograms obtained before and after the shear tests show evidences of degradation, but this data could not be incorporated in the models. However the statistical distributions of angularities, easily calculated for the apparent (2D) angles, were introduced in one model.

The progressive degradation of the fracture walls was studied from the profile traces and image analysis data. The trace of the roughness profiles demonstrated the effect of the fracture walls strength and of the deposition of material from one wall to the other. The image analysis of the damaged walls showed that the shape and location of damaged zones depend on the shear direction, with regard to the morphological structures of the walls.

Shear strength modelization produced three models that are applicable respectively to the pre-peak, peak and post-peak phases. The developed equations permit the incremented calculation on the shear strength with respect to the tangential displacement. Since many phenomena and parameters act on the shear strength, the three equations that we developed imply the calculation of many other parameters (e.g.  $a_{vo}$ ,  $a_{csp}$ ,  $i_p$ ,  $U_p$ ,  $i$  and  $\phi_i$ ) for most of which we developed an empirical equation.

However, despite the numerous shear tests done, a number of uncertainties remain. Hence suggestions are made to improve the developed models with additional direct shear tests.

Finally, a series of direct shear tests done under constant normal stiffness conditions were executed in order to validate experimentally the Fortin (1987) algorithm. These results demonstrate that this algorithm is an effective tool.

## **REMERCIEMENTS**

L'auteur tient à témoigner toute sa reconnaissance à son directeur de thèse, le Dr. Guy Archambault, pour son dévouement au cours des dernières années et les nombreuses heures consacrées à la discussion et à la lecture des différentes versions du manuscrit. L'auteur lui est également reconnaissant pour le soutien apporté durant tout le projet.

L'auteur tient à exprimer ses très sincères remerciements à son codirecteur, le Dr. Sylvie Gentier du BRGM d'Orléans, pour ses commentaires constructifs et pertinents, et sa rigueur scientifique dont l'auteur espère avoir conservé au moins une partie.

L'auteur tient également à exprimer sa reconnaissance au Dr. Joëlle Riss de l'université de Bordeaux 1 pour son aide indispensable apportée lors du calcul des paramètres morphologiques et pour l'avoir accueilli dans son laboratoire et chez elle à quelques reprises. L'auteur en garde des souvenirs impérissables.

L'auteur désire remercier le Dr. Alain Rouleau et le Dr. Roger Morin du USGS au Colorado pour avoir accepté de lire patiemment sa thèse et d'y avoir consacré de nombreuses heures.

L'auteur veut également exprimer ses remerciements à son ami Christophe Poinclou, technicien chez ANTEA (filiale du BRGM), dont l'aide technique a été absolument essentielle. L'auteur lui est également reconnaissant pour son dévouement et ses encouragements.

L'auteur tient également à remercier ses amis, particulièrement Stéphane Poirier et Éric Lamontagne, pour leur soutien moral. Pour l'auteur, la rencontre de Stéphane et d'Éric a certainement été un des événements heureux survenus au cours de ce projet.

L'auteur est reconnaissant de l'aide financière apportée par le CRSNG sans laquelle ce projet n'aurait pu être réalisé.

Finalement, l'auteur réserve ses remerciements finaux à ses parents, toujours dévoués, Robert et Lisette. L'auteur tient à leur témoigner toute sa gratitude pour leur soutien moral et financier, et les remercie beaucoup pour tous les gestes accomplis pour lui.

## TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ.....	i
ABSTRACT.....	iii
REMERCIEMENTS.....	v
TABLE DES MATIÈRES.....	vii
LISTE DES FIGURES.....	xiii
LISTE DES TABLEAUX.....	xxiv
LISTE DES SYMBOLES.....	xxviii
1. INTRODUCTION.....	1
1.1 Problématique et travaux antérieurs.....	1
1.2 Objectifs et organisation de la thèse.....	3
2. CARACTÉRISATION MORPHOLOGIQUE DES SURFACES IRRÉGULIÈRES : REVUE ET CRITIQUE DES DIFFÉRENTES MÉTHODES.....	7
2.1 Notions générales.....	7
2.1.1 Les profils de rugosité.....	8
2.1.2 Éléments caractéristiques de la morphologie des fractures rocheuses.....	10
2.2 Les indices de rugosité.....	12
2.3 Méthodes d'analyse statistique de la rugosité : hauteur, courbure et angularité des aspérités.....	17
2.3.1 Distribution des hauteurs.....	17
2.3.2 Distribution des rayons de courbure.....	19
2.3.3 Méthodes d'analyse statistique de l'angularité.....	19
2.3.3.1 Distributions angulaires du profil (en 2D).....	20
2.3.3.2 Distribution angulaire en 3D de la surface de la fracture.....	22
2.3.3.3 Ajustement d'un modèle théorique aux distributions	

expérimentales : méthode directe.....	24
2.3.3.4 Ajustement d'un modèle théorique aux distributions expérimentales : méthode inverse.....	25
2.3.4 Relations entre l'angularité et les indices de rugosité $R_L$ et $R_A$ .....	25
2.3.4.1 Estimation de la rugosité linéaire : paramètres $R_L$ et $Z_2$ .....	25
2.3.4.2 Estimation de la rugosité aréale ( $R_A$ ).....	26
2.3.5 Conclusions sur les méthodes d'analyse statistique de la rugosité.....	27
2.4 Analyse spatiale géostatistique.....	28
2.4.1 Notions générales relatives à l'analyse géostatistique.....	29
2.4.2 Méthodes transitives et théorie intrinsèque.....	30
2.4.3 Problème de l'inférence statistique.....	32
2.4.4 Inférence statistique dans le cadre de l'hypothèse intrinsèque.....	33
2.4.4.1 Stationnarité d'ordre 2.....	33
2.4.4.2 Hypothèse intrinsèque.....	34
2.4.5 Techniques de base de la géostatistique.....	35
2.4.5.1 Le variogramme.....	35
2.4.5.2 Calcul du variogramme.....	36
2.4.5.3 Comportement du graphe.....	36
2.4.5.3.a Comportement à l'origine.....	37
2.4.5.3.b Comportement à l'infini.....	39
2.4.5.4 Ajustement à un modèle.....	39
2.4.6 Le variogramme généralisé.....	41
2.4.7 Le variogramme moyen.....	48
2.4.8 Le variogramme de la dérivée première.....	48
2.4.9 Le krigeage.....	50
2.4.10 Conclusions relatives à l'analyse spatiale géostatistique.....	50
 3. COMPORTEMENT MÉCANIQUE DES JOINTS ROCHEUX EN CISAILLEMENT : REVUE DES MODÈLES.....	52
3.1 Notions générales.....	52
3.1.1 Comportement mécanique des joints en cisaillement.....	52
3.1.1.1 Résistance additionnelle due au chevauchement des aspérités.....	54
3.1.1.2 Effet du niveau de la contrainte normale.....	56
3.1.1.3 Influence de la résistance des épontes.....	58
3.1.1.4 Influence du type d'interface entre les deux épontes.....	58
3.1.1.5 Effet d'échelle.....	59
3.1.2 Comportement des joints en cisaillement sous conditions de dilatance restreinte (rigidité environnante constante ou variable).....	60
3.2 Modèles de résistance en cisaillement au pic (conditions CNC).....	63

3.2.1	Le modèle bilinéaire de Patton.....	63
3.2.2	Le modèle de Jaeger.....	65
3.2.3	Le modèle de Ladanyi et Archambault (LADAR).....	66
3.2.3.1	Le modèle LADAR modifié (Saeb, 1990).....	72
3.2.4	Le modèle empirique JRC-JCS de Barton.....	75
3.2.5	Contraintes physiques à respecter pour qu'un critère de rupture soit physiquement valable selon Gerrard (1986).....	76
3.3	Les modèles constitutifs.....	77
3.3.1	Le modèle constitutif $\alpha - \gamma$ de Qiu et al.....	78
3.4	Simulation des relations contrainte – déplacement pour les joints cisaillés dans des conditions de dilatance restreinte.....	83
3.4.1	L'algorithme de Fortin.....	84
3.5	Modèles de dégradation des aspérités.....	91
3.6	Aspects méconnus du comportement des joints en cisaillement.....	97
4.	PROGRAMME EXPÉRIMENTAL D'ESSAIS DE CISAILLEMENT DIRECT SUR RÉPLIQUES D'UN JOINT ROCHEUX.....	100
4.1	Notions générales.....	100
4.2	Échantillons utilisés dans cette étude.....	101
4.2.1	Échantillon original.....	101
4.2.2	Matériau utilisé dans la fabrication des répliques.....	101
4.2.3	Fabrication des échantillons.....	104
4.2.3.1	Fabrication des échantillons de la série 1 (S-1).....	104
4.2.3.2	Fabrication des échantillons de la série 2 (S-2).....	110
4.2.3.3	Fabrication des échantillons de la série 3 (S-3).....	113
4.3	La machine de cisaillement direct.....	114
4.4	Procédures d'essais de cisaillement direct sur répliques.....	118
4.4.1	Programmes expérimentaux des quatre groupes d'essais réalisés dans cette étude.....	118
4.4.1.1	Premier groupe (G-1) d'essais de cisaillement (CNC, direction $0^\circ$ ).....	118
4.4.1.2	Deuxième groupe (G-2) d'essais de cisaillement (CNC, directions $-30^\circ$ , $+60^\circ$ et $+90^\circ$ ).....	120
4.4.1.3	Troisième groupe (G-3) d'essais de cisaillement (CNC, directions $0^\circ$ , $-30^\circ$ et $+60^\circ$ ).....	123
4.4.1.4	Quatrième groupe (G-4) d'essais de cisaillement (RNC, direction $0^\circ$ ).....	124

5. ACQUISITION DES PROFILS DE RUGOSITÉ.....	126
5.1 Notions générales.....	126
5.2 Le rugosimètre.....	126
5.3 Enregistrement des profils de rugosité.....	129
5.3.1 Directions et sens d'enregistrement.....	129
5.3.2 Nombre de profils et position en Y.....	130
6. CARACTÉRISATION MORPHOLOGIQUE DES SURFACES DE LA FRACTURE INTACTE (ÉPONTES ORIGINALE).....	133
6.1 Commentaires généraux.....	133
6.2 Indices de rugosité ; analyse par profil et par direction.....	135
6.3 Analyse statistique de l'angularité.....	140
6.3.1 Angularité 2D.....	140
6.3.2 Angularité 3D.....	142
6.4 Analyse géostatistique.....	150
6.4.1 Variogrammes calculés.....	150
6.4.2 Analyse des variogrammes des profils dans la direction 0°.....	151
6.4.3 Analyse des variogrammes moyens calculés dans les directions 0°, -30°, +60° et +90° de l'éponge originale A.....	157
6.4.4 Ajustement d'un modèle théorique aux variogrammes expérimentaux moyens des hauteurs d'ordre 0 de la direction 0° des épontes A et B....	164
6.4.5 Reconstitution par krigage de la surface des épontes originales A et B.....	167
6.4.6 Calcul du volume des vides et de l'ouverture moyenne de la fracture à partir des surfaces krigées.....	171
6.5 Inclinaison du plan moyen de l'éponge originale A.....	172
7. RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX DES ESSAIS DE CISAILLEMENT DIRECT ; ESSAIS À CONTRAINTE NORMALE CONSTANTE.....	174
7.1 Commentaires généraux.....	174
7.2 Analyse qualitative des résultats.....	175
7.3 Analyse quantitative des résultats.....	192

8. MODÉLISATION DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE DE LA FRACTURE DANS LA ZONE PRÉ-PIC ET AU PIC : PHASES I, II ET III. ESSAIS À CONTRAINTE NORMALE CONSTANTE.....	198
8.1 Notions et commentaires généraux.....	198
8.1.1 Brefs rappels.....	198
8.1.2 Comparaison des résultats expérimentaux aux résistances prédictes par les modèles LADAR et JRC-JCS de Barton.....	200
8.1.3 Détermination d'une valeur pour la contrainte de transition ( $\sigma_T$ ).....	203
8.2 Comportement de la fracture dans les phases pré-pic (phases I et II).....	205
8.2.1 Pré-phase de chargement normal.....	205
8.2.2 Comportement de la fracture dans la phase I.....	208
8.2.3 Comportement de la fracture dans la phase II.....	211
8.2.4 Proposition d'une équation empirique pour décrire la relation $\tau - U$ au cours des phases I et II.....	211
8.3 Comportement de la fracture au pic (phase III).....	217
8.3.1 Notions générales sur le comportement de la fracture au pic.....	217
8.3.2 Aires de contact et des vides au pic (phase III).....	219
8.3.3 Modélisation de la portion de la surface affectée par le cisaillement des aspérités au pic.....	219
8.3.4 Modélisation de l'angle et du taux de dilatance au pic selon Ladanyi et Archambault (1970, 1972 et 1980).....	223
8.3.5 Modélisation de l'angle de dilatance au pic à partir de la distribution statistique des angularités 3D et 2D.....	230
8.3.6 Modélisation de la résistance au pic.....	241
8.4 Conclusions.....	248
9. COMPORTEMENT POST-PIC DE LA FRACTURE : PHASES IV ET V. ESSAIS À CONTRAINTE NORMALE CONSTANTE.....	251
9.1 Introduction.....	251
9.2 Aspects qualitatifs de la dégradation des épontes au cours des phases IV et V.....	253
9.2.1 Facteurs affectant la forme et la localisation des zones endommagées	253
9.2.2 Travail tangentiel plastique et données " interpolées " : définitions.....	259
9.2.3 Évolution de certains paramètres de rugosité lors du cisaillement.....	263
9.2.3.1 Introduction.....	263
9.2.3.2 Évolution des indices CLA et MSV centré lors du cisaillement...	264
9.2.3.3 Évolution de l'indice $Z_2$ au cours du cisaillement.....	268
9.2.3.4 Évolution du paramètre $\theta_2(+)$ moyen au cours du cisaillement....	271

9.2.3.5 Évolution de l'angle de dilatance au cours du cisaillement.....	271
9.2.4 Analyse des variogrammes moyens des hauteurs des épontes A.....	279
9.2.5 Endommagement des surfaces tel qu'observé sur les profils de rugosité.....	286
9.3 Modélisation de la résistance de la fracture au cours des phases IV et V.....	289
9.3.1 Introduction et problématique.....	289
9.3.2 Modélisation de l'angle de dilatance dans les phases post-pic.....	291
9.3.3 Proposition d'une équation pour l'angle de frottement interne pour les phases post-pic.....	301
9.3.4 Résultats du modèle de résistance post-pic proposé.....	303
9.4 Discussion et conclusion.....	307
 10. ESSAIS À RIGIDITÉ NORMALE CONSTANTE : VÉRIFICATION DE L'ALGORITHME DE FORTIN.....	310
10.1 Introduction.....	310
10.2 Courbe de consolidation.....	311
10.3 Résultats des essais à RNC et essais à CNC associés.....	312
10.3.1 Résultats des essais à RNC.....	312
10.3.2 Essais à CNC utilisés dans les simulations.....	317
10.4 Simulations des essais à RNC.....	320
 11. CONCLUSION GÉNÉRALE.....	328
11.1 Buts visés par cette étude.....	328
11.2 Observations, résultats expérimentaux et acquis scientifiques.....	328
11.3 Applications.....	334
11.4 Recommandations.....	335
 RÉFÉRENCES.....	337
 ANNEXE 1 : RÉSUMÉ DE LA MÉTHODE DE SCRIVEN ET WILLIAMS.....	345
 ANNEXE 2 : MODÈLE LADAR : EFFET DE LA DIMINUTION DU DEGRÉ D'ENCHEVÊTREMENT DES ÉPONTES.....	355
 ANNEXE 3 : DONNÉES MORPHOLOGIQUES COMPLÉMENTAIRES SUR LES ÉPONTES ORIGINALES A ET B.....	360

## LISTE DES FIGURES

Figure 2.1 : Définition des symboles $x_i$ , $z(x_i)$ , $x_{i+1}$ et $z(x_{i+1})$ , et des angles $\alpha_i$ et $\theta_2$ sur un profil numérisé à pas constant.....	9
Figure 2.2 : Définition des colatitudes vraies ( $\theta_3$ ) et apparentes ( $\theta_2$ ) sur une aspérité modèle où l'aspérité a la forme d'un cône vu de dessus.....	22
Figure 2.3 : Définitions des axes et des angles de Scriven et Williams (1965) et $\theta_3$ tel que défini dans la présente étude.....	23
Figure 2.4 : Définition des variables introduites dans le calcul du variogramme (d'après Gentier, 1987).....	36
Figure 2.5 : Comportement du variogramme à l'origine (d'après Magnan, 1982).....	38
Figure 2.6 : Principaux modèles de variogrammes utilisés (d'après Delhomme, 1978)...	40
Figure 2.7 : Exemple d'ajustement à un modèle "linéaire + sphérique" (d'après Delhomme, 1978).....	41
Figure 3.1 : Courbes de cisaillement typiques. a) Courbe de la résistance en cisaillement et b) courbe de dilatance.....	53
Figure 3.2 : Glissement sur des facettes d'aspérités inclinées (modifié de Goodman, 1976).....	56
Figure 3.3 : Relation $\tau - \sigma_N$ pour les joints rocheux.....	57
Figure 3.4 : a), b) et c) Conditions de chargement normal possibles sur le terrain. d) et e) Simulation de ces conditions in-situ en laboratoire.....	61
Figure 3.5 : Influence de l'augmentation de la contrainte normale au cours d'un essai sur la résistance et sur la dilatance.....	62

Figures 3.6 : Courbes enveloppes pour des surfaces en dents de scie de différentes inclinaisons, selon Patton (d'après Lama et Vutukuri, 1978).....	64
Figure 3.7 : Critère de rupture empirique de Jaeger (d'après Goodman, 1976).....	66
Figure 3.8 : Représentation schématique des hypothèses de base impliquées dans le modèle LADAR. a) Définition des paramètres $a_s$ et $\dot{v}$ , b) courbes enveloppes expérimentales pour différentes valeurs de $i_0$ et définition de $\sigma_T$ , et c) variation anticipée de $\dot{v} / \tan i_0$ et $a_s$ en fonction de $\sigma_N$ . (d'après Ladanyi et Archambault, 1970).....	70
Figure 3.9 : Comparaison des résultats calculés avec le modèle LADAR et avec la version modifiée par Saeb (1990).....	74
Figure 3.10 : Méthode graphique de Goodman (1989) établissant la relation contrainte-déplacement pour le cas des joints cisaillés dans des conditions de rigidité normale infinie.....	86
Figure 3.11 : Construction des tableaux de données utilisés par l'algorithme de Fortin à partir d'essais de cisaillement à CNC (d'après Fortin, 1987).....	87
Figure 3.12 : Construction du tableau de rigidités du milieu environnant (d'après Fortin, 1987).....	88
Figure 3.13 : Organigramme du code informatique développé par Fortin (d'après Fortin, 1987).....	90
Figure 3.14 : Principe d'interpolation polynomiale de degré 2 (d'après Fortin, 1987).....	91
Figure 3.15 : Modélisation adimensionnelle de la relation contrainte – déplacement (modifiée de Barton et al., 1985).....	96
Figure 3.16 : Mécanismes de déformation des aspérités selon Xu et de Freitas (1990)....	97
Figure 4.1 : Fabrication des échantillons de la série S-1.....	109
Figure 4.2 : Fabrication des échantillons de la série S-2.....	112
Figure 4.3 : Illustration schématique de la machine de cisaillement.....	115

Figure 4.4 : (A) Système informatique d'acquisition et d'asservissement, et (B) machine de cisaillement.....	116
Figure 4.5 : Dispositif de calage et de serrage des échantillons dans les demi-boîte de cisaillement.....	118
Figure 4.6 : Programme expérimental du groupe d'essais G-1. Essais à CNC dans la direction $0^\circ$ .....	119
Figure 4.7 : Directions et sens de cisaillement impliqués dans cette étude. Éponge A rose vue de dessus.....	121
Figure 4.8 : Programme expérimental du groupe d'essais G-2. Essais à CNC dans les directions $-30^\circ$ , $+60^\circ$ et $+90^\circ$ .....	122
Figure 5.1 : a) Vue de dessus du bâti du rugosimètre et b) système fléau – stylet.....	127
Figure 5.2 : Origine du système d'axes X – Y et centre d'un échantillon dans ce système d'axes.....	131
Figure 5.3 : trace des profils enregistrés sur l'éponge originale A (vue de dessus) dans les directions $0^\circ$ (a), $-30^\circ$ (b), $+60^\circ$ (c), $+90^\circ$ (d) et dans les quatre directions (e).....	132
Figure 6.1 : Reconstitution de la surface de l'éponge originale A par krigeage. L'exagération verticale de la surface 3D est de 2,5x. La trace des profils de rugosité de la direction $0^\circ$ est en pointillé rouge.....	134
Figure 6.2 : Colatitudes 3D " expérimentales " calculées à partir des données des profils de rugosité dans les quatre directions de l'éponge originale A. Classes de $3^\circ$ .....	145
Figure 6.3 : Colatitudes 3D " expérimentales " calculées à partir des données des profils de rugosité dans les quatre directions de l'éponge originale A. Classes de $6^\circ$ .....	145
Figure 6.4 : Ajustement des modèles théoriques aux distributions des colatitudes expérimentales 3D pour les quatre directions de l'éponge originale A. a) Direction $0^\circ$ , b) direction $-30^\circ$ , c) direction $+60^\circ$ et d) direction $+90^\circ$ ...	147

Figure 6.5 : Modèles de distribution des colatitudes 3D théoriques pour les quatre directions de l'éponge originale A.....	149
Figure 6.6 : Exemple d'interprétation d'un variogramme de la hauteur.....	151
Figure 6.7 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 1 de l'éponge originale A dans la direction 0°.....	152
Figure 6.8 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 2 de l'éponge originale A dans la direction 0°.....	153
Figure 6.9 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 3 de l'éponge originale A dans la direction 0°.....	153
Figure 6.10 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 4 de l'éponge originale A dans la direction 0°.....	154
Figure 6.11 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 5 de l'éponge originale A dans la direction 0°.....	154
Figure 6.12 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 6 de l'éponge originale A dans la direction 0°.....	155
Figure 6.13 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction 0° de l'éponge originale A.....	158
Figure 6.14 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction -30° de l'éponge originale A.....	159
Figure 6.15 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction +60° de l'éponge originale A.....	160
Figure 6.16 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction +90° de l'éponge originale A.....	162
Figure 6.17 : Variogramme moyen de la dérivée première d'ordre 0 de la direction 0° de l'éponge originale A.....	164

Figure 6.18 : Ajustement des variogrammes théoriques aux variogrammes moyens expérimentaux des hauteurs d'ordre 0 (a), et de la dérivée première d'ordre 0 (b) pour l'éponge originale A.....	166
Figure 6.19 : Ajustement des variogrammes théoriques aux variogrammes moyens expérimentaux des hauteurs d'ordre 0 (a), et de la dérivée première d'ordre 0 (b) pour l'éponge originale B.....	166
Figure 6.20 : Représentation 3D de la surface de l'éponge originale A obtenue par krigage des profils dans les quatre directions. L'exagération verticale est de 2,5x.....	170
Figure 6.21 : Représentation 3D de la surface de l'éponge originale B obtenue par krigage des profils dans les quatre directions. L'exagération verticale est de 2,5x.....	171
Figure 7.1 : Essais G-1 et G-3 réalisés dans la direction 0°. a) Courbes de résistance $\tau - U$ et b) courbes de dilatance $V - U$ .....	179
Figure 7.2 : Essais réalisés dans la direction 0° avec échantillons S-1, S-2 et S-3. a) Courbes de résistance $\tau - U$ et b) courbes de dilatance $V - U$ .....	180
Figure 7.3 : Essais G-3 réalisés dans la direction -30°. a) Courbes de résistance $\tau - U$ et b) courbes de dilatance $V - U$ .....	181
Figure 7.4 : Essais G-3 réalisés dans la direction +60°. a) Courbes de résistance $\tau - U$ et b) courbes de dilatance $V - U$ .....	182
Figure 7.5 : Essais G-2 réalisés dans la direction -30°. a) Courbes de résistance $\tau - U$ et b) courbes de dilatance $V - U$ .....	183
Figure 7.6 : Essais G-2 réalisés dans la direction +60°. a) Courbes de résistance $\tau - U$ et b) courbes de dilatance $V - U$ .....	184
Figure 7.7 : Essais G-2 réalisés dans la direction +90°. a) Courbes de résistance $\tau - U$ et b) courbes de dilatance $V - U$ .....	185
Figure 7.8 : Phases du comportement mécanique d'une fracture irrégulière en cisaillement (d'après Archambault et al., 1996a et b). a) Courbe de résistance $\tau - U$ et b) courbe de dilatance $V - U$ .....	186

Figure 7.9 : Essais réalisés jusqu'à un déplacement tangentiel très élevé : U ~ 10 mm.....	187
Figure 7.10 : a) Résistance maximale au pic ( $\tau_p$ ) et b) résistance résiduelle ( $\tau_r$ ) en fonction de la contrainte normale ( $\sigma_N$ ). Valeurs moyennes.....	190
Figure 7.11 : a) Déplacement tangentiel au pic ( $U_p$ ) et b) rigidité tangentielle ( $K_S$ ) en fonction de la contrainte normale ( $\sigma_N$ ). Valeurs moyennes.....	191
Figure 7.12 : Angle de dilatance au pic ( $i_p$ ) en fonction de la contrainte normale ( $\sigma_N$ ). Valeurs moyennes.....	192
Figure 8.1 : Courbes enveloppes comparées aux résultats expérimentaux ( $\tau_p$ ) moyens des directions 0°, -30° et +60° (essais G-1 et G-3). a) Modèle LADAR utilisant le critère de Fairhurst ( $i_o = 10^\circ, 15^\circ$ et $20^\circ$ ) ou le critère de Griffith ( $i_o = 15^\circ$ ). b) Modèle JRC-JCS empirique (JRC = 8,5 , 14 et 20 ; $\phi_r = 37,4^\circ$ ).....	202
Figure 8.2 : Proportion initiale de la surface projetée correspondant aux vides ( $a_{v0}$ ) en fonction de la contrainte normale pour trois éprouvettes provenant du granite de Guéret (données expérimentales de Gentier, 1987).....	207
Figure 8.3 : Rigidité tangentielle normalisée par $\sigma_N$ (a) et par $\sigma_{Nco}$ (b) en fonction de la contrainte normale $\sigma_N$ .....	210
Figure 8.4 : Approximation de la résistance dans les phases I et II à partir de l'équation d'une parabole et comparaison des résultats à certaines données expérimentales.....	216
Figure 8.5 : Relation hypothétique entre la contrainte normale normalisée ( $\sigma_N/C_o$ ) et la distribution statistique des angularités 3D (d'après Archambault et al., 1996a et b).....	218
Figure 8.6 : $a_{csp}$ en fonction de la contrainte normale calculée avec l'éq. (8.15) pour différentes valeurs du paramètre $k_1$ . Les données expérimentales (Tableau 8.3) sont également présentées.....	223
Figure 8.7 : Courbes de dilatance théoriques calculées dans les directions 0°, -30°, +60° et +90° d'après les travaux de Verreault (1999) pour $\sigma_N = 0$ .....	224

Figure 8.8 : Angle de dilatance au pic ( $i_p$ ) théorique calculé à partir des équations proposées par Ladanyi et Archambault (1970, 1972 et 1980) comparées aux valeurs expérimentales (essais G-1 et G-3). a) Direction $0^\circ$ , b) direction $-30^\circ$ et c) direction $+60^\circ$ .....	228
Figure 8.9 : Angle de dilatance au pic ( $i_p$ ) expérimental et calculé (éq. (8.18)), et fonction de répartition " inverse " de $\theta_3$ et de $\theta'_3$ en relation avec la contrainte normale normalisée ( $\sigma_N/C_0$ ). a) Direction $0^\circ$ , b) direction $-30^\circ$ et c) direction $+60^\circ$ .....	232
Figure 8.10 : Histogramme des densités de probabilité des $\theta_2(+)$ expérimentales regroupées en classes de $6^\circ$ des épontes originales A et B confondues (directions $0^\circ$ , $-30^\circ$ et $+60^\circ$ ).....	238
Figure 8.11 : Fonctions de répartition " décroissantes " ( $P(\Theta_2 > \theta_2)$ ) expérimentales et théoriques de $\theta_2(+)$ comparées aux $i_p$ expérimentaux. a) Direction $0^\circ$ , b) direction $-30^\circ$ et c) direction $+60^\circ$ .....	239
Figure 8.12 : Résistance au pic ( $\tau_p$ ) comparée aux moyennes expérimentales. $i_p$ modélisé avec l'éq. (8.18) empirique.....	242
Figure 8.13 : Résistance au pic ( $\tau_p$ ) comparée aux moyennes expérimentales. $i_p$ modélisé avec l'éq. (8.25) (angularité 3D).....	243
Figure 8.14 : Résistance au pic ( $\tau_p$ ) comparée aux moyennes expérimentales. $i_p$ modélisé avec l'éq. (8.34) déduite de la loi exponentielle (angularité 2D).....	243
Figure 8.15 : a) Courbes $\tau_p - \sigma_N$ calculées pour la direction $60^\circ$ avec $A_p = 0^\circ$ et avec $A_p = 4^\circ$ ajouté à $i_p$ . b) Courbes $i_p - \sigma_N$ avec $A_p = 4^\circ$ ajouté à $i_p$ calculé (éq. (8.25)).....	245
Figure 8.16 : Changement d'axe dans un état plan de contrainte au point I : a) selon l'orientation de base et b) selon une orientation arbitraire.....	246
Figure 8.17 : Résistance au pic représentative de la direction $60^\circ$ (courbes (2) et (3)), modélisée pour la direction $0^\circ$ (courbe (1)) et déduite avec $A_p = 4^\circ$ (courbe (4)) et avec $A_p = 3^\circ$ (courbe (5)).....	247
Figure 9.1 : Images en niveaux de gris et binaires de certaines répliques cisailées (éponte A) : les zones claires des images en niveaux de gris et les zones noires des	

images binaires correspondent aux zones endommagées. La direction de cisaillement est verticale ( $0^\circ$ ) avec déplacement vers le bas, et horizontale ( $90^\circ$ ) avec déplacement de la droite vers la gauche.....	255
Figure 9.2 : Images binaires montrant la localisation et l'évolution des zones dégradées (éponte A) après cisaillement jusqu'à $U_E = 5$ mm dans les quatre directions ( $\sigma_N = 7, 14$ et $21$ MPa).....	256
Figure 9.3 : Accroissement de la taille des zones endommagées avec le déplacement tangentiel. $A_d$ est la proportion de l'aire des zones endommagées.....	257
Figure 9.4 : Topographie de la surface reconstituée par krigeage.....	257
Figure 9.5 : Localisation des zones endommagées dans la direction $0^\circ$ (éponte A).....	258
Figure 9.6 : Localisation des zones endommagées par rapport à la direction et à la grandeur des pendages de la topographie.....	258
Figure 9.7 : Définitions du travail tangentiel. Le travail tangentiel correspond à la surface sous la courbe $S - U$ .....	260
Figure 9.8 : Comparaison des courbes des données expérimentales, lissées et interpolées de l'essai E3. a) Courbes $\tau - U$ et b) courbes $V - U$ .....	262
Figure 9.9 : Évolution de l'indice CLA calculé par rapport au point le plus bas de tous les profils suite au cisaillement. a) En fonction de $U$ et b) en fonction de $W_p$ .....	265
Figure 9.10 : Évolution de l'indice MSV centré calculé par rapport à un plan horizontal moyen de l'ensemble des profils suite au cisaillement. a) En fonction de $U$ et b) en fonction de $W_p$ .....	266
Figure 9.11 : Évolution de l'indice $Z_2$ au cours du cisaillement. a) En fonction de $U$ et b) en fonction de $W_p$ .....	270
Figure 9.12 : Évolution du paramètre $\theta_2(+)$ moyen au cours du cisaillement. a) En fonction de $U$ et b) en fonction de $W_p$ .....	272
Figure 9.13 : Angle de dilatance en fonction du déplacement tangentiel. Direction $0^\circ$ ...	275

Figure 9.14 : Angle de dilatance en fonction du travail tangentiel plastique " résiduel ". a) Direction 0°, b) direction -30°, c) direction 60° et d) direction 90°.....	278
Figure 9.15 : Variogrammes moyens des hauteurs calculés dans la direction 0°, essais G-1 sous $\sigma_N = 14 \text{ MPa}$ , éponte A. a) Ordre 0 et b) ordre 1.....	282
Figure 9.16 : Variogrammes moyens des hauteurs calculés dans la direction 90°, essais G-2 arrêtés à $U_C$ (fin de la phase IV), éponte A. a) Ordre 0 et b) ordre 1.....	283
Figure 9.17 : Variogrammes moyens des hauteurs calculés dans la direction -30°, essais G-2 sous $\sigma_N = 14 \text{ MPa}$ , éponte A. a) Ordre 0 et b) ordre 1.....	284
Figure 9.18 : Variogrammes moyens des hauteurs calculés dans la direction 60°, essais G-3 sous $\sigma_N = 21 \text{ MPa}$ , éponte A. a) Ordre 0 et b) ordre 1.....	285
Figure 9.19 : Évolution du profil 7 de la direction 60° lors du cisaillement et mise en évidence des phénomènes de dégradation des aspérités et de placage de matériel provenant de la surface opposée.....	287
Figure 9.20 : Modèle schématique de l'évolution d'un profil de rugosité au cours du cisaillement tenant compte de la dégradation des aspérités et du placage de matériel d'aspérités sur les flancs provenant de la surface opposée. a) et b) En cours de cisaillement, c) après cisaillement.....	289
Figure 9.21 : Modélisation de l'angle de dilatance dans la direction 0°.....	2930
Figure 9.22 : Modélisation de l'angle de dilatance dans les directions -30° (a et b), 60° (c et d) et 90° (e).....	299
Figure 9.23 : Courbes i – U théoriques calculées pour les cas où $A_p$ est égal à zéro, c.-à-d. où le plan moyen de l'échantillon est parallèle au plan moyen de la fracture.....	299
Figure 9.24 : Comparaison de la résistance expérimentale à la résistance théorique calculée avec l'éq. (9.8) où $\phi_\mu = 37,4^\circ$ (constant). a) Direction 0°, G-1 et b) direction 60°, G-3.....	300
Figure 9.25 : Angle de frottement interne ( $\phi_i$ ) évoluant au cours du cisaillement et fonction de la contrainte normale.....	302

Figure 9.26 : Comparaison de la résistance théorique, calculée avec les éq. (9.9), (9.7) et (9.10), à la résistance expérimentale. a) Direction 0°, b) et c) direction -30°, d) et e) direction 60° et f) direction 90°.....	306
Figure 10.1 : Courbes contrainte – déformation d'une réplique en mortier. Vj : courbe de consolidation.....	312
Figure 10.2 : Courbes expérimentales des essais à RNC. a) Courbes $\tau$ – U, b) courbes $\sigma_N$ – U et c) courbes V – U.....	315
Figure 10.3 : Superposition des courbes des données sauvegardées suite aux essais à RNC à la courbes numérisée contenant toutes les données mesurées. a) Essai K1E1, b) essai K2E1 et c) essai K3E1.....	316
Figure 10.4 : Courbes des données interpolées (CNC, direction 0°) utilisées dans les simulations. a) Courbes $\tau$ – U et b) courbes V – U avant modification. Les courbes $\tau$ – U ont été utilisées telle quelles.....	318
Figure 10.5 : Représentation agrandie de la phase I montrant schématiquement l'ajustement apporté aux courbes de dilatance présentant une consolidation initiale de la fracture (ou emboîtement optimal des épontes) et utilisées dans les simulations des essais à RNC.....	319
Figure 10.6 : Courbes de dilatance (données interpolées) après modifications et utilisées dans les simulations des essais à RNC.....	320
Figure 10.7 : Comparaison des résultats expérimentaux et simulés à RNC obtenus à partir des conditions initiales : $K_n = K1 = 10 \text{ MPa/mm}$ et $\sigma_{Ni} = 7 \text{ MPa}$ . CN pour $\sigma_N$ et CT pour $\tau$ . a) Courbes $\tau$ – U et $\sigma_N$ – U, et b) courbes V – U.....	323
Figure 10.8 : Comparaison des résultats expérimentaux et simulés à RNC obtenus à partir des conditions initiales : $K_n = K2 = 20 \text{ MPa/mm}$ et $\sigma_{Ni} = 7 \text{ MPa}$ . CN pour $\sigma_N$ et CT pour $\tau$ . a) Courbes $\tau$ – U et $\sigma_N$ – U, et b) courbes V – U.....	324
Figure 10.9 : Comparaison des résultats expérimentaux et simulés à RNC obtenus à partir des conditions initiales : $K_n = K3 = 30 \text{ MPa/mm}$ et $\sigma_{Ni} = 7 \text{ MPa}$ . CN pour $\sigma_N$ et CT pour $\tau$ . a) Courbes $\tau$ – U et $\sigma_N$ – U, et b) courbes V – U.....	325

Figure 10.10 : Comparaison des résultats expérimentaux et simulés à RNC obtenus à partir des conditions initiales :  $K_n = K_1 = 10 \text{ MPa/mm}$  et  $\sigma_{Ni} = 14 \text{ MPa}$ . CN pour  $\sigma_N$  et CT pour  $\tau$ . a) Courbes  $\tau - U$  et  $\sigma_N - U$ , et b) courbes  $V - U$ ..... 326

Figure 10.11 : Résultats des simulations à RNC comparés aux courbes des essais à CNC utilisées dans ces simulations. a) Courbes  $\tau - U$  et b) courbes  $V - U$ ..... 327

Figure 11.1 : Modélisation de la résistance tangentielle d'une fracture rocheuse irrégulière jusqu'à la résistance résiduelle à l'aide des équations développées au cours de cette étude. Phases I et II : éq. (8.7), phase III : éq. (8.35) et phase IV et V : éq. (9.9)..... 333

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 4.1 : Résistance en compression uniaxiale et module d'élasticité du mortier TRAFIX Lanko 711. d est le diamètre des éprouvettes, L/d leur rapport d'élancement et * indique la présence de colorant gris dans le mélange...	103
Tableau 4.2 : Résistance en tension, angle de frottement de base et coefficient de Poisson du mortier TRAFIX Lanko 711 utilisé pour les échantillons S-1 et S-3.....	104
Tableau 4.3 : Tableau récapitulatif des caractéristiques des trois séries d'échantillons...	114
Tableau 4.4 : Essais du groupe G-2 repris dans le groupe G-3 avec les échantillons de la série d'échantillons S-3.....	123
Tableau 4.5 : Essais à RNC réalisés dans le cadre de cette étude.....	125
Tableau 4.6 : Tableau récapitulatif des essais de cisaillement direct exécutés dans le cadre de cette étude.....	125
Tableau 5.1 : Position en Y des profils enregistrés au cours de cette étude.....	131
Tableau 6.1 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction 0° pour l'éponge originale A.....	136
Tableau 6.2 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction -30° pour l'éponge originale A.....	136
Tableau 6.3 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction +60° pour l'éponge originale A.....	137
Tableau 6.4 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction +90° pour l'éponge originale A.....	137

Tableau 6.5 : Indices de rugosité moyens (éponges originales A et B confondues). Les nombres en caractères gras indiquent une valeur maximale en fonction de la direction.....	139
Tableau 6.6 : Angles 2D moyens des facettes tels que calculés à partir des profils de rugosité calculés. Éponges A et B confondues. Les valeurs maximales sont en caractères gras.....	141
Tableau 6.7 : Fréquences relatives des colatitudes 3D calculées et regroupées en classes de 3° pour les quatre directions. Moyenne et médiane de chacune des distributions expérimentales. Éponge originale A.....	146
Tableau 6.8 : Paramètres statistiques (moyenne et médiane) des distributions 3D théoriques calculées dans les quatre directions de l'éponge originale A....	149
Tableau 6.9 : Paramètres $\kappa$ et $\beta$ des modèles théoriques et indice de rugosité $R_A$ issu de ces modèles théoriques. Éponge originale A.....	149
Tableau 6.10 : Portées et variances déduites des variogrammes des profils de l'éponge originale A (direction 0°).....	156
Tableau 6.11 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction 0° de l'éponge originale A.....	158
Tableau 6.12 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction -30° de l'éponge originale A.....	160
Tableau 6.13 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction +60° de l'éponge originale A.....	160
Tableau 6.14 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction +90° de l'éponge originale A.....	161
Tableau 6.15 : Variances mesurées et vraies des structures interprétées sur les variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) des quatre directions de l'éponge originale A.....	163
Tableau 6.16 : Paramètres des modèles entrant dans le calcul du variogramme théorique, éponges originales A et B.....	167

Tableau 6.17 : Paramètres imposés à la grille de krigeage, épontes originales A et B....	169
Tableau 6.18 : Angle d'inclinaison de la droite de régression des profils de rugosité et moyenne de ces angles pour l'éponge originale A.....	172
Tableau 6.19 : Angle d'inclinaison de la droite de régression des profils de rugosité et moyenne de ces angles pour l'éponge originale B.....	173
Tableau 6.20 : Angle moyen des droites de régression des profils de rugosité des épontes originales A et B ensembles.....	173
Tableau 7.1 : Résultats des essais G-1 (direction 0°) et des essais G-3 réalisés dans la direction 0°.....	193
Tableau 7.2 : Résultats des essais G-3 (directions –30° et +60°).....	194
Tableau 7.3 : Résultats des essais G-2 réalisés dans la direction –30°.....	195
Tableau 7.4 : Résultats des essais G-2 réalisés dans la direction +60°.....	196
Tableau 7.5 : Résultats des essais G-2 réalisés dans la direction +90°.....	197
Tableau 8.1 : Équations des droites de régression des courbes de la Figure 7.11a.....	214
Tableau 8.2 : Ratios m/m et b/b montrant l'influence de la résistance (colonne (1)) et de la morphologie des épontes (colonnes (2), (3) et (4)) sur la pente (m) et l'ordonnée (b) des droites de régression.....	215
Tableau 8.3 : Proportion de l'aire de contact correspondant aux points endommagés pour $U = U_p$ et $U_C \approx 1$ mm après cisaillement dans la direction 0° (essais G-1). * $a_{cp}$ est utilisé même si ce n'est pas conforme à la réalité.....	222
Tableau 8.4 : Valeurs attribuées à $i_o$ dans les équations (8.16) et (8.17) à la Figure 8.8. ** indique que la valeur utilisée est la moyenne des épontes A et B.....	226
Tableau 8.5 : Moyenne d'échantillon ( $\bar{x}$ ) des colatitudes 2D positives ( $\Theta_2(+)$ ), épontes originales A et B confondues, utilisées dans les calculs de $P(\Theta_2(+) > \Theta_2(+))$ théoriques (Figure 8.11).....	237

Tableau 8.6 : Équations empiriques pour $\gamma$ pour les données expérimentales et théoriques de $\theta_2(+)$ .....	237
Tableau 9.1 : Valeurs attribuées aux constantes de l'éq. (9.7) pour modéliser i dans la direction $0^\circ$ .....	292
Tableau 9.2 : Valeurs attribuées aux constantes de l'éq. (9.7) pour modéliser i dans la direction $-30^\circ$ .....	294
Tableau 9.3 : Valeurs attribuées aux constantes de l'éq. (9.7) pour modéliser i dans la direction $60^\circ$ .....	294
Tableau 9.4 : Valeurs attribuées aux constantes de l'éq. (9.7) pour modéliser i dans la direction $90^\circ$ .....	294
Tableau 9.5 : Valeurs maximales, minimales et moyennes des angles des droites de régression des profil de rugosité des directions $0^\circ$ , $-30^\circ$ , $60^\circ$ et $90^\circ$ des épontes originales A et B.....	296
Tableau 10.1 : Conditions d'essais à rigidité normale constante.....	311

## LISTE DES SYMBOLES

A :	(1)	constante
	(2)	aire projetée de la surface d'une éponte
$a_c$ :		proportion de l'aire de contact projetée
$A_c$ :		aire totale projetée correspondant aux points en contact
$a_{co}$ :		proportion de l'aire de contact initiale projetée
$A_{co}$ :		aire totale projetée initiale correspondant aux points en contact
$a_{cfp}$ :		proportion de l'aire de contact projetée où il y a frottement au pic
$A_{cfp}$ :		aire totale projetée correspondant aux points en contact au pic où il y a frottement
$a_{cp}$ :		proportion de l'aire de contact au pic projetée
$A_{cp}$ :		aire totale projetée correspondant aux points en contact au pic
$a_{csp}$ :		proportion de l'aire de contact projetée où il y a endommagement au pic
$A_{csp}$ :		aire totale projetée correspondant aux points en contact au pic où il y a endommagement
$A_e$ :		angle effectif, c.-à-d. la somme $A_p + \theta_3$ moyen
$a_i$ :		coeffient
$A_p$ :	(1)	angle du plan moyen de la surface d'échantillon
	(2)	angle donné à l'inclinaison de la surface d'échantillon
	(3)	angle de la droite de régression d'un profil de rugosité
$A_s$		aire totale projetée des zones endommagées
$a_s$		proportion de l'aire totale projetée des zones endommagées
$A_t$ :	(1)	aire vraie de la surface d'une éponte
	(2)	surface de contact totale projetée
$A_v$ :		aire totale projetée correspondant aux vides
$a_{vo}$ :		proportion de l'aire des vides initiale projetée
$A_{vo}$ :		aire totale projetée initiale correspondant aux vides
$a_{vp}$ :		proportion de l'aire projetée des vides au pic
$a_3$ :		moment centré d'ordre 3 ou coefficient de dissymétrie
$a_4$ :		moment centré d'ordre 4 ou coefficient d'aplatissement
b :		paramètre empirique

$C$ :	cohésion
$\bar{C}$ :	moyenne des cosinus des angles de segment $\alpha$
$c_h$ :	paramètre de dégradation d'aspérité
$C_n^p$ :	combinaison de $p$ éléments pris parmi $n$
$C_o$ :	résistance en compression uniaxiale
$C(x-x')$ ou $C(h)$ :	covariance entre deux points d'appui, $x$ et $x'$ , distants de $h$
$c_0$ :	effet de pépite
$C_1$ et $C_2$ :	constantes empiriques de l'équation de $i$ (post-pic)
$C_3$ , $C_4$ et $C_5$ :	paramètres empiriques de l'équation de $\phi_i$
$C(0)$ :	variance
CLA :	indice de rugosité
CNC :	contrainte normale constante
CV :	coefficient de variation
D :	dimension fractale
$d_n$ :	taux de dilatance
$d_n^o$ :	angle de dilatance
dir :	abréviation employée pour " direction "
$du_i$ :	incrément de déplacement relatif (normal ou tangentiel)
$du_i^e$ :	incrément de déplacement relatif élastique
$du_i^p$ :	incrément de déplacement relatif plastique
$du_i^d$ :	portion de l'incrément de déplacement relatif plastique avec dégradation
$du_i^g$ :	portion de l'incrément de déplacement relatif plastique en glissement
$dV$ :	incrément de $V$
$d\sigma_N$ :	incrément de $\sigma_N$
$d\bar{\tau}_p/d\bar{\sigma}_N$ :	pente de la courbe enveloppe d'une fracture, contraintes normalisées
$E[Z(x)]$ :	espérance mathématique de la variable aléatoire $Z(x)$
$f_P$ :	énergie spécifique pour l'accroissement de volume (placage de débris)
$f_U$ :	énergie spécifique pour l'usure du matériau
$f(x)$ :	densité de probabilité de la variable aléatoire $X$
$F(x)$ :	fonction de répartition de la variable aléatoire $X$ ; distribution des fréquences cumulées
$f'(x)$ :	fonction connue : polynôme ou monôme
$F(\sigma, \alpha)$ :	fonction de glissement
FA :	fonction aléatoire
G :	module de rigidité en cisaillement

$G_{nt}$ :	loi d'écoulement
$g(h)$ :	covariogramme transitif
$h$ :	vecteur, espacement (selon X) entre deux points dans le calcul du variogramme
$H$ :	dureté du matériau mou
$i$ :	angle des aspérités évoluant au cours du cisaillement
$i_0$ :	(1) angle initial des aspérités d'une surface en dents de scie (2) angle effectif des aspérités ; angle de dilatance lorsque $\sigma_N = 0$
$i_p$ :	angle de dilatance au pic (de la résistance)
$i_{pmax}$ :	angle de dilatance lorsque $\sigma_N = 0$
$j$ :	paramètre dans le modèle de Jaeger
JCS :	« Joint wall Compressive Strength »
JRC :	« Joint Roughness Coefficient »
$k$ :	degré d'une dérive polynomiale
$K$ :	rigidité du milieu environnant une fracture
$K$ :	coefficient d'usure
$K_n$ :	rigidité normale de la fracture
$K_s$ :	module tangent de rigidité tangentielle de la fracture
$k_1$ :	paramètre empirique (modèle LADAR)
$k_2$ :	paramètre empirique (modèle LADAR)
$L$ :	longueur projetée d'un profil de rugosité
$l$ :	(1) longueur d'un segment de profil recalculé à pas constant (2) entier positif dans l'intervalle $(0, 2\pi/l)$
$L_t$ :	longueur vraie d'un profil de rugosité
$m$ :	(1) moyenne arithmétique d'une distribution (2) variable dans le critère de Fairhurst
$m_R$ :	moyenne des résidus ou erreur
$m(x)$ :	moyenne (lorsque constante) ou dérive (lorsqu'elle n'est pas constante)
MSV :	indice de rugosité
$n$ :	variable dans le critère de Fairhurst
$N$ :	(1) nombre de données d'un profil de rugosité (2) nombre de segments d'angle $\alpha$ (3) force normale
$N'$ :	force normale appliquée sur une surface inclinée
$N(h)$ :	nombre de paires de points distants de $h$

$p$ :	paramètre dans le modèle de Jaeger
$p$ :	paramètre morphologique effectif (angle, hauteur, etc.)
$\tilde{p}$ :	valeur initiale de $p$ (paramètre morphologique)
$R$ :	force résultante
$R_A$ :	indice de rugosité aréal
$R_L$ :	indice de rugosité linéaire
$r$	rayon de courbure
$r_1$ et $r_2$ :	constantes
RMS :	indice de rugosité
RNC :	rigidité normale constante
$S$ :	force tangentielle
$s$	composante de rupture des aspérités (angle) dans le modèle JRC-JCS
$S'$ :	force tangentielle appliquée sur une surface inclinée
$\bar{S}$ :	moyenne des sinus des angles de segment $\alpha$
$S_F$ :	composante de la force tangentielle totale appliquée sur une aspérité en frottement
$S_r$ :	composante de la force tangentielle totale appliquée en un point où il y a rupture de l'aspérité
$s_0$ :	écart type circulaire
$S_0$ :	variance circulaire
$\underline{s}_T$ :	ordonnée de l'intersection de la tangente de la courbe enveloppe avec l'axe $\tau$ lorsque $\sigma_N = \sigma_T$ ; cohésion apparente normalisée
$S_1, S_2, S_3$ et $S_4$ :	composantes de la force tangentielle
$T_0$ :	résistance en tension
$u$ :	distance selon X entre deux points consécutifs d'un profil à pas constant
$U$ :	déplacement tangentiel relatif entre les deux épontes
$U_i, V_i, V_j, V_{ij}, \tau_i$ et $\tau_{ij}$ :	$U, V$ et $\tau$ incrémenté
$u_n$ et $u_t$ :	déplacements relatifs normal et tangentiel respectivement
$U_p$ :	déplacement tangentiel au pic
$U_r$ :	déplacement tangentiel résiduel
$V$ :	déplacement vertical relatif entre les deux épontes
$V$ :	volume de matériau arraché
$\dot{v}$ :	taux de dilatance au pic
$V = f(U)$ :	courbe de dilatance
$V_{mc}$ :	déplacement normal correspondant à la fermeture maximale de la fracture

$\text{Var}[Z(x)]$ :	variance de la fonction $Z(x)$
VR :	variable régionalisée
$W_t^p$ :	travail plastique fait par la contrainte de cisaillement
$x$ :	position selon X d'un point dans un profil de rugosité
X :	axe horizontal dans le plan d'un profil de rugosité, direction d'enregistrement
$\bar{x}$ :	moyenne d'échantillon
$x_i$ :	position en X du $i^{\text{e}}$ point d'un profil de rugosité
$x_{i+1}$ :	position en X du $(i + 1)^{\text{e}}$ point d'un profil de rugosité
$z$ :	hauteur d'un point dans un profil de rugosité
$Z$ :	axe vertical des profils de rugosité ; normale au plan moyen de la surface
$z_i$ :	hauteur au point $x_i$
$z_{i+1}$ :	hauteur au point $x_{i+1}$
$Z'_u(x)$ :	dérivée première en $x$
$Z(x)$ :	fonction aléatoire donnant la valeur $z$ au point $x$
$\bar{z}(x)$ :	hauteur moyenne
$Z_2$ :	racine carrée de la moyenne quadratique de la dérivée première de $z(x)$
$Z_3$ :	racine carrée de la moyenne quadratique de la dérivée seconde de $z(x)$
$Z_4$ :	proportion soit positive soit négative non " compensée " sur la longueur $L$ du profil
2D :	donnée bidimensionnelle
3D :	donnée tridimensionnelle
2L :	période, surface sinusoïdale
$\alpha$ :	<ol style="list-style-type: none"> <li>(1) inclinaison par rapport à l'horizontale d'un segment de profil</li> <li>(2) angle, inclinaison de l'échantillon lors d'un essai de basculement (« tilt test »)</li> </ol>
$\bar{\alpha}_i$ :	inclinaison par rapport à l'horizontale du $i^{\text{e}}$ segment du profil
$\bar{\alpha}_o$ :	direction angulaire moyenne
$\beta$ :	exposant (loi généralisée)
$\gamma$ :	différence angulaire entre la fonction de répartition " inverse " $(1 - F(\theta_3))$ et la relation $i_p - \sigma_N$
$\gamma(h)$ :	variogramme ordinaire (de la hauteur des aspérités)
$\Gamma(h)$ :	variogramme généralisé

$\gamma(h)_{\text{moy}}$ :	variogramme ordinaire moyen
$\Gamma_k(h)$ :	variogramme généralisé d'ordre $k$
$\gamma_u(h)$ :	variogramme de la dérivée première
$\Gamma^*(h)$ :	variogramme généralisé expérimental
$\Delta L$ :	longueur projetée de la portion ascendante de l'aspérité
$\Delta S$ :	aire d'une aspérité d'une surface polygonisée
$\Delta S'$ :	aire projetée d'une aspérité d'une surface polygonisée
$\Delta U$ :	incrément, pas de $U$
$\delta V_p$ :	incrément du volume des dépôts de débris plaqués
$\delta V_u$ :	incrément du volume de matériau perdu par l'usure
$\delta W_p$ :	incrément de travail externe requis pour plaquer les débris
$\delta W_u$ :	incrément de travail tangentiel absorbé par le matériau en s'usant
$\Delta x$ :	distance en $X$ entre les données d'un profil de rugosité recalculé à pas constants
$\eta$ :	degré d'enchevêtrement
$\theta_2$ :	colatitude 2D : angle compris entre l'axe $Z$ et la normale d'un segment de profil
$\Theta_2$ :	variable aléatoire continue dont $\theta_2$ est une réalisation
$\theta_3$ :	colatitude 3D : angle compris entre l'axe $Z$ et la normale à la facette
$\Theta_3$ :	variable aléatoire continue dont $\theta_3$ est une réalisation
$\theta_2(+)$ moyen :	angle $\theta_2$ positif moyen
$\kappa$ :	paramètre de concentration (loi généralisée)
$\lambda_i$ :	(1) coefficient (2) poids attribué à la valeur de chaque échantillon lors du krigeage
$\mu$ :	(1) moyenne de la population (distribution exponentielle) (2) coefficient de frottement interne de la roche
$\mu_b$ :	coefficient de frottement de base pour une surface plane
$\mu_f$ :	coefficient de frottement pour le glissement sans dilatance variant avec $\sigma_N$
$\mu_T$ :	coefficient de frottement interne de la fracture lorsque $\sigma_N = \sigma_T$
$\mu_0$ :	coefficient de frottement interne de la fracture lorsque $\sigma_N = 0$
$\nu$ :	coefficient de Poisson
$\pi$ :	constante égale à 3,14159...
$\sigma$ :	écart type
$\sigma$ :	matrice des contraintes $\tau$ et $\sigma_N$
$\sigma^2$ :	variance

$\sigma_N$ :	contrainte normale
$\overline{\sigma_N}$ :	contrainte normale normalisée par rapport à $\sigma_T$
$\sigma_{Nco}$ :	contrainte normale moyenne réelle appliquée sur les aspérités en contact
$\sigma_{Ni}$ :	(1) contrainte normale initiale (2) $\sigma_N$ incrémentée
$\sigma_R^2$ :	variance d'estimation ou des erreurs
$\sigma_t$ :	$\sigma_N$ vraie sur les contacts
$\sigma_T$ :	contrainte de transition fragile – ductile
$\Sigma(x_i)^+$ :	somme des hauteurs positives
$\Sigma(x_i)^-$ :	somme des hauteurs négatives
$\tau$ :	contrainte tangentielle ou de cisaillement
$\tau = f(U)$ :	courbe de la contrainte tangentielle en fonction du déplacement tangentiel
$\tau_p$ :	résistance tangentielle maximale, c.-à-d. contrainte tangentielle au pic
$\tau_r$ :	contrainte tangentielle résiduelle
$\tau_t$ :	$\tau$ vraie appliquée sur les points de contact
$\phi$ :	(1) angle de frottement interne de la roche (Coulomb), d'une fracture (2) diamètre
$\phi_f$ :	angle de frottement moyen relatif au glissement fait sur des singularités de différentes orientations
$\phi_i$ :	angle de frottement interne de la fracture
$\phi_r$ :	angle de frottement résiduel
$\phi_t$ :	angle de frottement interne relatif à la résistance à la contrainte de transition fragile-ductile
$\phi_\mu$ ou $\phi_b$ :	angle de frottement de base d'une surface plane
$\omega$ :	(1) taux d'usure d'un contact (2) palier du variogramme

### Notation utilisée dans Scriven et Williams (1965) ; Annexe 1

$a_{rs}$ et $b_{rs}$ :	coefficients
$F_{tot}$ :	nombre total d'observations $\psi$ dans l'intervalle $0 - \pi/2$
$f(\psi)$ :	distribution cumulée des angles $\psi$
$F(\psi)$ :	fonction de distribution cumulative de $\psi$
$F(\psi)d\psi$ :	nombre total de facettes interceptées dont l'angle apparent est compris dans l'intervalle $(\psi, \psi + d\psi)$

$G_r$ :	histogramme expérimental des pendages apparents
$h$ :	largeur des classes des histogrammes de $\theta$ et $\psi$
$l$ :	dimension maximale de la facette dans son propre plan
$N$ :	nombre total de facettes dans le volume de matière considéré
$0X$ :	axe contenu à la fois dans le plan $0xz$ et dans le plan de la facette ; correspond au pendage apparent
$0Y$ :	axe dans le plan de la facette
$0Z$ :	normale à la facette
$0xz$ :	plan contenant le profil de rugosité
$0(x, y, z)$ :	système d'axes orthogonaux relatif au plan moyen de la fracture
$0(X, Y, Z)$ :	système d'axes orthogonaux relatif à la géométrie de la facette
$P_r$ :	histogramme des pendages vrais, définis sous forme discrète, par unité d'angle
$p(\theta)$ :	densité de probabilité de $\theta$
$P(\theta)$ :	distribution cumulée de $\theta$ par unité d'angle
$Q_r$ :	histogramme des pendages vrais, définis sous forme discrète, par unité d'intervalle angulaire
$Q(\theta)$ :	distribution cumulée de $\theta$ par unité d'intervalle angulaire
$q(\theta, \phi)$ :	probabilité que le plan d'échantillonnage recoupe la facette
$r$ :	nombre de classes de largeur $h$
$y_p$ :	longueur projetée de la facette dans la direction $y$
$Y_p$ :	longueur de la facette dans son propre plan dans la direction normale au segment $0X$
$z$ :	axe normal au plan moyen de la fracture
$\theta$ :	angle compris entre l'axe $z$ et la facette dans la direction de pendage maximal. Correspond au pendage vrai de la facette (notation particulière à Scriven et Williams, 1965)
$\phi$ :	azimut de la facette (direction de pendage maximal) dans le plan $0xy$
$\psi$ :	angle de la facette dans le plan d'échantillonnage, pendage apparent (notation particulière à Scriven et Williams, 1965)

## **CHAPITRE 1**

### **INTRODUCTION**

#### **1.1 Problématique et travaux antérieurs**

Les massifs rocheux sont généralement des milieux hétérogènes, anisotropes et discontinus. La présence d'un réseau de fractures (joints, failles) plus ou moins continues et espacées dans le massif contribue à la discontinuité du milieu. Le comportement des massifs rocheux fracturés, par son influence sur la stabilité hydrogéomécanique et sur les coûts d'exploitation d'ouvrages civils et miniers implantés dans ces massifs, demeure encore aujourd'hui un domaine de recherche très important dû au nombre croissant d'ouvrages et d'excavations réalisés dans ces milieux. L'analyse de la stabilité des massifs rocheux fracturés dépend des caractéristiques mécaniques des joints soumis à diverses sollicitations (vibrations, gel et dégel, altération et contraintes de diverses natures).

De plus, les excavations souterraines sont de plus en plus souvent requises dans de nouveaux types de projets tels que l'entreposage souterrain de gaz ou l'enfouissement à long terme des déchets radioactifs. Dans tous ces cas, la connaissance des propriétés mécaniques des joints au pic (résistance tangentielle maximale et déplacement correspondant), la rigidité normale et en cisaillement du joint, la caractérisation de l'évolution de la résistance et de l'endommagement de la surface après le pic est requise pour assurer leur stabilité à long terme en relation avec les couplages hydro-mécaniques. C'est pourquoi depuis un peu plus de trois décennies le comportement mécanique des fractures rocheuses a fait l'objet de plusieurs études portant sur les aspects mécaniques, hydrauliques et les différents couplages possibles.

Outre la résistance découlant du frottement, la dilatance et l'endommagement des points de contact sont des éléments caractéristiques du comportement des fractures rocheuses en cisaillement. La dilatance et l'endommagement dépendent du niveau de contrainte normale, de la grandeur du déplacement tangentiel et de la morphologie initiale des éponges. La dilatance est la conséquence de l'irrégularité des surfaces en contact.

La morphologie des surfaces irrégulières se présente sous différentes formes. Les structures morphologiques (aspérités, ondulations) peuvent être de diverses échelles et des structures de diverses échelles peuvent se superposer. De plus, la plupart des surfaces présentent une anisotropie directionnelle et souvent de sens.

Ces éléments, mais surtout la dilatance, ont été intégrés assez tôt dans les principaux modèles de résistance au pic développés par Patton (1966), Ladanyi et Archambault (1970), Jaeger (1971) et Barton (1973). Cependant aucun de ces modèles ne comporte de paramètre morphologique rigoureusement établi pour une surface irrégulière. Les études réalisées depuis n'ont pas réussi à développer un nouveau paramètre qui puisse s'imposer par ses fondements théoriques, sa facilité d'application et répondant aux besoins mécaniques.

L'évolution des conditions environnantes depuis la formation d'une fracture engendre également des surfaces partiellement en contact où de nombreux vides sont présents. Outre l'influence sur la circulation des fluides, ces vides créent des concentrations de contrainte affectant le comportement mécanique. Cet aspect de la problématique n'a jamais été examiné en détails.

Lorsque vient le temps d'assurer la stabilité à long terme des ouvrages, la résistance au pic n'est pas toujours suffisante et la modélisation de la résistance en fonction du déplacement tangentiel est alors requise. Un certain nombre de modèles constitutifs incrémentaux sont proposés dans la littérature dont ceux de Goodman et Dubois (1972), Roberds et Einstein (1978), Heuzé et Barbour (1982) et Qiu et al. (1993). Or ces modèles,

sauf celui de Qiu et al. (1993), n'ont pas de composante explicite pour tenir compte de l'endommagement des aspérités. D'ailleurs, peu importe le type de modèle, peu de formulations sont proposées jusqu'à maintenant pour modéliser l'endommagement. Plesha (1987) propose une loi exponentielle pour exprimer la relation entre la dégradation des aspérités et le travail dépensé lors du cisaillement. Toutefois peu de données expérimentales vérifient cette théorie. À notre connaissance, seuls Hutson et Dowding (1990) et d'autres chercheurs travaillant avec Plesha (Huang et al., 1993, et Qiu et al., 1993) ont testé l'équation de Plesha (1987). Cependant, dans ces études on a eu recours à des essais de cisaillement cycliques réalisés avec des surfaces artificielles sinusoïdales.

De plus, le comportement d'une fracture rocheuse en cisaillement dépend des conditions de chargement normal c.-à-d. que dans certaines conditions in-situ une contrainte normale constante est appliquée alors que d'autres environnements s'opposent à la dilatance avec une augmentation progressive de la contrainte normale. Un certain nombre de travaux ont abordé ce sujet (Goodman, 1976, Saeb et Amadei, 1992, Fortin, 1987, ...).

## 1.2 Objectifs et organisation de la thèse

Le but général de ce projet est de caractériser les paramètres intervenant dans le cisaillement de joints rocheux à surface irrégulière et de contribuer à valider expérimentalement un modèle de comportement mécanique pour les fractures rocheuses en cisaillement par des essais de cisaillement direct à contrainte normale constante (CNC) sur des répliques d'une fracture dont la rugosité est déjà bien caractérisée (Gentier, 1987). Pour que ce modèle soit physiquement valable, il doit être élaboré de façon à combiner l'action des phénomènes suivants :

- la dilatance contrôlée par les caractéristiques morphologiques de la rugosité des surfaces : l'angularité 3D et la hauteur des aspérités, l'anisotropie (direction et sens) et la présence d'aspérités, et parfois d'ondulations, de diverses échelles ;

- la contrainte normale par son action sur la dilatance, le frottement, le cisaillement et l'endommagement progressif des aspérités ;
- la dégradation progressive des aspérités après le pic de la résistance en fonction des caractéristiques morphologiques et du déplacement tangentiel.

Le projet comporte également une série d'essais de cisaillement à rigidité normale constante (RNC). Ces essais permettront de vérifier l'algorithme de Fortin (1987). Cet algorithme permet de calculer la résistance en cisaillement d'une fracture dans des conditions de contrainte normale variable (dilatance restreinte) à partir de résultats d'essais à CNC (§ 3.4.1) tels que ceux réalisés dans le cadre de cette étude.

Une révision des principaux paramètres de rugosité et des principaux modèles de comportement mécanique est faite aux Chapitres 2 et 3 respectivement.

Quatre groupes d'essais de cisaillement direct ont été réalisés dans le cadre de cette étude sur des répliques en mortier d'un échantillon de fracture dans le granite déjà étudiée par Gentier (1987). Ces répliques, toutes semblables, permettent de mesurer l'effet de différents paramètres (anisotropie, contrainte normale, déplacement tangentiel, etc.) en s'affranchissant des problèmes liés à l'emploi d'éponges de différentes morphologies et résistances. Les essais ont été réalisés avec une machine de cisaillement disposant d'un système d'asservissement et d'acquisition des données complet. Les méthodes de fabrication des échantillons et le mortier utilisé, la machine de cisaillement, et le programme expérimental sont décrits au Chapitre 4.

La morphologie des éponges a pu être étudiée, avant et après cisaillement, grâce à l'enregistrement de profils de rugosité requis pour les calculs. Les détails de l'acquisition des profils font l'objet du Chapitre 5 alors que les paramètres de rugosité calculés sont présentés au Chapitre 6 et à l'Annexe 3.

Les données acquises en continu au cours des essais de cisaillement direct ont permis de tracer les courbes de résistance et de dilatance typiques et de calculer les paramètres mécaniques nécessaires à la modélisation. Ces courbes et les paramètres calculés sont regroupés au Chapitre 7.

Quelques considérations à propos du comportement pré-pic de la fracture ainsi que la modélisation de la résistance au pic sont élaborées au Chapitre 8. Cette modélisation utilise le modèle LADAR (Ladanyi et Archambault, 1970) auquel certaines modifications sont apportées, particulièrement à l'équation de l'angle de dilatance où trois formulations sont proposées.

Le comportement post-pic est étudié au Chapitre 9. Certains éléments qualitatifs et quantitatifs des phénomènes se produisant après le pic y sont présentés. Le comportement post-pic implique la dégradation des aspérités en fonction de la morphologie initiale, du niveau de contrainte normale et du déplacement tangentiel. Une formulation empirique est développée exprimant la relation entre l'évolution de l'angle de dilatance et le " travail résiduel plastique " selon une loi exponentielle.

Au Chapitre 10 nous comparons les résultats expérimentaux d'un groupe d'essais à rigidité normale constante ( $\sigma_N$  variable) à ceux prédits avec l'algorithme de Fortin (Fortin, 1987) à partir de courbes d'essais à contrainte normale constante.

Finalement, nous concluons au Chapitre 11 sur les résultats obtenus et les formulations qu'ils ont permis. Quelques suggestions pour la poursuite des travaux y sont également formulées.

Ce projet de doctorat à L'UQAC est rendu possible grâce à la collaboration de la Direction de la Recherche du BRGM, où les travaux expérimentaux ont été réalisés, et avec le CDGA de l'Université Bordeaux I en France. Il s'inscrit dans un cadre plus vaste où différents aspects sont étudiés : le comportement hydraulique (Lamontagne, 2000), la

caractérisation de la dilatance selon le déplacement tangentiel (Verreault, 2000) et l'analyse statistique de la rugosité (Lopez, 2000).

## CHAPITRE 2

# CARACTÉRISATION MORPHOLOGIQUE DES SURFACES IRRÉGULIÈRES : REVUE ET CRITIQUE DES DIFFÉRENTES MÉTHODES

### 2.1 Notions générales

Les surfaces des épontes des fractures rocheuses naturelles sont rugueuses, c.-à-d. irrégulières. Dans cette étude, nous distinguons arbitrairement deux types de rugosité (terme couramment utilisé mais sans définition précise) : les aspérités et les structures morphologiques de grandes dimensions. Les aspérités correspondent aux pics de longueur d'onde millimétrique à centimétrique délimités par un certain nombre de facettes. Les structures morphologiques de grandes dimensions ont une longueur d'onde relativement grande, centimétrique à décimétrique, et si la surface est suffisamment grande ces structures se manifestent sous la forme d'une ondulation. Ces deux types de rugosité se superposent couramment. Les facettes délimitant les aspérités peuvent à priori prendre toutes les orientations possibles. L'analyse de l'inclinaison des facettes sous la forme d'une distribution angulaire contribue à la description de la morphologie de la fracture du point de vue de l'angularité.

La rugosité exerce un certain contrôle la dilatance des épontes lors du cisaillement. Depuis longtemps, on a compris que la dilatance a un effet majeur sur la résistance des fractures rocheuses en cisaillement (Ladanyi et Archambault, 1970) et tous les critères de rupture présentent une composante liée directement ou indirectement à la morphologie de la surface. Afin de bien comprendre le comportement mécanique d'une fracture rocheuse en cisaillement, il importe donc de caractériser la rugosité des épontes de façon à répondre aux besoins des études mécaniques c.-à-d. de manière à permettre la modélisation de la dilatance.

De très nombreux travaux ont été consacrés ou ont abordé le sujet de la paramétrisation de la rugosité des fractures rocheuses. Il en résulte une grande variété de paramètres de rugosité. Dans ce chapitre, nous ferons une revue critique de certains paramètres développés à ce jour.

### 2.1.1 Les profils de rugosité

L'information essentielle aux calculs des paramètres de rugosité provient des profils de rugosité. Un profil est une courbe continue  $z = f(x)$ , irrégulière et rectifiable.

Les données sont toujours acquises le long d'une ligne droite. Généralement, les données des profils bruts doivent être recalculées afin d'être converties en données à pas constant, c.-à-d. à intervalles  $\Delta x$  réguliers, afin d'être utilisables dans les calculs des paramètres de rugosité. Le profil apparaît alors sous la forme d'une ligne polygonale constituée de segments de longueur  $l$  et d'inclinaison  $\alpha$  variables. La Figure 2.1 illustre deux exemples de profil numérisé à pas constant. L'axe X correspond à la direction d'enregistrement ; l'axe Z est la normale au plan moyen de la fracture et les données de hauteur correspondent à cet axe. Sur le profil de la Figure 2.1a,  $z(x_i)$  est la hauteur au point  $x_i$  et la donnée suivante, à  $x_{i+1}$ , est  $z(x_{i+1})$ .  $\alpha$ , mesuré par rapport à l'horizontale, est positif dans le sens antihoraire. Cette convention sera maintenue jusqu'à la fin de ce document. Les colatitudes  $\theta_2$  et  $\theta_3$  correspondent à l'angle (aigu) entre la normale à la facette d'aspérité et la normale du plan moyen ; en 3D, la colatitude est notée  $\theta_3$ , alors qu'en 2D, sur un profil de rugosité, la colatitude est notée  $\theta_2$  (Figure 2.1b).

Le plan moyen d'une fracture correspond au plan de régression de l'ensemble des données de hauteur de la surface à l'échelle du terrain, ou à n'importe quel autre plan parallèle à ce dernier. Il se peut toutefois que le plan de régression des données de hauteur d'un échantillon ne soit pas parallèle à celui de la fracture à cause d'un biais d'échantillonnage.

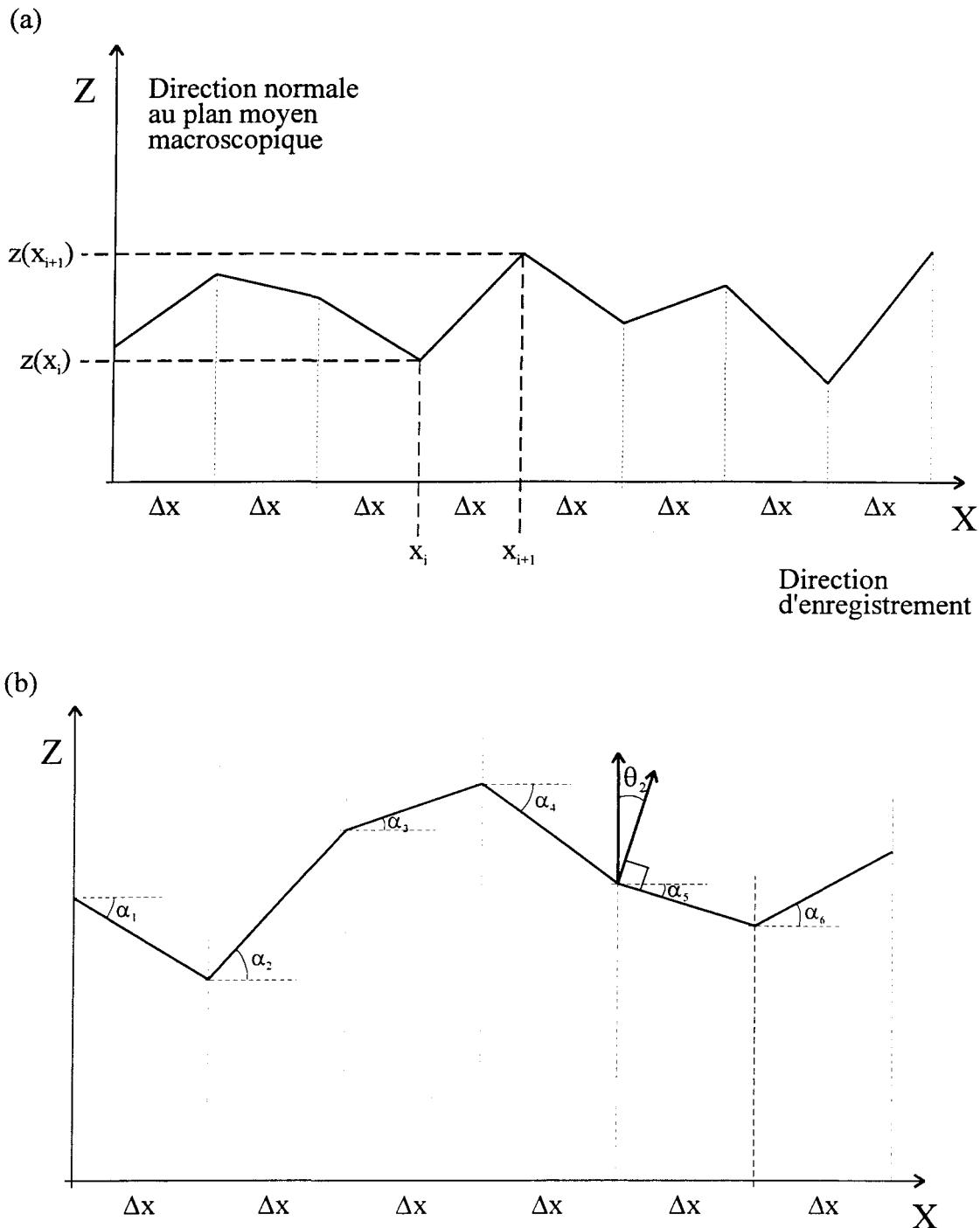


Figure 2.1 : Définition des symboles  $x_i$ ,  $z(x_i)$ ,  $x_{i+1}$  et  $z(x_{i+1})$ , et des angles  $\alpha_i$  et  $\theta_2$  sur un profil numérisé à pas constant.

### 2.1.2 Éléments caractéristiques de la morphologie des fractures rocheuses

Les caractéristiques morphologiques des surfaces de fracture rocheuse rugueuses influencent le comportement mécanique des fractures en cisaillement. Les principaux besoins d'une étude mécanique nécessitent de définir le comportement au pic de la résistance et aussi parfois le comportement post-pic. La notion d'angularité, liée au taux de dilatance, est généralement admise comme paramètre essentiel dans la plupart des modèles mécaniques (§ 3). La hauteur des aspérités intervient notamment sur l'endommagement des aspérités et sur la résistance dans les conditions de dilatance restreinte par son lien avec la dilatance (§ 3). Les méthodes d'analyse quantitative de la rugosité doivent donc être en mesure de quantifier ces caractéristiques morphologiques pour être jugées adéquates aux besoins d'une étude mécanique.

La morphologie des surfaces de fracture rocheuse varie entre deux extrêmes : les surfaces planes et les surfaces très rugueuses. Si les surfaces planes sont très faciles à décrire dans le cadre d'une étude mécanique, il en est tout autrement des surfaces rugueuses à cause de la variabilité de leurs caractéristiques morphologiques.

On comprend aisément pourquoi les caractéristiques morphologiques sont si variées quand on constate le nombre de paramètres déterminants sur la formation des discontinuités tels que relevés par Pérami (1971). Ces paramètres sont les suivants :

- l'hétérogénéité des propriétés mécaniques des roches ;
- la minéralogie des constituants essentiels et la texture de la roche (taille, orientation, répartition des minéraux, etc) et ;
- les facteurs externes (ex. : les contraintes lithostatiques et tectoniques, le gradient géothermique, la circulation de fluides, etc).

À ces facteurs d'influence, on peut probablement ajouter le mode de fracturation (mode I, II et III). Toutefois à notre connaissance aucune étude exhaustive n'a été réalisée

pour le démontrer ni pour décrire la morphologie des surfaces de fracture en fonction des facteurs d'influence cités précédemment.

L'analyse quantitative de la rugosité doit donc décrire adéquatement l'angularité et la hauteur des aspérités malgré leur variabilité. Les aspérités ayant une forme tridimensionnelle, les paramètres de rugosité capables de décrire un phénomène tridimensionnel à partir de données essentiellement à deux dimensions sont susceptibles d'être plus adéquats aux besoins des études mécaniques.

La forme des aspérités peut varier en fonction de la direction et du sens. Cette anisotropie devrait également apparaître dans les résultats d'une étude morphologique et idéalement être quantifiée selon une approche permettant l'utilisation de ces résultats dans une étude mécanique.

La rugosité d'une surface où il y a superposition d'aspérités à des structures morphologiques de grandes dimensions (ondulation) dépend de la taille de l'échantillon. Lorsque la taille de l'échantillon croît, on constate alors des effets morphologiques importants :

- sur la hauteur des aspérités : l'écart entre le sommet du pic le plus élevé et le fond de la vallée la plus profonde est de plus en plus grand ;
- sur l'angularité des aspérités (dans une direction parallèle à la direction de propagation de l'ondulation) : la proportion d'angles de plus en plus grands est susceptible d'augmenter ;
- on suppose que l'effet des ondulations sur l'angle des aspérités est minimal, voire négligeable, dans la direction d'allongement des crêtes et maximal dans la direction de propagation de l'ondulation.

Ces trois effets importants sur la morphologie causés par l'ondulation des surfaces, cités précédemment, devraient également être indiqués et quantifiés par un ou des

paramètre(s) de rugosité.

## 2.2 Les indices de rugosité

On sait qu'un profil est décrit sous forme discrète par l'ensemble des valeurs  $z(x_i)$  ( $i = 1, \dots, N$ ) où les  $z(x_i)$  représentent la hauteur du profil par rapport à une droite de référence. Différentes droites de référence sont possibles. Le plus souvent elle est définie de telle sorte que la somme des hauteurs du profil au-dessus de la droite de référence soit égale à la somme des hauteurs au-dessous de cette droite :  $\sum z(x_i)^+ = \sum z(x_i)^-$  (Gentier, 1987). Elle peut également être parallèle au plan moyen de l'éponte mais passer par le point le plus élevé ou le plus bas du profil ou de l'ensemble des profils, ou être obtenue par ajustement avec la méthode des moindres carrés par exemple. Les résultats des calculs des indices de rugosité présentés dans cette partie seront donc influencés par le choix de la droite de référence. Il faut donc être prudent quand on compare les résultats de deux études différentes.

Parmi tous les indices de rugosité développés à ce jour, les plus fréquemment évoqués dans la littérature sur la mécanique des fractures rocheuses sont :

- CLA (« Central Line Average ») est la moyenne des valeurs absolues des hauteurs définies par rapport à une droite de référence :

$$\text{CLA} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |z(x_i)| \quad (2.1)$$

où  $N$  est le nombre de mesures de hauteur.

- RMS (« Root Mean Square ») est la racine carrée de l'écart quadratique moyen des hauteurs par rapport à une droite de référence :

$$\text{RMS} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N z(x_i)^2} \quad (2.2)$$

À la place du coefficient RMS, on peut utiliser le coefficient MSV (« Mean Square Value ») :  $\text{MSV} = \text{RMS}^2$

- $Z_2$ , la racine carrée de la moyenne quadratique de la dérivée première de  $z(x)$  :

$$Z_2 = \left[ \frac{1}{L} \int_0^L \left( \frac{dz}{dx} \right)^2 dx \right]^{1/2} \quad (2.3)$$

ou sous forme discrète :

$$Z_2 = \left[ \frac{1}{N(\Delta x)^2} \sum_{i=1}^N (z(x_{i+1}) - z(x_i))^2 \right]^{1/2} \quad (2.4)$$

- $Z_3$ , la racine carrée de la moyenne quadratique de la dérivée seconde de  $z(x)$  :

$$Z_3 = \left[ \frac{1}{L} \int_0^L \left( \frac{d^2 z}{dx^2} \right)^2 dx \right]^{1/2} \quad (2.5)$$

- $Z_4$ , la proportion soit positive soit négative non "compensée" sur la longueur  $L$  du profil :

$$Z_4 = \frac{\sum (x_i)_{\text{positif}} - \sum (x_i)_{\text{négatif}}}{L} \quad (2.6)$$

- l'indice de rugosité linéaire,  $R_L$ , est le rapport entre la longueur vraie,  $L_t$ , d'un profil et sa projection sur une droite de référence,  $L$  :

$$R_L = \frac{L_t}{L} \quad (2.7)$$

L'équivalent de l'indice  $R_L$  existe pour la surface de fracture. Il s'agit de l'indice de rugosité aréale,  $R_A$ , correspondant au rapport entre la surface vraie,  $A_t$ , d'une éponte et sa surface projetée,  $A$ , sur un plan de référence :

$$R_A = \frac{A_t}{A} \quad (2.8)$$

La relation entre l'angularité,  $R_L$  et  $R_A$  est élaborée à la section 2.3.4.

Les indices CLA, RMS, MSV et  $Z_4$  fournissent des données quantitatives sur la hauteur des aspérités mais dépourvues d'information relative à la présence et à l'importance de valeurs d'élévation très grande. Également, ces indices n'apportent aucune indication quant à l'angularité des facettes et ne permettent pas de déceler ni de quantifier les structures de grande longueur d'onde. De plus, la valeur de ces paramètres est directement liée au choix du plan moyen, ce qui peut compliquer l'utilisation de données provenant de différentes études quand les plans moyens ne sont pas de même nature (e.g. les plans ne passent pas tous par le point le plus bas de chaque profil).

L'indice  $Z_2$  relève de la dérivée première, il apporte donc une information quantitative sur l'angularité des aspérités. Mais cette information n'est pas un angle.  $Z_2$  ne permet donc pas de mettre en évidence les valeurs angulaires extrêmes (grandes ou petites) ni de les quantifier. De plus, la superposition de structures morphologiques de diverses échelles ne peut être décelée avec  $Z_2$ . En outre,  $Z_2$  inclut autant les dérivées positives que

négatives ce qui empêche de détecter toute anisotropie de sens, entre les angles positifs et négatifs, dans une même direction.

Les indices de rugosité  $R_L$  (information 2D) et  $R_A$  (information 3D) utilisés seuls sont une source d'information plutôt limitée.  $R_L$  semble peu ou pas influencé par la hauteur des aspérités mais seulement par l'angularité des aspérités. Bien que l'angularité des aspérités semble être déterminante sur  $R_L$ , cet aspect de la morphologie n'est pas bien défini puisque  $R_L$  n'apporte rien à propos des valeurs angulaires moyennes, extrêmes, etc. De plus, la présence de structures de grandes dimensions, influençant probablement l'angularité, donc  $R_L$ , n'est pas clairement mise en évidence. Ces considérations sont également valables pour  $R_A$ .

Barton (1973) et Barton et Choubey (1977) ont développé une toute autre approche de l'analyse quantitative de la rugosité des surfaces rocheuses avec leur coefficient de rugosité JRC (« Joint Roughness Coefficient »). Il s'agit d'un paramètre empirique variant entre 0, pour les surfaces planes, et 20 pour les surfaces très rugueuses.

Le JRC peut être estimé visuellement à partir de dix profils types proposés par Barton et Choubey (1977) ce qui rend l'utilisation de ce coefficient très attrayante. Sa détermination visuelle pose cependant problème puisque très imprécise et subjective (Bougnoux, 1995). Bougnoux le démontre avec les résultats d'un test où sept utilisateurs avaient à déterminer la valeur du JRC pour sept profils par comparaison avec les dix profils types de Barton et Choubey (1977). Le résultat de ce test a montré que l'appréciation du JRC varie non seulement d'un utilisateur à l'autre, mais également deux profils semblables peuvent être jugés significativement différents par le même utilisateur.

Barton (1973) et Barton et Choubey (1977) proposent également deux autres façons pour déterminer le JRC : soient le « tilt test » et le « push test ». Le « tilt test » consiste à incliner l'échantillon jusqu'à ce que l'éponge supérieure glisse. L'angle d'inclinaison  $\alpha$  est alors noté et le JRC calculé avec l'équation (2.9). Le « tilt test » est valable pour les

valeurs de  $JRC < 8$ . Si le joint a une rugosité assez importante, c.-à-d.  $8 \leq JRC \leq 12$ , l'éponte supérieure peut basculer au lieu de glisser. Dans ce cas le « push test » est suggéré : le joint est généralement à l'horizontal et l'éponte supérieure est soumise à une force parallèle au joint. La contrainte normale est induite par le seul poids de l'éponte supérieure. La contrainte tangentielle faisant glisser l'éponte supérieure est utilisée dans l'équation (2.10) pour calculer le JRC.

$$JRC = \frac{\alpha - \phi_r}{\log\left(\frac{JCS}{\sigma_N}\right)} \quad (2.9)$$

$$JRC = \frac{\arctan(\tau_p/\sigma_N) - \phi_r}{\log_{10}\left(\frac{JCS}{\sigma_N}\right)} \quad (2.10)$$

Les équations (2.9) et (2.10) comportent cependant des paramètres mécaniques ( $\phi_r$  et  $JCS$ ) généralement impossibles à mesurer précisément étant donné les variations naturelles. Ces paramètres induisent donc une imprécision additionnelle dans la détermination du JRC.

Certains chercheurs ont développé des équations empiriques destinées à estimer le JRC à partir de l'indice  $Z_2$  (ex. : Tse et Cruden, 1979) ou à partir de  $D$ , la dimension fractale (ex. : Lee et al., 1990), mais ces équations donnent des résultats parfois très douteux, bien supérieurs à 20.

Finalement, le JRC estimé visuellement dans une direction ne permet pas de tenir compte d'une possible anisotropie de sens. De plus, le JRC ne renseigne aucunement sur la présence de structures morphologiques de diverses échelles.

## 2.3 Méthodes d'analyse statistique de la rugosité : hauteur, courbure et angularité des aspérités

La description statistique se fait en termes de fonctions de densité de probabilité et de fonctions de répartition empiriques (histogrammes et histogrammes cumulés) de la variable considérée (Gentier, 1987). Pour tenir compte de différents aspects de la rugosité, les variables considérées sont au nombre de trois :

- la hauteur  $z(x_i)$  des profils ;
- le rayon de courbure  $r$  des aspérités ;
- l'angle  $\alpha$  que fait chaque élément du profil avec la trace du plan moyen.

### 2.3.1 Distribution des hauteurs

Ces distributions sont caractérisées par les paramètres classiques suivants :

- la moyenne :

$$\overline{z(x)} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N z(x_i) \quad (2.11)$$

- la variance (ou moment d'ordre 2 centré) :

$$\sigma^2 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (z(x_i) - \overline{z(x)})^2 \quad (2.12)$$

- l'écart-type :

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (z(x_i) - \bar{z}(x))^2} \quad (2.13)$$

- le coefficient de variation :

$$CV = \frac{\sigma}{\bar{z}(x)} \quad (2.14)$$

- le coefficient de dissymétrie (moment centré d'ordre 3) :

$$a_3 = \frac{1}{N\sigma^3} \sum_{i=1}^N (z(x_i) - \bar{z}(x))^3 \quad (2.15)$$

- le coefficient d'aplatissement (moment centré d'ordre 4) :

$$a_4 = \frac{1}{N\sigma^4} \sum_{i=1}^N (z(x_i) - \bar{z}(x))^4 \quad (2.16)$$

Le coefficient  $a_3$  mesure le degré de symétrie d'une distribution. Pour une distribution parfaitement symétrique comme la loi normale le coefficient  $a_3$  est nul, pour une dissymétrie (c.-à-d. également) à droite  $a_3 > 0$ , et pour une dissymétrie à gauche  $a_3 < 0$ . Le coefficient  $a_4$  mesure le degré d'aplatissement d'une distribution. La notion d'aplatissement concerne la concentration des fréquences autour du mode, la loi Normale étant habituellement prise comme référence. Pour la loi Normale centrée réduite, le coefficient d'aplatissement  $a_4$  est égal à 3. Si le coefficient d'aplatissement est supérieur, on dit que la distribution est à forte concentration, elle est dite à faible concentration si le coefficient est inférieur à 3 (Gentier, 1987).

### 2.3.2 Distribution des rayons de courbure

Un pic est défini comme le point où la pente du profil passe du signe positif au signe négatif. Par analogie, une vallée correspond au passage d'une pente négative à une pente positive. Pour chacune de ces caractéristiques, pic ou vallée, on peut établir une distribution des hauteurs.

Le rayon de courbure de chaque pic est également une caractéristique morphologique importante contribuant à la notion de rugosité (Gentier, 1987). On cherche ici le rayon du cercle qui passe par le pic ou la vallée, selon le cas, et les deux points voisins distants du pas  $\Delta x$  du pic ou de la vallée. Les distributions des rayons de courbures sont caractérisées par les mêmes paramètres que les distributions des hauteurs, c.-à-d. moyenne, variance, etc, tels que vus à la section 2.3.1.

Le lecteur désirant obtenir plus de détails, particulièrement à propos des formules de calcul du rayon de courbure, est invité à se référer à la synthèse de Gentier (1987).

### 2.3.3 Méthodes d'analyse statistique de l'angularité

Pour faciliter la description de la morphologie de la fracture du point de vue de l'angularité, la surface de fracture est considérée comme un ensemble de facettes planes pouvant prendre toutes les orientations possibles. L'intersection d'une telle surface avec un plan vertical donne une série de petits segments formant la ligne de fracture (ou profil). La pente (ou inclinaison) de ces segments est fonction de la distribution des facettes sur la surface totale. C'est sur l'analyse de la distribution angulaire de ces segments que reposent les méthodes d'analyse statistique de l'angularité. Cependant, cette étude soulève le problème du passage de la distribution des angles mesurés sur chaque profil (en 2D) à la distribution des angles vrais des facettes sur la surface complète (en 3D).

### 2.3.3.1 Distributions angulaires du profil (en 2D)

L'angle étudié est celui que fait chaque segment avec le plan moyen de la fracture. Les profils étant numérisés à pas  $\Delta x$  constant, tous les segments ont la même longueur projetée sur la trace du plan moyen (Figure 2.1). La valeur angulaire est obtenue par la relation :

$$\alpha_i = \arctg\left(\frac{z(x_{i+1}) - z(x_i)}{\Delta x}\right) \quad (2.17)$$

Les distributions angulaires sont calculées entre  $-90^\circ$  et  $+90^\circ$ .

L'analyse statistique des données directionnelles, initialement développées pour les mesures structurales, est particulière. Les notions requises sont présentées dans le livre de Mardia (1972). Gentier (1987) en présente les principaux éléments. Les éléments présentés ci-dessous sont largement inspirés de ce résumé.

Dans le cas des données directionnelles, les techniques d'analyse linéaire (moyenne arithmétique, variance, ...) ne peuvent être utilisées sans risque et conduisent souvent à des paradoxes (Mardia, 1972). Pour le traitement statistique de ces données on a recours à des techniques particulières d'analyse. En résumé, ces techniques mènent aux équations suivantes :

- direction moyenne ( $\bar{\alpha}_0$ ) :

$$\bar{\alpha}_0 = \arctan \frac{\bar{S}}{\bar{C}} \quad (2.18)$$

$$\text{où } \bar{C} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \cos \alpha_i \quad (2.19)$$

$$\bar{S} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \sin \alpha_i \quad (2.20)$$

N : nombre de segments

$$\text{avec } -\pi/2 < \bar{\alpha}_0 < \pi/2$$

- variance circulaire ( $S_0$ ) :

On démontre que la variance circulaire ( $S_0$ ) est de la forme :

$$S_0 = 1 - \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \cos(\alpha_i - \bar{\alpha}_0) \quad (2.21)$$

$S_0$  est comprise entre 0 et 1.

Une transformation de  $S_0$  sur l'intervalle  $(0, \infty)$  est donnée par :

$$s_0 = (-2 \log_e (1 - S_0))^{1/2} \quad (2.22)$$

$s_0$  est analogue à l'écart-type linéaire ; elle donne directement un angle. Si l'intervalle d'étude de  $\alpha$  est  $(0, 2\pi/l)$  alors :

$$s_0 = (-2 \log_e (1 - S_0))^{1/2} / l \quad (2.23)$$

$s_0$  a peu d'intérêt pour les investigations théoriques (Gentier, 1987).

### 2.3.3.2 Distribution angulaire en 3D de la surface de la fracture

L'étude de la morphologie 3D des fractures, particulièrement en regard de l'angularité, est très importante pour la détermination de la résistance en cisaillement des fractures rocheuses puisque ce sont les pendages réels qui contrôlent la dilatance avec la hauteur des aspérités. La dilatance est un paramètre majeur de la résistance, et la majorité des critères de rupture en tiennent compte (§ 3).

Les distributions précédentes (en 2D), issues de profils de rugosité, ne représentent en fait que la distribution des " pentes apparentes ". En effet, la probabilité que toutes les facettes soient interceptées selon le plan vertical contenant leur pente maximale, c.-à-d. leur " pente réelle ", par le plan vertical contenant le profil de rugosité est très faible dans le cas des surfaces irrégulières. L'intersection d'une facette par un plan vertical quelconque ne donnant que des pentes inférieures (apparents) ou égaux à la pente réelle, on est conduit à sous-estimer le pente (Figure 2.2).

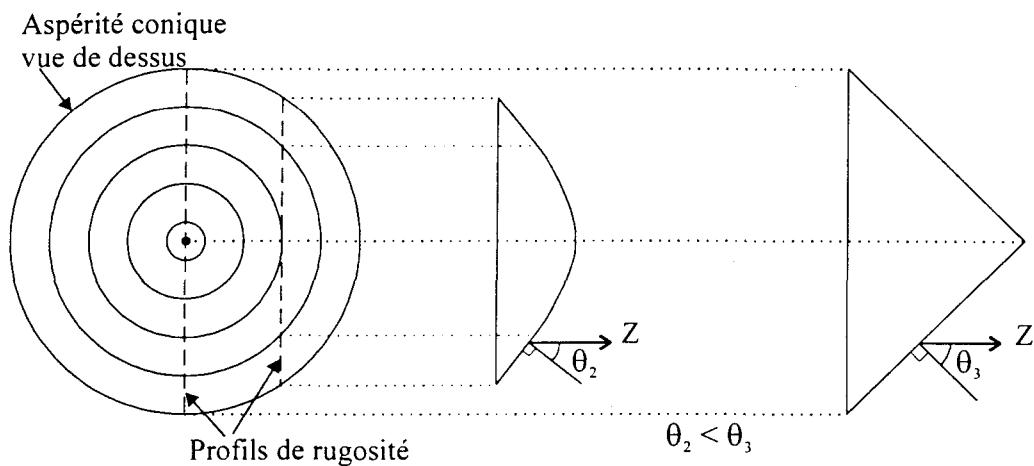


Figure 2.2 : Définition des colatitudes vraies ( $\theta_3$ ) et apparentes ( $\theta_2$ ) sur une aspérité modèle où l'aspérité a la forme d'un cône vu de dessus.

Scriven et Williams (1965) ont mis au point une méthode de reconstruction d'une distribution des colatitudes vraies,  $\theta$ , à partir de la distribution des colatitudes apparentes,  $\psi$ , pour des surfaces répondant aux critères suivants (Figure 2.3) :

- la surface admet un axe de symétrie qui est la normale au plan moyen ;
- les inclinaisons vraies  $\theta$  et les azimuts  $\phi$  des facettes sont des variables indépendantes ;
- les azimuts  $\phi$  des facettes suivent une loi de distribution uniforme sur  $[0, 2\pi]$  ;
- les facettes ont des dimensions finies ;
- la distribution des colatitudes  $\theta$  est symétrique par rapport à la normale à l'axe Z ( $\theta$  et  $\pi - \theta$  sont équiprobables). La distribution des  $\theta$  est donc comprise entre 0 et  $\pi/2$ .

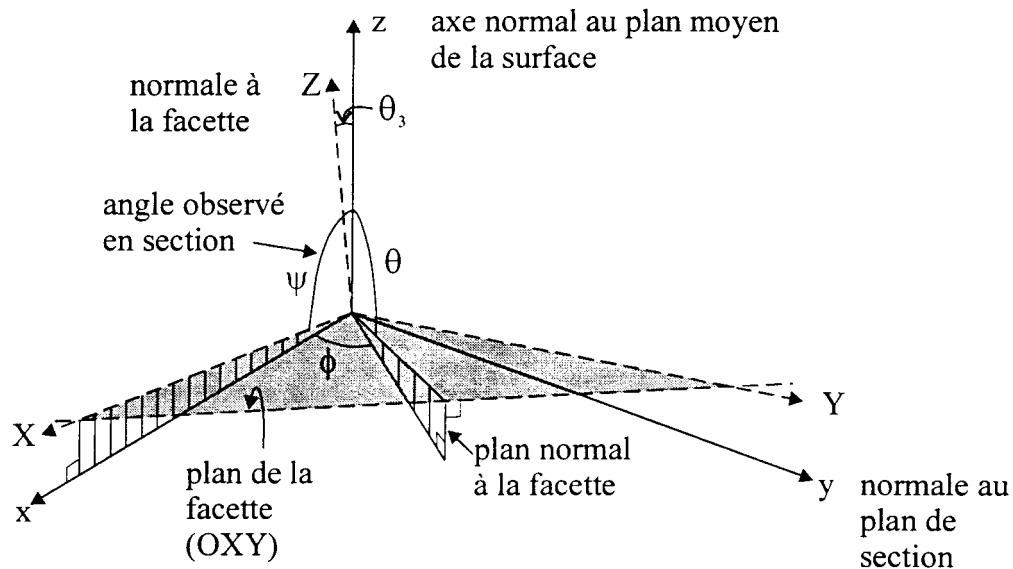


Figure 2.3 : Définitions des axes et des angles de Scriven et Williams (1965) et  $\theta_3$  tel que défini dans la présente étude.

À noter que les colatitudes  $\theta_2$  et  $\theta_3$  ne correspondent pas tout à fait aux angles  $\psi$  et  $\theta$

respectivement de Scriven et Williams (Figure 2.3).  $\theta_2$  est le complément de  $\psi$  et  $\theta_3$  est le complément de  $\theta$ . Cette différence est sans conséquence puisque selon la cinquième condition, donnée précédemment,  $\theta$  et  $\pi - \theta = \theta_3$  sont équiprobables. Donc la méthode s'applique aussi bien à  $\theta_3$  qu'à  $\theta$ .

La méthode de Scriven et Williams est résumée à l'Annexe 1.

À des fins de modélisation pour le comportement mécanique, il est intéressant de pouvoir ajuster les distributions expérimentales à un modèle de distribution théorique des éléments de facettes constituant la surface de fracture. Riss et Gentier (1990) développent un modèle théorique qui est une généralisation des lois de distribution sphérique classiques : loi de Fisher et de Dimroth-Watson. Riss et Gentier (1990) proposent également deux méthodes d'ajustement du modèle théorique aux distributions expérimentales : la méthode directe (§ 2.3.3.3) et la méthode inverse (§ 2.3.3.4).

### **2.3.3.3 Ajustement d'un modèle théorique aux distributions expérimentales : méthode DIRECTE**

L'ajustement de la distribution des colatitudes  $f(\theta_3)$  est fondé sur une méthode de stationnarité de la vraisemblance (Riss et Gentier, 1990). La loi théorique généralisée choisie est :

$$f(\theta_3) = \frac{e^{\kappa \cos^\beta \theta_3} \sin \theta_3 d\theta_3}{\int_0^1 e^{\kappa t^\beta} dt} \quad (2.24)$$

où les paramètres  $\kappa$  et  $\beta$  permettent de moduler la forme des distributions (aplatissement, concentration, longueur et importance des classes marginales, ...). Le paramètre de concentration  $\kappa$  est une grandeur positive et  $\beta$  est supérieur ou égal à 1.

### 2.3.3.4 Ajustement d'un modèle théorique aux distributions expérimentales : méthode INVERSE

Cette méthode consiste à effectuer le test d'ajustement entre la distribution expérimentale 2D et la distribution 2D déduite d'un modèle  $f(\theta_3\{\beta, \kappa\})$  théorique 3D au moyen de :

$$F(\theta_2) = \frac{2}{\pi \cos^2 \theta_2} \int_0^{\theta_2} \frac{f(\theta_3\{\beta, \kappa\}) \cos \theta_3 d\theta_3}{(\tan^2 \theta_3 - \tan^2 \theta_2)^{1/2}} \quad (2.25)$$

la fonction de répartition des colatitudes apparentes étant obtenue par intégration et normalisation à 1 de l'éq. (2.25).

L'adéquation est fondée sur un test du  $\chi^2$  ainsi que sur l'égalité des paramètres de rugosité linéaire  $R_L$  et  $Z_2$  (Riss et Gentier, 1990).

### 2.3.4 Relations entre l'angularité et les indices de rugosité $R_L$ et $R_A$

#### 2.3.4.1 Estimation de la rugosité linéaire : paramètres $R_L$ et $Z_2$

Pour des profils à pas  $\Delta x$  constant, les relations entre les paramètres  $R_L$  et  $Z_2$  et la densité de probabilité  $f(\theta_2)$  sont :

$$R_L (\Delta x \text{ constant}) = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \frac{1}{\cos \theta_{2i}} ; = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} f(\theta_2) \frac{1}{\cos \theta_2} d\theta_2 \quad (2.26)$$

$$Z_2 = \left( \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \tan^2 \theta_{2i} \right)^{1/2} ; = \left( \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \tan^2 \theta_2 f(\theta_2) d\theta_2 \right)^{1/2} \quad (2.27)$$

avec N égal au nombre total de segments du profil.

Les paramètres de rugosité linéaire résument mais amputent les informations contenues dans la loi de distribution des inclinaisons. La description quantitative d'un profil au moyen d'une loi de distribution des angles  $\theta_2$  d'où l'on sait pouvoir déduire  $R_L$  et  $Z_2$  est donc plus riche que la simple donnée de ces paramètres (Riss et Gentier, 1990).

À priori, la définition de la rugosité linéaire n'implique aucun choix de l'orientation du profil. Cependant, la direction d'échantillonnage peut être imposée par une étude mécanique (essai de cisaillement par exemple). Lorsqu'une étude directionnelle n'est pas nécessaire, on est amené à définir une rugosité moyenne de plusieurs directions (Riss et Gentier, 1990).

#### 2.3.4.2 Estimation de la rugosité aréale ( $R_A$ )

Le principe de polygonisation des profils ( $\Delta x$  constant) est transposable aux épontes. Les facettes planes ont une aire  $\Delta S$  et une倾inclusion  $\theta_3$  variables, mais leurs projections sur le plan moyen ont une aire  $\Delta S'$  constante. Par analogie avec l'éq. (2.26), la rugosité aréale d'une surface "polygonisée" s'écrit :

$$R_A[\Delta S'] = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \frac{1}{\cos\theta_{3i}} ; = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} f(\theta_3) \frac{1}{\cos\theta_3} d\theta_3 \quad (2.28)$$

$R_A$  est une borne inférieure de la rugosité vraie. Cette borne résume mais ampute les informations contenues dans la description des inclinaisons des facettes  $f(\theta_3)$ . La description quantitative d'une surface d'éponge par une loi  $f(\theta_3)$  est donc bien plus riche que la seule estimation de la rugosité aréale (Riss et Gentier, 1990).

### 2.3.5 Conclusions sur les méthodes d'analyse statistique de la rugosité

Pour tenir compte de différents aspects de la rugosité, trois variables sont considérées : la hauteur, le rayon de courbure des aspérités et l'angularité des facettes le long d'un profil. Si la hauteur et l'angularité des aspérités ont un effet reconnu sur le comportement mécanique des fractures rocheuses en cisaillement, il en est autrement avec le rayon de courbure des aspérités qui n'est que très rarement utilisé et dont le rôle sur le comportement mécanique en cisaillement n'a pas encore été mis en évidence.

La description statistique des trois variables hauteur, courbure et angularité est réalisée à partir des histogrammes et histogrammes cumulés respectifs dont la simple analyse visuelle permet d'apprécier certaines caractéristiques importantes telles : la présence et l'importance de valeurs extrêmes, la concentration et la dissymétrie des données, et l'existence ou non d'une bimodalité. Toutes ces caractéristiques ont une influence plus ou moins déterminante sur le comportement mécanique des fractures rocheuses, et elles peuvent être quantifiées et interprétées, dans une certaine mesure, avec le calcul des paramètres classiques (moyenne, variance, écart-type, coefficient de variation et les coefficients de dissymétrie et d'aplatissement). Cependant, il y a encore place à la recherche afin de faire les liens possibles entre les valeurs extrêmes, et leur importance, dans les distributions statistiques et la présence ou non de structures morphologiques de diverses échelles.

Donc, bien que fournissant des informations uniques, la seule analyse statistique des variables hauteur, courbure et aspérité peut ne pas fournir toutes les données requises dans une étude mécanique. Ces informations peuvent alors être couplées à celles provenant d'une autre source : les indices de rugosité (§ 2.2) et/ou l'analyse spatiale (§ 2.4).

Les règles définissant l'utilisation judicieuse des indices de rugosité et/ou l'analyse spatiale en complément de l'analyse statistique ne sont pas encore établies précisément. Il faut néanmoins mentionner que le comportement des fractures rocheuses en cisaillement

n'est pas encore totalement compris. Et tant que toutes les influences qu'ont les différents aspects de la morphologie ne seront pas bien déterminées, il sera difficile de connaître précisément les besoins d'une étude mécanique, spécialement lorsqu'il s'agit d'élaborer une loi de comportement mécanique théoriquement valable, et donc de formuler la bonne combinaison d'informations morphologiques adaptée aux besoins variés.

L'analyse statistique de l'angularité des aspérités est généralement faite à partir et limitée aux seules données disponibles que sont les angles des segments des profils (2D) qui sous-estiment l'angularité vraie (3D) des aspérités. La méthode de Scriven et Williams (1965) apporte une solution à ce problème en fournissant une estimation des valeurs vraies, sous forme de distribution de fréquence, déterminantes sur le comportement mécanique des fractures. Cependant l'applicabilité de la méthode de Scriven et Williams (1965) est assujettie à certaines conditions contraignantes qui peuvent empêcher l'utilisation de la méthode à certaines occasions, comme par exemple : a) les azimuts  $\phi$  des facettes doivent suivre une loi de distribution uniforme sur  $[0, 2\pi]$ , et b) la distribution des colatitudes  $\theta$  doit être symétrique par rapport à la normale à l'axe Z ( $\theta$  et  $\pi - \theta$  sont équiprobables). Ainsi, la méthode de Scriven et Williams (1965) n'est donc pas applicable aux surfaces dont la géométrie est affectée par la présence d'une ondulation de la surface (donc avec allongement préférentiel) ou simplement par une anisotropie due à la forme allongée des aspérités.

## 2.4 Analyse spatiale géostatistique

Les indices de rugosité et les méthodes d'analyse statistique de la rugosité traitent les données de hauteur, de courbure et d'angularité des aspérités indépendamment de leurs positions respectives. À l'opposé, l'analyse spatiale repose sur la notion de dépendance spatiale des individus  $z$  (hauteur), et aussi parfois des  $dz/dx$  (la dérivée première). Autrement dit,  $z$  n'est pas distribué de façon aléatoire dans l'espace et sa fonction  $Z(x)$ , représentant la hauteur des profils, peut avoir une structure spatiale qu'une méthode d'analyse spatiale peut mettre en évidence. De plus, l'approche spatiale peut fournir des

informations sur la présence de structures plus importantes, si elles ont une tendance périodique (Sabbadini, 1994).

Les nombreuses méthodes d'analyse spatiale sont :

- l'analyse géostatistique (Gentier, 1987) ;
- l'étude des fonctions d'autocovariance et d'autocorrélation (Gentier, 1987) ;
- l'analyse spectrale (Sabbadini, 1994) ;
- l'analyse fractale où la dimension fractale peut être calculée à partir du variogramme expérimental (analyse géostatistique) ou à partir des méthodes spectrales (Sabbadini, 1994 ; Brown, 1987 ; Power et Tullis, 1991) ;
- le calcul de l'exposant de rugosité (différentes méthodes possibles) (Feder, 1988).

Parmi ces méthodes, seule l'analyse géostatistique est présentée et utilisée dans cette étude. Cette méthode, similaire à l'étude des fonctions d'autocovariance et d'autocorrélation, permet avec le calcul du variogramme de déceler la présence de structures (au sens géostatistique) de diverses échelles. Le calcul du variogramme ordinaire permet également de reconstruire la topographie de la surface grâce au "krigeage" (§ 2.4.9). De plus, l'analyse géostatistique permet le calcul du variogramme généralisé.

#### **2.4.1 Notions générales relatives à l'analyse géostatistique**

Au cours des années 60, G. Matheron développe la théorie des variables régionalisées. L'application de cette théorie aux sciences de la terre (ex.: estimation des gisements à partir de données fragmentaires) est communément appelée géostatistique.

Matheron (1970) applique le terme "régionalisé" aux phénomènes naturels se déployant dans l'espace (et/ou le temps) et y manifestant une certaine structure. Une variable caractérisant un tel phénomène est appelée "variable régionalisée" (VR). Il s'agit là d'un terme neutre, purement descriptif.

Du point de vue mathématique, une VR est simplement une fonction  $Z(x)$  donnant la valeur d'une caractéristique  $z$  au point  $x$  du phénomène étudié. En général, elle est fort irrégulière. Par exemple : une teneur dans un gisement minier. Elle se rencontre sous deux aspects contradictoires (ou complémentaires) :

- a) un aspect aléatoire manifestant une haute irrégularité et des variations imprévisibles d'un point à l'autre ;
- b) un aspect structuré reflétant à sa manière les caractéristiques structurales du phénomène régionalisé.

Les buts principaux de la théorie des VR sont :

- a) sur le plan théorique, exprimer les caractéristiques structurales sous une forme mathématique adéquate ;
- b) sur le plan pratique, résoudre le problème de l'estimation d'une VR à partir d'un échantillonnage fragmentaire.

Sur les surfaces de joints, les profils de rugosité sont assimilables à des fonctions  $Z(x)$  représentant la hauteur de ces surfaces. Ces fonctions  $Z(x)$  montrant des structures spatiales quantifiables, il est donc possible d'appliquer les méthodes géostatistiques à la caractérisation des profils afin de quantifier ces structures et de modéliser la surface de fracture.

#### **2.4.2 Méthodes transitives et théorie intrinsèque**

Pour atteindre les buts de la théorie des VR, nous disposons de deux groupes de méthodes :

- a) méthodes transitives : absolument générales, elles ne nécessitent aucune hypothèse

- de nature probabiliste ni aucune hypothèse de stationnarité ;
- b) théorie intrinsèque : c'est une application de la théorie des fonctions aléatoires ; on introduit donc des interprétations probabilistes, et même une certaine hypothèse de stationnarité. Par cette méthode on associe une VR à la réalisation d'une fonction aléatoire (FA).

Du point de vue théorique, ces deux groupes de méthodes conduisent à des résultats équivalents.

Dans le groupe de méthodes appelées transitives, la VR est caractérisée par son covariogramme transitif  $g(h)$  non probabiliste, qui résume les caractères structuraux essentiels et permet, si on le connaît, de résoudre entièrement certains problèmes pratiques comme celui de l'estimation. Le covariogramme transitif de cette VR est la fonction  $g(h)$  définie par :

$$g(h) = \int f(x) f(x+h) dx \quad (2.29)$$

où  $f(x)$  est une VR nulle à l'intérieur d'un champ  $V$  borné.

Cependant, il n'est pas possible de déterminer ce  $g(h)$  à partir de données expérimentales fragmentaires. De plus, si l'on doit, par exemple, calculer une variance d'estimation, il devient nécessaire d'introduire un certain type d'hypothèses concernant le comportement analytique du  $g(h)$  au voisinage de l'origine.

Ces hypothèses sont analogues à des hypothèses probabilistes ce qui nous amène aux méthodes probabilistes et aux fonctions aléatoires. Dans ce cas, on traite la VR  $z(x)$  comme une réalisation d'une fonction aléatoire  $Z(x)$ , c.-à-d. comme le résultat d'un tirage au sort dans un ensemble de fonctions (Delhomme, 1978).

### 2.4.3 Problème de l'inférence statistique

Comme Delhomme (1978) le fait remarquer, pour pouvoir appliquer les résultats de la théorie des FA, il faut pouvoir reconstituer la loi de la FA en question, ou du moins ses premiers moments : c'est ce qu'on appelle l'inférence statistique. À priori, ce n'est envisageable que si l'on connaît un nombre suffisant de réalisations. On peut estimer alors les caractéristiques de la FA à l'aide de moyennes sur l'ensemble des différents événements. Or, de nombreux phénomènes naturels ont une existence unique. Par exemple la surface d'une fracture rocheuse.

On peut toujours considérer le phénomène unique observé comme une réalisation donnée d'une FA, mais on ne peut pas en général déduire les moments d'une FA à partir d'une seule réalisation, pas plus qu'on peut calculer espérance, variance ou densité de probabilité d'une VA à partir du résultat numérique (par exemple 33) d'une épreuve unique.

L'inférence statistique requiert alors l'introduction d'hypothèses supplémentaires sur la FA. Ces hypothèses devant être malgré tout suffisamment faibles pour couvrir le plus grand nombre de problèmes pratiques possible. Tel est le but de l'hypothèse de stationnarité. Une FA stationnaire se répétant en quelque sorte elle-même dans l'espace, cette répétition rend à nouveau possible l'inférence statistique à partir d'une réalisation unique.

On dit qu'une FA est stationnaire si sa loi de probabilité (pour  $k$  points d'appui arbitraires) est invariante par translation (d'ensemble de ces points).

L'inférence statistique à partir d'une réalisation unique est alors possible, en remplaçant les moyennes que l'on est normalement appelé à faire sur l'ensemble des réalisations disponibles, par des moyennes spatiales sur l'unique réalisation.

## 2.4.4 Inférence statistique dans le cadre de l'hypothèse intrinsèque

### 2.4.4.1 Stationnarité d'ordre 2

En pratique, on se limite généralement à faire l'hypothèse de la stationnarité d'ordre 2. Dans ce cas, on impose seulement la stationnarité (être invariant par translation de points) aux deux premiers moments de la loi, c'est-à-dire que :

- l'espérance mathématique est une constante :

$$E[Z(x)] = m(x) = m \quad (m \text{ indépendante de } x) \quad (2.30)$$

- la covariance entre deux points d'appui  $x$  et  $x'$  ne dépend pas séparément des deux points d'appui, mais seulement de la distance, c.-à-d. du vecteur  $x - x'$ , entre ces deux points d'appui :

$$E[(Z(x) - m)(Z(x') - m)] = C(x - x') \quad (2.31)$$

et particulièrement

$$E[(Z(x) - m)^2] = \text{var}[Z(x)] = C(0) \quad (\text{indépendante de } x) \quad (2.32)$$

En supposant l'existence d'une variance a priori finie,  $C(0)$ , dans certains cas cette hypothèse est trop restrictive. C'est le cas lorsque la variance de la VR dans un domaine ne cesse de croître lorsque la dimension du domaine augmente. On dit alors que la variance  $C(0)$  n'existe pas (est infinie).

Dans ce cas on remplace l'hypothèse stationnaire d'ordre 2 par une hypothèse plus

faible mais de signification analogue.

#### 2.4.4.2 Hypothèse intrinsèque

Même si la variance  $C(0)$  n'existe pas, il est possible que les accroissements  $Z(x+h) - Z(x)$  aient une espérance et une variance indépendantes du point d'appui  $x$  (mais dépendant de  $h$ ). Alors l'hypothèse intrinsèque est vérifiée si seuls les accroissements sont stationnaires d'ordre 2 c.-à-d. que pour tout vecteur  $h$ , ils possèdent une espérance mathématique nulle et une variance indépendante du point  $x$  :

$$E[Z(x + h) - Z(x)] = 0 \quad (2.33)$$

$$\text{Var}[Z(x + h) - Z(x)] = 2\gamma(h) \quad (2.34)$$

La fonction  $\gamma(h)$  s'appelle le variogramme. En pratique la théorie intrinsèque est plus faible mais plus facile à mettre en oeuvre que l'hypothèse de stationnarité, et c'est presque toujours elle que l'on utilise (Matheron, 1970).

Dans le cas de l'étude d'une surface de fracture, la fonction aléatoire correspond à l'ensemble des surfaces de fracture de même type qui admettent le même variogramme (Gentier, 1987). La variable régionalisée est une réalisation de la fonction aléatoire, ou encore le résultat d'un tirage au sort dans l'ensemble des surfaces de fractures possibles. Le tirage au sort fixant du même coup tous les points de la surface de fracture.

L'application de cette théorie à la surface de fracture a pour but de mettre en évidence les différentes structures constituant la morphologie de la fracture, d'estimer éventuellement la contribution de chacune de ces structures à l'ensemble et surtout de pouvoir via le krigeage avoir accès à une estimation de la hauteur en tous points de la

surface de l'éprouvette (Gentier, 1987).

### 2.4.5 Techniques de base de la géostatistique

#### 2.4.5.1 Le variogramme

En géostatistique, l'outil de base est le variogramme (appelé parfois le demi-variogramme). C'est une fonction représentant les variations du demi écart quadratique moyen de la variable régionalisée,  $z$ , entre deux points distants d'une longueur  $h$  (Figure 2.4).

Le variogramme d'une fonction aléatoire intrinsèque est :

$$\gamma(h) = \frac{1}{2} \text{var}[Z(x+h) - Z(x)] \quad (2.35)$$

Par ailleurs, comme on a supposé que :

$$E[Z(x+h) - Z(x)] = 0 \quad (2.36)$$

On peut également écrire cette expression sous la forme :

$$\gamma(h) = \frac{1}{2} E[(Z(x+h) - Z(x))^2] \quad (2.37)$$

En supposant l'hypothèse intrinsèque vérifiée, on estimera cette fonction  $\gamma(h)$  à partir des couples de points expérimentaux disponibles sur l'unique réalisation accessible (dans notre cas, la surface de fracture).

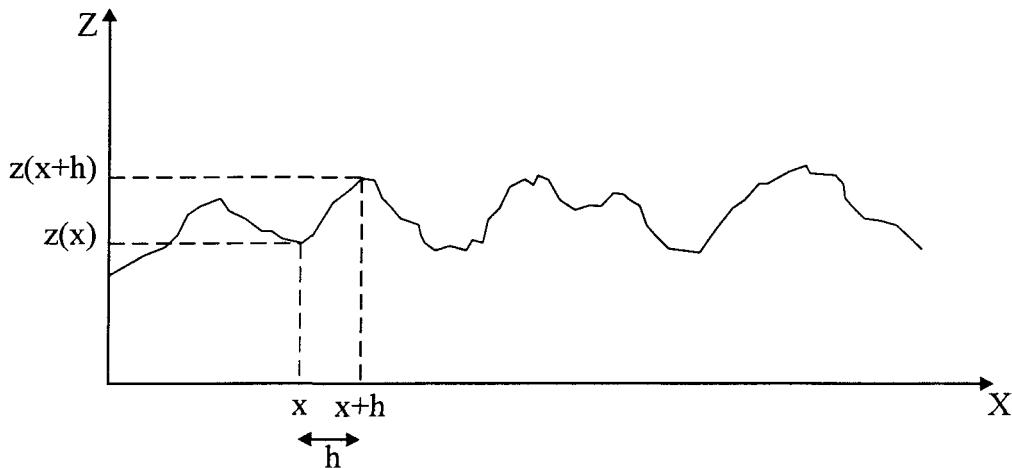


Figure 2.4 : Définition des variables introduites dans le calcul du variogramme (d'après Gentier, 1987).

#### 2.4.5.2 Calcul du variogramme

Le phénomène qui nous intéresse est bidimensionnel, mais a été échantillonné le long d'un profil, l'intervalle  $h$  considéré est un scalaire. Les points expérimentaux sur chaque profil étant alignés et régulièrement espacés, le variogramme est calculé pour des valeurs de pas  $h$  par la formule :

$$\gamma(h) = \frac{1}{2N(h)} \sum_{i=1}^{N(h)} (z(x_i + h) - z(x_i))^2 \quad (2.38)$$

où  $z(x_i)$  et  $z(x_i + h)$  sont les hauteurs le long du profil aux points  $x_i$  et  $x_i + h$  respectivement et  $N(h)$  le nombre de couples de points distants de  $h$ .

#### 2.4.5.3 Comportement du graphe

Normalement, le graphe de cette fonction se comporte de la façon suivante :

- a) il passe par l'origine, les écarts étant évidemment nuls pour  $h = 0$  :  $\gamma(0) = 0$  ;

- b) il croît ensuite, car les valeurs d'un phénomène diffèrent statistiquement de plus en plus (dans le cas général) à mesure qu'augmente la distance entre les points considérés.

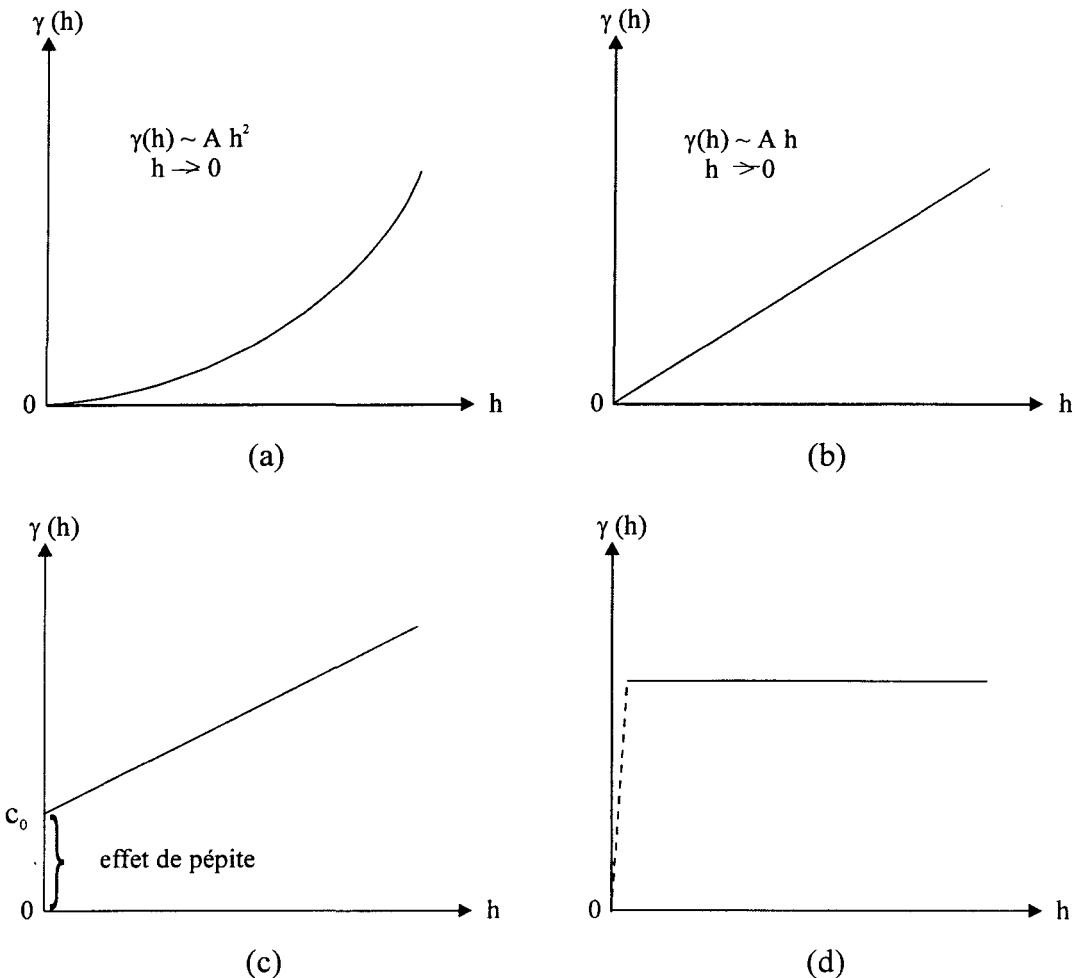
Cette croissance plus ou moins rapide, caractérise ainsi d'une manière statistique la façon dont se détériore l'information apportée par une mesure ponctuelle quand on s'éloigne de ce point connu.

L'examen du comportement du graphe de  $\gamma(h)$  est très important car le variogramme décrit synthétiquement la structure du phénomène étudié et permet la liaison entre cette structure et la précision avec laquelle pourront être résolus les différents problèmes d'interpolation et d'estimation posés. On étudie en particulier avec soin le comportement au voisinage de l'origine (c.-à-d. aux faibles distances) et à l'infini (c.-à-d. aux grandes distances).

#### **2.4.5.3.a Comportement à l'origine**

Il exprime la continuité (régularité statistique) de la VR. Par ordre de régularité décroissante, Delhomme (1978) en distingue classiquement quatre types (Figure 2.5) :

- a) Allure parabolique : caractérise une variable extrêmement régulière (dérivable en moyenne quadratique).
- b) Allure linéaire : correspond à une variable moins régulière qu'en a) (continue en moyenne quadratique mais non dérivable).
- c) Discontinuité à l'origine (effet de pépite) : signifie que la variable est très irrégulière (non continue en moyenne quadratique). Deux points distincts, mais très proches, présentent encore un écart, de variance au moins égale à l'effet de pépite  $c_0$ .
- d) Aspect plat (effet de pépite pur) : correspond au cas aléatoire pur.  $Z(x)$  et  $Z(x+h)$  sont sans corrélation quelle que soit leur distance  $h$  non nulle. Ceci est le cas limite de l'absence de structure.



- parabolique (forte continuité locale ou existence d'une dérive) ;
- linéaire (variable continue mais non différentiable) ;
- discontinu à l'origine (" effet de pépite ") ;
- constant (variable purement aléatoire).

Figure 2.5 : Comportement du variogramme à l'origine (d'après Magnan, 1982).

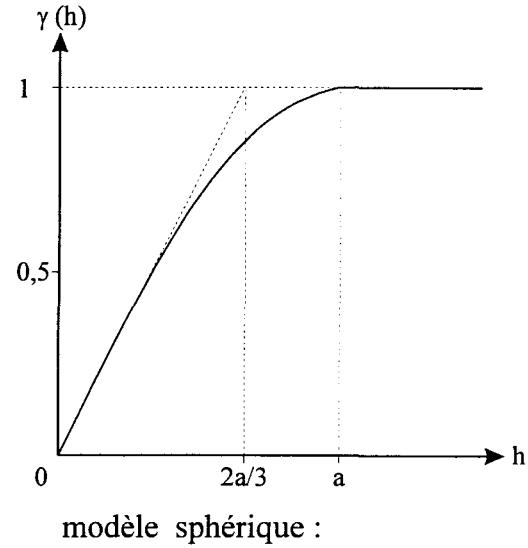
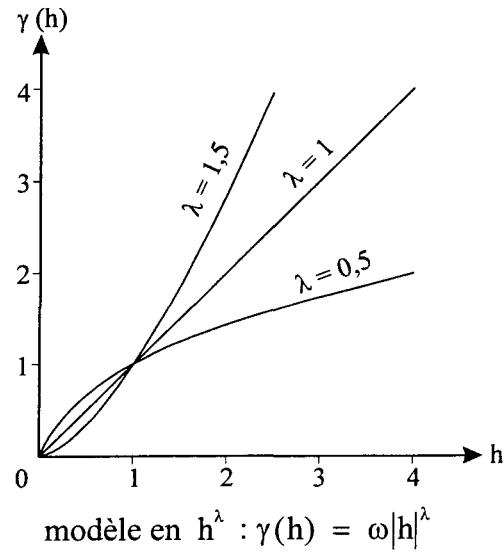
#### **2.4.5.3.b Comportement à l'infini**

Contrairement aux fonctions de covariance (ou de corrélation) qui demeurent nécessairement bornées, le variogramme peut, lui, continuer indéfiniment à croître. Mais il peut aussi se stabiliser autour d'une valeur limite, appelée " palier " qui n'est autre que la variance globale du phénomène, telle qu'on pourrait la déterminer en faisant abstraction de son organisation. La distance à laquelle ce palier est atteint est appelée " portée " ; elle renseigne sur l'extension de la zone d'influence d'un point expérimental. Aux distances supérieures à la portée, les corrélations sont nulles.

#### **2.4.5.4 Ajustement à un modèle**

La connaissance du variogramme permet d'apporter une solution optimale aux problèmes d'estimation linéaire (ex. : le krigeage ; § 2.4.9). Mais c'est le variogramme en tant que modèle mathématique qui intervient et non le variogramme expérimental. Lorsque l'on dispose d'un variogramme expérimental, on cherche donc à lui ajuster un modèle théorique.

Les modèles de variogramme les plus fréquemment utilisés sont les modèles en  $h^\lambda$  et les modèles sphérique, exponentiel et gaussien (Figure 2.6). Toutes les combinaisons linéaires de ces différents modèles sont également possibles (Figure 2.7) pourvu que les coefficients soient positifs.



$$\gamma(h) = \begin{cases} \omega \left[ \frac{3}{2} \frac{|h|}{a} - \frac{1}{2} \left( \frac{|h|}{a} \right)^3 \right] & h \leq a \\ \omega & h > a \end{cases}$$

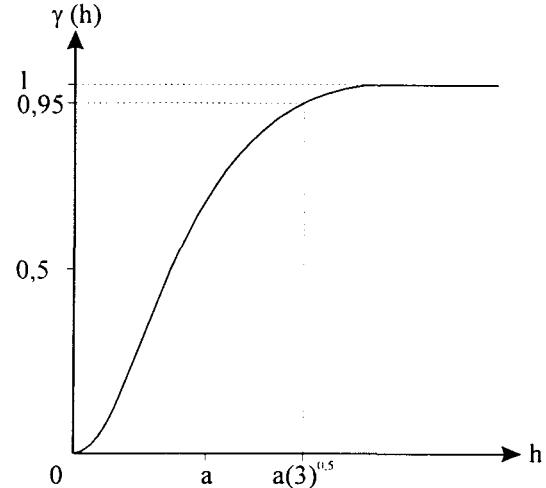
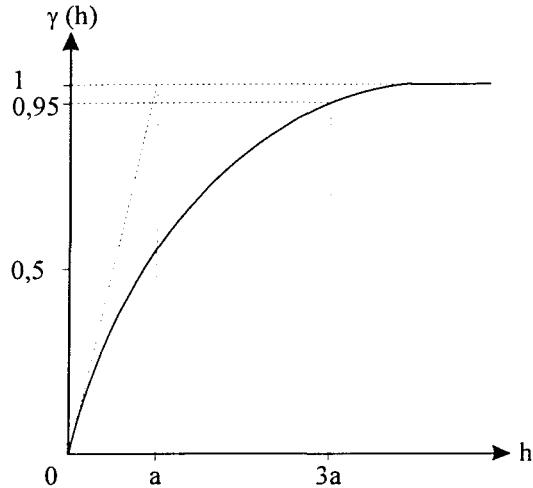


Figure 2.6 : Principaux modèles de variogrammes utilisés (d'après Delhomme, 1978).

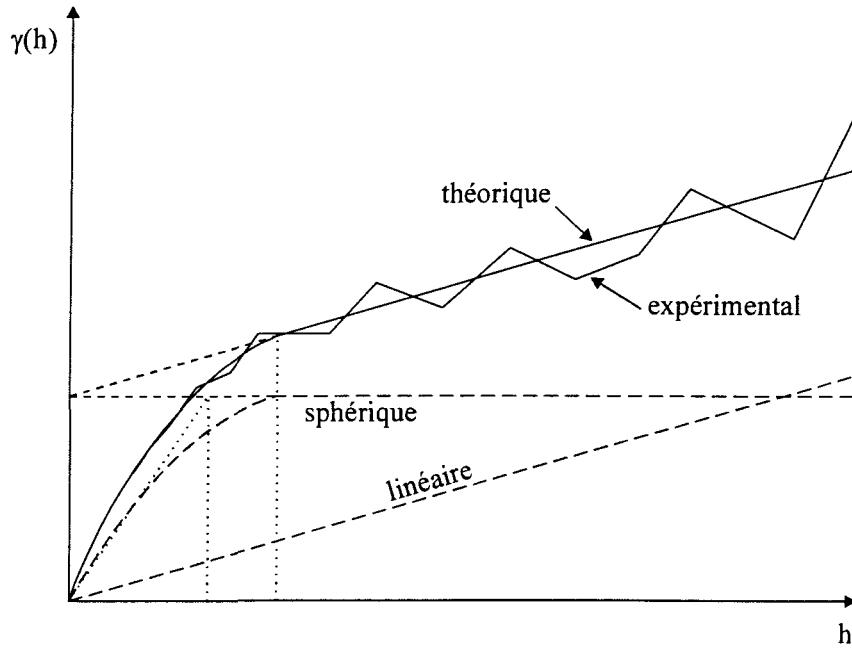


Figure 2.7 : Exemple d'ajustement à un modèle "linéaire + sphérique" (d'après Delhomme, 1978).

#### 2.4.6 Le variogramme généralisé

Tout ce qui a été vu jusqu'ici est applicable au calcul du variogramme  $\gamma(h)$  dans le cadre d'études de phénomènes sans dérive. En effet, la méthode décrite supposait une moyenne constante, c'est-à-dire des accroissements d'espérance nulle :

$$E[Z(x+h) - Z(x)] = 0 \quad (2.39)$$

Cependant, on est obligé de recourir à différentes méthodes lorsqu'on a affaire à des variables présentant une tendance générale linéaire, parabolique ou autre. Ces variables présentent une dérive qui se traduit par une moyenne fonction du point  $x$  :

$$E[Z(x)] = m(x) \neq \text{constante} \quad (2.40)$$

Cette moyenne n'étant pas constante, l'équation du variogramme s'écrit alors :

$$\begin{aligned} 2\gamma(h) &= \text{var}[Z(x+h) - Z(x)] \\ &= E[(Z(x+h) - Z(x))^2] - (E[Z(x+h) - Z(x)])^2 \\ &= E[(Z(x+h) - Z(x))^2] - [m(x+h) - m(x)]^2 \end{aligned} \quad (2.41)$$

où maintenant le deuxième terme de la différence n'est pas nul. En calculant le variogramme expérimental, on obtient en fait :

$$\gamma_{\text{exp}}(h) = \gamma_{\text{réel}}(h) + \frac{1}{2}[m(x+h) - m(x)]^2 \quad (2.42)$$

Il est donc la somme du variogramme réel et d'un terme lié à la dérive et fonction de  $h$ . Dans le cas d'une dérive linéaire, il se superpose ainsi une parabole au variogramme réel.

Le variogramme ainsi défini, le krigage et les simulations conditionnelles peuvent alors être généralisés à des fonctions aléatoires présentant une dérive. Toutefois, dans certains cas simples où la dérive n'est pas apparente dans une direction, on pourra estimer directement le variogramme réel en ne considérant que des couples de points orientés selon cette direction privilégiée et, ayant ajusté celui-ci à un modèle théorique, procéder au krigage.

Mais en dehors de ces cas simples, on ne peut accéder directement au variogramme réel.

Avant de présenter une méthode de calcul du variogramme réel, il faut préciser ce que signifie physiquement la "dérive" et comment s'en affranchir. À ce propos, Gentier (1987) considère que la notion de dérive ne peut présenter une signification réelle que si la fonction  $m(x)$  correspondante varie d'une manière continue et régulière relativement à

l'échelle à laquelle on travaille (et aux données expérimentalement disponibles) : si la fonction  $m(x)$  était irrégulière et chaotique à cette échelle, on devrait la considérer elle-même comme une réalisation d'une nouvelle fonction aléatoire. Du point de vue de l'interprétation physique, la notion de dérive est ainsi manifestement liée à celle d'échelle. Autrement dit, il est possible que la présence d'une dérive à l'échelle de l'étude considérée ne traduise que l'influence locale d'une structure régionale.

Pour s'en affranchir, on peut songer à estimer, dans un premier temps, la valeur de la dérive  $m(x)$  aux différents points expérimentaux, et calculer ensuite le variogramme à partir des résidus estimés  $Z(x_i) - m(x_i)$ . Ce variogramme dit des "résidus" est peu biaisé aux courtes distances et donne de bons résultats dans le cas où on a une belle dérive d'ensemble (Chilès, 1979). Par contre, il est très difficilement exploitable dès que le phénomène manifeste des tendances complexes, car aucune dérive simple ne colle bien à l'ensemble du domaine. Et c'est là le cas le plus fréquent (Chilès, 1979). Donc le variogramme des résidus ainsi obtenu constitue une estimation biaisée du variogramme réel. En particulier l'application des moindres carrés à l'estimation de la dérive ne constitue pas la meilleure solution possible et ne permet pas d'évaluer l'erreur que l'on commet en estimant la dérive à l'aide de ce polynôme car la variance des résidus n'est pas la variance d'estimation de  $Z(x)$  pas plus que la variance d'estimation de la dérive.

Une autre façon de contourner les effets de la dérive consiste à faire le calcul du variogramme généralisé. À la section 2.4.4.1, nous avons vu l'hypothèse de stationnarité des accroissements d'ordre 2. Dans le calcul du variogramme généralisé, on fait appel à une hypothèse plus générale : la stationnarité des accroissements d'ordre  $k$ . Pour expliquer ces notions, nous reprenons dans les pages suivantes le résumé fait par Gentier (1987).

La condition de régularité imposée a priori à la fonction  $m(x)$  pour que la notion de dérive ait un contenu physique réel, entraîne que, sur un certain voisinage d'un point  $x_0$  donné, la fonction  $m(x)$  peut être approchée avec une excellente précision par une fonction de la forme :

$$m(x) \cong f(x) = \sum_{i=1}^n a_i f^i(x) \quad l = 0, 1, \dots k - 1 \quad (2.43)$$

où les  $f^l(x)$  sont des fonctions connues (par exemple des polynômes, mais le plus souvent des monômes) et les  $a_i$  des coefficients inconnus. Le polynôme représentant la variation de la moyenne est d'ordre  $k - 1$ .

Exemples à une dimension :

a) Si la moyenne est constante :

$$m(x) = a_i f^i(x) = a_i \quad (2.44)$$

$$f^i(x) = x^0 = 1.$$

b) Si la moyenne est une fonction linéaire :

$$m(x) = \sum_{i=1}^2 a_i f^i(x) = a_1 + a_2 x \quad (2.45)$$

c) Si la moyenne est une fonction quadratique :

$$m(x) = \sum_{i=1}^3 a_i f^i(x) = a_1 + a_2 x + a_3 x^2 \quad (2.46)$$

La généralisation du krigage et des simulations conditionnelles à ce modèle ne pose pas de problème. Par exemple la condition de non biais :

$$\sum_i \lambda_i = 1$$

est remplacée par une condition par fonction de base de la dérive :

$$\sum_i \lambda_i f'(x_i) = f'(x) \quad (2.47)$$

où  $x$  est le point krigé.

Reste à déterminer le variogramme  $\gamma(h)$ . Pour cela, il faut être capable d'éliminer les effets de la dérive. Pour ce faire, on part de la constatation qu'un accroissement ordinaire permet de filtrer une constante. On cherche donc à généraliser la notion d'accroissement de façon à pouvoir filtrer une dérive polynomiale. Or une combinaison linéaire

$$\sum_{i=1}^n \lambda_i Z(x_i) \quad (2.48)$$

filtre une dérive  $m(x) = \sum a_i f'(x)$  si les  $\lambda_i$  vérifient :

$$\sum \lambda_i f'(x_i) = 0 \quad \text{pour tout } l$$

(on suppose toujours les  $f'$  fixés et les  $a_i$  inconnus). Si tel est le cas on dit que  $\sum \lambda_i Z(x_i)$  est une combinaison linéaire autorisée, en ce sens qu'elle est d'espérance nulle et qu'on sait calculer son moment d'ordre 2 (égal à sa variance). On démontre que si les  $f'$  sont les monômes définissant une dérive polynomiale de degré  $k$ , la combinaison linéaire autorisée la plus simple est de la forme :

$$\sum_{q=0}^{k+1} (-1)^q C_{k+1}^q Z(x + (k+1-q)h) \quad (2.49)$$

À noter que si la moyenne est constante l'accroissement est de l'ordre 0 et on retrouve  $Z(x+h) - Z(x)$ . Si la moyenne est une fonction linéaire, on trouve l'accroissement d'ordre 1, soit :

$$\sum_{q=0}^2 (-1)^q C_2^q Z(x + (2-q)h) = Z(x+2h) - 2Z(x+h) + Z(x) \quad (2.50)$$

On vérifie en particulier que :

$$\sum_{i=1}^3 \lambda_i = 1 - 2 + 1 = 0$$

et

$$\sum_{i=1}^3 \lambda_i f'(x_i) = x + 2h - 2(x+h) + x = 0$$

On a ainsi généralisé la notion d'accroissement. L'hypothèse minimale pour l'inférence statistique est alors la stationnarité des accroissements d'ordre  $k$ . C'est une hypothèse plus générale, et donc plus faible, que de supposer qu'on a affaire à la somme d'un modèle intrinsèque (accroissements de moyenne nulle et de variance  $2\gamma(h)$ ) et d'une dérive. Nous nous placerons dans ce dernier modèle, qui sera suffisant ici.

On définit alors le variogramme généralisé  $\Gamma(h)$  comme la variance de

l'accroissement d'ordre  $k$ , à un facteur de normation près :

$$\Gamma_k(h) = \frac{1}{M_k} \text{Var} \left[ \sum_{q=0}^{k+1} (-1)^q C_{k+1}^q Z(x + (k+1-q)h) \right] \quad (2.51)$$

avec  $M_k = C_{2k+2}^{k+1}$

où  $C_n^p = \frac{n!}{p!(n-p)!}$  où  $p \leq n$

Comme pour le variogramme d'ordre 0, le variogramme généralisé s'exprime linéairement à l'aide de la covariance  $C(h)$  par

$$\Gamma_k(h) = \frac{1}{M_k} \sum_{p=-k-1}^{k+1} (-1)^p C_{2k+2}^{k+1+p} C(ph) \quad (2.52)$$

Il se calcule de même à partir du variogramme ordinaire  $\gamma(h)$  en remplaçant dans l'éq.(2.52)  $C(ph)$  par  $\gamma(ph)$ . En pratique  $\Gamma(h)$  est assez voisin de  $\gamma(h)$  : effet de pépite, portées, paliers identiques, même comportement à l'origine (mais ici avec un coefficient multiplicatif plus faible).

Lorsqu'on a des données à maille régulière, on calcule le variogramme généralisé expérimental  $\Gamma^*(h)$  et on détermine le variogramme ordinaire  $\gamma(h)$  de façon à ce que le modèle théorique  $\Gamma(h)$  correspondant s'ajuste bien à  $\Gamma^*(h)$ .

Le calcul du variogramme généralisé évite le calcul d'une droite de référence par la méthode des moindres carrés, qui pour des estimations ultérieures donneraient des résultats biaisés.

### 2.4.7 Le variogramme moyen

Les valeurs de variance apparaissant sur un variogramme moyen sont les moyennes calculées à partir des variances à chaque profil pour le même pas  $h$ . Le variogramme moyen pour un nombre de profils donné est calculé pas à pas ( $h$ ) en additionnant les variances  $\gamma(h)_i$  correspondantes à ce pas pour chaque profil et en divisant par le nombre de profils. Pour le variogramme ordinaire :

$$\gamma(h)_{\text{moy}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \gamma(h)_i \quad (2.53)$$

où  $n$  est le nombre de profil.

### 2.4.8 Le variogramme de la dérivée première

L'angularité des aspérités, spécialement de celles sollicitées lors du cisaillement, est déterminante sur le comportement d'une fracture en cisaillement. Cette angularité, produite par les facettes des grains individuels, produit des variations de petites échelles à la surface de la fracture (Chilès et Gentier, 1992).

De plus, la détermination de  $\gamma(h)$  aux petites distances est très difficile lorsque la variable  $Z(x)$  est très régulière sur ces petites distances, c.-à-d.  $\gamma(h)$  augmente lentement, comme c'est le cas pour certaines fractures naturelles. Dans ce cas, le comportement de  $\gamma(h)$  au voisinage de l'origine est de la forme  $|h|^\alpha$  avec  $2 < \alpha < 4$ . De fortes fluctuations sur  $\gamma(h)$  sont néanmoins possibles aux courtes distances car  $Z(x)$  n'est pas micro-ergodique quand  $\alpha > 2$ . Mais le variogramme de la dérivée première,  $\gamma_u(h)$ , dont le comportement est de la forme  $|h|^{\alpha-2}$  peut être déterminé avec précision si les données nécessaires sont disponibles (Chilès et Gentier, 1992).

Pour modéliser ces variations de petites échelles, on a donc recours à l'étude combinée du variogramme des hauteurs et du variogramme de la dérivée première.

On ne dispose pas de mesure directe de la dérivée première, mais les profils sont recalculés à de courts intervalles réguliers. Il est alors possible de considérer une forme indirecte de la dérivée première. Ainsi, si  $x_0$  est le premier point d'un profil et  $u$  le vecteur représentant la distance d'un point au suivant ( $u = \Delta x$ ), la dérivée première en  $x$  est :

$$Z'_u(x) = [Z(x) - Z(x-u)]/|u| \quad (2.54)$$

Son variogramme,  $\gamma_u(h)$ , est donné par l'équation suivante :

$$\gamma_u(h) = [2\gamma(u) + 2\gamma(h) - \gamma(h-u) - \gamma(h+u)]/u^2 \quad (2.55)$$

déduite de celle de  $Z(x)$ .

En pratique, le variogramme de la dérivée première est très utile pour bien modéliser le variogramme expérimental de la hauteur car il permet de raffiner les ajustements aux pas  $h$  petits. C'est donc un outil avantageux puisque la variance aux petits pas  $h$  est très importante lors du krigeage (le krigeage attribue un poids plus élevé aux échantillons les plus rapprochés du point modélisé). S'il n'y a pas d'effet de pépite et que le variogramme croît très lentement à l'origine, un variogramme théorique peut sembler approprié alors que près de l'origine la variance expérimentale (qui est très petite) peut être grandement surestimée ou sous-estimée. Or cette différence est amplifiée entre les variogrammes de la dérivée première expérimental et théorique (calculé à partir du  $\gamma(h)$  théorique) à cause du paramètre  $\gamma(u)$  dans l'équation de  $\gamma_u(h)$ . Lorsque les  $\gamma_u(h)$  expérimental et théorique se superposent, alors il en est de même avec les  $\gamma(h)$  expérimental et théorique, alors que l'inverse (en apparence) n'est pas toujours vrai.

### 2.4.9 Le krigeage

Les concepts théoriques relatifs au krigeage ne s'inscrivent pas dans le cadre de la présente étude, aussi il ne sera pas décrit en détails.

Le krigeage permet de modéliser en tous points les valeurs d'une fonction aléatoire à partir du variogramme. Le krigeage revient à effectuer une pondération, c'est-à-dire à attribuer un poids  $\lambda_i$  à la valeur de chaque échantillon, ces poids étant calculés de manière à rendre minimale la variance d'estimation résultante. Le krigeage attribuera des poids faibles aux échantillons éloignés, et inversement.

La méthode du krigeage est souvent associée à l'acronyme B.L.U.E. pour « Best Linear Unbiased Estimator ». On dit du krigeage qu'il est "linéaire" car il est une combinaison linéaire pondérée des données disponibles ; il est "sans biais" puisqu'il tend à rendre  $m_R$ , la moyenne des résidus ou erreur, égale à zéro ; c'est le "meilleur" car il vise à minimiser  $\sigma_R^2$ , la variance des erreurs (également appelée "variance d'estimation"). Ce n'est cependant pas la seule méthode à être théoriquement sans biais, mais sa caractéristique distinctive est de minimiser la variance d'erreur.

Le lecteur désireux d'en connaître davantage est invité à consulter le volume "An Introduction to Applied Geostatistics" de Isaaks et Srivastava (1989). De plus, différents logiciels commercialisés permettent d'effectuer les calculs relatifs au krigeage parmi lesquels on retrouve les logiciels SURFER et GSLIB.

### 2.4.10 Conclusions relatives à l'analyse spatiale géostatistique

Le variogramme permet de mettre en évidence et d'une certaine façon de quantifier, par la portée et la variance, l'aspect structuré de la morphologie des épontes. Il peut également fournir des informations sur la présence de structures plus importantes si elles ont une tendance périodique. Il peut être calculé par profil ou pour l'ensemble de la surface

selon les besoins.

Les informations quantitatives et qualitatives (comportement à l'origine et à l'infini du variogramme, allure générale de la courbe) peuvent être utilisées pour étudier non seulement la morphologie initiale des épontes, mais également l'endommagement, c.-à-d. l'évolution de l'aspect structuré, de la morphologie de ces dernières au cours du cisaillement.

Une fois obtenu, le variogramme permet le krigeage de la surface des épontes à conditions que la densité de données soit suffisamment élevée pour permettre de bons résultats.

Ainsi donc, l'analyse spatiale géostatistique fournit des informations impossibles à obtenir avec les méthodes de d'analyse quantitative de la morphologie classiques. Toutefois, l'analyse géostatistique seule ne donne aucune information concernant les valeurs moyennes, extrêmes, etc. relatives à la hauteur ou à l'angularité des aspérités. Et bien que le variogramme de la dérivée première puisse être calculé, ce dernier ne permet pas d'établir une valeur d'angle utile dans les modélisations mécaniques. Toutefois cela pourrait venir en utilisant tous les outils qu'offre l'analyse spatiale géostatistique.

## CHAPITRE 3

### COMPORTEMENT MÉCANIQUE DES JOINTS ROCHEUX EN CISAILLEMENT : REVUE DES MODÈLES

#### 3.1 Notions générales

##### 3.1.1 Comportement mécanique des joints en cisaillement

Les épontes d'un joint en cours de cisaillement sont soumises à une contrainte normale ( $\sigma_N$ ), constante ou variable, ainsi qu'à une contrainte tangentielle ( $\tau$ ). Ces contraintes sont soit naturelles ou soit artificielles (in-situ ou essais de laboratoire). Sous l'effet de ces contraintes, les épontes subissent un déplacement relatif tangentiel ( $U$ ) et un déplacement relatif vertical ( $V$ ). La notation conventionnelle des contraintes  $\sigma_N$  et  $\tau$  est la suivante :  $\sigma_N = N/A$  et  $\tau = S/A$  où  $N$ ,  $S$  et  $A$  sont respectivement la force normale, la force tangentielle et l'aire (projétée) de la surface cisaillée (Figure 3.1a).

Seul le cas du cisaillement à contrainte normale constante (CNC) est présenté dans cette section. Le cas particulier des conditions de contrainte normale variable est discuté à la section 3.1.2.

Au cours du cisaillement, la contrainte tangentielle évolue beaucoup. Dans des conditions de contrainte normale constante, la courbe typique  $\tau = f(U)$  obtenue avec une surface rugueuse montre que la contrainte tangentielle (c.-à-d. la résistance en cisaillement) augmente à partir de zéro avec  $U$  jusqu'à une contrainte tangentielle maximale,  $\tau_p$ , correspondant au "pic" de la courbe (Figure 3.1a, courbe A). Le déplacement tangentiel correspondant au pic est noté  $U_p$ . Au-delà du pic,  $\tau$  diminue pour atteindre un niveau où elle devient à peu près constante. Il s'agit de la contrainte (de cisaillement) résiduelle,  $\tau_r$ .  $\tau_r$  est atteinte au déplacement  $U_r$ .

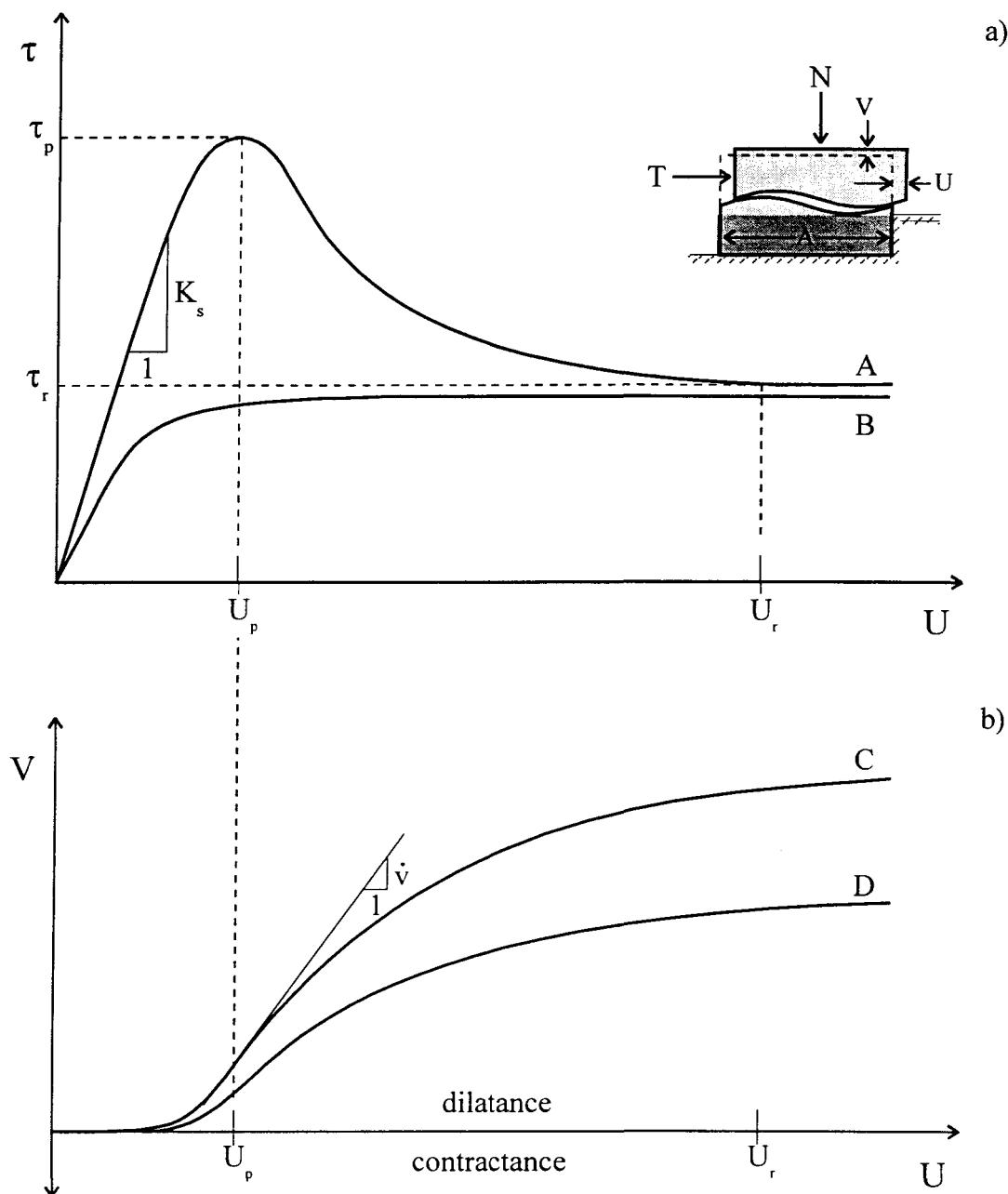


Figure 3.1 : Courbes de cisaillement typiques. a) Courbe de la résistance en cisaillement et b) courbe de dilatance.

Si la surface de cisaillement n'est pas rugueuse mais plutôt plane la courbe  $\tau = f(U)$  n'est plus marquée d'un pic bien défini mais elle atteint rapidement un plateau correspondant à  $\tau_r$  (Figure 3.1a, courbe B).

La pente de la portion linéaire de la courbe  $\tau = f(U)$  avant le pic correspond au module de rigidité tangentielle tangent,  $K_s$ .

La courbe  $V = f(U)$  (Figure 3.1b) est également utilisée pour décrire le comportement des joints en cisaillement. Cette courbe est communément appelée "courbe de dilatance". Le chevauchement des aspérités au cours du cisaillement entraîne généralement une augmentation de volume, c'est la dilatance. Plus rarement, il y a diminution de volume, c.-à-d. une dilatance négative, c'est la contractance. La dilatance est directement liée à l'existence d'une irrégularité de surface.

La pente de la courbe de dilatance ( $V = f(U)$ ) est égale au taux de dilatance,  $d_n$ . Au début d'un essai de cisaillement (surface rugueuse), la dilatance est généralement nulle ou légèrement négative (s'il y a calage des deux épontes). Ensuite, lorsque le frottement est mobilisé, la dilatance apparaît et le taux de dilatance maximal est rapidement atteint (partie linéaire de la courbe). Ce dernier est atteint au déplacement  $U_p$  et coïncide avec  $\tau_p$ , on fait généralement mention du taux de dilatance au pic, noté  $\dot{v}$ .

### 3.1.1.1 Résistance additionnelle due au chevauchement des aspérités

Le chevauchement des aspérités peut accroître la résistance au frottement des discontinuités rocheuses. Si on examine le cas d'une aspérité en coin ou en dent de scie (Figure 3.2a) faisant un angle  $i_o$  avec l'horizontale, on constate que la force résultante est inclinée d'un angle  $(\phi_\mu + i_o)$  par rapport à la verticale.  $\phi_\mu$  étant l'angle de frottement de la surface plane. Cette relation est démontrée par le développement suivant.

D'après la Figure 3.2b :

$$S' = N' \tan \phi_{\mu} \quad (3.1)$$

Lorsque le glissement s'amorce, les forces S et N sont liées par la relation :

$$\frac{S}{N} = \frac{S' \cos i_o + N' \sin i_o}{N' \cos i_o - S' \sin i_o} \quad (3.2)$$

En introduisant l'éq. (3.1) dans l'éq. (3.2) et en posant  $\phi = \tan^{-1}(S/N)$ , on obtient :

$$\frac{S}{N} = \tan \phi = \tan(\phi_{\mu} + i_o) \quad (3.3)$$

L'effet des aspérités inclinées avec un angle  $i_o$  est donc d'augmenter l'angle de frottement de  $i_o$  (Figure 3.2c).

La forme des aspérités est également associée à la dilatance :

$$V = U \tan i_o \quad (3.4)$$

Ce développement explique pourquoi les surfaces irrégulières montrent une augmentation de la résistance en cisaillement avec l'augmentation de la rugosité (ici nous faisons l'hypothèse que l'accroissement de l'inclinaison des facettes correspond à une augmentation de la rugosité).

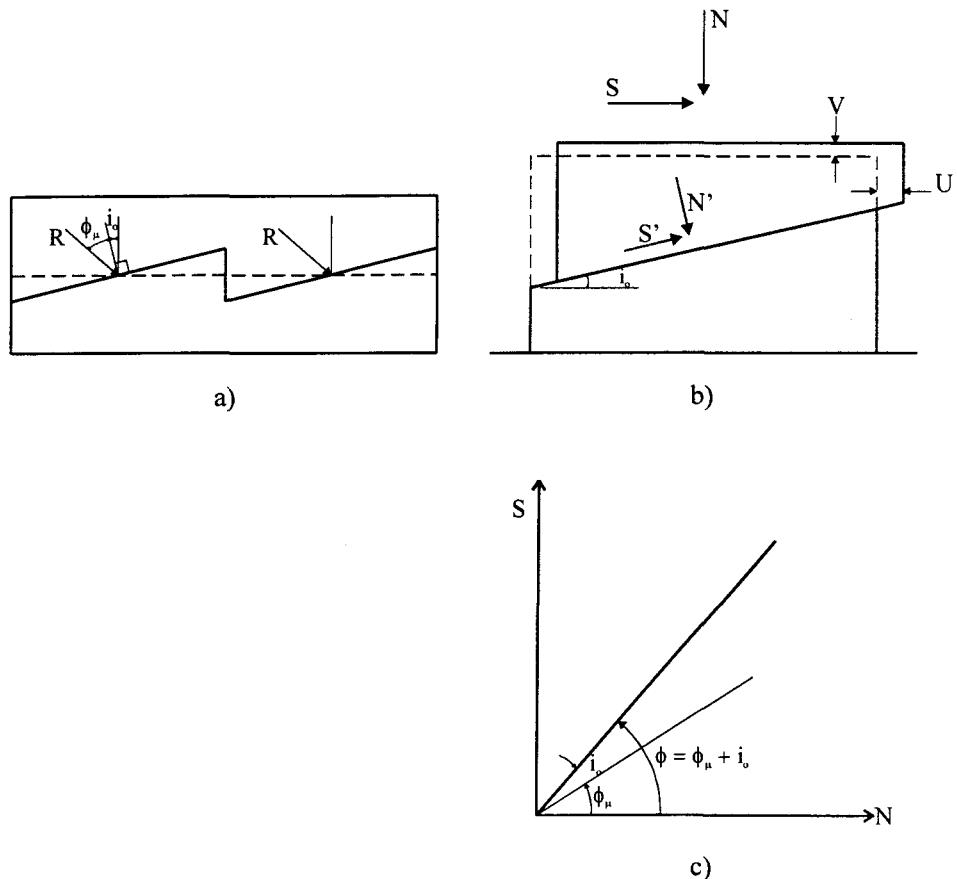


Figure 3.2 : Glissement sur des facettes d'aspérités inclinées (modifié de Goodman, 1976).

### 3.1.1.2 Effet du niveau de la contrainte normale

Généralement, peu importe le type de matériau et l'état des surfaces des éponges,  $\tau_p$  et  $\tau_r$  augmentent lorsque  $\sigma_N$  augmente (Figure 3.3). Aux  $\sigma_N$  très élevées, avoisinant la contrainte de transition,  $\sigma_T$  (§ 8.1.3), la courbe intrinsèque de la discontinuité rugueuse rejoint celle de la roche intacte.

En plus de la relation classique  $\tau = \sigma_N \tan \phi_\mu$ , l'augmentation de la résistance avec  $\sigma_N$  s'explique de deux autres façons. D'abord la composante due au travail externe fait en dilatance contre la force normale externe,  $N$ , augmente avec  $\sigma_N$  (Archambault, 1972, § 3.2.3). Ensuite, lorsque cette composante de travail externe en dilatance excède le travail

nécessaire pour cisailler les aspérités, il y a rupture des aspérités ce qui a pour effet d'augmenter la résistance (Archambault, 1972).

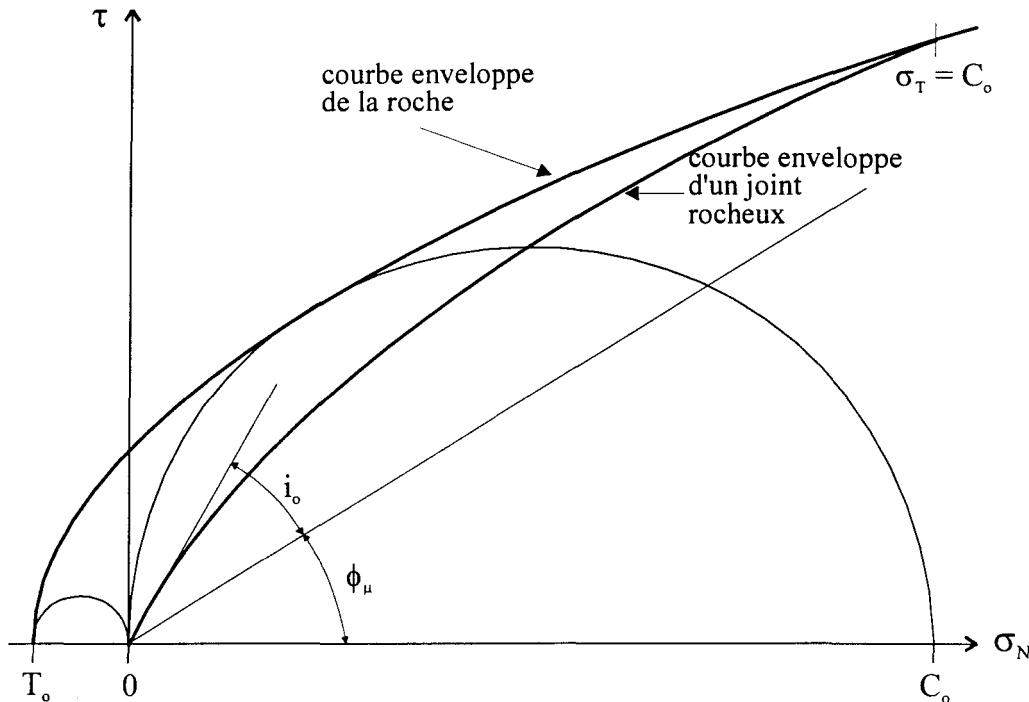


Figure 3.3 : Relation  $\tau - \sigma_N$  pour les joints rocheux.

L'augmentation de  $\sigma_N$  affecte également la dilatance ; plus le niveau de  $\sigma_N$  est élevé, plus le taux de dilatance est faible, incluant le taux de dilatance au pic,  $\dot{v}$  (Figure 3.1b ; courbe C :  $\sigma_N$  faible, courbe D :  $\sigma_N$  élevée). Éventuellement la dilatance est complètement supprimée si  $\sigma_N$  est suffisamment élevée.

L'influence de  $\sigma_N$  sur  $K_s$  est moins documentée. Toutefois, dans les modèles de courbes  $\tau = f(U)$  simplifiés utilisés dans certaines simulations numériques,  $K_s$  demeure constante ou augmente mais elle ne diminue pas avec l'augmentation de  $\sigma_N$ .

### **3.1.1.3 Influence de la résistance des épontes**

En plus de l'angle de frottement, la résistance du matériau à la surface des épontes influence la résistance en cisaillement des surfaces rugueuses et des surfaces planes ; plus la résistance du matériau est élevée, plus la résistance en cisaillement est élevée. L'altération des épontes est le principal facteur modifiant la résistance du matériau des épontes. L'altération réduit cette résistance.

Les critères de rupture des joints en cisaillement qui tiennent compte de la résistance du matériau des épontes utilisent généralement la résistance en compression uniaxiale,  $C_o$ , du matériau pour caractériser ce facteur d'influence et plus rarement la résistance en tension,  $T_o$ .

### **3.1.1.4 Influence du type d'interface entre les deux épontes**

L'interface entre les deux épontes d'une fracture rocheuse est souvent vide, mais régulièrement on remarque la présence d'eau ou de matériau de remplissage de différentes natures. De plus, les fractures qui ont déjà été cisaillées révèlent souvent la présence de matériau broyé à l'interface de leurs épontes. Ces différents types d'interface ainsi que la minéralogie des épontes affectent la résistance au cisaillement des fractures rocheuses.

La présence d'eau dans un joint a plusieurs influences, la plus importante est probablement la réduction de la contrainte effective. L'eau a également tendance à réduire l'énergie de surface et la résistance des minéraux ; l'eau diminue généralement la résistance en cisaillement. Barton (1973) et Goodman (1976) donnent davantage de détails sur ce sujet.

La minéralogie des épontes influence beaucoup moins  $\tau_p$  que la présence d'eau mais elle a quand même une influence marquée quand elle est composée de phyllosilicates

(micas, chlorites, talcs, minéraux des argiles, serpentines), particulièrement quand les épontes sont mouillées (Goodman, 1976).

L'espace entre les épontes d'un joint peut être partiellement ou complètement rempli d'un matériau de remplissage. Différents types de matériau de remplissage sont possibles : argile, précipitation de quartz et/ou carbonate, pyrite, etc. L'influence de ce matériau est variable et est fonction de sa compétence, de sa quantité (proportion de surface occupée et épaisseur) et de son taux d'humidité. Dans le cas des argiles, la résistance du joint peut diminuer jusqu'à celle de l'argile si l'épaisseur de remplissage vs la hauteur des aspérités est suffisante (Lama et Vutukuri, 1978).

### **3.1.1.5 Effet d'échelle**

Les travaux de Bandis (1980) présentés dans Bandis et al. (1981) indiquent un effet d'échelle sur le comportement des joints en cisaillement. Ses résultats montrent que  $\tau_p$  et  $\dot{\gamma}$  sont inversement proportionnels à la taille des échantillons (mais tendent à devenir asymptotique) et que  $U_p$  est proportionnel à la taille des échantillons.

Henchet et al. (1993) ont refait les expériences de Bandis (1980) en utilisant le même type de surface et exactement le même matériau analogue. Ils ont confirmé l'effet d'échelle sur  $U_p$  mais non sur  $\tau_p$ . D'autres auteurs ont confirmé avec d'autres essais les résultats de Bandis (1980) alors que certains (Ohnishi et al., 1993) ont obtenu des résultats contradictoires à ceux de Bandis.

De nombreux travaux d'ingénierie tiennent compte de l'effet d'échelle en utilisant les relations présentées par Bandis et al. (1981) même si l'influence de l'effet d'échelle sur le comportement des joints en cisaillement n'est pas encore prouvé et compris hors de tout doute.

### 3.1.2 Comportement des joints en cisaillement sous conditions de dilatance restreinte (rigidité environnante constante ou variable)

Le comportement en cisaillement des joints dilatants ne dépend pas seulement de l'état (résistance et morphologie) de la surface mais également des conditions de chargement normal (« boundary conditions »). Ces conditions de chargement peuvent prendre différentes formes. Par exemple, dans des conditions de contrainte normale constante (CNC), le bloc en mouvement est libre de se déplacer en dilatance dans la direction normale au plan de cisaillement. Sur le terrain, de telles conditions se rencontrent dans les talus rocheux (Figure 3.4a). Cependant, si des boulons ou des câbles sont installés pour stabiliser ce bloc (Figure 3.4b) ou encore si un bloc se déplace vers l'intérieur d'une excavation souterraine (Figure 3.4c), la dilatance se trouve alors partiellement ou complètement empêchée par la rigidité du système d'ancrage ou du massif environnant selon le cas. Dans ces conditions in-situ, une contrainte normale additionnelle progressive peut être mobilisée au cours du cisaillement lorsque la rigidité du massif environnant réagit contre la dilatance sur le plan de glissement.

On fait l'analogie entre la rigidité du milieu (ancrage ou massif environnant)  $K = d\sigma_N/dV$  et la rigidité d'un ressort (loi de Hooke). La rigidité normale appliquée,  $K$ , varie entre zéro (conditions CNC) et l'infini (aucun déplacement normal permis). Entre ces extrêmes, la rigidité peut être constante (conditions RNC) ou variable. La rigidité normale,  $K$ , est une propriété du massif environnant ou du système de renforcement et elle ne doit pas être confondue avec la rigidité normale du joint,  $K_n$ .

La résistance en cisaillement d'un joint ( $\tau_p$  et  $\tau_r$ ) varie avec la rigidité normale,  $K$ . La dilatance induite par le cisaillement cause une augmentation de la contrainte normale selon la relation  $d\sigma_N = K \cdot dV$  et c'est pourquoi  $\tau_p$  et  $\tau_r$  augmentent généralement avec l'augmentation de  $K$ . L'augmentation de  $\tau_r$  est plus marquée (Figure 3.5a) puisque la dilatance est plus élevée à  $U_r$  qu'à  $U_p$  (Figure 3.5b) même si le taux de dilatance est

moindre. De plus l'augmentation de  $\sigma_N$  au cours d'un essai a généralement pour effet de diminuer le taux de dilatance, y compris  $v$  (Figure 3.5b).

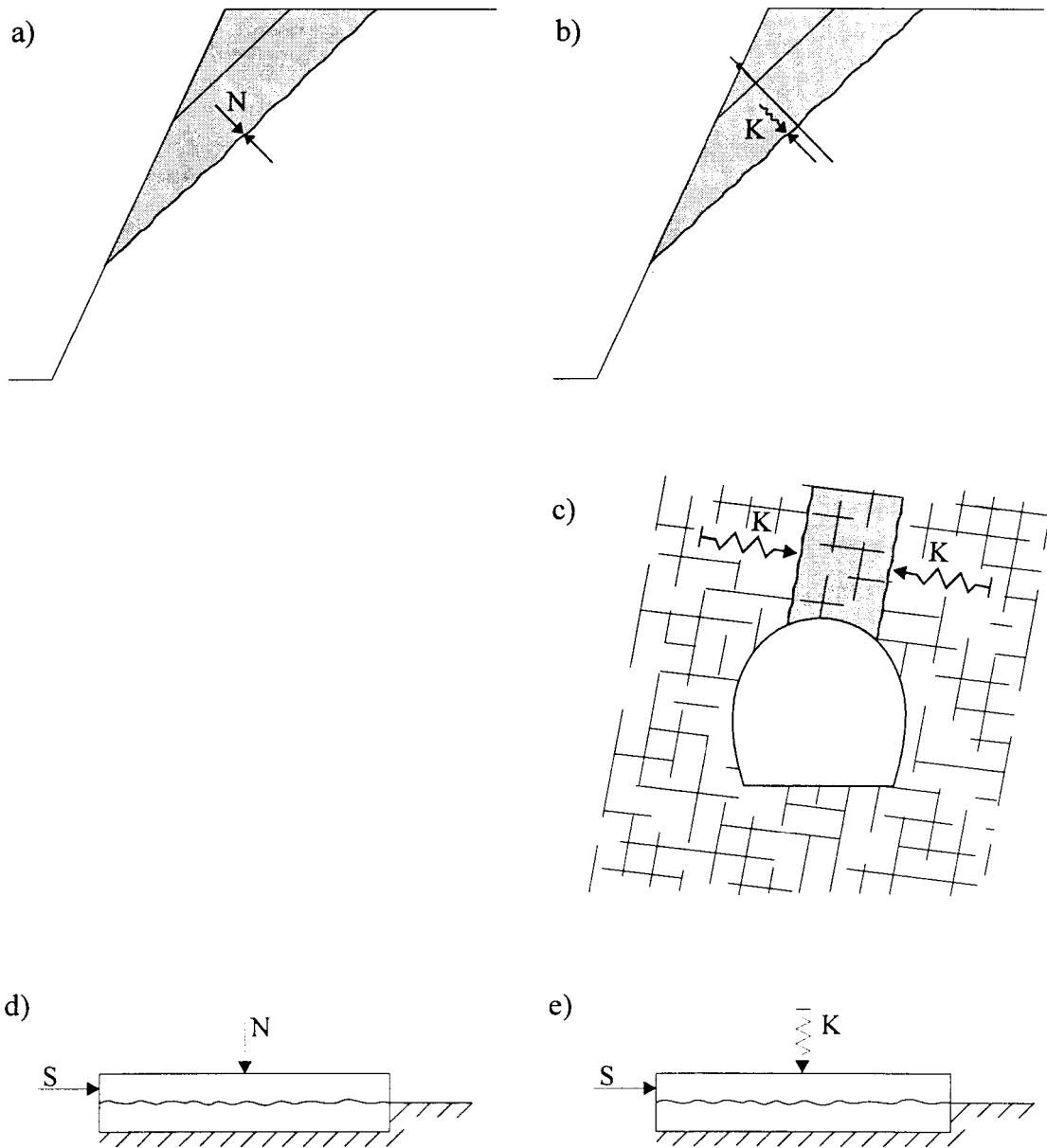


Figure 3.4 : a), b) et c) Conditions de chargement normal possibles sur le terrain. d) et e) Simulation de ces conditions in-situ en laboratoire.

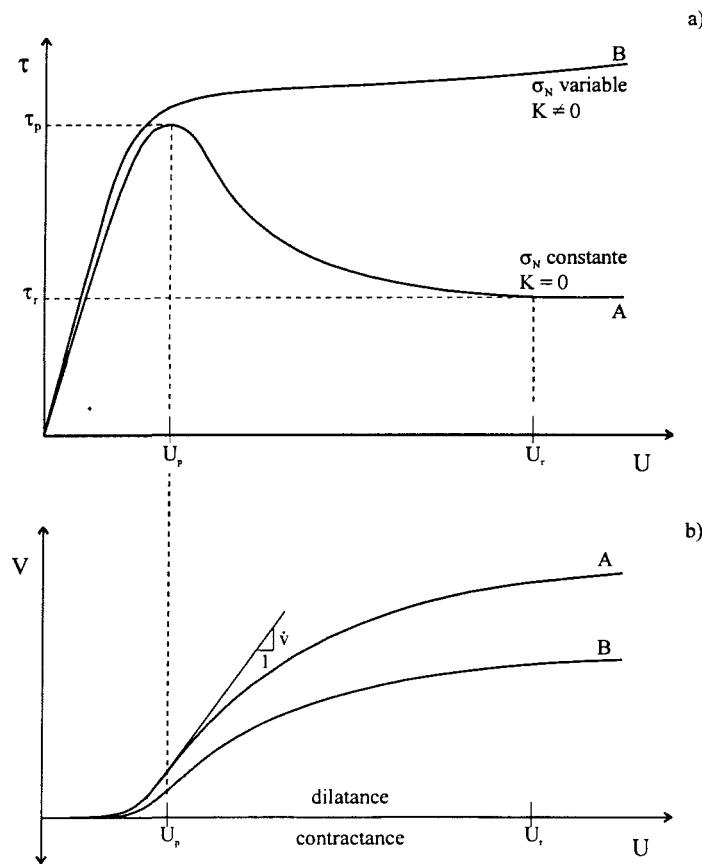


Figure 3.5 : Influence de l'augmentation de la contrainte normale au cours d'un essai sur la résistance et sur la dilatance.

Comme le fait remarquer Fortin (1987), l'essai de cisaillement direct est une méthode expérimentale éprouvée depuis longtemps pour la détermination de la résistance d'une fracture en cisaillement et/ou des paramètres nécessaires aux modèles employés. Ce type d'essai emploie généralement un montage maintenant un effort normal constant à la surface de la fracture tout au long de l'essai. Or ces conditions d'essais à effort normal constant ne sont pas valables pour simuler les environnements restreignant la dilatance. La reproduction en laboratoire des conditions de dilatance restreinte requiert un montage expérimental spécialement adapté et généralement complexe car comportant un système d'acquisition des données et d'asservissement dont peu de laboratoires disposent.

Toutefois un certain nombre de modèles ont été élaborés afin d'éviter ces dispositifs complexes. Un de ces modèles est présentés à la section 3.4.

### 3.2 Modèles de résistance en cisaillement au pic (conditions CNC)

Depuis une trentaine d'années, beaucoup d'efforts ont été investis afin de caractériser le comportement des fractures rocheuses en cisaillement. Ces travaux ont permis d'élaborer quelques modèles pour prédire  $\tau_p$ , la résistance en cisaillement maximale des fractures rocheuses sous des conditions de contrainte normale constante. Parmi les plus connus, notons les modèles de Patton (1966), de Ladanyi et Archambault (1970), de Jaeger (1971) et JRC-JCS de Barton (1973).

#### 3.2.1 Le modèle bilinéaire de Patton

À l'aide d'échantillons faits d'un mélange de kaolin et de plâtre avec différents angles d'inclinaison des aspérités ( $i_o = 25^\circ, 35^\circ, 45^\circ$ ), Patton, en 1966, observe que chaque courbe enveloppe, définie par les résultats des essais de cisaillement faits avec ces échantillons, pouvait être représentée par un modèle bilinéaire (Lama et Vutukuri, 1978). Ce modèle implique deux modes de rupture différents dépendant du niveau de contrainte normale. Il est illustré à la Figure 3.6 pour diverses inclinaisons d'aspérités.

Aux  $\sigma_N$  faibles, il y a chevauchement des aspérités. Le segment inférieur de la courbe enveloppe bilinéaire, associé à ces contraintes normales faibles (Figure 3.6), a une倾inclusion égale à  $\phi_\mu + i_o$  (§ 3.1.1.1). L'équation de la résistance correspondant à cette portion de la courbe est :

$$\tau_p = \sigma_N \tan(\phi_\mu + i_o) \quad (3.5)$$

Aux  $\sigma_N$  élevées, le glissement sur les aspérités n'est plus possible et ces aspérités sont cisaillées. La portion supérieure de la courbe enveloppe bilinéaire (Figure 3.6), correspondant aux contraintes normales élevées, a une inclinaison très près de l'angle de frottement résiduel,  $\phi_r$ . L'équation de cette portion est :

$$\tau_p = C + \sigma_N \tan \phi_r \quad (3.6)$$

où  $C$ , la "cohésion", est une constante correspondant à l'ordonnée de l'intersection de la droite projetée sur l'axe vertical.

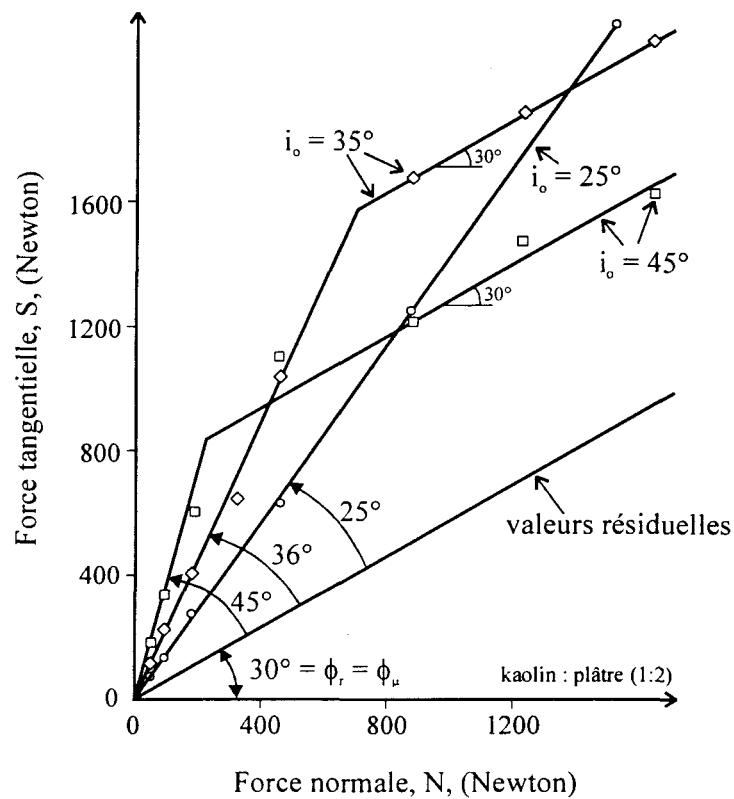


Figure 3.6 : Courbes enveloppes pour des surfaces en dents de scie de différentes inclinaisons, selon Patton (d'après Lama et Vutukuri, 1978).

En pratique, les résultats expérimentaux sur des surfaces irrégulières démontrent qu'une telle courbe enveloppe bilinéaire est rarement satisfaite. Patton attribue ce résultat à l'intervention de différents modes de rupture et à la nature plus complexe du mécanisme de rupture des aspérités (Lama et Vutukuri, 1978).

### 3.2.2 Le modèle de Jaeger

Jaeger (1971) propose une équation empirique pour la courbe enveloppe représentant la variation continue de la résistance avec la contrainte normale. L'expression de la courbe enveloppe est donnée par l'équation :

$$\tau_p = C(1 - e^{-j\sigma_N}) + \sigma_N \tan \phi_r \quad (3.7)$$

Goodman (1976) montre comment calculer la valeur du paramètre  $j$  à partir des mesures de  $p$  (Figure 3.7). Sur la courbe  $\tau - \sigma_N$  (Figure 3.7a) les points sont des résultats expérimentaux.

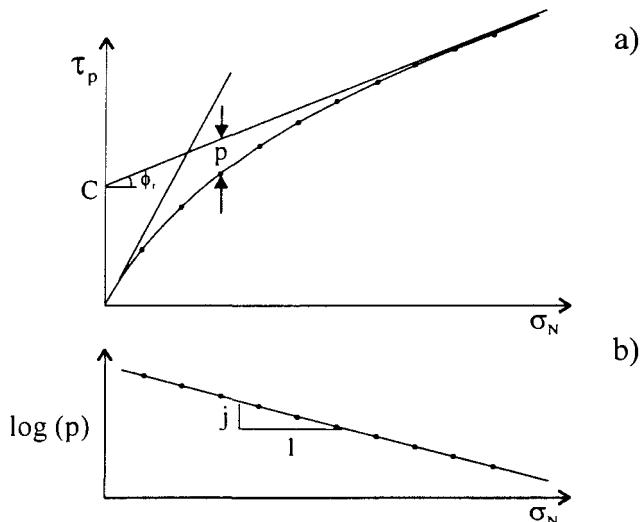


Figure 3.7 : Critère de rupture empirique de Jaeger (d'après Goodman, 1976).

Ce modèle a au moins deux faiblesses majeures : aucun paramètre de rugosité n'est utilisé dans le calcul de la résistance maximale et un certain nombre d'essais de cisaillement sont requis afin de calculer les paramètres  $p$  et ensuite  $j$ .

### 3.2.3 Le modèle de Ladanyi et Archambault (LADAR)

À partir des travaux de Rowe et al. (1964) sur les masses granulaires, Ladanyi et Archambault (1970 et 1972) ont établi une formulation théorique pour la résistance au pic combinant le frottement, la dilatance et la résistance des aspérités.

Rowe et al. (1964) ont divisé la force de cisaillement  $S$  en trois composantes :

$$S = S_1 + S_2 + S_3 \quad (3.8)$$

où  $S_1$  est la composante due au travail externe fait en dilatance contre la force normale  $N$  ;

$S_2$  est la composante due au travail interne additionnel en frottement due à la dilatance ;

$S_3$  est la composante due au travail interne en frottement si l'échantillon ne change pas de volume au cours du cisaillement.

Les trois composantes peuvent être déterminées comme suit (Figure 3.8a) :

$$S_1 dx = N dy \quad (3.9)$$

$$S_1 = N \frac{dy}{dx} = N \tan i_o = N \dot{v} \quad (3.10)$$

où  $\dot{v}$  est le taux de dilatance à la rupture pour les surfaces irrégulières.

$(S_2 \cos i_o)$  étant la force de cisaillement parallèle au plan de glissement et  $(S \sin i_o)$  étant la force normale totale au plan incliné due à la dilatance lorsque  $i_o \neq 0$

$$S_2 \cos i_o = S \sin i_o \tan \phi_f \quad (3.11)$$

$$\begin{aligned} S_2 &= S \tan i_o \tan \phi_f \\ &= S \dot{v} \tan \phi_f \end{aligned} \quad (3.12)$$

Finalement, même s'il n'y a pas d'irrégularités c.-à-d. pas de dilatance, il y a toujours frottement et

$$S_3 = N \tan \phi_\mu \quad (3.13)$$

Rowe et al. (1964) montrent que, dans le travail fait durant l'application des contraintes sur une masse granulaire, une partie de l'énergie est absorbée durant le réarrangement des particules. Ils utilisent alors un autre angle de frottement ( $\phi_f$ ) dans l'analyse du frottement dans le sable. Mais puisque dans la roche les particules sont cimentées, il n'y a pas de réarrangement des particules et donc  $\phi_f = \phi_\mu$ .

Ladanyi et Archambault (1970) ont complété les travaux de Rowe et al. (1964) en introduisant une quatrième composante due au cisaillement des aspérités. La résistance des aspérités peut être introduite dans le modèle en utilisant n'importe quel critère de rupture pour la roche intacte valable. Ladanyi et Archambault (1970) proposent l'équation parabolique de Fairhurst (1964). Ainsi, si toutes les aspérités sont cisaillées à leur base :

$$\tau_p = C_o \frac{m-1}{n} \left( 1 + n \frac{\sigma_N}{C_o} \right)^{1/2} \quad (3.14)$$

$$\text{où } n = C_o / -T_o$$

$$m = (n + 1)^{1/2}$$

$C_o$  et  $T_o$  étant respectivement la résistance en compression uniaxiale et en tension de la roche.

Cependant, selon Ladanyi et Archambault (1970), les deux modes de rupture (frottement en dilatance et rupture des aspérités) se produisent simultanément, chacun sur une portion de la surface totale projetée  $A$ . Les aspérités cisaillées occupent une aire projetée  $A_s$  alors que le glissement sur les surfaces en contact s'effectue sur la portion restante ( $A - A_s$ ). Si  $a_s = A_s/A$  (Figure 3.8a), on peut alors écrire :

$$S = (S_1 + S_2 + S_3)(1 - a_s) + S_4 a_s \quad (3.15)$$

En introduisant les éq. (3.9) à (3.14) dans l'éq. (3.15), avec  $\phi_f = \phi_\mu$ , et en transformant, on obtient l'équation du modèle LADAR :

$$\tau_p = \frac{S}{A} = \frac{\sigma_N(1-a_s)(\dot{v} + \tan\phi_\mu) + a_s C_o \frac{m-1}{n} \left(1 + n \frac{\sigma_N}{C_o}\right)^{1/2}}{1 - (1-a_s)\dot{v}\tan\phi_\mu} \quad (3.16)$$

Concernant les paramètres  $a_s$  et  $\dot{v}$ , à partir de l'hypothèse voulant qu'aux contraintes normales très faibles, c.-à-d. pour  $\sigma_N \rightarrow 0$ ,  $a_s \rightarrow 0$  et  $\dot{v} \rightarrow \tan i_o$ , et que d'autre part aux contraintes normales très élevées, c.-à-d. prévenant toute dilatance,  $a_s \rightarrow 1$  et  $\dot{v} \rightarrow 0$ , Ladanyi et Archambault (1970) proposent les équations empiriques suivantes :

$$a_s \approx 1 - \left(1 - \frac{\sigma_N}{\sigma_T}\right)^{k_1} \quad (3.17)$$

$$\dot{v} \approx \left(1 - \frac{\sigma_N}{\sigma_T}\right)^{k_2} \tan i_o \quad (3.18)$$

où  $\sigma_T$  est la contrainte de transition fragile-ductile du matériau rocheux telle que définie par Mogi (1966). Elle représente approximativement la pression limite pour laquelle  $a_s \approx 1$  et  $\dot{v} \approx 0$  c.-à-d. le point d'intersection entre la courbe enveloppe de la roche et la courbe enveloppe de la surface à indentation régulière. Pour les surfaces irrégulières,  $\tan i_o$  de l'éq. (3.18) est le taux de dilatance au pic quand  $\sigma_N = 0$ .

La valeur de  $\sigma_T$  pour une roche dense quelconque coïncide, d'après Mogi (1966), dans le diagramme de Mohr (Figure 3.8b), avec l'abscisse du point d'intersection entre la courbe intrinsèque de la roche et une droite passant par l'origine et faisant un angle de  $39^\circ$  avec l'axe des  $\sigma_N$ . On constate le plus souvent que la valeur de  $\sigma_T$  ainsi déterminée est très proche de la résistance à la compression uniaxiale,  $C_o$ , de la roche.

Les valeurs attribuées aux paramètres  $k_1$  et  $k_2$  permettent l'évolution plus ou moins rapide de  $a_s$  et  $\dot{v}$  respectivement, particulièrement aux  $\sigma_N$  faibles. Ladanyi et Archambault (1970) ont déterminé expérimentalement (surfaces en "dents de scie", matériau analogue) que  $k_1 \approx 1,5$  et  $k_2 \approx 4$ . Cependant, Souley et al. (1995) rapportent que Wibowo et al. (1994) ont obtenu les valeurs expérimentales suivantes :  $k_1$  variant entre 0,05 et 0,3, et  $k_2$  variant entre 0,25 et 3,55.

La Figure 3.8b montre quelques courbes enveloppes pour des joints artificiels à surfaces en "dents de scie" dont l'angle  $i_o$  des aspérités varie d'une surface à l'autre. L'évolution de  $\dot{v}/\tan i_o$  avec  $\sigma_N$  ainsi que celle de  $a_s$  avec  $\sigma_N$ , selon les éq. (3.17) et (3.18), sont montrées à la Figure 3.8c.

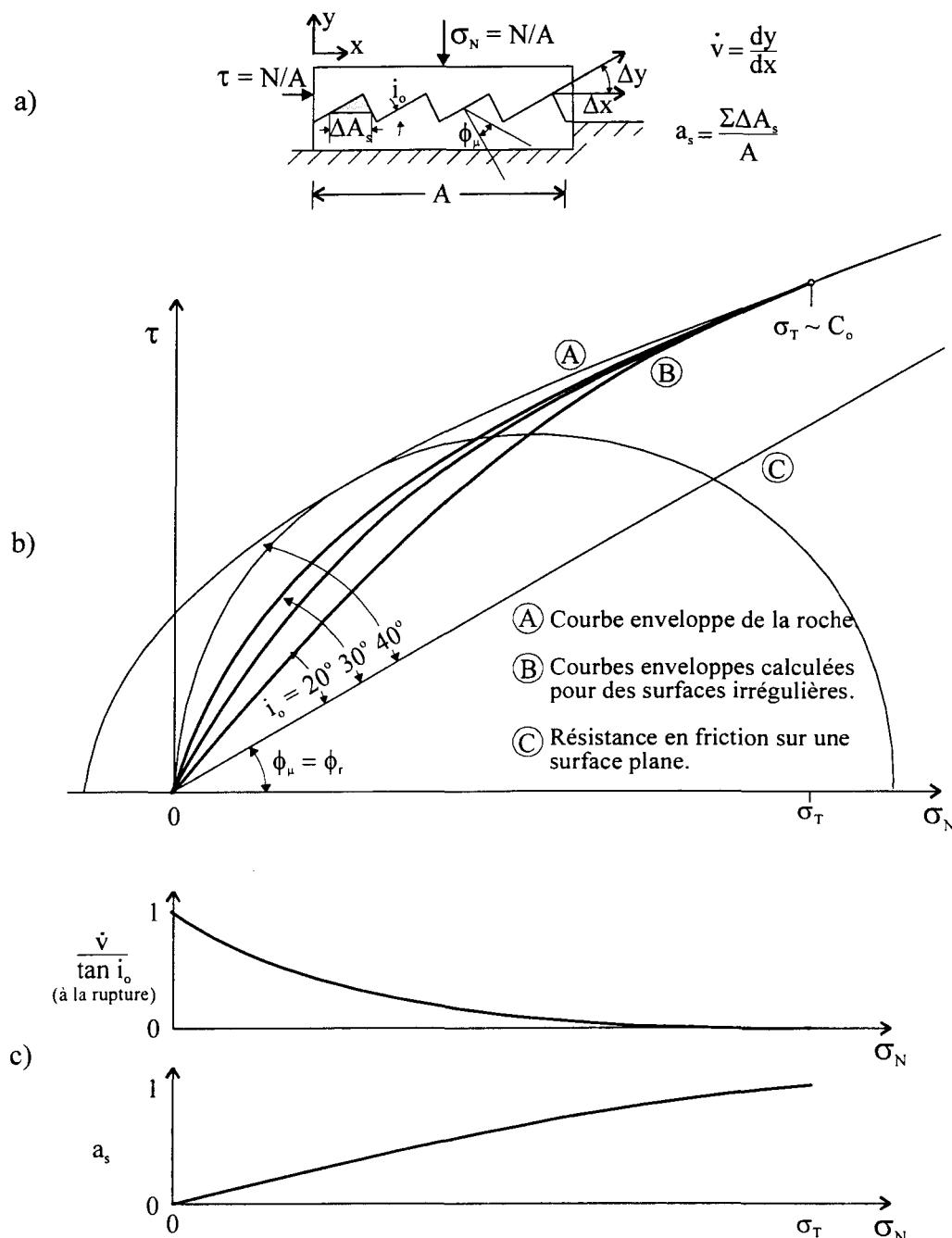


Figure 3.8 : Représentation schématique des hypothèses de base impliquées dans le modèle LADAR. a) Définition des paramètres  $a_s$  et  $\dot{v}$ , b) courbes enveloppes expérimentales pour différentes valeurs de  $i_o$  et définition de  $\sigma_T$ , et c) variation anticipée de  $\dot{v}/\tan i_o$  et  $a_s$  en fonction de  $\sigma_N$ . (d'après Ladanyi et Archambault, 1970).

Pour tenir compte d'une réalité voulant que sur le terrain les joints et les massifs rocheux ne soient pas toujours parfaitement emboîtés, Ladanyi et Archambault (1970) ont adapté leur modèle aux conditions particulières des joints et des massifs désenchevêtrés. Le développement de leur modèle pour ce type de condition est présenté à l'Annexe 2.

Bien que le modèle LADAR, et sa variante (§ 3.2.3.1), soit le seul à décomposer clairement la résistance en une composante de frottement et une composante de cisaillement des aspérités, un certain nombre d'améliorations doivent y être apportées afin de rendre le modèle encore plus conforme à la problématique des surfaces de fracture irrégulières. Certaines des améliorations pertinentes sont énumérées dans la liste suivante :

- modifier les équations des paramètres  $a_s$  et  $\dot{v}$ , à caractère empirique, afin de leur substituer des formulations théoriquement valables tenant compte de la morphologie irrégulière des surfaces de fracture à partir d'une paramétrisation adéquate ;
- dans les fractures rocheuses naturelles, toute la surface totale projetée n'est pas uniquement répartie entre la partie en frottement et la partie en cisaillement, une portion de la surface totale étant occupée par un volume de vide entre les aspérités. L'équation de la portion de surface cisaillée,  $a_s$ , doit être modifiée en conséquence et la portion restante doit être correctement répartie entre le frottement et l'absence de contact. Pour y arriver, les équations du modèle LADAR adapté aux massifs désenchevêtrés (Annexe 2) constituent une excellente base de départ ;
- s'il y a lieu, changer le critère de rupture entrant dans la formulation de la composante  $S_4$  afin de tenir compte du mode de fracture en tension des aspérités observé dans certaines études (Archambault, 1972 ; Handanyan et al. 1990). Le critère de Griffith (Jaeger et Cook, 1979) pourrait être justifié dans de telles conditions ;
- si la rupture en tension des aspérités n'est pas le mode dominant, le critère de Fairhurst (1964) utilisé pour représenter la résistance de la roche intacte peut quand même être remplacé par le critère de Griffith modifié (Jaeger et Cook, 1979) ou

- celui de Hoek et Brown (1980) si le changement apporte de meilleurs résultats.  
 Cependant, ces critères demeurent très empiriques ; et  
 - Gerrard (1986) suggère d'autres améliorations présentées à la § 3.2.5.

### 3.2.3.1 Le modèle LADAR modifié (Saeb, 1990)

Saeb (1990) propose une version simplifiée du modèle LADAR. Saeb modifie l'éq. (3.15) comme suit :

$$S = S_F(1 - a_s) + S_r \cdot a_s \quad (3.19)$$

$$\text{où } S_F = S_1 + S_2 + S_3 \quad (3.20)$$

$$\text{et } S_r = S_4 \quad (3.21)$$

Pour la composante  $S_2$ , Ladanyi et Archambault donnent l'éq. (3.12) ( $S_2 = S \dot{v} \tan \phi_\mu$ ). Cependant, selon Saeb, dans cette équation la force totale  $S$  doit être remplacée par  $S_F$  qui est la composante de la force totale requise pour provoquer le glissement sur les aspérités. Alors l'éq. (3.12) devient :

$$S_2 = S_F \dot{v} \tan \phi_\mu \quad (3.22)$$

L'éq. (3.20) devient ensuite :

$$S_F = S_1 + S_2 + S_3 = N \dot{v} + S_F \dot{v} \tan \phi_\mu + N \tan \phi_\mu \quad (3.23)$$

Et après transformation :

$$S_F = N \dot{v} \tan \phi_\mu = N \tan(\phi_\mu + i_p) \quad (3.24)$$

En introduisant l'éq. (3.24) dans l'éq. (3.19), et en divisant par la surface totale projetée A, la résistance au pic est égale à :

$$\tau_p = \frac{S}{A} = \sigma_N \tan(\phi_\mu + i_p)(1 - a_s) + a_s S_r \quad (3.25)$$

$$\text{où } i_p = \tan^{-1} \dot{v} = \tan^{-1} \left[ \left( 1 - \frac{\sigma_N}{\sigma_T} \right)^{k_2} \tan i_o \right]$$

Pour connaître l'effet de cette modification, nous avons fait quelques simulations en utilisant les deux versions, avec des données identiques, afin de comparer les résultats. Ces simulations montrent que le modèle LADAR et sa version modifiée par Saeb rendent pratiquement les mêmes résultats (Figure 3.9). Ces simulations ont été faites avec les données suivantes :

Figure 3.9a :  $C_o : 74,6 \text{ MPa}$ ,  $T_o : -6,6 \text{ MPa}$ ,  $\phi_\mu : 37,4^\circ$  et  $i_o : 16^\circ$  ;

Figure 3.9b :  $C_o : 45 \text{ MPa}$ ,  $T_o : -4,5 \text{ MPa}$ ,  $\phi_\mu : 35^\circ$  et  $i_o : 12^\circ$ .

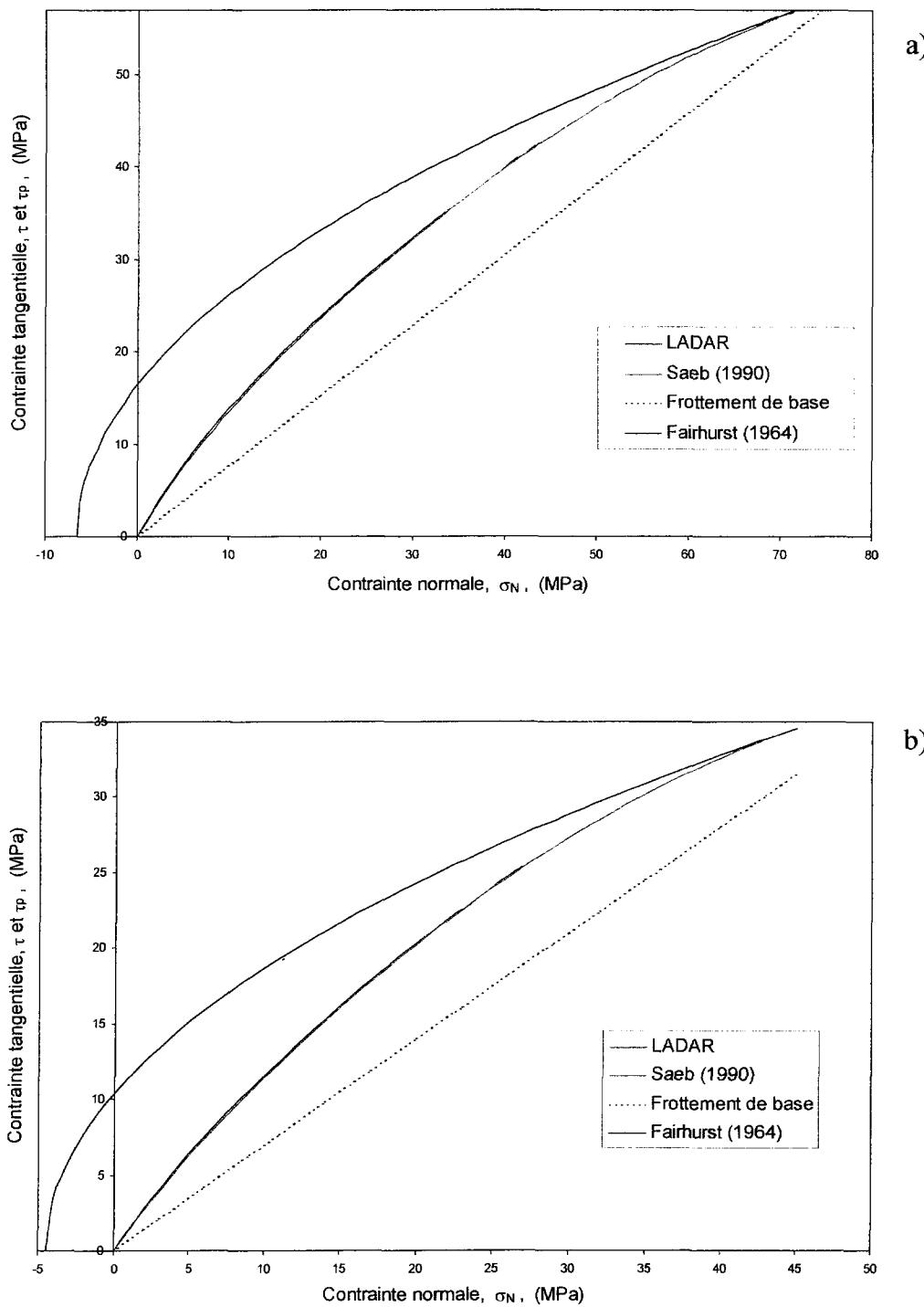


Figure 3.9 : Comparaison des résultats calculés avec le modèle LADAR et avec la version modifiée par Saeb (1990).

### 3.2.4 Le modèle empirique JRC-JCS de Barton

Barton (1973) et Barton et Choubey (1977) suggèrent un critère de rupture empirique tenant compte de la variation de la dilatance en fonction du niveau de la contrainte normale et de la résistance des épontes du joint :

$$\tau_p = \sigma_N \tan \left[ JRC \log \left( \frac{JCS}{\sigma_N} \right) + \phi_r \right] \quad (3.26)$$

Le coefficient JCS (« Joint wall Compressive Strength ») est égal à  $C_0$  quand la surface du joint n'est pas altérée. Si la surface des épontes est altérée, une valeur représentative pour le coefficient JCS peut être mesurée à l'aide du marteau de Schmidt (Barton et Choubey, 1977).

Le paramètre JRC (« Joint Roughness Coefficient ») exprime l'influence de la rugosité sur la résistance au cisaillement du joint et varie linéairement de 0 à 20 pour les surfaces parfaitement planes à très rugueuses. Barton et Choubey (1977) ont proposé trois méthodes pour déterminer sa valeur (§ 2.2).

Ce critère de rupture est encore aujourd'hui celui bénéficiant de la plus grande popularité tant en ingénierie qu'en recherche. Il doit cette popularité à sa simplicité et à la facilité avec laquelle la composante de rugosité (JRC) peut être quantifiée et introduite dans le modèle. Cependant, ce modèle empirique souffre quand même de graves lacunes relevées par Gerrard (1986) et présentées à la section suivante.

### 3.2.5 Conditions physiques à respecter pour qu'un critère de rupture soit physiquement valable selon Gerrard (1986)

Gerrard (1986) fait une analyse détaillée de certains modèles de résistance au pic. Il base son analyse sur les contraintes physiques à respecter. Ces contraintes évoluent comme suit avec l'augmentation de la contrainte normale :

- 1- la pente de la courbe enveloppe ( $d\bar{\tau}_p/d\bar{\sigma}_N$ ) devrait décroître graduellement de  $\mu_o = (\tan(\phi_r + i_o))$  à  $\mu_T = (\tan\phi_i)$  ;
- 2- la tangente de l'angle de dilatance ( $d_n = \tan(i)$ ) devrait décroître graduellement de  $i = \tan(i_o)$  jusqu'à zéro et le taux,  $dd_n/d\bar{\sigma}_N$ , devrait tendre vers zéro quand  $\bar{\sigma}_N \rightarrow 1$  ;
- 3- le coefficient de frottement pour le glissement sans dilatance,  $\mu_f$ , devrait changer progressivement de  $\mu_b$  ( $\sigma_N$  faible) à  $\mu_T$  (pour  $\sigma_N = \sigma_T$ ) ;
- 4- la cohésion apparente devrait croître graduellement de 0 à  $\bar{s}_T$  (c.-à-d. l'intersection avec l'axe  $\tau$  de la tangente de la courbe enveloppe de la roche à  $\sigma_N = \sigma_T$ ) et son taux d'accroissement  $d\bar{s}/d\bar{\sigma}_N$  devrait tendre vers zéro dans les deux cas  $\bar{\sigma}_N \rightarrow 0$  et  $\bar{\sigma}_N \rightarrow 1$ .

où les termes coiffés d'un trait horizontal sont normalisés par rapport à  $\sigma_T$  (ex :  $\bar{\sigma}_N = \sigma_N/\sigma_T$ ),  $\mu_b$  est le coefficient de frottement pour une surface plane et  $\mu$  est le coefficient de frottement interne de la roche.

À propos du modèle LADAR, Gerrard (1986) mentionne que ce type de formulation possède les avantages de démontrer explicitement la contribution du frottement et de la fracturation des aspérités à la résistance au pic et permet d'engendrer une famille de courbes en changeant certains paramètres dans la résistance du matériau constituant les aspérités. Tout en admettant que le modèle LADAR soit celui, parmi ceux étudiés, s'approchant le plus du modèle proposé en fonction des contraintes physiques, Gerrard (1986) arrive à la conclusion que la pente de la courbe enveloppe de la résistance au pic ( $d\bar{\tau}_p/d\bar{\sigma}_N$ ),

exprimée en contraintes normalisées, devient supérieure à  $\mu_0$  (c.-à-d.  $\tan(\phi_\mu + i_0)$ ) quand  $\overline{\sigma_N} \rightarrow 0$ . Ce problème pourrait être éliminé, selon lui, en adoptant une forme plus appropriée pour la fonction décrivant la variation de la portion de surface cisaillée,  $a_s$ , en fonction de la contrainte normale.

À l'égard du modèle JRC-JCS, Gerrard (1986) conclut à la valeur limitée de ce type de formulation. Il justifie sa conclusion sur la base de deux problèmes. D'abord, Barton (1973) tient compte de la résistance des aspérités avec une formulation du type :

$$\tau_p = \sigma_N \tan(\phi_\mu + d_n^o + s) \quad (3.27)$$

où  $d_n^o$  est l'angle de dilatance et  $s$  est la composante de résistance due à la rupture des aspérités. Bien qu'il y ait un fondement physique à l'addition des composantes  $\phi_\mu$  et  $d_n^o$ , il n'en est pas ainsi pour l'addition de  $s$ , ce qui rend difficile le développement d'une équation pour  $s$  respectant les contraintes physiques nécessaires pour les conditions au pic. L'autre problème de ce modèle est que la composante de résistance des aspérités,  $s$ , incluse dans JRC  $\log(JCS/\sigma_N)$ , éq. (3.26), tend vers zéro quand  $\sigma_N/\sigma_T \rightarrow 1$  alors qu'une valeur maximale est attendue.

### 3.3 Les modèles constitutifs

Les modèles constitutifs sont définis comme une combinaison d'équations dont l'objectif est d'établir le lien entre les contraintes appliquées et la réponse mécanique du joint. Ces modèles sont généralement développés de façon incrémentale, c.-à-d. qu'il est possible de calculer la résistance de la fracture à chaque pas de déplacement tangentiel, et peuvent ainsi être introduits dans les codes numériques (à condition que les hypothèses menant aux différentes équations soient réalistes).

Plusieurs chercheurs proposent différents modèles constitutifs incrémentaux dont Goodman et Dubois (1972), Roberds et Einstein (1978), Heuzé et Barbour (1982) et Qiu et al. (1993). Seul celui de Qiu et al. (1993), comportant une composante d'endommagement des surfaces, est très brièvement résumé à la section suivante.

### 3.3.1 Le modèle constitutif $\alpha - \gamma$ de Qiu et al.

Qiu et al. (1993) ont développé une théorie quantitative du comportement des joints prenant en compte la dilatance, l'endommagement de la rugosité et le glissement cyclique. L'approche adoptée est par modélisation microstructurale dans laquelle une idéalisation de la surface est utilisée avec des modèles physiques, qualifiés d'acceptables par les auteurs, pour différents aspects du comportement du joint tels que la déformabilité élastique, le critère de glissement et l'évolution de l'endommagement. Il en résulte une loi macroscopique constitutive pour le comportement des joints essentiellement non-empirique, valable pour les petits déplacements et facile à implanter dans un logiciel d'analyse mais renfermant quand même certaines faiblesses discutées suite à la présentation du modèle.

Ce modèle emploie une surface sinusoïdale et introduit un mécanisme spécial gouvernant la dégradation des surfaces et le comportement épaisissement - amincissement de la zone cisaillée. Ce mécanisme d'endommagement est basé sur une théorie d'usure dont les fondements reposent sur un équilibre énergétique.

La notation utilisée par Qiu et al. (1993) est partiellement conservée :

$\tau, \sigma_N$  : contrainte tangentielle et normale respectivement ;

$\sigma$  : matrice des contraintes  $\tau$  et  $\sigma_N$  ;

$\alpha$  : angle des aspérités au point de contact tangent ;

$u_t, u_n$  : déplacement relatif tangentiel (U) et normal (V) respectivement.

Les incrément de déplacement relatif,  $du_i$  (normal et tangentiel), sont composés d'une partie élastique (réversible),  $du_i^e$ , et d'un terme plastique (irréversible),  $du_i^p$  :

$$du_i = du_i^e + du_i^p \quad (3.28)$$

où les exposants  $e$  et  $p$  dénotent respectivement les composantes élastiques et plastiques de la déformation, et l'indice  $i$  dénote la composante vectorielle  $t$  ou  $n$  selon le cas. De plus, les incrément de déformation plastique,  $du_i^p$ , sont supposés être composés d'une partie de glissement,  $du_i^g$ , et d'une partie d'endommagement (dégradation),  $du_i^d$  :

$$du_i^p = du_i^g + du_i^d \quad (3.29)$$

et donc

$$du_i = du_i^e + du_i^g + du_i^d \quad (3.30)$$

Les déformations élastiques produisent les changements de contraintes selon la relation constitutive :

$$\begin{pmatrix} d\tau \\ d\sigma_N \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_s & 0 \\ 0 & K_n \end{pmatrix} \begin{pmatrix} du_t^e \\ du_n^e \end{pmatrix} \quad c.-à-d. \quad d\sigma = \mathbf{K} du^e \quad (3.31)$$

où  $K_s$  et  $K_n$  sont respectivement la rigidité tangentielle et normale du joint et Qiu et al. (1993) les considèrent constantes dans leur modèle.

La fonction de glissement exprimée en contraintes macroscopiques est :

$$F(\sigma, \alpha) \equiv |\tau \cos \alpha + \sigma_N \sin \alpha| + \mu (\sigma_N \cos \alpha - \tau \sin \alpha) = 0 \quad (3.32)$$

Il y a déformation élastique si  $F < 0$  ou  $dF < 0$  et glissement si  $F = dF = 0$ .

Les composantes du déplacement plastique,  $du_n^p$  et  $du_t^p$ , ne sont pas indépendantes mais dépendent de la géométrie des surfaces de contact :

$$du_n^g = \tan \alpha du_t^g \quad (3.33)$$

$\alpha$  est l'angle des aspérités et est fonction du déplacement relatif des épontes et du travail plastique fait par la contrainte de cisaillement,  $W_t^p$ . Pour l'endommagement, les auteurs présument que  $du_n^d$  et  $du_t^d$  dépendent seulement de  $W_t^p$  :

$$\begin{aligned} du_t^d &= D_t dW_t^p \\ du_n^d &= D_n dW_t^p \end{aligned} \quad (3.34)$$

Après certaines transformations d'équations et en définissant la fonction  $G_{nt}(u, \sigma, W_t^p) \equiv (D_n - D_t \tan \alpha)\tau$ , la déformation plastique s'exprime ainsi :

$$\begin{aligned} du_n^p &= \tan \alpha du_t^p + (D_n - D_t \tan \alpha)\tau du_t^p \\ &= (\tan \alpha + G_{nt}) du_t^p \end{aligned} \quad (3.35)$$

Cette équation établit la relation entre les déplacements plastiques (normal et tangentiel). Cette règle est appelée "règle de glissement des déformations plastiques" (« slip rule for plastic deformations ») et dépend de la microstructure de la discontinuité et du mécanisme d'endommagement de la surface. Dans les cas de plasticité non-associée, appliquée aux problèmes de contact, la loi d'écoulement  $G_{nt}$  est différente de la fonction de glissement  $F$ .  $G_{nt}$  tient compte de l'endommagement des aspérités menant au rapprochement des deux

surfaces. Ce développement mène finalement à une des composantes principales du modèle  $\alpha - \gamma$  :

$$d\sigma = \begin{cases} \mathbf{K}du & \text{si } F < 0 \text{ ou } dF < 0 \\ \mathbf{K} \left\{ \mathbf{I} - \frac{\left[ \begin{array}{c} 1 \\ \tan \alpha + G_{nt} \end{array} \right] \frac{\partial F^T}{\partial \sigma} \mathbf{K}}{\frac{\partial F^T}{\partial \sigma} \mathbf{K} \left[ \begin{array}{c} 1 \\ \tan \alpha + G_{nt} \end{array} \right] - \frac{\partial F}{\partial \alpha} A} \right\} du & \text{si } F = 0 \text{ et } dF = 0 \end{cases} \quad (3.36)$$

$$\text{où } \mathbf{K} \equiv \begin{pmatrix} K_s & 0 \\ 0 & K_n \end{pmatrix}, d\sigma \equiv \begin{pmatrix} d\tau \\ d\sigma_N \end{pmatrix}, du \equiv \begin{pmatrix} du_t \\ du_n \end{pmatrix} \quad \text{et} \quad A \equiv \frac{d\alpha}{du_t^p} = \frac{\partial \alpha}{\partial u_t^p} + \frac{\partial \alpha}{\partial W_t^p} \tau$$

La formulation de l'éq. (3.36) correspond à celle du tenseur élastoplastique, que l'on rencontre parfois dans la littérature, établie en fonction de la problématique du glissement avec dilatance. À partir des équations développées ci-haut, plusieurs modèles peuvent être construits à la condition que l'équation définissant la relation entre les déplacements plastiques soit raisonnablement réaliste.

À partir de quelques hypothèses, Qiu et al. (1993) complètent la construction du modèle  $\alpha - \gamma$  où  $\gamma$  exprime le rapprochement des deux épontes induit par la dégradation des aspérités et permet le calcul de  $G_{nt}$ . Les paramètres nécessaires au modèle peuvent être calculés à partir des résultats d'un essai de cisaillement direct cyclique (Qiu et al., 1993).

La suite du développement du modèle  $\alpha - \gamma$  n'est pas reprise ici mais les hypothèses de bases sur lesquelles repose ce modèle sont les suivantes :

- 1- La perte d'une unité de volume de matériel due à l'usure requiert une quantité précise d'énergie.

- 2- Les débris d'aspérités produits par la destruction de la surface des aspérités peuvent être plaqués aux contacts et pour y arriver, une certaine quantité d'énergie est requise.
- 3- Les surfaces de contacts sont idéalisées par des surfaces sinusoïdales emboîtées.
- 4- Au cours de l'usure, la période ( $2L$ ) des aspérités demeure constante.
- 5- Les amplitudes des aspérités et le déplacement relatif tangentiel sont petits en comparaison de la longueur totale de la zone de contact nominale.
- 6- La perte de matériel (due à l'usure) se produit toujours à partir des pics et le plaquage du matériel arraché se produit toujours près des vallées.
- 7- Les surfaces de contact sont toujours situées sur un côté des aspérités.

Malgré certaines faiblesses, le modèle  $\alpha - \gamma$  demeure très attrayant à plusieurs égards. Ce modèle introduit des paramètres particuliers à la problématique des fractures rocheuses en cisaillement, tels la morphologie des surfaces (bien qu'idéalisées), la dégradation des aspérités et l'évolution de la surface, dans une loi constitutive élastoplastique non-empirique.

Même si les paramètres morphologiques impliqués sont établis pour une surface sinusoïdale régulière, l'adaptation de ces paramètres à une surface irrégulière semble être possible sans changement majeur au modèle. Par exemple, une corrélation pourrait être établie entre l'angle  $\alpha$  maximal et l'angle  $\theta_3$ , ou  $\theta_2$ , issu d'une distribution, en considérant soit la valeur moyenne, le mode ou la médiane par exemple. De même, des rapprochements semblent être possibles entre la hauteur initiale des aspérités et les indices de rugosité CLA et/ou RMS. Le paramètre de périodicité  $2L$  peut être déterminé sur une surface irrégulière avec l'une des méthodes d'analyse spatiale de la morphologie.

Les principales lacunes à corriger dans ce modèle sont les suivantes :

- l'endommagement est strictement énergétique. Cette approche strictement énergétique s'applique aux paramètres morphologiques initiaux mais ne dépend pas explicitement d'eux (§ 3.5) ;
- $\gamma$ , qui est un paramètre essentiel au modèle, décrit l'évolution de l'épaisseur de la zone cisaiillée suite à un certain nombre de cycles de cisaillement. Dans le cas d'essais non-cycliques où la dilatance ne fait généralement que s'accroître comme c'est le cas dans la présente étude, le phénomène pris en compte par  $\gamma$  ne se produit pas puisque les épontes ne retournent pas en position  $U = 0$ . Un équivalent à  $\gamma$  doit donc être recherché pour les essais non-cycliques. De plus,  $\gamma$  utilisé dans les essais cycliques nécessite d'être déterminé expérimentalement ;
- certaines hypothèses simplificatrices telles les valeurs uniques issues de la régularité des surfaces idéalisées utilisées (sinusoïdales) éloignent ce modèle de la réalité ; et
- la modélisation, la simulation et la vérification expérimentale du modèle ont été faites pour et avec des essais de cisaillement cycliques. Or ce type d'essai simule des conditions de chargement bien particulières dont les applications sont limitées.

### **3.4 Simulation des relations contrainte - déplacement pour les joints cisaiillés dans des conditions de dilatance restreinte**

Les conditions de dilatance restreinte sont fréquemment rencontrées in-situ alors que les conditions d'essai à CNC sont plus facilement reproductibles en laboratoire (§ 3.1.2). On retrouve un certain nombre de modèles dans la littérature élaborés afin de modéliser le comportement des joints en cisaillement sous conditions de dilatance restreinte à partir de relations à CNC. Parmi ceux-ci notons les principaux soit ceux de Leichnitz (1985), de Saeb et Amadei (1992), pour lequel il existe une solution mathématique incrémentale et une solution graphique, et de Fortin (1987).

De ces modèles, seul l'algorithme de Fortin sera utilisé dans les calculs. Les résultats théoriques obtenus avec cet algorithme sont comparés aux résultats expérimentaux d'une série d'essais à RNC, réalisés dans le cadre de la présente étude, au Chapitre 10.

### 3.4.1 L'algorithme de Fortin

Fortin (1987) et Fortin et al. (1988 et 1990) présentent un outil informatique permettant d'établir les relations contraintes - déplacements pour les joints en cisaillement dans les conditions de dilatance restreinte à partir de courbes de cisaillement expérimentales à CNC. Le programme développé par Fortin suit de près la méthodologie graphique présentée par Goodman (1989) illustrée à la Figure 3.10. Une méthodologie similaire a déjà été proposée en mécanique des sols (Ladanyi, 1960 et Ladanyi et al., 1965). Cette méthode graphique est limitée par le fait que quelques points sont disponibles pour construire la courbe de résistance (conditions de dilatance restreinte) et par le fait que dans cette méthode graphique, la rigidité du milieu est infinie (Archambault et al., 1990).

Le programme de Fortin a été construit pour s'adapter à des conditions beaucoup plus générales (rigidité infinie, nulle, constante ou variable) que celle de la méthode graphique de Goodman (rigidité infinie seulement) et repose sur les quatre hypothèses de base suivantes :

- 1- Cette méthodologie ne s'applique que dans le domaine connu de variation des différentes variables d'influence c.-à-d. qu'elle suit le principe d'interpolation et non d'extrapolation.
- 2- La contrainte de cisaillement et la valeur de la dilatance sont indépendantes du cheminement des contraintes. Elles ne sont fonction que des valeurs de la contrainte normale et du déplacement tangentiel :

$$\tau = f(U, \sigma_N) \quad \text{et} \quad V = f(U, \sigma_N)$$

Les résultats expérimentaux de Leichnitz (1985) ont démontré la validité de cette hypothèse.

- 3- Les déplacements U et V sont imposés ; U est régi par le cisaillement imposé et V, par la rigidité du milieu, K, supposée connue. Les variables libres dans ce cas sont  $\sigma_N$  induite et  $\tau$  mobilisée. La méthode peut s'appliquer également à l'inverse, avec les contraintes comme variables de contrôle.
- 4- Toutes les considérations posées sont supposées indépendantes du temps.

Les données de base nécessaires comprennent une série de relations contrainte-déplacement obtenues expérimentalement pour différents niveaux de CNC. Ces informations expérimentales peuvent être représentées sur les trois graphiques de la Figure 3.10. Les données de base nécessaires à l'utilisation de l'algorithme incluent également la valeur de la contrainte normale initiale et les conditions de rigidité du milieu.

L'algorithme de calcul a recours à une technique de représentation des valeurs et de programmation conçue par le Professeur D. E. Gill de l'École Polytechnique de Montréal. Cinq tableaux de valeurs sont construits tel qu'illustré à la Figure 3.11. Ces tableaux sont :

- Tableau 1 : Valeurs des contraintes normales correspondantes aux conditions imposées des essais à CNC.
- Tableau 2 : Valeurs des déplacements tangentiels imposés successivement dans le cheminement de déplacements
- Tableau 3 : Valeurs expérimentales de déformabilité normale du joint correspondantes aux valeurs de contraintes normales du tableau 1.
- Tableau 4 : Valeurs expérimentales de la dilatance mesurée pour chaque pas de déplacement tangentiel, respectivement pour chaque essai réalisé à CNC.
- Tableau 5 : Valeurs expérimentales de  $\tau$  mobilisée à chaque pas de déplacement tangentiel et respectivement pour chaque essai réalisé à CNC.

Un tableau supplémentaire est requis si la rigidité du milieu est variable. Ce tableau résume une multi-linéarisation de la courbe de réaction du milieu (Figure 3.12). Pour les autres cas, K est supposée égale à une constante (RNC).

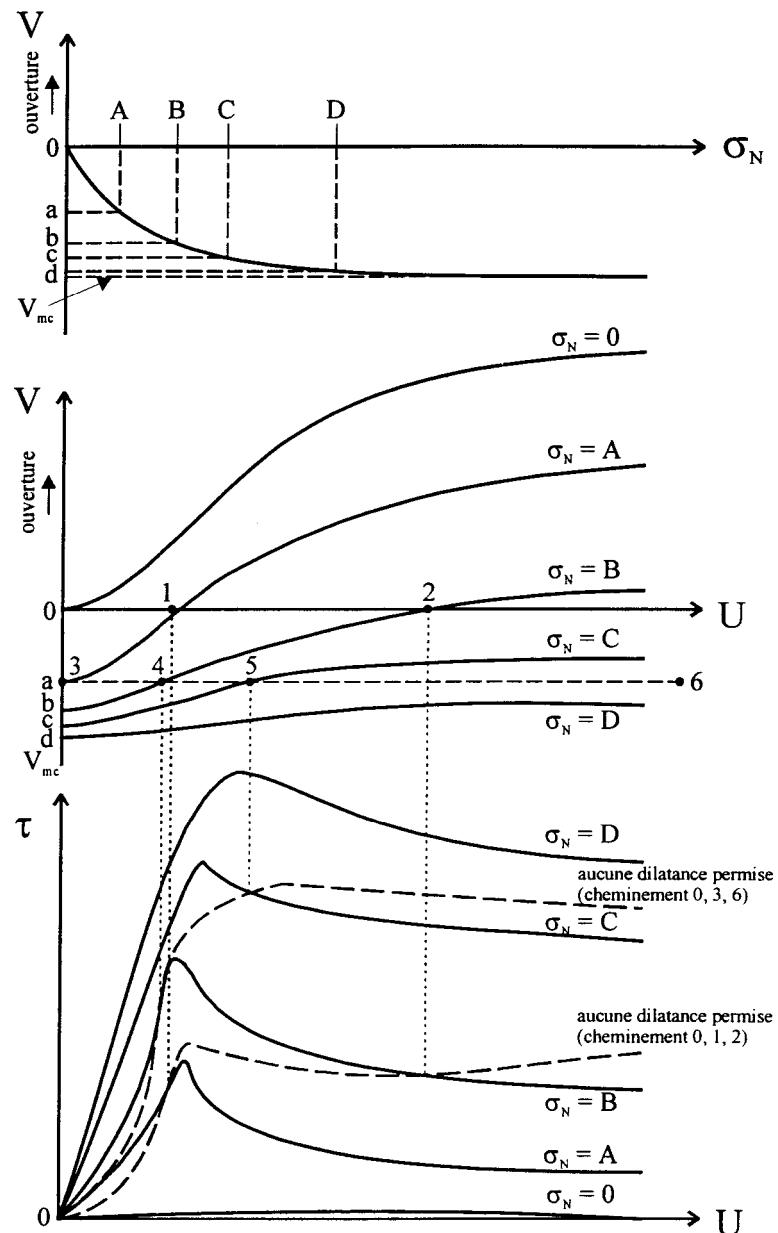


Figure 3.10 : Méthode graphique de Goodman (1989) établissant la relation contrainte-déplacement pour le cas des joints cisaillés dans des conditions de rigidité normale infinie.

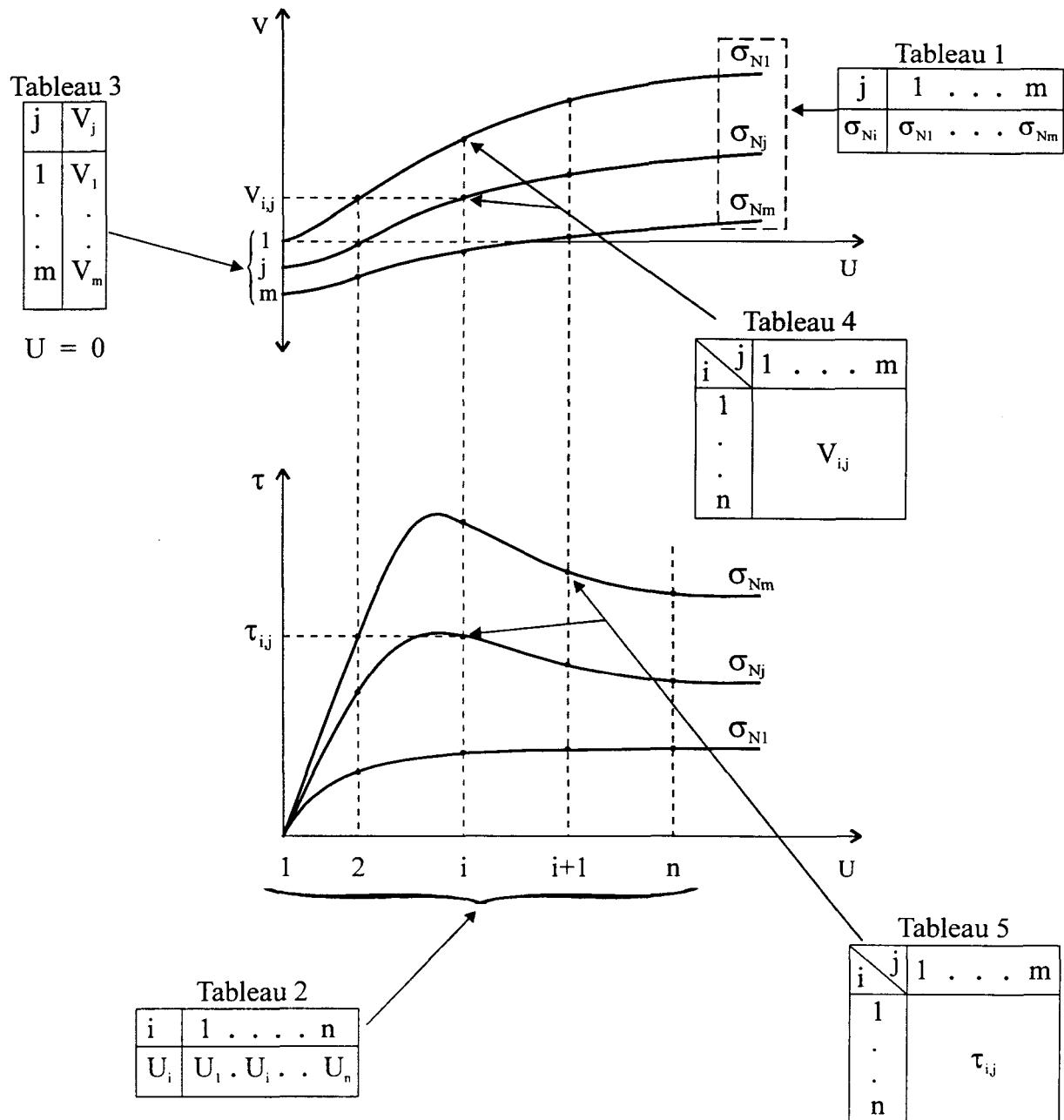
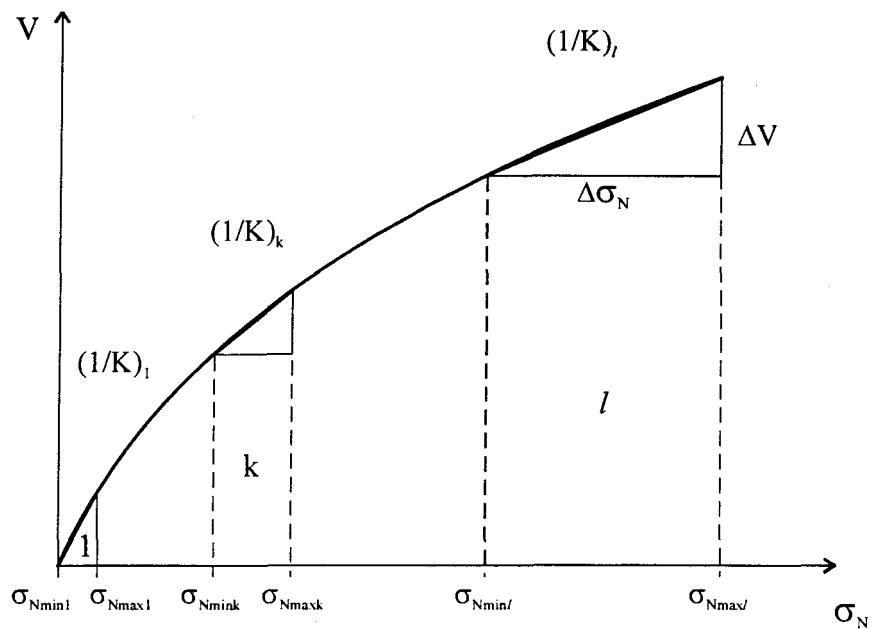


Figure 3.11 : Construction des tableaux de données utilisés par l'algorithme de Fortin à partir d'essais de cisaillement à CNC (d'après Fortin, 1987).

L'algorithme développé établit, par un processus d'interpolation, les valeurs de contraintes normale et tangentielle associées au cheminement de déplacements imposé et régi par la rigidité du milieu environnant. Notons que, sauf pour le cas d'une rigidité infinie, chaque pas de déplacement tangentiel nécessite un processus itératif, visant à ajuster l'accroissement du déplacement normal et sa contrainte normale associée à la valeur de rigidité du milieu. Dans ce cas, le cheminement du déplacement n'est pas linéaire ; ceci étant relié au fait que la relation  $V - \sigma_N$  n'est pas linéaire (Archambault, 1972).



k	1 . . . . . l
$\sigma_{N\max}$	. . $\sigma_{N\max k}$ . .
K	$K_1 . K_k . K_l$

Figure 3.12 : Construction du tableau de rigidités du milieu environnant (d'après Fortin, 1987).

Le calcul incrémental de  $V$  et  $\sigma_N$  mobilisées se déroule " simultanément " via un processus itératif où la différence entre la valeur de l'incrément de  $V$  calculé (interpolé) et l'incrément de  $V$  déduit de la  $\sigma_N$  calculée (fonction de la rigidité du milieu) doit être inférieure à une tolérance désirée. Lorsque la tolérance est respectée, la valeur de  $\sigma_N$  est alors utilisée dans l'interpolation de  $\tau$  mobilisée et  $V$  pour tracer la courbe de dilatance. Lorsque la tolérance n'est pas respectée, c.-à-d. quand la différence entre les incrément de  $V$  calculé et déduit dépasse la tolérance, un processus itératif est enclenché de façon à faire converger les incrément de  $V$  calculé et déduit. Quand la tolérance est enfin satisfaite, la valeur de  $\sigma_N$  résultante est utilisée dans l'interpolation de  $\tau$  mobilisée.

Le processus de calcul pour le cas d'une rigidité infinie du milieu est direct, étant donné que l'accroissement du déplacement normal est supposé nul. L'algorithme est résumé sur l'organigramme de la Figure 3.13.

La méthode d'interpolation employée est de type polynomiale de degré 2. Elle utilise donc trois valeurs connues des variables qui chevauchent la valeur intermédiaire recherchée, tel qu'illustré à la Figure 3.14. Théoriquement, ceci implique que le domaine de variation des variables connues peut être représenté par trois courbes expérimentales. En pratique toutefois, la précision est d'autant meilleure que le nombre de courbes est élevé. De même, la définition de la relation contrainte – déplacement calculée est améliorée en multipliant le nombre de pas de déplacement tangentiel sur le cheminement imposé (Fortin, 1987).

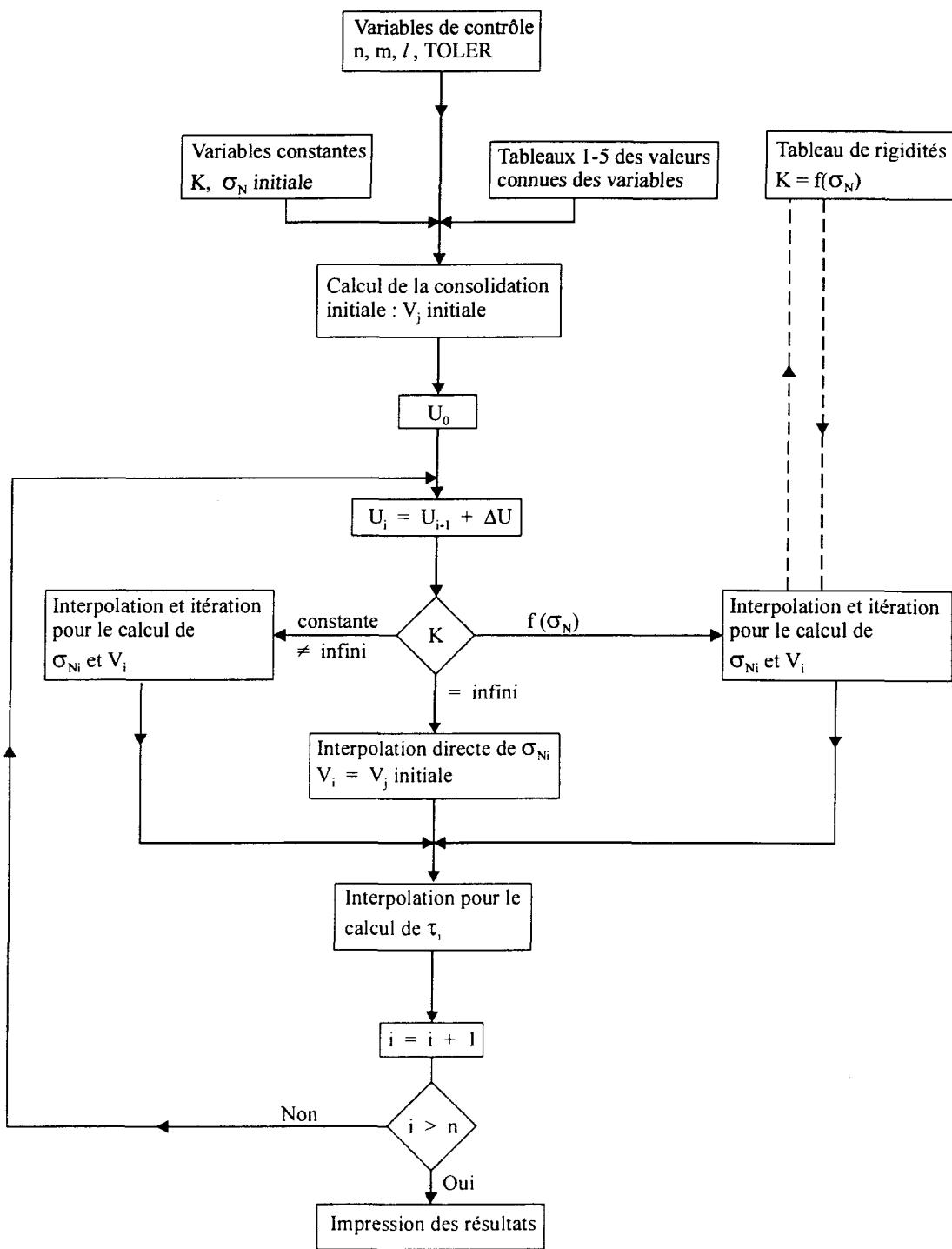
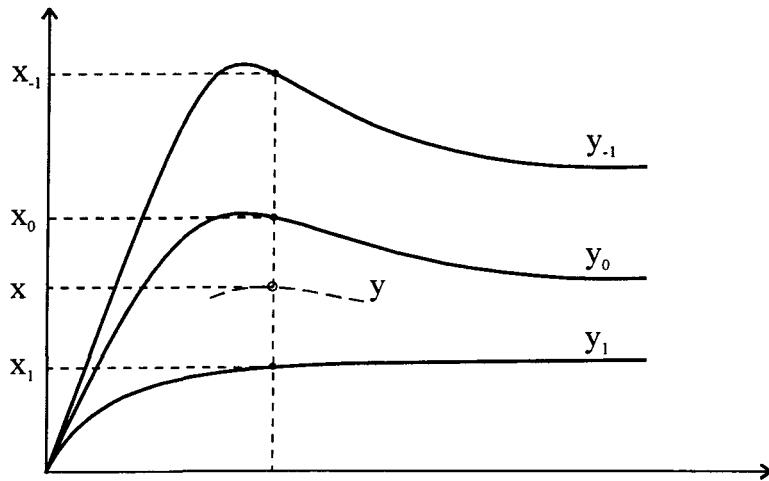


Figure 3.13 : Organigramme du code informatique développé par Fortin (d'après Fortin, 1987).



$$\begin{aligned}
 y &= \frac{(x - x_0)(x - x_1)}{(x_{-1} - x_0)(x_{-1} - x_1)} \cdot y_{-1} \\
 &\quad + \frac{(x - x_{-1})(x - x_1)}{(x_0 - x_{-1})(x_0 - x_1)} \cdot y_0 \\
 &\quad + \frac{(x - x_{-1})(x - x_0)}{(x_1 - x_{-1})(x_1 - x_0)} \cdot y_1
 \end{aligned}$$

Figure 3.14 : Principe d'interpolation polynomiale de degré 2 (d'après Fortin, 1987).

### 3.5 Modèles de dégradation des aspérités

La dégradation des aspérités est un aspect encore mal compris et très peu de données expérimentales sont disponibles à ce sujet. Certains auteurs, tels Plesha (1987), Hutson et Dowding (1990), ou Qiu et al. (1993), proposent des solutions quantitatives mais ces équations ne contribuent pas à la compréhension physique du phénomène. D'autres auteurs, tels Barton et al. (1985) ou Xu et Freitas (1990), présentent des mécanismes de dégradation des aspérités mais ne quantifient pas la dégradation en fonction de paramètres

tels  $\sigma_N$  ou U de sorte qu'il n'existe aucun modèle complet de dégradation des aspérités appuyés de résultats expérimentaux valables.

En tribologie, on définit l'usure (« wear ») comme un endommagement progressif impliquant une perte de matériau survenant à la surface d'une pièce et résultant du mouvement de la pièce adjacente ; c'est le compagnon inévitable du frottement. L'usure est le résultat de la combinaison de plusieurs processus différents et très compliqués comprenant la fissuration près de la surface et la délamination, l'adhésion, le rayage (« plowing »), ainsi que des effets thermiques, environnementaux et chimiques.

Le taux d'usure  $\omega$  d'un contact (en roulement ou en frottement) est communément défini comme le volume perdu par longueur unitaire de glissement. À sec, sans lubrifiant, le taux d'usure dépend du niveau de contrainte normale, de la vitesse de glissement, de la température initiale et des propriétés mécaniques et chimiques des matériaux en contact (Williams, 1994). Différents mécanismes physiques peuvent contribuer à l'usure et aucun modèle simple et universel ne peut s'appliquer à toutes les situations (Williams, 1994). Et si l'interface est contaminé par un corps solide étranger (matériau de remplissage et/ou d'endommagement antérieur) la situation peut devenir beaucoup plus complexe (Williams, 1994).

Le modèle d'usure fréquemment utilisé comme point de départ d'une étude dans un sujet aussi complexe est l'équation de Archard (1980) appliquée au cas d'une surface molle en contact avec une surface dure :

$$\omega = K \frac{N}{H} \quad \text{ou} \quad V = K \frac{U N}{H} \quad (3.37)$$

où  $V$  est le volume de matériau arraché sur la surface molle,  $K$  est une constante du matériau appelée coefficient d'usure,  $U$  est la distance de glissement,  $N$  est la force normale et  $H$  est la dureté du matériau mou.

Au niveau de la mécanique des problèmes de contact – frottement dilatants, les distances de glissement sont relativement faibles et la caractéristique dominante est la dilatance (Qiu et Plesha, 1991). Les joints rocheux et les failles tombent dans cette catégorie de problèmes.

Un modèle de dégradation des aspérités, dans les problèmes de contacts dilatants, initialement proposé par Plesha (1987) pour deux surfaces d'égale dureté, prend la forme générale suivante :

$$p = \tilde{p} e^{(-c_h W_t^p)} \quad (3.38)$$

où  $p$  représente un paramètre morphologique effectif tel un angle d'aspérité (Plesha, 1987), une hauteur d'aspérité (Qiu et al., 1993), ou autre,  $\tilde{p}$  est la valeur initiale de  $p$ ,  $W_t^p$  est le travail plastique tangentiel ( $dW_t^p = \tau du_t^p$ ), et  $c_h$ , une constante dans un certain intervalle de  $\sigma_N$ , est le paramètre de dégradation d'aspérité en unité de Longueur/Force.

Qiu et Plesha (1991) établissent une relation entre l'énergie et le volume de matériau mobilisé par l'usure à partir des deux hypothèses (§ 3.3.1) suivantes :

- 1- la perte d'une unité de volume de matériau due à l'usure requiert une quantité précise d'énergie dénotée  $f_U$  où  $f_U$  est un paramètre du matériau ; et
- 2- les débris produits par l'endommagement peuvent se plaquer à l'une des deux surfaces ce qui requiert une quantité d'énergie spécifique par unité de volume,  $f_p$ .

Ainsi la relation entre l'énergie et le volume de matériau mobilisé est :

$$\begin{aligned} \delta W_U &= f_U \delta V_U \\ \delta W_p &= f_p \delta V_p \end{aligned} \quad (3.39)$$

où  $\delta W_u$  est l'incrément de travail tangentiel absorbé par le matériau en s'usant,  $f_u$  est l'énergie spécifique pour l'usure du matériau,  $\delta V_u$  est l'incrément du volume de matériau perdu dû à l'usure,  $\delta W_p$  est le travail externe requis pour plaquer les débris à l'une des surfaces,  $f_p$  est l'énergie spécifique à l'accroissement de volume et  $\delta V_p$  est l'incrément du volume des dépôts de débris plaqués.

Cette approche énergétique ne tient pas spécifiquement compte des micromécanismes d'usure mais fait plutôt appel à une approche plus globale où les mécanismes d'usure se retrouvent englobés dans un processus énergétique (Qiu et Plesha, 1991). Toutefois, la plupart des processus mécaniques dépendent de l'énergie fournie par le glissement. De plus les paramètres  $f_u$  et  $f_p$  n'ont pas de relation précise avec une autre propriété mécanique établie du matériau des surfaces en contact, et doivent donc être considérées comme de nouvelles propriétés à être déterminées expérimentalement.

Hutson et Dowding (1990), ont également étudié la dégradation des aspérités. À cette fin, ils ont utilisé des surfaces sinusoïdales découpées dans du granite et du calcaire. Ils se sont servi comme base d'analyse de l'équation proposée par Plesha (1987) pour laquelle ils déterminent expérimentalement une équation pour le paramètre  $c_h$  :

$$c_h = -0,141 * i_o * \sigma_N / C_o \quad (3.40)$$

Dans cette équation,  $c_h$  est en unité de  $\text{cm}^2/\text{J}$  et  $i_o$  en degrés.

Hutson et Dowding (1990) proposent également une autre forme pour l'éq. (3.38) :

$$R = \frac{i}{i_o} = \frac{1}{1 - r_l(W_t^p * \sigma_N / C_o)^{r_2}} \quad (3.41)$$

où  $r_1$  et  $r_2$  sont des constantes.

Ces deux formulations développées par Hutson et Dowding pour le paramètre  $c_h$  se distinguent de celle de Plesha (1987) et de Qiu et al. (1993) (éq. (3.38)) en introduisant  $C_o$ , un paramètre exprimant la résistance du matériau des aspérités. Cependant, comme dans Plesha (1987) et dans Qiu et al. (1993), ces formulations ne tiennent pas compte de la morphologie initiale de la surface dans l'expression " $\exp(-c_h W_t^p)$ " autrement que par son effet sur  $W_t^p$ .

Les mécanismes cinématiques de dégradation des aspérités intéressent également les chercheurs concernés par la résistance des joints en cisaillement. Barton et al. (1985), rapportent que le frottement est d'abord mobilisé au début du cisaillement (Figure 3.15), puis la dilatance intervient lorsque la rugosité est mobilisée. La dilatance décroît progressivement quand la rugosité est réduite par la dégradation des aspérités après le pic de résistance.

Ces hypothèses concordent avec celles de Xu et de Freitas (1990) (Figure 3.16). De plus Xu et de Freitas (1990) proposent d'ajouter un troisième mécanisme à ceux déjà bien reconnus que sont la dilatance et le cisaillement des aspérités. Cette composante est définie par l'aplatissement des aspérités et expliquerait le comportement non linéaire de la courbe  $\tau - U$  avant le pic (points b à c, Figure 3.16). La Figure 3.16 montre également que selon Xu et de Freitas (1990) la composante de cisaillement des aspérités n'intervient que bien après le pic de résistance.

Plus récemment, Haberfield et Johnston (1994) ont développé un modèle mécanique incrémental valable pour les surfaces en dents de scie constituées de dents de différentes inclinaisons. Ce modèle tient compte de la déformation élastique, de la résistance en frottement, de la dilatance et du cisaillement des aspérités.

Finalement, Handanyan et al. (1990) soulignent que le cisaillement est le mode de rupture dominant dans la plupart des modèles. Cependant, ils suggèrent que pour certaines conditions d'espacement et de géométrie, la rupture des aspérités, et donc la résistance en cisaillement du joint, est gouvernée par la résistance en tension du matériau. Leur hypothèse est basée sur des résultats expérimentaux appuyés par des analyses par éléments finis. Archambault (1972) a également observé ce mode de rupture des aspérités.

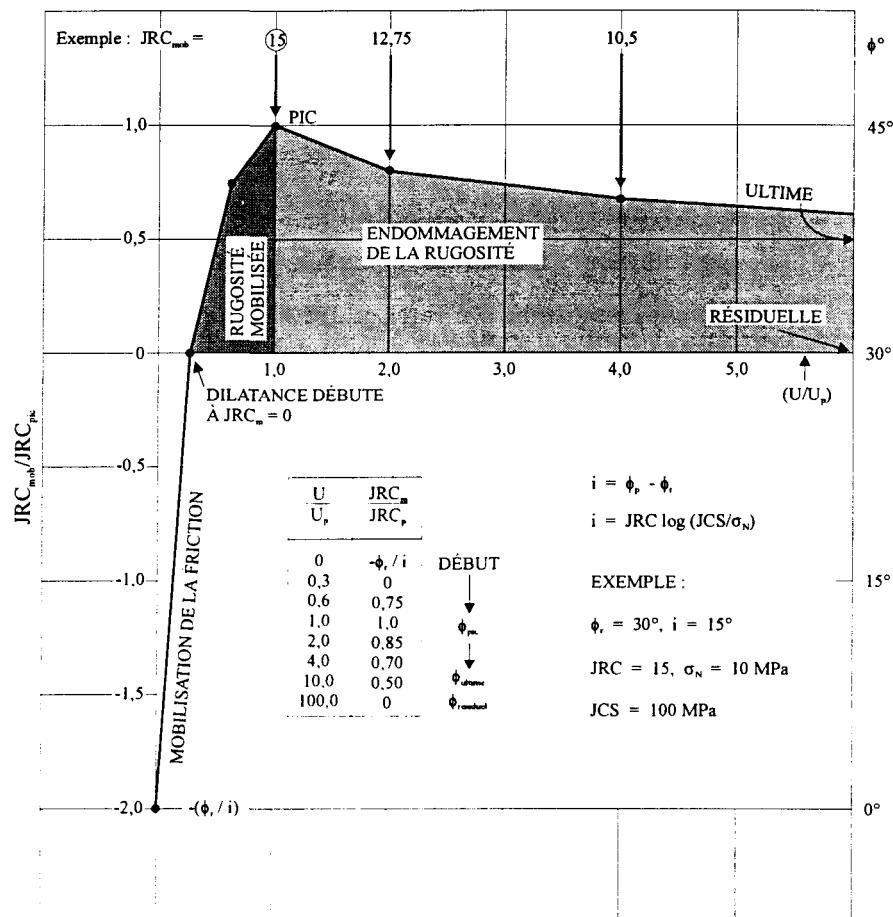


Figure 3.15 : Modélisation adimensionnelle de la relation contrainte-déplacement (modifiée de Barton et al., 1985).

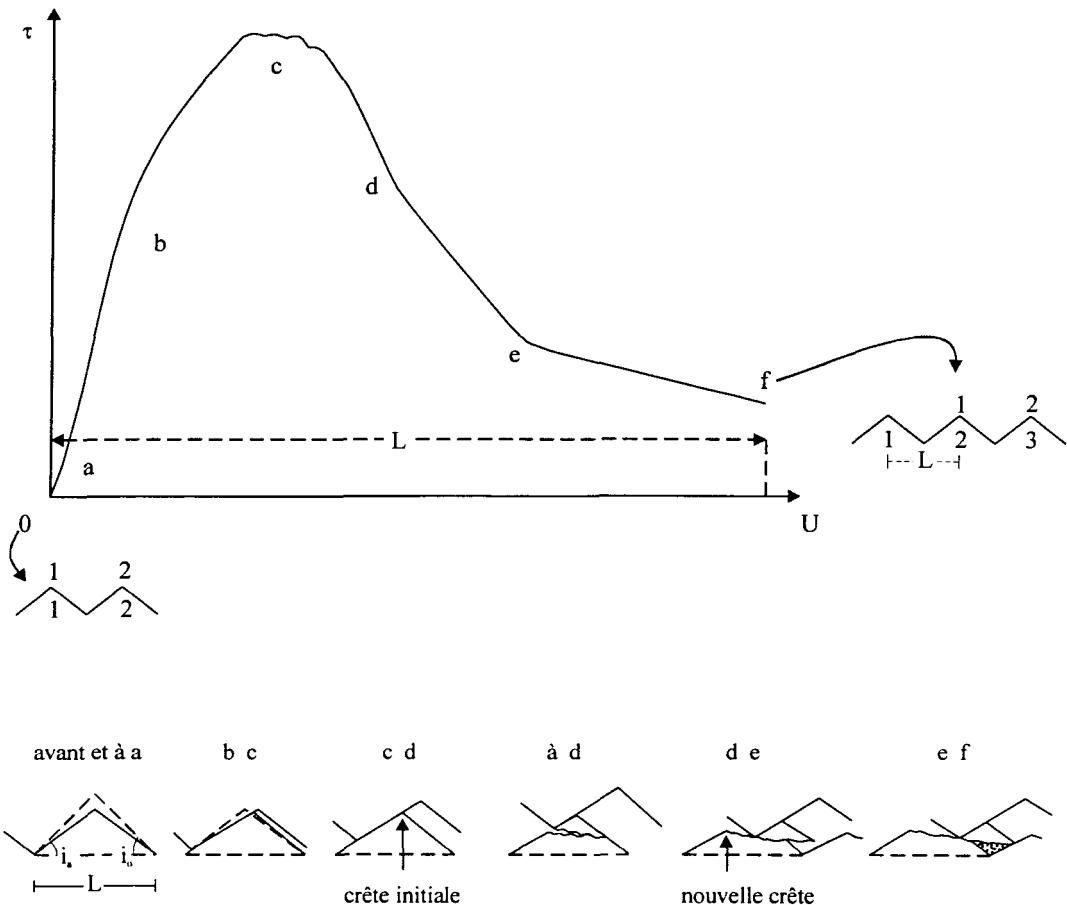


Figure 3.17 : Mécanisme de déformation des aspérités selon Xu et de Freitas (1990).

### 3.6 Aspects méconnus du comportement des joints en cisaillement

Les nombreux travaux de recherche réalisés depuis trois décennies ont permis d'étoffer la littérature sur un bon nombre de facteurs influençant le comportement des fractures rocheuses en cisaillement dont certains ont été présentés dans les sections précédentes. Mais malgré ces efforts de compréhension, de nombreux points obscurs

subsistent encore aujourd’hui limitant l’élaboration de nouveaux modèles théoriquement plus acceptables et plus adéquats aux besoins issus des nouveaux types de projets.

Quelques points encore irrésolus mais d’une très grande importance pour l’avancement des connaissances sont listés ci-après :

- prévoir le taux de dilatance au pic à partir d’une géométrie de surface irrégulière et en fonction du niveau de  $\sigma_N$  ;
- comprendre l’évolution de la dilatance avec le déplacement en cisaillement en fonction de la morphologie irrégulière de la surface et du niveau de contrainte normale ;
- comprendre les mécanismes favorisant soit le frottement soit le cisaillement des aspérités afin de quantifier ces composantes à différentes étapes du cisaillement en fonction de la morphologie irrégulière des surfaces et du niveau de contrainte normale ;
- quantifier la proportion des aires de contact ( $A_c/A$ ) et des aires cisaillées ( $A_s/A$ ) à différentes étapes du cisaillement, mais particulièrement à l’état initial, en fonction de la morphologie irrégulière et du niveau de contrainte normale ;
- quantifier les contraintes de contact ( $\sigma_t$ ,  $\tau_t$ ) sur les aires de contact à différentes étapes du cisaillement en fonction de la morphologie irrégulière et du niveau de contrainte normale ; et
- identifier et quantifier les mécanismes impliqués à différentes étapes de l’évolution du comportement des joints en cisaillement et causant l’endommagement progressif des aspérités. L’allure des courbes  $\tau - U$  et  $V - U$  dans les différentes phases du cisaillement indique l’influence de mécanismes différents.

La compréhension des facteurs listés ci-haut est limitée à la modélisation encore inadéquate qui est faite de la morphologie des surfaces irrégulières. L’avancement des connaissances à l’égard du comportement des joints en cisaillement ne pourra donc être

réalisé sans au préalable une progression significative dans les méthodes de paramétrisation de la rugosité.

Les différentes phases du cisaillement et les mécanismes impliqués à chacune de ces phases seront discutées au Chapitre 7 (§ 7.2).

## **CHAPITRE 4**

### **PROGRAMME EXPÉRIMENTAL D'ESSAIS DE CISAILLEMENT DIRECT SUR RÉPLIQUES D'UN JOINT ROCHEUX**

#### **4.1 Notions générales**

Pour atteindre les objectifs de cette étude, un programme d'essais de cisaillement direct à contrainte normale constante (CNC) avec des échantillons fabriqués à l'aide d'un matériau analogue est nécessaire. Des essais réalisés dans plus d'une direction permettront d'étudier l'effet du comportement du joint en relation avec l'anisotropie de la morphologie de la surface de fracture.

Les travaux de laboratoire nécessaires à cette étude ont été réalisés au cours de trois périodes. Pour cette raison, trois séries d'échantillons (séries 1, 2 et 3 ; § 4.2.3) ont dû être préparées et trois groupes d'essais (conditions CNC) ont été réalisés (groupes 1, 2 et 3 ; § 4.4.1.1 à § 4.4.1.3).

Une série d'essais à rigidité normale constante (RNC) a également été réalisée dans des conditions initiales identiques à certains essais à CNC. Différentes valeurs de RNC non nulles ont été testées (§ 4.4.1.4).

Tous les travaux de laboratoires requis et réalisés dans le cadre de cette étude (fabrication des échantillons, essais, etc.) ont été faits au laboratoire de géotechnique de la compagnie ANTEA (filiale du BRGM, auparavant : BRGM/Direction de la géotechnique), en France.

## 4.2 Échantillons utilisés dans cette étude

Les échantillons utilisés dans cette étude sont des répliques en mortier d'une fracture naturelle dans le granite dont la morphologie des épontes a fait l'objet d'une étude exhaustive par Gentier (1987).

### 4.2.1 Échantillon original

L'échantillon original utilisé est une fracture de tension naturelle dans le granite dit de Guéret (Creuse, France). Quatre faciès caractérisent ce granite et d'après Gentier (1987) l'échantillon choisi provient du faciès monzonitique à grain moyen et à biotite. Les détails pétrographiques, minéralogiques, physiques et mécaniques de ce granite sont présentés dans Gentier (1987).

Cette éprouvette a été prélevée avec un carottier de 120 mm de diamètre perpendiculairement au plan moyen de la fracture.

### 4.2.2 Matériau utilisé dans la fabrication des répliques

Les répliques utilisées sont faites d'un matériau analogue. Ce matériau est le mortier sans retrait de marque " TRAFIX Lanko 711 " produit par la compagnie Ciments Lafarge .

Les informations granulométriques demandées au fabricant pour les années 1991 1992 indiquent en moyenne environ 15 % de grains plus grands que 1 mm et environ 41 % de grains plus petits que 0,08 mm. Une analyse granulométrique faite avec un échantillon de 1000 g de mortier (sac acheté en 1993) a donné les résultats suivants :

Tamis :	2 mm	1,6 mm	1 mm	0,4 mm
% retenu :	2,4	8,8	16,8	43,4

La résistance en compression uniaxiale moyenne obtenue par le fabricant après 28 jours de séchage est de 86,9 MPa avec un écart type de 10,32 MPa (8 essais) en 1991 et de 81,2 MPa avec un écart type de 6,2 MPa (3 essais) en 1992.

Au cours des trois périodes d'essais de laboratoire, nous avons effectué différents essais afin de déterminer les principales propriétés physiques et mécaniques du mortier. Les propriétés mesurées ainsi que les types d'essais réalisés sont les suivants :

- $C_o$  : résistance en compression uniaxiale (essais de compression uniaxiale) ;
- $T_o$  : résistance en tension (essais brésiliens) ;
- $\phi_\mu$  : angle de frottement de base (essais de cisaillement direct sur des surfaces sciées) ;
- $E$  : module de Young (essais de compression uniaxiale) ;
- $\nu$  : coefficient de Poisson (essais de compression uniaxiale avec jauge de déformations).

Les résultats obtenus sont présentés au Tableau 4.1 et au Tableau 4.2.  $E$  et  $\nu$  moyens ont permis de calculer le module d'élasticité en cisaillement :  $G = 12963$  MPa.

Afin de bien faire ressortir les échanges de matières entre les deux épontes dûs à l'endommagement encouru lors du cisaillement, un colorant à béton de couleur rouge a été ajouté au mortier des répliques des épontes A (§ 4.2.3). Ces répliques ont donc pris une teinte rose suite à l'ajout de ce colorant. Les épontes B sont demeurées grises ; aucun colorant n'a été ajouté au mortier des échantillons des séries 1 et 3 mais du colorant blanc a été ajouté lors de la fabrication des répliques B de la série 2 d'échantillons (§ 4.2.3).

Pour mesurer  $\phi_\mu$ , le même échantillon a servi trois fois lors des essais de cisaillement ; les essais pour  $\sigma_N = 14$  et 21 MPa ont été faits avec une surface légèrement dépolie puisque déjà utilisée pour l'essai à  $\sigma_N = 7$  MPa. La moyenne obtenue est  $35^\circ$ . Or cette valeur dépend du résultat très faible de  $29,7^\circ$  ( $\sigma_N = 7$  MPa). Pour les modélisations

faites aux Chapitres 8 et 9, nous avons décidé de ne pas tenir compte du plus faible résultat mais d'utiliser la valeur  $\phi_{\mu} = 37,4^\circ$ .

Série	Mortier Rose (éponges A)				Mortier Gris (éponges B)			
	C <sub>o</sub> (MPa)	E (MPa)	d (mm)	L/d	C <sub>o</sub> (MPa)	E (MPa)	d (mm)	L/d
S-1	60				70			
	57,5				56			
	80				76,3			
	76,5	27941			78			
	81,8	33144	34	1,9	80	28571		
					56,9	30825	35	2,0
S-2	84,2	39095	35	2,0	87,8*	33314*	35	2,0
	69,6	31931	35	2,0	72,7*	31650*	35	2,0
	76	31393	35	2,0	57,8*	27303*	35	2,1
					82,6	34103	68	2,1
					82,2	33119	68	2,1
					81	33738	68	2,2
					79,8	23545	68	2,1
					81	34911	68	2,1
					83,4		68	2,0
S-3	80,8	31016	56,6	2,2	64,4	26661	60	2,3
					63,2	29535	60	2,3
					73,9	30676	60	2,3
					64,4	26871	60	2,3
					80	33045	56,6	2,2
					83	31200	56,6	2,2
					91,3	26041	56,8	2,2
Moyenne	74,0	32420			74,8	30301		
Écart-type	9,6	3699			10,3	3321		
<b>Moyenne</b>	<b>C<sub>o</sub> (rose et gris) : 74,6 MPa</b>				<b>E (rose et gris) : 30853 MPa</b>			
<b>Écart type</b>	<b>C<sub>o</sub> (rose et gris) : 9,9 MPa</b>				<b>E (rose et gris) : 3469 MPa</b>			

Tableau 4.1 : Résistance en compression uniaxiale et module d'élasticité du mortier TRAFIX Lanko 711. d est le diamètre des éprouvettes, L/d leur rapport d'élancement et \* indique la présence de colorant gris dans le mélange.

	Résistance en tension			Angle de frottement de base			Coeff. De Poisson $\nu$
	diamètre (cm)	L (cm)	$T_o$ (MPa)	$\sigma_N$ (MPa)	$\tau$ (MPa)	$\phi_\mu$ (degrés)	
5,0	4,4	7,2	7	4	29,7	0,16	
5,0	4,6	5,7	14	10,7	37,4	0,18	
5,0	4,5	7,6	21	16,3	37,8	0,19	
5,0	4,5	6,0				0,19	
5,0	4,5	6,4				0,20	
Moyenne			6,6			35,0	0,19
Écart-type			0,8				
						0,20	

Tableau 4.2 : Résistance en tension, angle de frottement de base et coefficient de Poisson du mortier TRAFIX Lanko 711 utilisé pour les échantillons S-1 et S-3.

#### 4.2.3 Fabrication des échantillons

Une nouvelle série d'échantillons a été fabriquée avant chaque groupe d'essais. Il existe certaines différences de fabrication entre les trois séries d'échantillons et, afin de les différencier, chacune a une notation différente. La série 1 d'échantillons (S-1) : essais du groupe 1 (G-1). La série 2 d'échantillons (S-2) : essais du groupe 2 (G-2). Et la série 3 d'échantillons (S-3) : essais du groupe 3 (G-3).

##### 4.2.3.1 Fabrication des échantillons de la série 1 (S-1)

Les échantillons de la série 1, utilisés pour les essais du groupe 1 (CNC, direction  $0^\circ$  ; § 4.4.2), sont des répliques de mortier d'une fracture naturelle collées dans des boîtes porte-échantillon métalliques. Les deux épontes originales ont également été collées dans des boîtes porte-échantillon.

Ces boîtes porte-échantillon ont une section circulaire tout comme les répliques de mortier. L'utilité de ces boîtes, par leur forme et par la présence d'un trou d'alignement, est de fournir aux répliques, ainsi qu'aux épontes originales, un support adéquat leur

permettant de s'ajuster facilement et précisément dans la boîte de cisaillement ainsi que sur le rugosimètre dans la direction choisie.

La fabrication proprement dite des échantillons s'est déroulée en plusieurs étapes présentées à la Figure 4.1. Pour fabriquer les répliques, on a d'abord pris l'empreinte négative des épontes originales à l'aide de l'élastomère silicone RTV 1556 ROSE produite par la compagnie Rhône-Poulenc (Figure 4.1a). Ces négatifs ont alors servi de moules à la fabrication des répliques en mortier (Figure 4.1e). L'étape suivante consiste à coller les épontes originales dans les boîtes porte-échantillons selon la procédure décrite dans les paragraphes suivants. Le mélange du mortier et la fabrication des répliques sont décrits un peu plus loin.

Une des deux épontes originales a d'abord été collée (Figure 4.1b) en s'assurant de deux conditions : le rebord carotté de l'éponge doit être parallèle à la paroi interne de la boîte porte-échantillon et le plan moyen de la fracture doit dépasser d'environ 1,5 mm en hauteur le rebord de la boîte porte-échantillon métallique, ceci afin que le plan moyen de la fracture soit à la même hauteur que le plan de cisaillement dans la boîte de cisaillement direct.

Après le séchage de la colle, le montage de l'autre éponte originale s'est fait comme suit. L'éponge non collée a été placée en contact avec celle collée puis recouverte de sa boîte porte-échantillon (B, Figure 4.1c). Trois entretoises placées entre les rebords des deux boîtes porte-échantillon (à 120° d'intervalle) ont permis de maintenir une épaisseur constante de 3 mm entre les deux boîtes porte-échantillon, correspondant environ à l'amplitude maximale des aspérités, et d'assurer le centrage des deux boîtes porte-échantillons. Un bon contact entre les deux épontes est maintenu grâce à trois autres vis placées au fond de la boîte porte-échantillon. Une fois l'éponge bien placée et les boîtes porte-échantillons bien centrées, la colle est injectée par les trois trous autour des boîtes porte-échantillon prévus à cet effet (Figure 4.1c). Un trou au fond de chaque boîte porte-

échantillon permet d'évacuer l'air et assure la présence de colle au fond de la boîte.

Une fois les épontes originales collées, l'autre étape consiste à obtenir un résultat identique avec les répliques en mortier. Pour coller les répliques A (roses) de façon identique à l'original A et pour pouvoir en faire plus d'une par jour, des pièces spéciales en PVC en forme d'anneaux ont été usinées. Ces anneaux s'ajustent parfaitement à l'intérieur des boîtes porte-échantillon métalliques et possèdent un pion d'alignement qui s'ajuste parfaitement au trou des boîtes porte-échantillon prévu à cet effet. Au centre de chaque anneau, on a repris l'empreinte négative en élastomère silicone de la surface de l'éponge originale A, le tout donne une pièce en forme de disque (Figure 4.1d). Ainsi le collage des répliques A, obtenues à l'étape de la Figure 4.1e, se fait d'abord en ajustant la réplique avec l'empreinte négative du disque (Figure 4.1f). Ensuite la réplique est recouverte par la boîte porte-échantillon s'appuyant sur le "disque" (Figure 4.1g). Le disque et la boîte porte-échantillon sont maintenus ensemble à l'aide de serre-joints. Trois vis au fond des boîtes porte-échantillon, vissées jusqu'au contact avec la réplique en mortier maintiennent en contact la réplique et l'empreinte négative. Le serrage de ces trois vis doit être le plus faible possible pour ne pas déformer l'empreinte négative en résine silicone tout en maintenant un bon contact avec les répliques. La colle peut alors être injectée entre la réplique et la boîte porte-échantillon (Figure 4.1g).

Une fois la colle des répliques A sèche, les répliques B sont collées en procédant exactement de la manière décrite précédemment pour la seconde éponte originale (Figures 4.1h et 4.1i).

Pour les besoins de cette étude et pour s'accommoder de la force normale maximale produite par la machine de cisaillement (§ 4.3), la surface de cisaillement des échantillons est diminuée de 120 mm à 90 mm de diamètre par surcarottage. Puis en fonction de la direction et du sens de cisaillement, un renfort de colle appliqué entre le rebord interne de la boîte porte-échantillon et l'extrémité de la surface de cisaillement (Figure 4.1j) prévient l'effet de bordure c.-à-d. le développement d'une fracture de tension qui, lorsqu'elle se

produit, engendre l'arrachement de l'extrémité de la surface de cisaillement. La portion arrachée prend souvent la forme d'un croissant. La taille du "croissant" ainsi arraché peut atteindre la moitié du périmètre de la surface par 1 cm de largeur dans la partie la plus large.

Les répliques de la Figure 4.1e sont fabriquées selon les étapes suivantes. Afin de bien distinguer les débris engendrés par l'endommagement de la surface de ceux issus de transferts de matière entre les deux surfaces lors du cisaillement, du colorant est systématiquement rajouté au matériau des répliques d'une des deux épontes. Ainsi les répliques de l'éponge A sont colorées en rose par l'ajout d'une petite quantité de colorant rouge au mortier (6,25g de colorant / 1kg de mortier). Pour la série 1 d'échantillons, les répliques de l'éponge B ne sont pas colorées, elles sont donc demeurées grises.

La fabrication des répliques débute à la toute fin de l'après-midi afin de minimiser le temps de contact entre le mortier et la résine silicone des moules. L'eau, le mortier et le colorant sont mélangés à la main à l'aide d'une truelle jusqu'à homogénéité apparente du mélange. Avant de verser le mortier dans les moules de résine silicone (Figure 4.1b), un agent démoulant est appliqué dans ces moules. Cet agent démoulant a pour but de prévenir l'arrachement du mortier à la surface des répliques et d'empêcher les bulles d'air à la surface des répliques. Comme agent démoulant on utilise simplement une très petite quantité de savon tout usage de marque «MIR» liquide très dilué dans de l'eau. On s'assure que tout le fond du moule en est bien couvert en le badigeonnant avec un petit pinceau à poils fins puis on vide l'excédant d'eau savonneuse. Une mince couche de mortier est d'abord appliquée au fond du moule. Avec un autre petit pinceau, on applique uniformément le mortier dans toutes les vallées et aspérités de la surface du fond du moule. Ensuite, le moule est rempli de mortier (Figure 4.1e). Le tout est alors déposé sur la plaque d'un vibrateur et vibré pendant environ une minute. Finalement, les moules sont rangés dans la chambre humide au cours de la première nuit de séchage du mortier et sortis pour démoulage à la première heure le lendemain matin. Il est important de minimiser le temps de contact entre le mortier et la résine des empreintes ; un temps de contact prolongé entraîne une détérioration prématuée de la résine et la perte des détails de la surface.

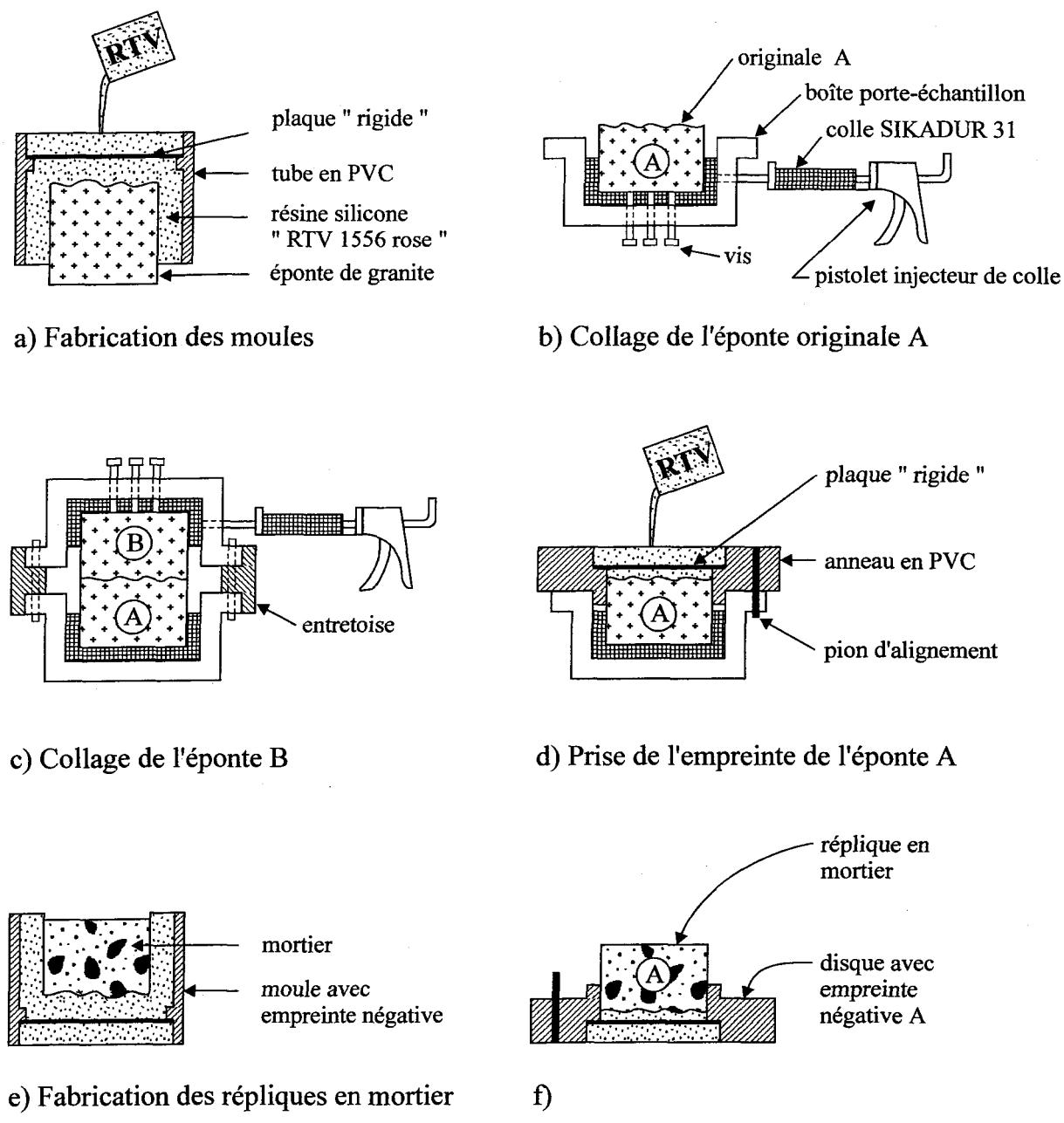


Figure 4.1

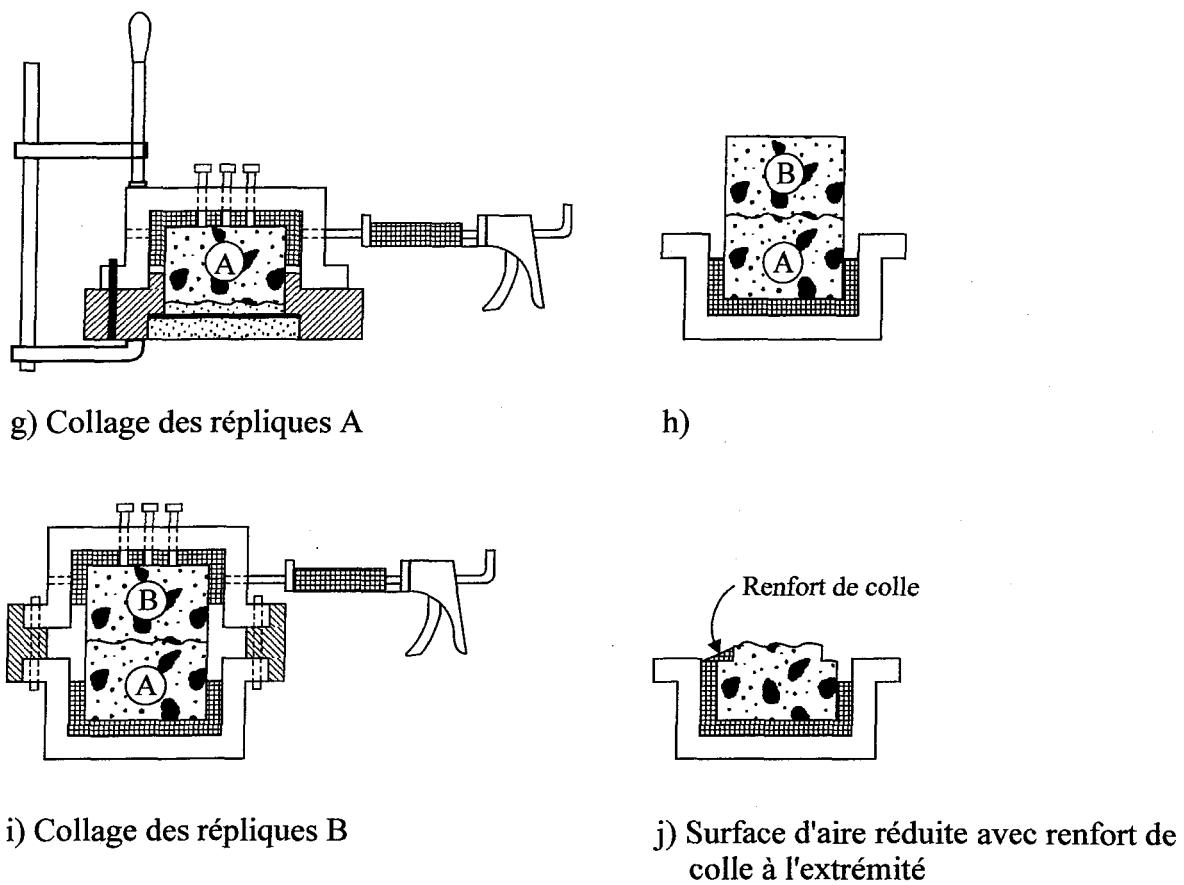


Figure 4.1 : Fabrication des échantillons de la série S-1.

La colle utilisée pour coller les éponges originales et les répliques à l'intérieur des boîtes porte-échantillon est la colle SIKADUR 31 produite par la compagnie Sika. Nous avons également utilisé cette colle pour faire le renfort de colle à la surface des échantillons. Selon l'avis technique 911 fournie par le fabricant, les caractéristiques physiques et mécaniques de cette colle sont :

- résistance à la compression : 70 à 80 MPa ;
- résistance à la traction : 20 à 30 MPa ;
- module d'élasticité dynamique : 7000 MPa.

#### 4.2.3.2 Fabrication des échantillons de la série 2 (S-2)

La méthode de fabrication des échantillons S-2 diffère de celle de la série S-1. Au cours de la fabrication des échantillons de la série 1, les épontes originales ont dû être collées dans les boîtes porte-échantillon métalliques, il est alors impossible de les utiliser pour confectionner de nouveaux moules (avec empreinte négative de la surface) tel qu'à la série 1. Pour contourner ce problème, on a dû utiliser les disques avec empreinte négative de la surface de fracture (fabriqués pour caler les répliques de la série 1 lors de leur collage) pour le moulage des nouvelles répliques ainsi qu'un certain nombre de nouveaux disques.

La façon d'utiliser ces "disques de moulage" dans la fabrication des échantillons de la série 2 est illustrée à la Figure 4.2. La procédure de fabrication des nouveaux disques est la même qu'à la série 1 (Figure 4.2a). Les détails concernant le mélange du mortier sont donnés plus loin dans le texte. Les étapes de fabrication décrites sont valables pour les épontes A (rose) et B (grise).

Une fois mélangé, le mortier est versé dans la boîte porte-échantillon et sur le négatif de la fracture du disque de moulage (Figure 4.2b). Ensuite, en procédant rapidement, le disque et son contenu sont renversés sur la boîte porte-échantillon (Figure 4.2b). L'ajustement du pion d'alignement du disque de moulage au trou correspondant sur la boîte porte-échantillon assure le maintien de la bonne orientation du plan de fracture.

Ces deux pièces, une fois assemblées, sont retournées et placées sur le vibrateur. La vibration du mortier, environ une minute, permet la remontée des bulles d'air. Pendant la vibration, on complète le remplissage de mortier de la boîte porte-échantillon (Figure 4.2c). Cette étape est accomplie en maintenant l'échantillon incliné pendant la vibration. Le mortier nécessaire pour compléter le remplissage est injecté par le trou au centre du fond de la boîte. Un second trou au fond de la boîte, près du rebord (côté élevé sur le vibrateur), permet l'évacuation de l'air. Ainsi, dans les échantillons de la série 2, il n'y a plus l'interface de colle SIKADUR 31 entre la réplique de mortier et la boîte porte-échantillon.

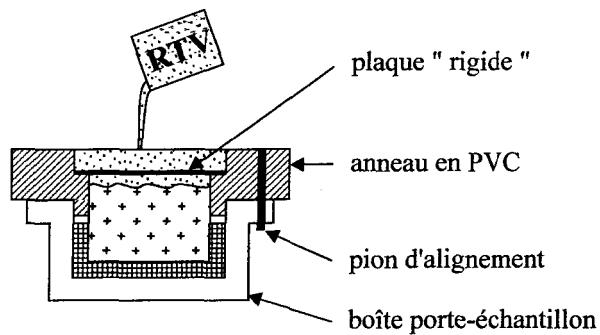
Le remplissage complété, les échantillons sont nettoyés et déposés sur une tablette au cours de la première nuit de séchage (Figure 4.2d). Ils sont ensuite démoulés le lendemain matin à la première heure.

Afin de bien distinguer les débris engendrés par l'endommagement de la surface de ceux issus de transferts de matière entre les deux surfaces lors du cisaillement, du colorant a systématiquement été rajouté au matériau des épontes (~6,25g de colorant par 1kg de mortier). Ainsi les répliques de l'éponge A sont colorées en rose par l'ajout de colorant rouge au mortier. Du colorant blanc est inclus au matériau des épontes B (contrairement à la série 1). Le mortier a été mélangé à la bétonnière.

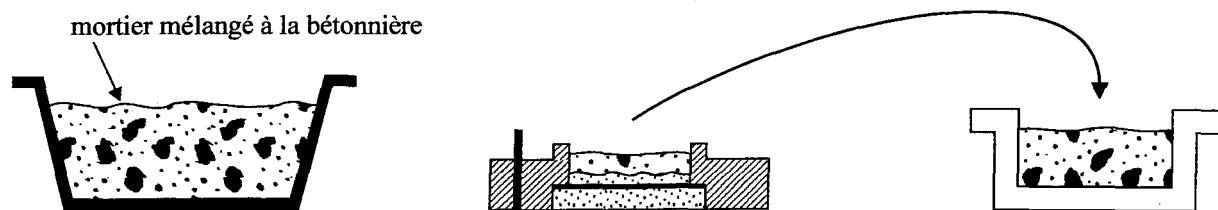
Dans la fabrication des échantillons, un agent démouleur (eau savonneuse) est toujours appliqué sur l'empreinte négative du disque de moulage. Cet agent démouleur, qui se mélange avec le mortier à la surface des échantillons, a pour but de prévenir l'arrachement du mortier à la surface des échantillons et d'empêcher les bulles d'air à la surface des répliques.

Cependant, la façon de fabriquer les échantillons de la série B a causé beaucoup d'arrachement au début. La solution envisagée pour résoudre ce problème a été d'accroître la quantité d'agent démouleur de sorte qu'une plus grande quantité de ce produit a été mélangée avec le mortier en surface des répliques. Il en a résulté des échantillons où la résistance en surface est moindre que celle des échantillons des séries S-1 et S-3.

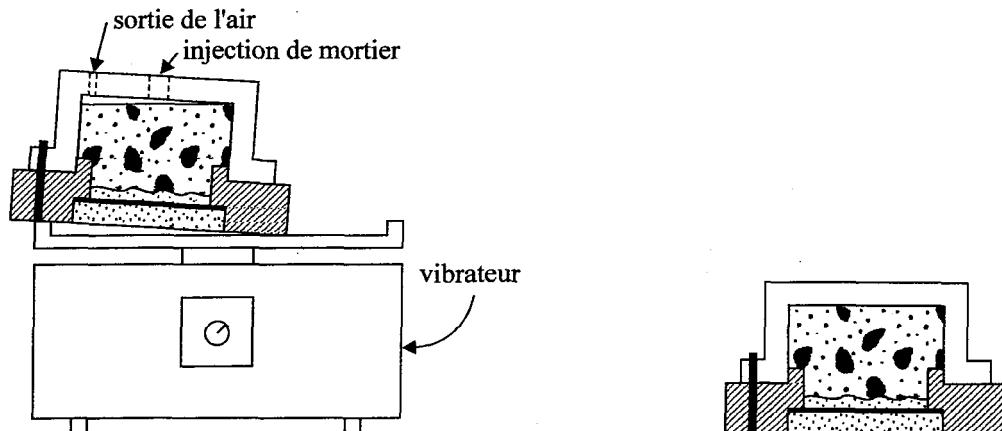
Finalement, comme pour la série 1, la surface de cisaillement a dû être diminuée de 120 mm à 90 mm de diamètre et on a appliqué un renfort de colle (SIKADUR 31) entre le rebord interne de la boîte porte-échantillon et l'extrémité de la surface de cisaillement afin de prévenir l'effet de bordure évoqué à la section 4.2.3.1.



a) Fabrication des disques de moulage avec empreinte négative pour les épontes A et B



b) Préparation et application du mortier dans les deux parties du "moule" et assemblage de ces deux parties



c) Remplissage complet de la boîte porte-échantillon avec le mortier

d) Séchage du mortier

Figure 4.2 : Fabrication des échantillons de la série S-2.

#### 4.2.3.3 Fabrication des échantillons de la série 3 (S-3)

La série d'échantillons S-3 a été faite afin de réaliser les essais du groupe G-3 (essais à CNC) et du G-4 (essais à RNC). Sauf pour quelques différences, ces échantillons ont été fabriqués de la même manière que ceux de la série 2, soit en coulant le mortier directement dans les boîtes porte-échantillon métalliques sans avoir recours à la colle. Le mortier a été mélangé à la bétonnière et seules les répliques A roses ont été colorées.

De nouveaux " disques de moulage " ont dû être fabriqués avant de faire la dernière série d'échantillons. Pour ces disques, nous avons utilisé des anneaux en aluminium au lieu du PVC. Cependant, le mortier adhère facilement à l'aluminium. Pour éviter les problèmes d'arrachement du mortier à la surface des répliques, causé par l'adhérence du mortier au disque d'aluminium, nous avons dû avoir recours à de la vaseline pour éviter le contact direct entre l'aluminium et le mortier. La présence de cette vaseline n'est pas gênante puisque nous devons réduire la surface cisaillée de 120 mm à 90 mm de diamètre.

La proportion d'échantillons fabriqués rejetés après démolage dû aux problèmes d'arrachement étant devenue presque nulle avec l'utilisation de vaseline avec les disques d'aluminium, une quantité beaucoup moins importante " d'agent démoulant " (eau savonneuse) a été nécessaire (§ 4.2.3.1). Ainsi, moins d'eau beaucoup moins savonneuse a été mélangée au mortier de la surface des échantillons. En fait la quantité d'agent démoulant utilisée (par échantillon) dans cette dernière série (S-3) d'échantillons est redevenue la même que celle utilisée dans la première série (S-1). La conséquence directe a été de produire des échantillons dont le comportement en cisaillement, suite aux essais de contrôle, est identique à celui des échantillons de la série 1 (Chapitre 7).

Caractéristique	Série d'échantillons		
	S-1	S-2	S-3
Type d'interface vs méthode de fabrication	Mortier coulé dans un moule en résine. Échantillons collés dans les boîtes porte-échantillons, donc avec interface de colle.	Mortier coulé dans les boîtes porte-échantillons, donc sans interface de colle.	
Résistance au cœur des échantillons	Mesurée avec des essais de compression uniaxiale à partir d'éprouvettes carottées dans certaines répliques et mesurée à partir d'éprouvettes préparées pour les essais de compression uniaxiale.		Supposée égale à celle des éprouvettes préparées pour les essais de compression uniaxiale.
Résistance en surface	Tests de dureté effectués avec une fraiseuse ; résistance (qualitative) supérieure à celle des échantillons S-2.	Tests de dureté effectués avec une fraiseuse ; résistance (qualitative) inférieure à celle des échantillons S-1.	
Comportement lors des essais de cisaillement		D'après les essais de contrôle : $\tau_p$ , $K_s$ , $i_p$ et $i$ généralement moindres et $U_p$ supérieurs par rapport aux échantillons S-1.	D'après les essais de contrôle : $\tau_p$ , $K_s$ , $i_p$ et $i$ comparables mais $U_p$ moindres que ceux des échantillons S-1.

Tableau 4.3 : Tableau récapitulatif des caractéristiques des trois séries d'échantillons.

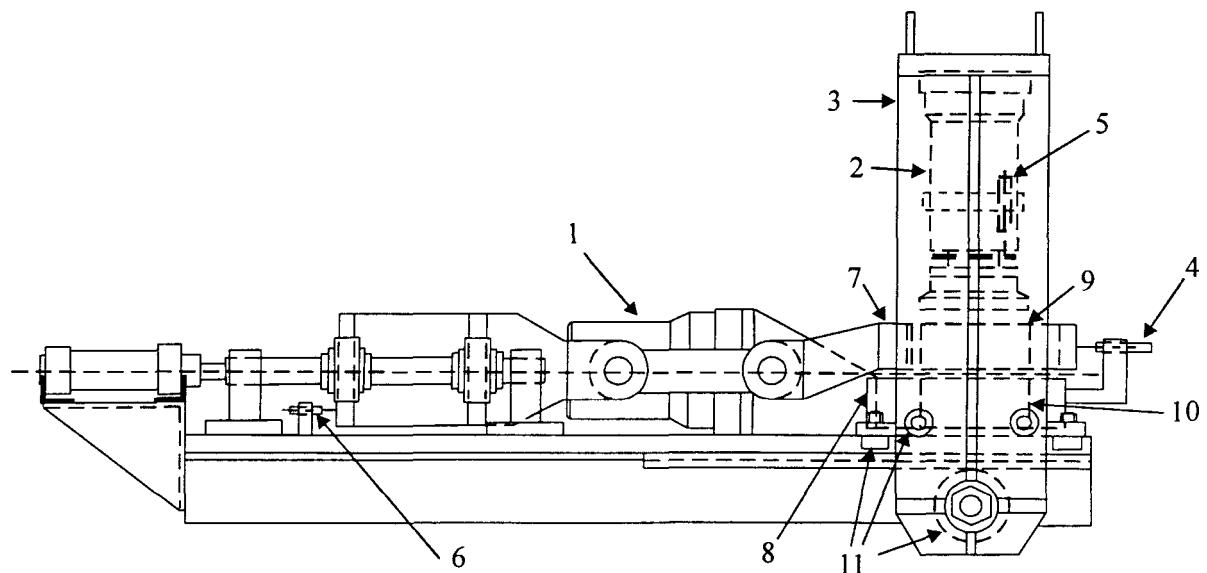
#### 4.3 La machine de cisaillement direct

La machine de cisaillement du laboratoire de géotechnique de la compagnie ANTEA (filiale du BRGM, Orléans, France) a été employée pour réaliser tous les essais de cisaillement direct nécessaires à cette étude. La conception et la réalisation de cette machine, à l'exception de certaines pièces comme les vérins, les capteurs de pression, etc., ont été faites à la Direction de la Géotechnique de ANTEA.

Cette machine de cisaillement est équipée d'un dispositif (électronique, informatique) permettant son asservissement et l'acquisition des données à partir d'une

centrale informatique qui emmagasine et gère les informations.

Le système d'asservissement offre de nombreux avantages pratiques tels : maintenir la vitesse de cisaillement constante et suffisamment lente, maintenir constante la contrainte normale (essais à CNC) sur la portion de surface cisaillée en tenant compte du déplacement relatif des deux épontes au cours du cisaillement et de faire varier  $\sigma_N$  au cours des essais à RNC selon les paramètres imposés.



- |                                   |   |
|-----------------------------------|---|
| 1 - Vérin horizontal              | 7 - Demi-boîte de cisaillement supérieure |
| 2 - Vérin vertical                | 8 - Demi-boîte de cisaillement inférieure |
| 3 - Palonnier mobile              | 9 - Éponte supérieure                     |
| 4 - L.V.D.T. horizontal (0-20 mm) | 10 - Éponte inférieure                    |
| 5 - L.V.D.T. vertical             | 11 - Roulements à rouleaux                |
| 6 - L.V.D.T. horizontal (0-60 mm) |   |

Figure 4.3 : Illustration schématique de la machine de cisaillement.

La Figure 4.3, bien qu'incomplète, illustre schématiquement les principaux constituants de la machine de cisaillement alors que la photo de la Figure 4.4 montre l'ensemble système d'acquisition-asservissement et machine de cisaillement.

La machine de cisaillement est équipée de deux capteurs de déplacement horizontaux et d'un capteur de déplacement vertical de type LVDT (« Linear Variation Displacement Transducers »). Les pressions statiques dans les vérins horizontal et vertical sont mesurées avec deux capteurs de pression à pont de jauge montés à l'entrée des vérins.

Chaque demi-échantillon est solidement placé dans une demi-boîte de cisaillement (Figure 4.3). La demi-boîte de cisaillement inférieure est fixée à la machine de cisaillement alors que la demi-boîte supérieure est mobile et est entraînée par le vérin horizontal (Figure 4.3).

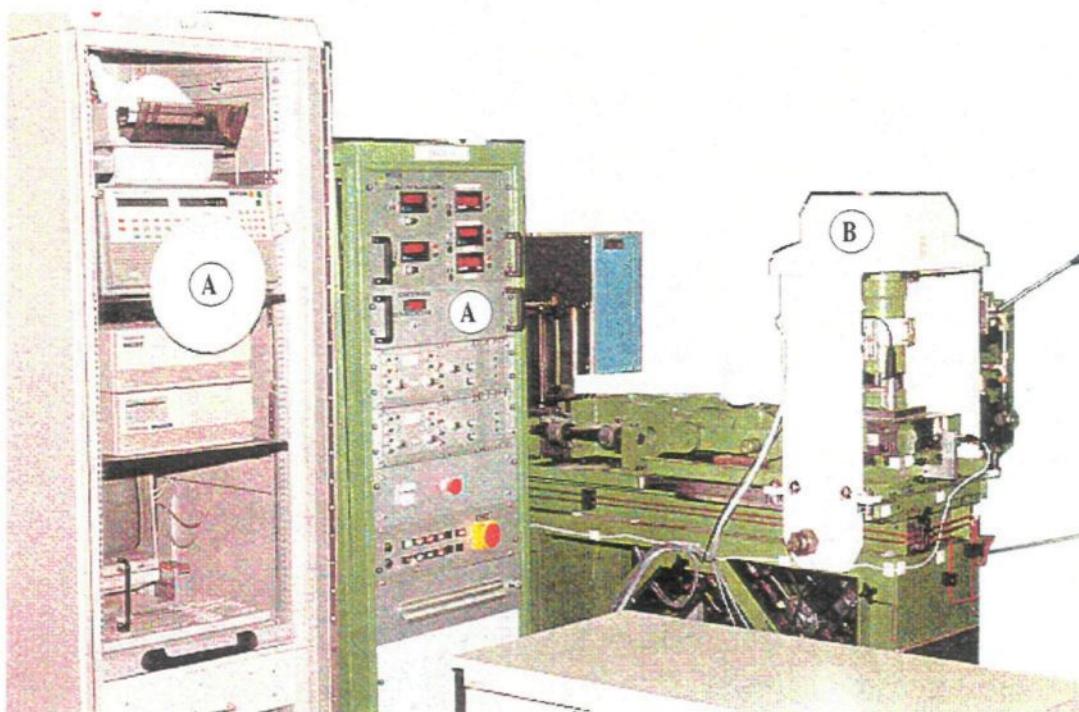


Figure 4.4 : (A) Système informatique d'acquisition et d'asservissement, et (B) machine de cisaillement.

Le piston du vérin horizontal tire sur la demi-boîte de cisaillement supérieure à l'aide de deux bras qui lui sont solidaires. Deux biellettes (une de chaque côté du vérin horizontal) se trouvent entre les bras du piston et la demi-boîte de cisaillement supérieure.

Les liaisons entre les deux bras et les biellettes, et entre les deux biellettes et la demi-boîte de cisaillement sont de type "pivot", ce qui permet à la demi-boîte de cisaillement supérieure d'être libre en rotation. Cette rotation est nécessaire afin de minimiser les frottements induits par la dilatance lors du cisaillement.

La contrainte normale est appliquée par le vérin vertical via une embase à rotule axiale s'appuyant sur l'éponte supérieure. L'autre extrémité du vérin vertical est solidement fixée à un palonnier mobile qui permet au vérin vertical de suivre la demi-boîte de cisaillement supérieure. Le palonnier est muni de deux gros roulements à rouleaux et de huit petits roulements à rouleaux assurant la mobilité de ce dernier et permettant de diminuer les frottements parasites lors du cisaillement.

Après la mise en place des liaisons palonnier-chemins de roulement, du piston du vérin vertical avec l'embase, et de l'interface embase-échantillon, le palonnier subit une déformation linéaire sous l'effet de la force normale. La rigidité de l'ensemble est introduite dans le programme d'acquisition et d'asservissement afin d'extraire sa composante du déplacement normal global fourni par le capteur LVDT vertical. Cette opération est pertinente dans le cas des essais à RNC où la contrainte normale est susceptible de varier significativement.

La pression maximale produite par la pompe hydraulique est de 360 bar (36 MPa) mais elle est limitée à 35 MPa pour éviter d'atteindre les limites de la pompe. Cette pression maximale de 35 MPa multipliée par l'aire de la section du piston du vérin vertical ( $3848,45 \text{ mm}^2$ ) engendre donc une force maximale de 0,134694 MN. C'est cette force maximale qui, en fonction de l'aire de la surface cisaiillée, contrôle le niveau de la contrainte normale pouvant être appliquée sur cette surface. Ainsi, pour une surface circulaire de 90 mm de diamètre ( $A = 6361,7 \text{ mm}^2$ ) la contrainte normale maximale est  $0,134694 \text{ MN} / 0,0063617 \text{ m}^2 = 21,17 \text{ MPa}$ .

Comme il a été mentionné précédemment, la boîte de cisaillement est constituée de

deux demi-boîtes. Chacune pouvant contenir des discontinuités de section maximale de  $150 \times 150 \text{ mm}^2$ . Dans chaque demi-boîte de cisaillement, une plaque d'acier de dix millimètres d'épaisseur et de même hauteur que la demi-boîte, ainsi que deux cales de serrage, permettant de centrer l'échantillon cylindrique dans la boîte carrée, permettent de caler et de serrer l'échantillon à l'aide de quatre vis CHC (Figure 4.5).

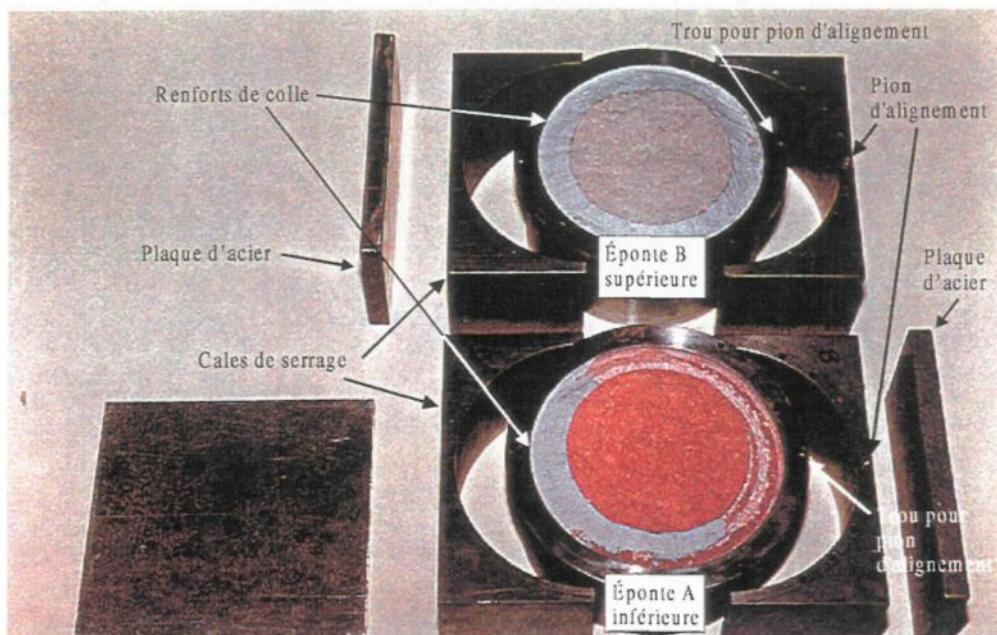


Figure 4.5 : Dispositif de calage et de serrage des échantillons dans les demi-boîtes de cisaillement.

#### 4.4 Procédures d'essais de cisaillement direct sur répliques

##### 4.4.1 Programmes expérimentaux des quatre groupes d'essais réalisés dans cette étude

###### 4.4.1.1 Premier groupe (G-1) d'essais de cisaillement (CNC, direction $0^\circ$ )

L'utilisation de répliques des épontes d'une fracture rocheuse qu'on peut reproduire autant de fois que nécessaire offre l'immense avantage de toujours pouvoir travailler avec la même morphologie initiale de surface. En conservant ainsi la morphologie initiale de la

surface constante, on peut alors étudier adéquatement l'influence qu'ont la contrainte normale ainsi que le déplacement tangentiel sur la résistance au cisaillement et sur l'endommagement des surfaces.

Pour étudier l'influence des paramètres  $\sigma_N$  et  $U$  sur la résistance au cisaillement et sur l'endommagement des surfaces, nous avons adopté le programme d'essais présenté à la Figure 4.6. Ce programme implique trois niveaux de CNC ( $\sigma_{N1} = 7$ ,  $\sigma_{N2} = 14$  et  $\sigma_{N3} = 21$  MPa) et cinq grandeurs de déplacement tangentiel ( $U_A$ ,  $U_B$ ,  $U_C$ ,  $U_D$  et  $U_E$ ).  $\sigma_N = 21$  MPa est la limite supérieure imposée par la machine de cisaillement pour une surface de 90 mm de diamètre. Les trois niveaux de CNC, soient 7, 14 et 21 MPa, correspondent respectivement à  $0,09 C_o$ ,  $0,19 C_o$  et  $0,28 C_o$  (avec  $C_o = 74,6$  MPa). Chaque nouvel essai (identifié par un point noir sur la Figure 4.6) est réalisé avec un échantillon intact.

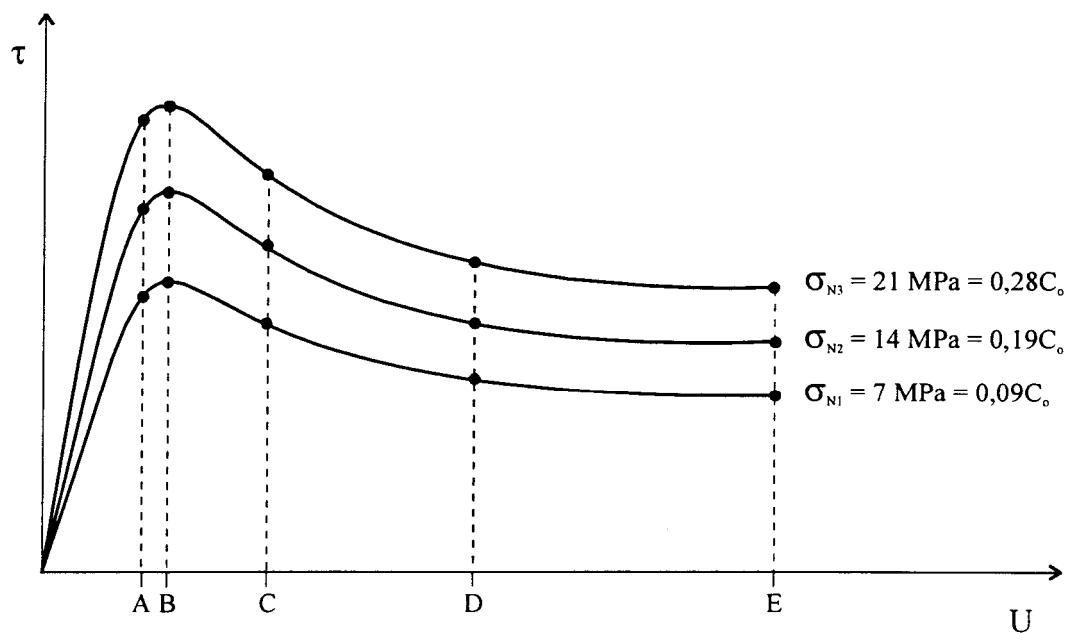


Figure 4.6 : Programme expérimental du groupe d'essais G-1. Essais à CNC dans la direction  $0^\circ$ .

Selon la Figure 4.6, les essais de cisaillement faits jusqu'à  $U_B$  et  $U_E$  correspondent respectivement à  $U_p$  et  $U_r$  et  $U_r = U_E = 5$  mm pour les trois niveaux de contrainte normale.

Certains essais ont été faits jusqu'à  $U_F = 10$  mm mais ils ne sont pas représentés sur la Figure 4.6.

Tous les essais de cette série ont été réalisés dans la même direction : direction 0°. La vitesse de cisaillement est la même pour tous les essais réalisés dans le cadre de cette étude et a été fixée à 0,5 mm/min. La contrainte normale était appliquée directement sans cycle de pré-charge avant chaque essai. Ces quinze essais ont été réalisés avec les échantillons de la série 1 et les résultats sont présentés au Chapitre 7.

La numérotation des essais du groupe 1 est composée de deux caractères : une lettre suivie d'un chiffre. La lettre, soit A, B, C, D, E ou F, indique la grandeur du déplacement tangentiel (Figure 4.6). Le chiffre, 1, 2 ou 3, identifie le niveau de CNC : le chiffre 1 indique  $\sigma_{N1} = 7$  MPa (= 0,09  $C_o$ ), le chiffre 2 indique  $\sigma_{N2} = 14$  MPa (= 0,19  $C_o$ ) et le chiffre 3 indique  $\sigma_{N3} = 21$  MPa (= 0,28  $C_o$ ). Par exemple, l'essai " B2 " est un essai fait dans la direction 0°, arrêté à  $U_B = U_p$  et où  $\sigma_N = \sigma_{N2} = 14$  MPa.

En terminant, il est bon de mentionner que l'essai E2 a été repris plus d'une fois au cours des différentes périodes d'essais de laboratoires afin de s'assurer de la constance du comportement de la machine de cisaillement. Ces essais, dont les résultats sont donnés au Chapitre 7, portent les numéros 2E2, 3E2 et 4E2.

#### **4.4.1.2 Deuxième groupe (G-2) d'essais de cisaillement (CNC, directions -30°, +60 et +90°)**

Les essais du groupe 1 ont tous été réalisés dans la même direction de cisaillement (direction 0°). Afin de valider nos analyses pour d'autres morphologies de surface irrégulière ainsi que pour caractériser l'anisotropie directionnelle de la résistance en cisaillement, nous avons étendu notre étude à d'autres directions de cisaillement. Pour le deuxième groupe d'essais, nous avons conservé la même surface de fracture mais en faisant les essais de cisaillement dans trois nouvelles directions : direction -30°, direction +60° et

direction +90°. La Figure 4.7 montre une vue en plan de l'éponte A avec l'orientation des quatre directions de cisaillement et le sens de déplacement de l'éponte A.

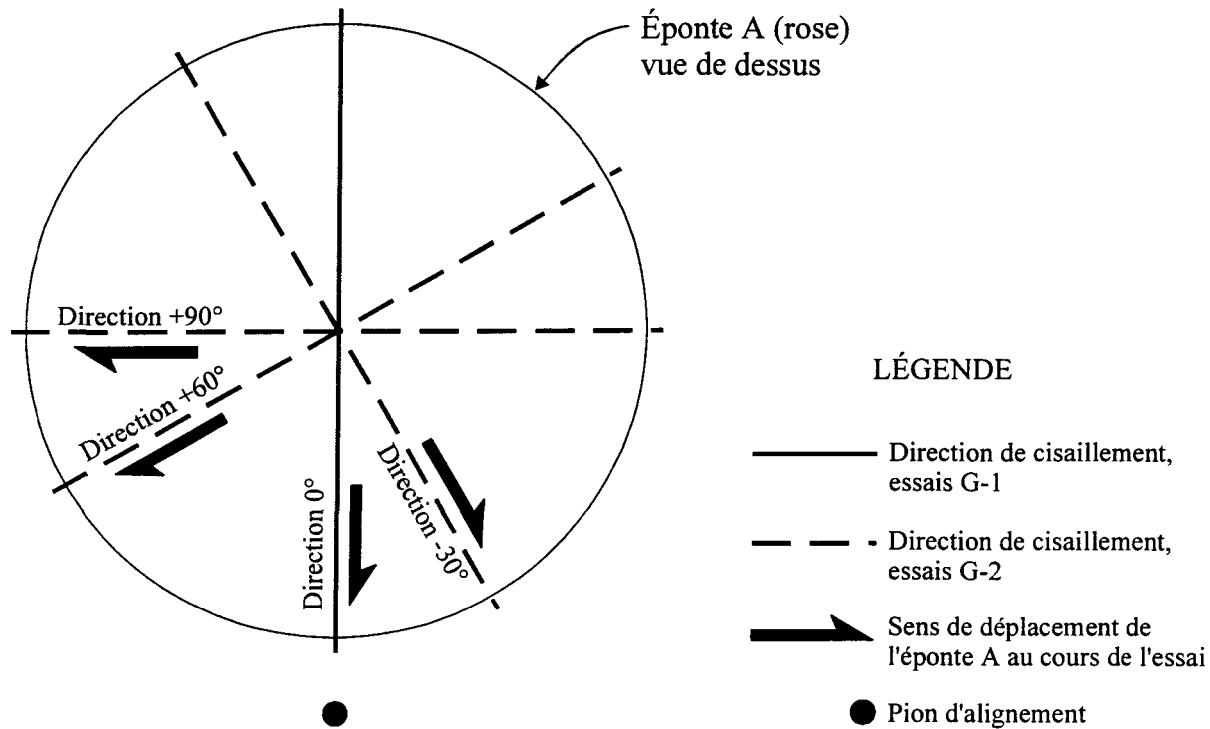


Figure 4.7 : Directions et sens de cisaillement impliqués dans cette étude. Éponte A rose vue de dessus.

Le programme expérimental du groupe G-2 est légèrement différent de celui du groupe 1. Suite aux résultats obtenus avec les essais du groupe 1 et afin de minimiser le nombre d'essais du groupe G-2, nous n'avons fait que trois essais à chaque niveau de CNC (Figure 4.8). Nous avons donc laissé tomber les essais arrêtés immédiatement avant et après le pic de la résistance pour ne conserver que l'essai au pic ( $U_B$ ), l'essai au changement de courbure ( $U_C$ ) et l'essai mené jusqu'à la contrainte résiduelle ( $U_E$ ).

Les autres paramètres de départ sont demeurés les mêmes par rapport aux essais du groupe 1 : la vitesse de cisaillement était de 0,5mm/min, les trois niveaux de CNC étaient 7,

14 et 21 MPa (c.-à-d. 0,09, 0,19, et 0,28 C<sub>o</sub> respectivement) et la contrainte normale était appliquée directement sans cycle de pré-chargement avant chaque essai.

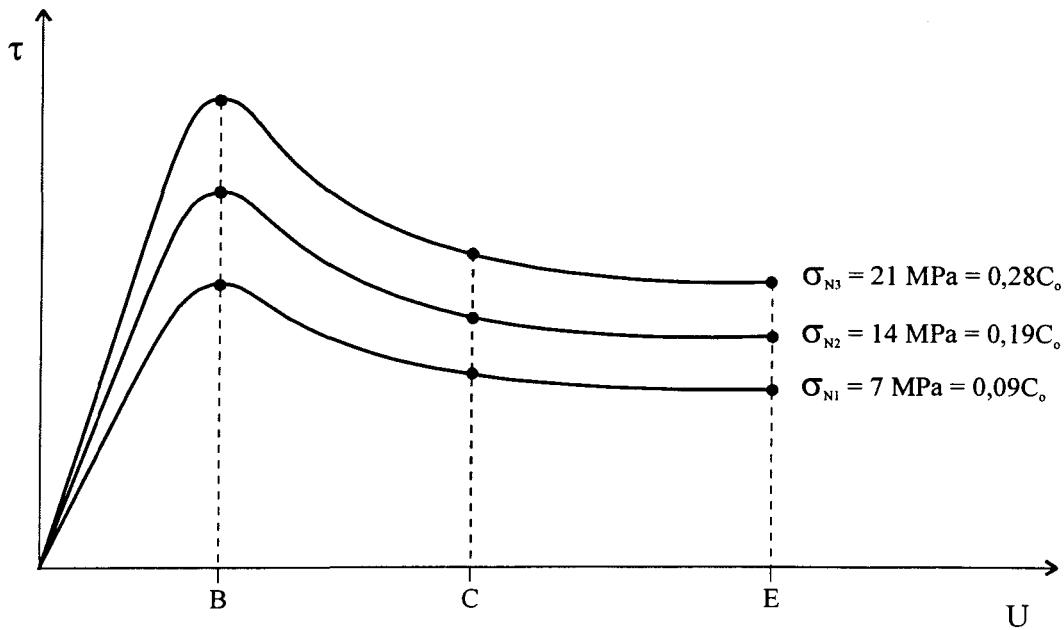


Figure 4.8 : Programme expérimental du groupe d'essais G-2. Essais à CNC dans les directions  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$ .

Selon la Figure 4.8, les essais de cisaillement faits jusqu'à  $U_B$  et  $U_E$  correspondent respectivement à  $U_p$  et à  $U_r = U_E = 5 \text{ mm}$  pour les trois niveaux de contrainte normale. Certains essais ont été faits jusqu'à  $U_F = 10 \text{ mm}$  mais ils ne sont pas représentés sur la Figure 4.8.

La numérotation des essais G-2 est composée de trois paires de caractères identifiant le groupe d'essais, la direction de cisaillement et l'essai. Par exemple, le numéro G2-60-B1 identifie l'essai B1 ( $U_B$  et  $\sigma_{N1} = 7 \text{ MPa}$ ) du groupe G-2 cisaillé dans la direction  $60^\circ$ . Les résultats des essais sont présentés au Chapitre 7 dont ceux d'un essai de contrôle (G2-E2\_5).

#### 4.4.1.3 Troisième groupe (G-3) d'essais de cisaillement (CNC, directions 0°, -30° et +60°)

Les échantillons de la série 3 ont été utilisés au cours des essais du groupe G-3 (essais à CNC, directions 0°, -30° et +60°).

Comme il a été fait mention à la section 4.2.3.2, les échantillons de la série 2 n'avaient pas la même résistance en surface que ceux des séries 1 et 3. Nous avons donc sacrifié quelques essais à RNC (exécutés avec des échantillons S-3) afin d'en utiliser les échantillons pour refaire certains essais du groupe 2 (directions -30° et +60°) dans le but évident d'avoir un lien entre les résultats des essais faits dans la direction 0° et ceux faits dans les directions -30°, +60° et +90°. Les essais refaits dans les directions -30° et +60° sont présentés au Tableau 4.4.

Direction	Contrainte normale		
	$\sigma_{N1} = 7 \text{ MPa}$	$\sigma_{N2} = 14 \text{ MPa}$	$\sigma_{N3} = 21 \text{ MPa}$
-30°	U <sub>E</sub>	U <sub>E</sub>	U <sub>E</sub>
+60°	U <sub>E</sub>	U <sub>B</sub> U <sub>C</sub> U <sub>E</sub>	U <sub>B</sub> U <sub>C</sub> U <sub>E</sub>

Tableau 4.4 : Essais du groupe G-2 repris dans le groupe G-3 avec les échantillons de la série d'échantillons 3.

La numérotation de ces essais est semblable à celle des essais du G-2 (§ 4.3.1.2). La seule différence est le remplacement du terme G2 par G3. Nous avons également utilisé un échantillon S-3 pour refaire l'essai D1 (G-1) dont les résultats n'étaient pas satisfaisants. Cet essai a reçu le numéro G3-D1. Deux essais de contrôle ont également été faits avec des échantillons de la série S-3 dans la direction 0°, ce sont les essais G3-1E2 et G3-2E2 comparables à l'essai E2. Les résultats sont donnés au Chapitre 7.

Finalement, au cours de la période d'essais G-3 un essai a été réalisé dans la direction 0° avec  $\sigma_N = 1 \text{ MPa}$  (n° G3-1). Cependant, il faut noter que l'échantillon utilisé

provient d'une série rejetée car la dilatance, enregistrée lors d'essais de contrôles, était inférieure à celle des échantillons S-1 (essais G-1), mais les résistances étaient comparables.

#### **4.4.1.4 Quatrième groupe (G-4) d'essais de cisaillement (RNC, direction 0°)**

Avec les échantillons restants de la série d'échantillons 3, nous avons réalisé six essais à RNC. Ces essais ont été faits dans la direction 0°, comme ceux du groupe d'essais G-1 à CNC.

Parmi les six essais à RNC, cinq ont été faits avec une contrainte normale initiale de  $\sigma_{Ni} = 7 \text{ MPa}$ . L'autre essai a été fait avec  $\sigma_{Ni} = 14 \text{ MPa}$ .  $\sigma_N = 21 \text{ MPa}$  étant le maximum permis par la machine de cisaillement, on ne peut donc avoir  $\sigma_{Ni} = 21 \text{ MPa}$  car la contrainte normale est appelée à augmenter au cours d'un essai à RNC en réaction contre la dilatance.

Trois valeurs de RNC ont été utilisées :  $K1 = 10 \text{ MPa/mm}$ ,  $K2 = 20 \text{ MPa/mm}$  et  $K3 = 30 \text{ MPa/mm}$ .

La valeur de rigidité normale  $K1 = 10 \text{ MPa/mm}$  signifie que  $\sigma_N$  augmente de 10 MPa pour chaque millimètre de dilatance résultant du cisaillement.

Les numéros des essais à RNC sont composés de quatre caractères. Les deux premiers ( $K1$ ,  $K2$  ou  $K3$ ) dénotent le niveau de la rigidité normale. Les troisième et quatrième caractères indiquent respectivement le déplacement tangentiel à l'arrêt et le niveau de la  $\sigma_N$  initiale. Ces deux derniers termes servent également à identifier l'essai du groupe 1 (CNC ; § 4.4.1.1) auquel il peut être comparé.

Les essais à RNC réalisés au cours de cette étude sont présenté au Tableau 4.5 et les résultats sont donnés au Chapitre 10.

Rigidité normale (MPa/mm)	Numéro de l'essai (RNC)	
	$\sigma_{Ni} = 7 \text{ MPa}$	$\sigma_{Ni} = 14 \text{ MPa}$
K1 = 10	K1C1	
	K1D1	K1E2
	K1E1	
K2 = 20	K2E1	
K3 = 30	K3E1	

Tableau 4.5 : Essais à RNC réalisés dans le cadre de cette étude.

	Groupe d'essais			
	G-1	G-2	G-3	G-4
Échantillons utilisés	S-2	S-2	S-3	S-3
Condition	CNC	CNC	CNC	RNC
Direction	0°	-30°, 60° et 90°	0°, -30° et 60°	0°
N° des essais de contrôle (dir. 0°, $\sigma_N = 14 \text{ MPa}$ ) présentés	2E2, 3E2 et 4E2	G2-E2_5	G3-1E2 et G3-2E2	

Tableau 4.6 : Tableau récapitulatif des essais de cisaillement direct exécutés dans le cadre de cette étude.

## CHAPITRE 5

### ACQUISITION DES PROFILS DE RUGOSITÉ

#### 5.1 Notions générales

Les profils de rugosité utilisés dans cette étude ont été enregistrés avec un rugosimètre de laboratoire. Les mesures faites avec le rugosimètre, dont la description est faite à la prochaine section, proviennent du déplacement d'un stylet à la surface de l'éponge.

Rappelons que les données de hauteurs des profils de rugosité sont contenues dans un plan X - Z où l'axe Z vertical correspond à la hauteur et l'axe X horizontal représente la direction d'enregistrement. Les profils enregistrés selon une direction commune sont parallèles selon X. L'autre axe horizontal, perpendiculaire à l'axe X, est l'axe Y et la position des profils est donnée par rapport à cet axe.

#### 5.2 Le rugosimètre

Le rugosimètre comprend deux éléments principaux : un bâti fixe sur lequel un chariot mobile peut se déplacer dans deux directions perpendiculaires (axes X et Y) et d'un micro-ordinateur servant à l'acquisition des données.

Le chariot mobile supporte un fléau à l'extrémité duquel est fixé perpendiculairement un stylet (pointe conique) qui glisse à la surface de l'échantillon étudié (Figure 5.1). Le déplacement en continu du chariot dans la direction X est assuré par une vis sans fin horizontale actionnée manuellement à l'aide d'une manivelle. Dans la direction Y, le déplacement du chariot se fait le long d'une tige crantée. La grandeur de chaque déplacement selon Y est donc un multiple de la distance comprise entre deux crans.

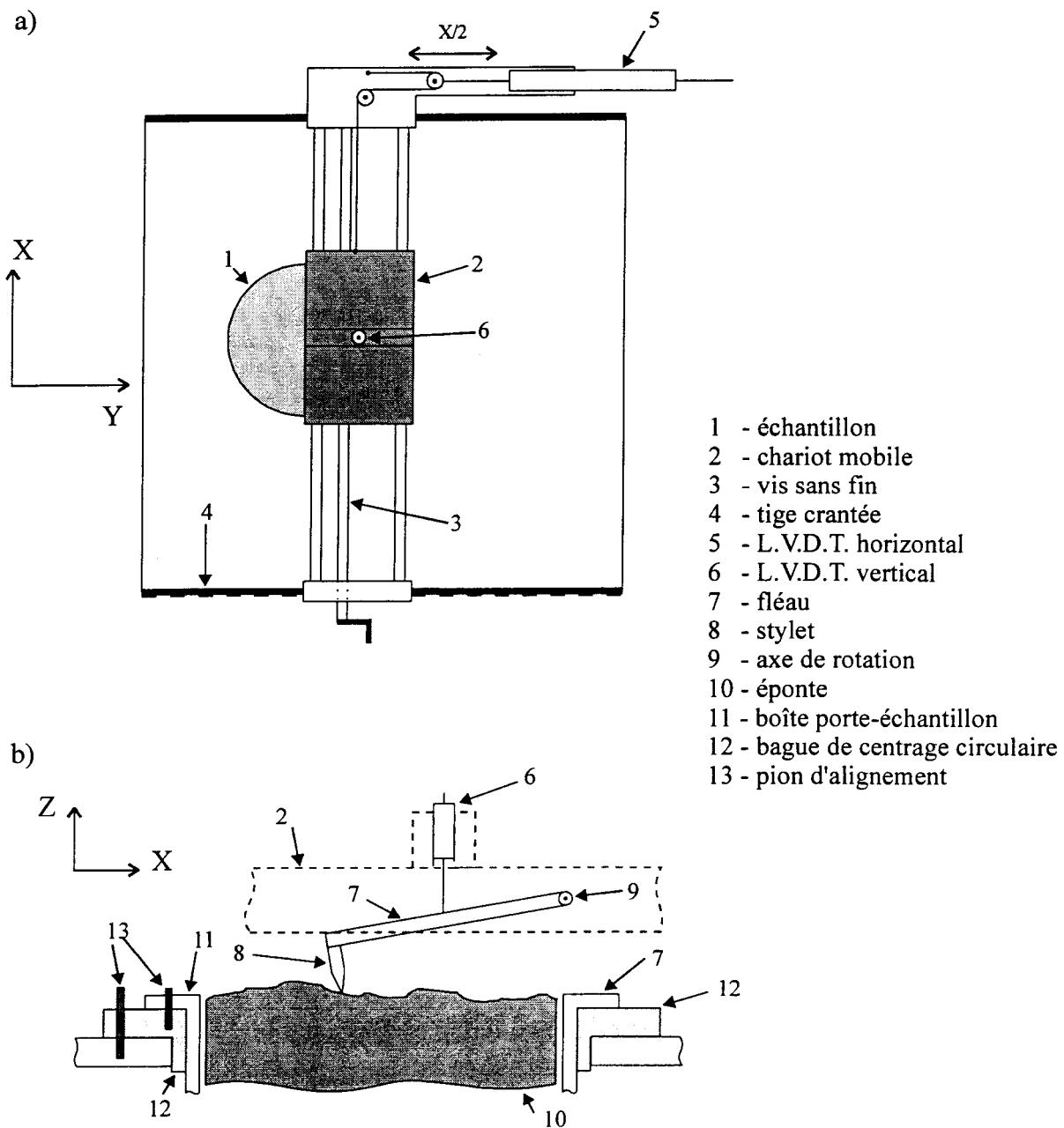


Figure 5.1 a) Vue de dessus du bâti fixe du rugosimètre et b) système fléau - stylet.

La fixation du fléau au chariot mobile permet la rotation du fléau afin que la pointe du stylet puisse suivre la topographie de la surface de la fracture.

Le bâti du rugosimètre est équipé de deux capteurs de déplacement de type L.V.D.T.. Un capteur horizontal mesure le déplacement du chariot, donc du stylet, dans la direction X. Un capteur vertical positionné sur le chariot, au centre du fléau quand ce dernier est en position horizontale, mesure le déplacement du fléau dans le plan vertical. Ce déplacement est converti en angle de rotation du fléau dans les calculs faits par le système d'acquisition des données.

Les capteurs de déplacement sont reliés au système d'acquisition des données. Ce dernier calcule continuellement la position en X et en Z de l'extrémité du stylet en contact avec la surface de l'éponge et enregistre les données dans un fichiers de données " brutes ". Dans ce type de fichier, la distance en X entre deux points de mesure est variable ce qui rend ce type de fichier peu ou pas adapté aux besoins requis par les calculs des indices de rugosité, aux traitements statistiques des données ou aux méthodes d'analyse spatiale. C'est pourquoi un second profil, à pas constant cette fois, est calculé par la centrale d'acquisition des données à partir de données " brutes ".

L'ajustement des échantillons sur le bâti fixe est fait avec une bague de centrage circulaire (indépendante du bâti). Cette bague est posée sur le bâti à l'endroit où une ouverture circulaire a été pratiquée et autour de cette ouverture se retrouve une série de trous d'alignement. La bague de centrage comporte également deux trous d'alignement dont un sert à positionner l'échantillon sur la bague avec le trou d'alignement de la boîte porte-échantillon. Le second trou d'alignement sert à aligner la bague sur le bâti selon une direction prédéterminée en jumelant ce trou d'alignement avec un de ceux percés sur le bâti. Ce système de bague d'ajustement avec trous d'alignement permet d'acquérir des profils de rugosité dans différentes directions et assure le maintien de la position de l'échantillon au cours de l'enregistrement d'un profil, ainsi qu'entre chaque profil, et permet également la concordance des profils d'un échantillon à un autre.

## 5.3 Enregistrement des profils de rugosité

### 5.3.1 Directions et sens d'enregistrement

Le choix des directions d'enregistrement des profils de rugosité a été dicté par celui des directions de cisaillement. Ainsi, sur les épontes originales en granite (A et B), des profils ont été enregistrés dans les quatre directions : -30°, 0°, +60°, +90°. Cependant, sur les répliques cisaillées seuls les profils dans la direction de cisaillement ont été enregistrés par mesure d'économie de temps.

Le sens d'enregistrement des profils correspond au sens de déplacement du stylet à la surface de l'éponte lors de l'acquisition des données. Ce sens de déplacement du stylet est le même que celui de l'éponte opposée au cours des essais de cisaillement. Par exemple, si un profil est enregistré sur une réplique A (rose), le sens de déplacement du stylet est alors le même qu'a été celui de l'éponte B (grise) au cours de l'essai de cisaillement. Ainsi, les angles positifs calculés à partir des profils correspondent aux angles sollicités lors du cisaillement (dilatance) et les angles négatifs correspondent aux facettes s'éloignant lors du cisaillement. Cette convention de sens a été maintenue pour tous les profils lors de cette étude.

Un gabarit spécial a dû être utilisé pour l'enregistrement des profils sur les épontes originales dont le diamètre fait 120 mm au lieu des 90 mm des répliques cisaillées. Ceci pour obtenir des profils correspondants à ceux d'une éponte de 90 mm de diamètre afin que les comparaisons morphologiques ultérieures puissent être effectuées entre la morphologie initiale et celle des surfaces cisaillées.

La dégradation des aspérités au cours du cisaillement a causé le placage de dépôts de débris sur les épontes. Ces dépôts ont été conservés avant l'enregistrement des profils. Et à partir des essais G-2 on a tenté de les coller davantage pour minimiser l'endommagement de ces dépôts par le passage du stylet. Pour cela on a vaporisé une

mince couche de verni sur les épontes, en insistant davantage sur les dépôts de débris.

### **5.3.2 Nombre de profils et position en Y**

Sur chacune des répliques cisailées, cinq profils parallèles et équidistants (numérotés de 1 à 5) ont été enregistrés ainsi qu'un ou deux autres (numéros 6 et 7), selon le cas, passant par les zones les plus endommagées (déterminées suite aux observations faites après les essais à  $\sigma_N$  et U élevés). Dans la direction  $0^\circ$ , seulement 6 profils parallèles ont été enregistrés alors que dans les directions  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$ , sept profils parallèles ont été enregistrés.

La position des profils et des données dans les profils est donnée selon le système d'axes horizontaux X - Y du bâti du rugosimètre. L'origine de ce système d'axes est représentée sommairement à la Figure 5.2. Dans la direction X, le zéro correspond au centre de l'échantillon et en Y le zéro est à l'extrémité gauche de l'échantillon (surface de 120 mm de diamètre). Le centre de l'échantillon se situe donc au point de coordonnée XY (0, 60) peu importe le diamètre (90 ou 120 mm) de la surface et la direction.

La position et l'espacement selon Y des profils 1 à 5 demeurent constants peu importe la direction d'enregistrement. Leur espacement est de 15,265 mm. Les profils 6 et 7 sont positionnés différemment selon Y dans les différentes directions puisque les zones endommagées dépendent en partie de la direction de cisaillement. La position en Y des différents profils est donnée au Tableau 5.1. Ces considérations sont valables pour les épontes originales et cisaiillées.

Sur les épontes originales, tous les profils dans les quatre directions ont été enregistrés. Pour l'éponge A, ces profils sont représentés sur la Figure 5.3.

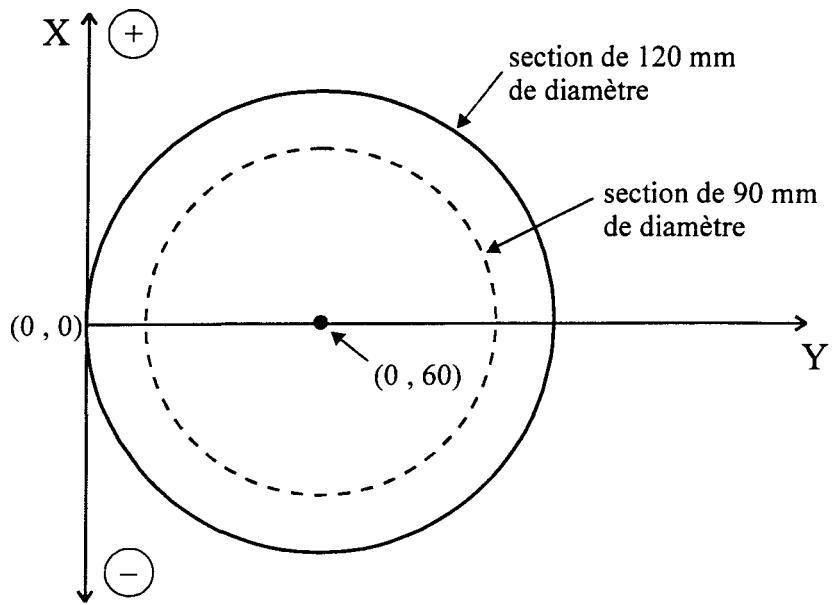


Figure 5.2 : Origine du système d'axes X - Y et centre d'un échantillon dans ce système d'axes.

Numéro du profil	Position Y	Numéro du profil	Position Y selon la direction			
			0°	-30°	+60°	+90°
1	29,47	6	52,37	34,56	80,35	49,82
2	44,74	7		39,65	85,44	54,91
3	60,00					
4	75,26					
5	90,53					

Tableau 5.1 : Position en Y des profils enregistrés au cours de cette étude.

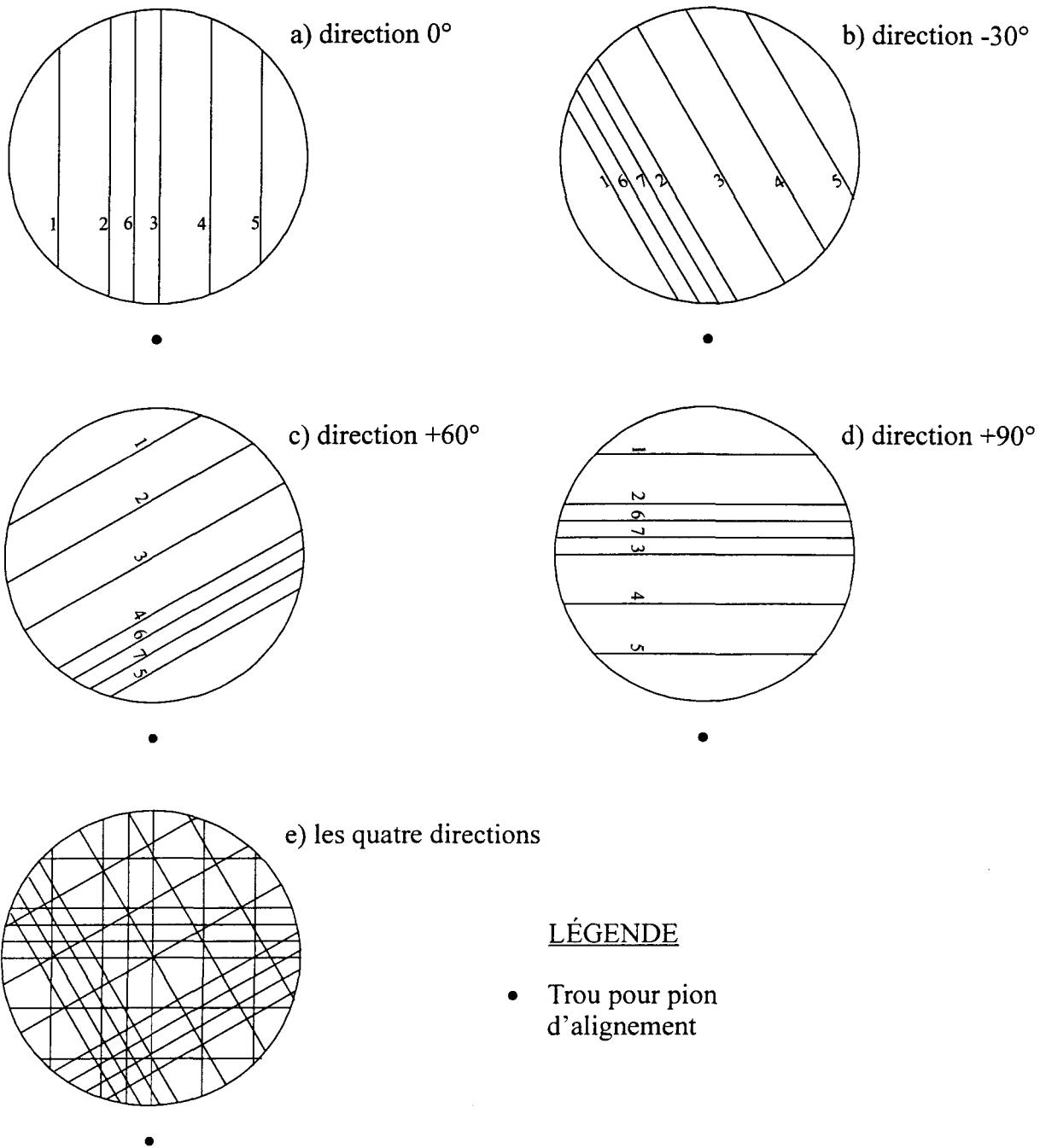


Figure 5.3 : Trace des profils enregistrés sur l'éponge originale A (vue de dessus) dans les directions  $0^\circ$  (a),  $-30^\circ$  (b),  $+60^\circ$  (c),  $+90^\circ$  (d), et dans les quatre directions (e).

## CHAPITRE 6

### CARACTÉRISATION MORPHOLOGIQUE DES SURFACES DE LA FRACTURE INTACTE (ÉPONTES ORIGINALES)

#### 6.1 Commentaires généraux

Les données présentées dans ce chapitre ne concernent que les épontes originales, c.-à-d. la morphologie initiale des épontes avant le début d'un essai de cisaillement. L'évolution de la morphologie suite au cisaillement sera vue au Chapitre 9.

N'ayant constaté que très peu d'endommagement, sinon aucun, avant le pic de la résistance (§ 8), la morphologie initiale des épontes est considérée comme celle régissant le comportement de la fracture au moment où la résistance maximale est atteinte.

La Figure 6.1 montre une reconstitution de la surface de l'éponte originale A en 3D ( $\phi = 90$  mm) à laquelle est ajoutée une carte des courbes de niveau de la surface. Cette reconstitution a été obtenue par krigeage à partir des données de hauteur de tous les profils enregistrés dans les quatre directions  $0^\circ$ ,  $-30^\circ$ ,  $60^\circ$  et  $90^\circ$ . Les paramètres utilisés pour la reconstruction de la fracture par krigeage sont présentés au § 6.4.4 et au § 6.4.5. La trace des six profils de la direction  $0^\circ$  apparaît également sur la carte des courbes de niveau, ce sont les lignes formées par les points rouges.

Bien que le krigeage ne permette pas de recréer tous les petits détails de la surface, la densité de profils de rugosité permet néanmoins à la surface krigée de montrer, et d'amplifier (dû à l'exagération verticale), les caractéristiques morphologiques importantes de la surface déterminante pour le comportement mécanique de la fracture en cisaillement.

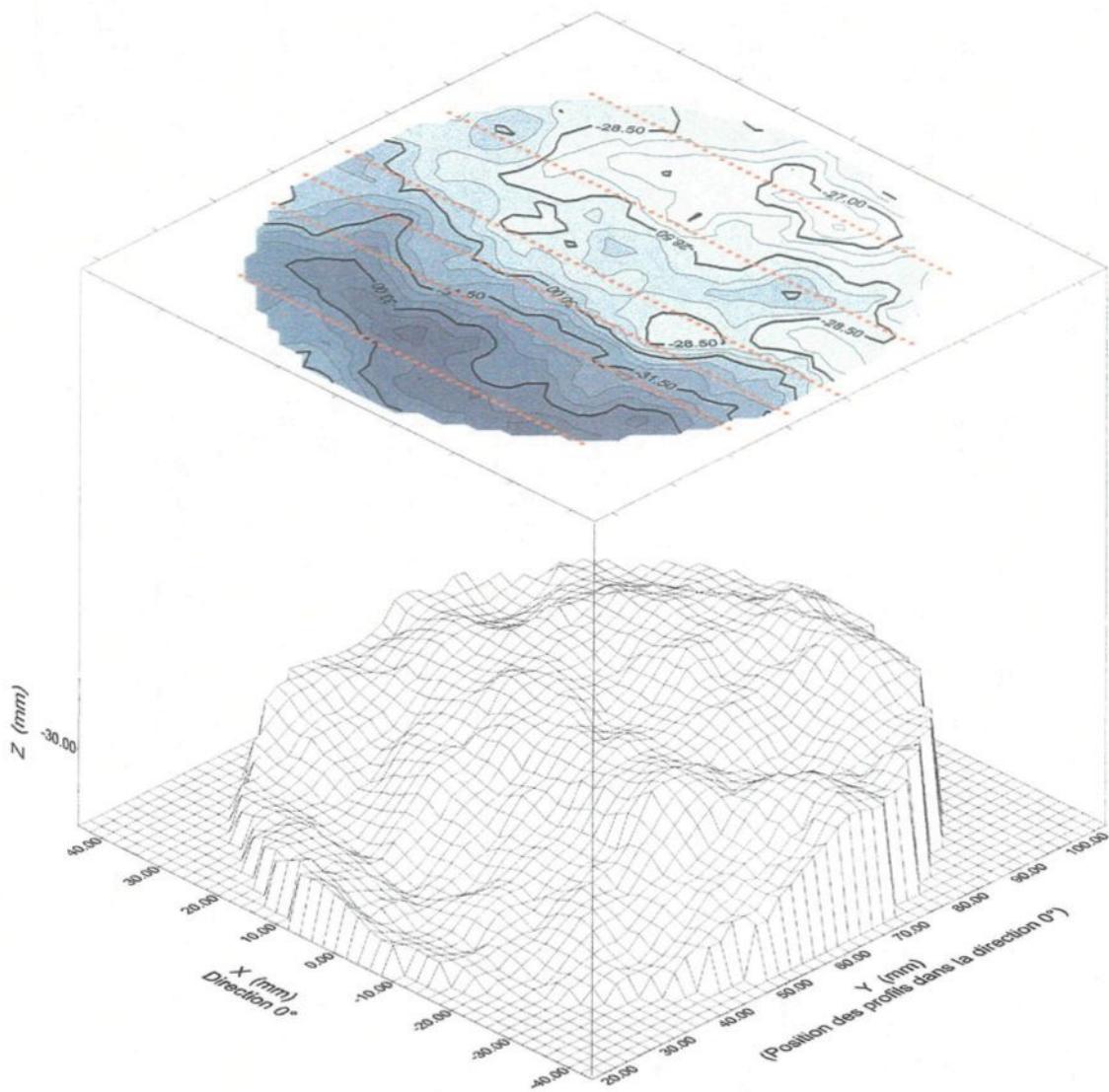


Figure 6.1 : Reconstitution de la surface de l'éponge originale A par krigeage. L'exagération verticale de la surface 3D est de 2,5x. La trace des profils de rugosité de la direction  $0^\circ$  est en pointillé rouge.

Ainsi, la Figure 6.1 fait très bien apparaître une structure morphologique de grandes dimensions (peut-être une ondulation) qui se superpose aux aspérités de différentes dimensions plus petites. Cette structure de grandes dimensions engendre un palier plus élevé occupant un peu plus de la moitié de la surface de la fracture. Ce palier plus élevé est

lié à la portion plus basse par " une zone de forte pente " orientée presque parallèlement à la direction  $0^\circ$  et située près du centre de la surface, c.-à-d. entre les profils 2 et 3.

L'allure des profils enregistrés dans la direction  $0^\circ$  n'est pas affectée par la structure de grandes dimensions. Dans cette direction, seuls les indices de rugosité et les paramètres statistiques relatifs à la hauteur, calculés pour l'ensemble des six profils de la direction  $0^\circ$ , seront affectés par cette structure de grandes dimensions.

Il en est autrement des profils enregistrés dans les directions  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  où la zone de forte pente est recoupée par les profils, affectant l'allure de ces derniers, particulièrement dans les directions  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$ . Dans ce cas, peu importe la méthode de paramétrisation de la rugosité, les résultats sont susceptibles d'être influencés par cette zone de forte pente, et ce même si les calculs sont effectués par profil seulement.

Chaque vallée et aspérité de l'éponge A correspond à une aspérité ou à une vallée de l'éponge B. Les considérations discutées aux deux paragraphes précédents sont donc également valables pour l'éponge B. La surface krigée de l'éponge originale B est présentée à la section 6.4.5.

Les profils de rugosité recalculés à pas constant (§ 5.2) enregistrés dans les quatre directions sur les éponges originales sont présentés à l'Annexe 3.

## 6.2 Indices de rugosité ; analyse par profil et par direction

Certains indices de rugosité calculés par profils de l'éponge originale A sont présentés par direction au Tableau 6.1 jusqu'au Tableau 6.4. Les indices de rugosité calculés par profils de l'éponge originale B ne sont pas présentés dans cette section mais à l'Annexe 3. Dans l'ensemble, les valeurs des indices de rugosité de l'éponge B sont semblables à celles de l'éponge originale A, particulièrement pour les valeurs des moyennes de l'ensemble des profils d'une même direction. Dans ces tableaux les nombres en

caractère italique indiquent la valeur maximale dans cette direction alors que les nombres en caractères gras identifient la valeur maximale pour l'éponte.

À noter que dans les tableaux suivants, l'indice CLA a été calculé à partir du point le plus bas de chaque profil. Les indices CLA centré, MSV centré et RMS centré ont été calculés à partir de la hauteur moyenne de chaque profil. Les valeurs ainsi obtenues ont ensuite servi au calcul des valeurs moyennes par direction.

Indice de rugosité	Direction 0° ; éponte originale A						
	Profil n°						
	1	2	3	4	5	6	Moyenne
CLA	1,131	1,216	1,706	1,397	1,537	<i>1,809</i>	1,466
CLA centré	0,520	0,430	0,550	0,635	<i>0,880</i>	0,570	0,598
MSV centré	0,349	0,332	0,419	<i>0,568</i>	<i>1,013</i>	0,502	0,531
RMS centré	0,591	0,576	0,648	0,754	<i>1,007</i>	0,708	0,714
R <sub>L</sub>	1,027	1,027	1,029	1,041	1,019	<i>1,042</i>	1,032
Z <sub>2</sub>	0,236	0,236	0,248	0,297	0,201	<i>0,300</i>	0,258
Z <sub>3</sub>	0,580	0,464	0,541	<i>0,610</i>	0,408	0,584	0,539
Z <sub>4</sub>	<i>0,155</i>	0,086	-0,083	-0,002	-0,027	-0,029	0,010

Tableau 6.1 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction 0° pour l'éponte originale A.

Indice de rugosité	Direction -30° ; éponte originale A							
	Profil n°							
	1	2	3	4	5	6	7	Moyenne
CLA	1,471	<i>2,993</i>	2,709	2,340	1,923	1,812	2,597	2,264
CLA centré	0,649	<i>1,874</i>	1,117	1,067	0,822	0,809	1,295	1,090
MSV centré	0,590	<i>4,089</i>	1,841	1,560	0,968	1,012	2,364	1,775
RMS centré	0,768	<i>2,022</i>	1,357	1,249	0,984	1,006	1,538	1,275
R <sub>L</sub>	<i>1,037</i>	<i>1,037</i>	1,034	1,035	1,043	1,027	1,031	1,035
Z <sub>2</sub>	0,277	<i>0,281</i>	0,268	0,273	0,305	0,237	0,259	0,271
Z <sub>3</sub>	0,531	0,504	0,568	0,607	<i>0,631</i>	0,489	0,501	<b>0,549</b>
Z <sub>4</sub>	-0,095	-0,228	-0,046	-0,008	0,001	-0,158	-0,229	-0,111

Tableau 6.2 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction -30° pour l'éponte originale A.

Indice de rugosité	Direction 60° ; éponte originale A							
	Profil n°							Moyenne
	1	2	3	4	5	6	7	
CLA	2,024	3,214	4,166	<b>4,616</b>	2,852	4,411	3,296	3,511
CLA centré	1,071	1,823	<i>1,954</i>	1,701	1,179	1,560	1,421	1,530
MSV centré	1,570	3,944	<i>4,737</i>	4,290	2,053	3,683	2,912	3,313
RMS centré	1,253	1,986	2,177	2,071	1,433	1,919	1,706	1,792
R <sub>L</sub>	<i>1,047</i>	1,030	1,032	1,039	1,042	1,033	1,039	<b>1,037</b>
Z <sub>2</sub>	<i>0,319</i>	0,250	0,257	0,289	0,299	0,263	0,286	<b>0,278</b>
Z <sub>3</sub>	<i>0,591</i>	0,493	0,508	0,522	0,473	0,420	0,474	0,498
Z <sub>4</sub>	0,021	0,017	<i>0,249</i>	0,187	0,140	0,224	0,144	0,145

Tableau 6.3 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction +60° pour l'éponte originale A.

Indice de rugosité	Direction 90° ; éponte originale A							
	Profil n°							Moyenne
	1	2	3	4	5	6	7	
CLA	2,580	3,936	4,049	4,014	3,627	3,749	4,268	<b>3,746</b>
CLA centré	1,209	1,905	<b>2,222</b>	2,109	1,855	1,782	2,011	<b>1,870</b>
MSV centré	1,938	4,337	<i>6,176</i>	5,737	4,347	3,964	4,997	<b>4,499</b>
RMS centré	1,392	2,083	<b>2,485</b>	2,395	2,085	1,991	2,237	<b>2,095</b>
R <sub>L</sub>	1,033	1,036	1,040	<b>1,049</b>	1,031	1,029	1,038	<b>1,037</b>
Z <sub>2</sub>	0,263	0,278	0,292	<b>0,325</b>	0,253	0,244	0,285	<b>0,279</b>
Z <sub>3</sub>	0,495	<i>0,578</i>	0,517	0,541	0,473	0,480	0,556	0,524
Z <sub>4</sub>	0,139	0,130	0,136	0,115	<b>0,365</b>	0,133	0,107	<b>0,153</b>

Tableau 6.4 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction +90° pour l'éponte originale A.

Puisqu'il n'y a aucune relation entre les profils ayant le même numéro dans des directions différentes, les paramètres de rugosité ne peuvent donc pas être comparés profil par profil. Mais quand tous les profils d'une direction sont groupés pour être comparés à ceux des autres directions (indépendamment de leur position), on constate que la plupart des valeurs maximales obtenues (caractères gras) proviennent de la direction +90° (Tableau 6.4). Aucune valeur maximale n'est présente dans la direction 0° (Tableau 6.1) et seulement une valeur maximale provient de chacune des directions -30° et +60°. Les

valeurs moyennes montrent également que les valeurs maximales (caractères gras dans les colonnes de la moyenne) sont presque toutes obtenues dans la direction  $+90^\circ$ . La direction  $+90^\circ$  est perpendiculaire à l'allongement de la zone de forte pente. Ces observations sont également vraies pour l'éponge B (Annexe 3).

De plus, si on compare les indices de rugosité des profils d'une même direction, on remarque que peu de valeurs maximales (en caractères italiques dans les tableaux) proviennent des profils 6 et 7. Les profils 6 et 7 ont été ajoutés suite aux essais de cisaillement afin de passer par les plus grandes zones (à l'œil) de dégradation des surfaces (§ 5.3.2). Les plus grandes zones de dégradation ne semblent donc pas directement associées aux profils ayant les indices de rugosité les plus élevés. Cette observation est également vraie pour l'éponge B (Annexe 3).

La valeur moyenne des indices de rugosité, éponges A et B confondues, a été calculée dans chaque direction et ces données sont présentées au Tableau 6.5. L'analyse de ces valeurs moyennes révèle, qu'à l'exception des indices  $Z_3$  et  $Z_4$ , les indices augmentent tous progressivement en changeant de direction de  $0^\circ$  à  $+90^\circ$ . Autrement dit, la valeur des indices de rugosité moyens est minimale dans la direction  $0^\circ$  (parallèle à l'allongement de la structure de grandes dimensions) et augmente de plus en plus à mesure que la direction d'enregistrement des profils devient perpendiculaire à la direction d'allongement de la structure de grandes dimensions. Bien que cette tendance soit observée chez les indices  $Z_2$  et  $R_L$ , la variation de ces deux indices entre  $0^\circ$  et  $+90^\circ$  est très minime. À noter que  $Z_2$  et  $R_L$  sont les deux indices liés à l'angularité des facettes. Ces observations sont également vraies lorsque les éponges A et B sont prises séparément.

$Z_3$  qui mesure le degré d'arrondi des aspérités, est un des deux paramètres ne respectant pas la tendance décrite au paragraphe précédent. Cet indice semble être indépendant de la direction d'enregistrement c.-à-d. indépendant de la présence de la structure de grandes dimensions.

Valeurs moyennes ; épontes A et B originales confondues				
Indice de rugosité	Direction			
	0°	-30°	+60°	+90°
CLA	1,545	2,419	3,133	<b>3,383</b>
CLA centré	0,595	1,082	1,530	<b>1,872</b>
MSV centré	0,525	1,741	3,309	<b>4,503</b>
RMS centré	0,713	1,263	1,789	<b>2,096</b>
$R_L$	1,033	1,035	1,036	<b>1,038</b>
$Z_2$	0,262	0,271	0,275	<b>0,282</b>
$Z_3$	0,545	<b>0,549</b>	0,499	0,527
$Z_4$	0,022	-0,127	<b>0,159</b>	0,149

Tableau 6.5 : Indices de rugosité moyens (épontes originales A et B confondues). Les nombres en caractères gras indiquent une valeur maximale en fonction de la direction.

$Z_4$ , l'autre indice ne respectant pas la tendance générale, est presque nul dans la direction 0° ne recouplant pas la structure de grandes dimensions (Tableau 6.5). Dans la direction -30°,  $Z_4$  moyen prend une valeur négative, sans doute résultante du sens de recoupement de la zone de forte pente. La valeur de  $Z_4$  dans la direction +60° est supérieure à sa valeur dans la direction +90°. Cette valeur élevée dans la direction +60° est due à la valeur élevée provenant de l'éponte B dans cette direction (Annexe 3).

Donc parmi les indices de rugosité moyens calculés dans cette section pour les épontes A et B confondues (Tableau 6.5), seuls ceux basés sur les données de hauteur (CLA, MSV et RMS) montrent une influence marquée de la structure de grandes dimensions.

De plus, on a vu que les indices de rugosité  $Z_2$  et  $R_L$ , dont les valeurs dépendent de l'angularité, autant positive que négative, des facettes sont quant à eux très peu dépendants de l'orientation des profils par rapport à la zone de forte pente. Cette constatation, faite à partir des résultats obtenus avec la fracture utilisée, est curieuse compte tenu que intuitivement on considère généralement qu'une zone de forte pente aura une influence marquée sur l'étude de l'angularité des aspérités. Cependant, ces résultats trouvent peut-

être leur explication dans le fait que  $Z_2$  et  $R_L$  ne font aucune distinction entre les angles positifs et négatifs et qu'une zone de forte pente favoriserait davantage le nombre d'angles d'un signe donné (par rapport à l'autre signe) que la grandeur de ces angles.

### 6.3 Analyse statistique de l'angularité

#### 6.3.1 Angularité 2D

Les résultats présentés dans cette section sont des moyennes calculées pour trois types d'angle des aspérités : les angles positif, négatif et l'angle total. Mais comme pour les indices de rugosité, les valeurs obtenues peuvent varier beaucoup d'un profil à l'autre de sorte que les seules données analysées dans cette section sont les valeurs directionnelles moyennes (arithmétiques) des épontes A et B confondues, obtenues à partir des moyennes (directionnelles) des profils de l'éponte A et des moyennes (directionnelles) des profils de l'éponte B dans chaque direction. Ces données sont présentées au Tableau 6.6. Toutefois les valeurs d'angles calculées par profil dans les quatre directions des épontes A et B sont fournies à l'Annexe 3.

La convention adoptée dans ce travail veut que les angles d'aspérités considérés positifs soient ceux associés au côté chevauché des aspérités (pente positive sur les profils de rugosité) lors du cisaillement alors que les angles d'aspérités négatifs sont du côté des aspérités (pente négative) où les faces s'éloignent lors du cisaillement (§ 5.3.1). L'angle total inclut les valeurs positives et négatives.

L'angle total moyen des aspérités est négatif, mais presque nul dans la direction  $0^\circ$ . Dans la direction  $-30^\circ$ , la valeur moyenne négative de  $-2,215^\circ$  comparée à celle obtenue dans la direction  $0^\circ$  montre la double influence de la zone de forte pente : bien que peu élevé en valeur absolue, l'angle total moyen est tout de même plus élevé de  $|2^\circ|$  dans la direction  $-30^\circ$  que dans la direction  $0^\circ$  et son signe négatif reflète le signe de la pente de la zone de forte pente dans la direction  $-30^\circ$ . Les valeurs d'angle total moyen et leur signe

dans les directions  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  confirment la double influence de la zone de forte pente sur ce paramètre (Tableau 6.6). En valeur absolue, l'angle total moyen est supérieur dans les directions  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  à celui dans la direction  $-30^\circ$ , ce qui démontre l'effet de la direction d'enregistrement des profils par rapport à celle de l'allongement de la zone de forte pente sur les valeurs angulaires 2D. En valeur absolue, l'angle total moyen varie peu d'une direction à l'autre, comme l'indice de rugosité  $Z_2$  (Tableau 6.5).

Angles des facettes 2D ; épontes A et B originales confondues				
Type d'angle	Direction			
	$0^\circ$	$-30^\circ$	$60^\circ$	$90^\circ$
Angle total moyen ( $^\circ$ )	-0,2	-2,2	<b>2,9</b>	2,6
Angle positif moyen ( $^\circ$ )	10,6	10,7	12,7	<b>12,8</b>
Angle négatif moyen ( $^\circ$ )	-11,6	<b>-12,3</b>	-10,4	-11,0

Tableau 6.6 : Angles 2D moyens des facettes tels que calculés à partir des profils de rugosité recalculés. Épontes A et B confondues. Les valeurs maximales sont en caractères gras.

Cependant, bien que la direction  $+90^\circ$  soit perpendiculaire à l'allongement de la zone de forte pente, c'est dans la direction  $+60^\circ$  qu'est observée la valeur d'angle total moyen la plus élevée. Cela peut être expliqué par le fait que dans une direction voisine à la direction  $+90^\circ$ , telle la direction  $+60^\circ$ , on mesure l'angle apparent de la zone de forte pente dont les angles positifs sont inférieurs au vrai pendage. Et comme la différence de hauteur entre les deux "paliers" ne change pas avec la direction d'enregistrement, le nombre d'angles positifs dans la zone de forte pente est supérieur dans une direction de pendage apparent. Le nombre plus élevé de segments à pendage positif semble donc influencer la valeur de l'angle total moyen de façon à rendre cet angle supérieur dans la direction  $+60^\circ$  par rapport à la valeur obtenue à  $+90^\circ$ . Cette observation est également faite sur les épontes A et B prises séparément (Annexe 3).

En valeur absolue, la grandeur des angles positifs et négatifs moyens (entre  $10^\circ$  et  $13^\circ$ ) est beaucoup plus élevée que celle des angles totaux moyens (Tableau 6.6). La zone de forte pente n'exerce qu'une légère influence sur la valeur des angles positifs et négatifs

moyens. L'angle positif moyen augmente peu mais constamment de la direction  $0^\circ$  à la direction  $+90^\circ$  avec un écart plus marqué de près de  $2^\circ$  entre les directions  $-30^\circ$  et  $+60^\circ$ .

Quant à l'angle négatif moyen, en valeur absolue il est maximal dans la direction  $-30^\circ$ , diminue dans la direction  $0^\circ$  et diminue encore dans la direction  $+90^\circ$ . La valeur minimale est cependant obtenue dans la direction  $+60^\circ$ . Dans chaque direction, la différence systématique entre les angles positif et négatif moyen indique une légère anisotropie de sens.

De plus les angles positifs et négatifs moyens sont considérablement plus grands que les angles totaux. Particulièrement, les angles positifs se rapprochent davantage des angles de dilatance au pic obtenus dans les différentes directions de cisaillement (Chapitre 7) que les angles totaux, mais demeurent significativement inférieurs aux angles de dilatance.

### 6.3.2 Angularité 3D

La méthode de Scriven et Williams (§ 2.3.3.2) a été utilisée dans les calculs d'angularité 3D à partir des données 2D des profils de rugosité. L'applicabilité de cette méthode requiert cependant le respect de cinq conditions, énumérées à la section 2.3.3.2, dont les deux suivantes : les azimuts  $\phi$  des facettes suivent une loi de distribution uniforme sur  $[0, 2\pi]$  ; et la distribution des colatitudes  $\theta$  est symétrique par rapport à la normale à l'axe Z ( $\theta$  et  $\pi - \theta$  sont équiprobables).

Ces deux conditions ne sont toutefois pas respectées quand il y a présence d'une structure (ou plus) de grandes dimensions ayant un allongement préférentiel (§ 2.3.5). On considère cependant que ces conditions sont quand même respectées dans la direction  $0^\circ$  puisque les profils ne recoupent pas la zone de forte pente et les données contenues dans les profils de rugosité de la direction  $0^\circ$  ne sont donc pas affectées par l'anisotropie causée par la structure de grandes dimensions. De plus, dans la direction  $0^\circ$  l'anisotropie de sens est

minime : l'angle total moyen et l'angle total par profil 2D sont très voisins de zéro (Tableau 6.6 et Annexe 3).

Dans les directions  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  cependant, les profils recoupent la zone de forte pente créant ainsi une situation en contradiction avec les conditions d'applicabilité de la méthode de Scriven et Williams discutées précédemment. Malgré cela, la méthode a quand même été appliquée avec les profils des directions  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  à titre expérimental, faute d'alternative. L'interprétation des résultats devra donc être faite avec une certaine réserve à l'égard de leur représentativité.

Les résultats de l'étude d'angularité 3D sont présentés sous forme d'histogrammes et de tableaux de données. Les résultats pour les épontes originales A et B sont présentés séparément (ceux de l'éponte B sont donnés à l'Annexe 3).

Les résultats comprennent également un modèle théorique, c.-à-d. une courbe de distribution, ajustée à la distribution "expérimentale" des colatitudes 3D. La fonction de distribution du modèle, donnée à la section 2.3.3.3, permet d'obtenir différentes courbes de distribution en faisant varier les paramètres  $\kappa$  et  $\beta$ . Parmi les différentes courbes obtenues, le modèle optimal est celui s'ajustant le mieux à la distribution expérimentale. Dans cette étude, le choix du modèle optimal s'est fait aux termes d'un test du khi-deux ( $\chi^2$ ) effectué avec un seuil de signification de 0,05.

Les distributions expérimentales des colatitudes 3D peuvent être calculées en classes de  $2^\circ$ ,  $3^\circ$ ,  $4^\circ$ , etc. Dans cette étude, nous présentons les résultats en classes de  $3^\circ$  et  $6^\circ$  pour les raisons suivantes. C'est avec l'intervalle de  $6^\circ$  qu'ont été obtenus les meilleurs ajustements entre les distributions expérimentales et théoriques. Et les classes de  $3^\circ$  permettent des calculs de moyenne plus précis que les classes de  $6^\circ$ . Le regroupement en classes de  $6^\circ$  ( $2 \times 3^\circ$ ; Figure 6.3) des distributions expérimentales, donne des distributions ayant des variations plus régulières d'une classe à l'autre (par rapport aux classes de  $3^\circ$ ; Figure 6.2), améliorant ainsi les résultats de l'ajustement du modèle théorique. Cependant,

dans la direction  $+60^\circ$ , l'ajustement du modèle théorique a donné des valeurs de  $\chi^2$  toujours trop élevées peu importe la largeur de classe choisie. Mais dans ce cas, la distribution en classes de  $6^\circ$  a tout de même été considérée afin d'être facilement comparable à celle des autres directions.

Les histogrammes de la Figure 6.2 et de la Figure 6.3 montrent les distributions de fréquences des colatitudes 3D calculées dans les quatre directions pour des classes de  $3^\circ$  et de  $6^\circ$  respectivement. L'histogramme de la Figure 6.3 montre une légère tendance où il y a prédominance de la direction  $0^\circ$  dans les différentes classes inférieures, jusqu'à environ  $18^\circ$ , alors qu'il y a prédominance des trois autres directions dans les classes supérieures, c.-à-d. à partir de  $18^\circ$ . Cette légère tendance est encore moins évidente sur l'histogramme des valeurs groupées en classes de  $3^\circ$  (Figure 6.2). Ces histogrammes montrent que la classe de  $12^\circ - 18^\circ$  est la classe modale, sauf dans la direction  $+90^\circ$ .

Le Tableau 6.7 regroupe les fréquences relatives des différentes classes, de  $3^\circ$  de largeur, dans les quatre directions (données de la Figure 6.2 ; éponte originale A). Les moyennes directionnelles ont été calculées dans les quatre directions et sont présentées au Tableau 6.7. La moyenne augmente progressivement de la direction  $0^\circ$  à la direction  $+90^\circ$  avec la plus forte augmentation entre les directions  $0^\circ$  et  $-30^\circ$ . L'augmentation de la moyenne entre les directions  $-30^\circ$  et  $+90^\circ$  est plutôt faible. De plus, la grandeur de la colatitude 3D moyenne (entre  $16,4^\circ$  et  $17,9^\circ$ ) est nettement supérieure à celle des angles d'aspérités 2D positifs et négatifs du Tableau 6.6 (variant entre  $10,6^\circ$  et  $12,8^\circ$ ).

Tel qu'observé à la Figure 6.2, il est possible que la méthode de Scriven et Williams induise des fréquences négatives qui n'ont rien à voir avec la réalité. Scriven et Williams (1965) attribuent ces fréquences négatives à des erreurs induites par l'arrondissement de valeurs dans les calculs.

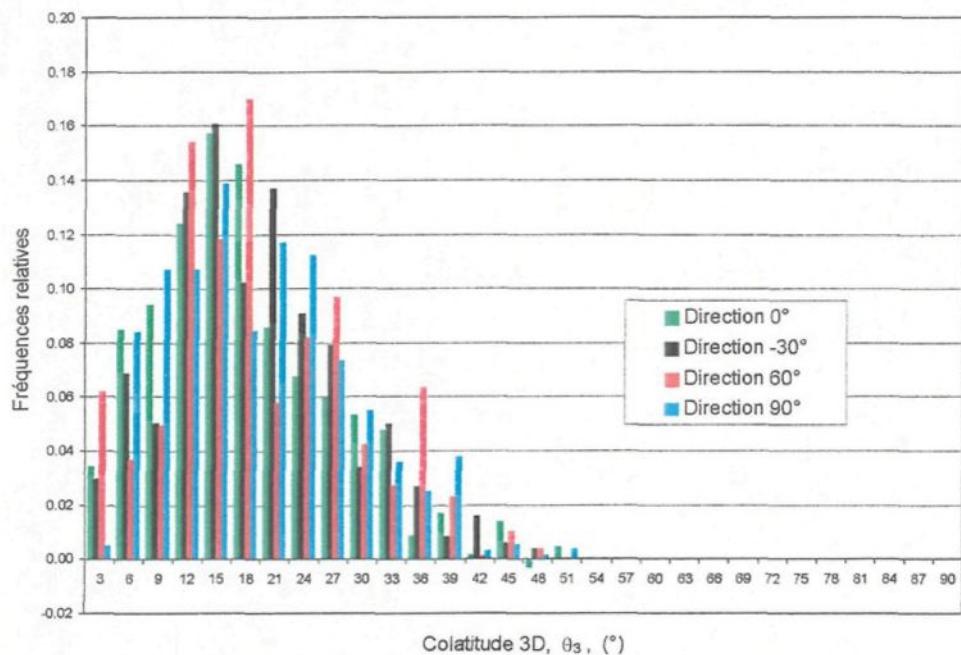


Figure 6.2 : Colatitudes 3D " expérimentales " calculées à partir des données des profils de rugosité dans les quatre directions de l'éponge originale A. Classes de 3°.

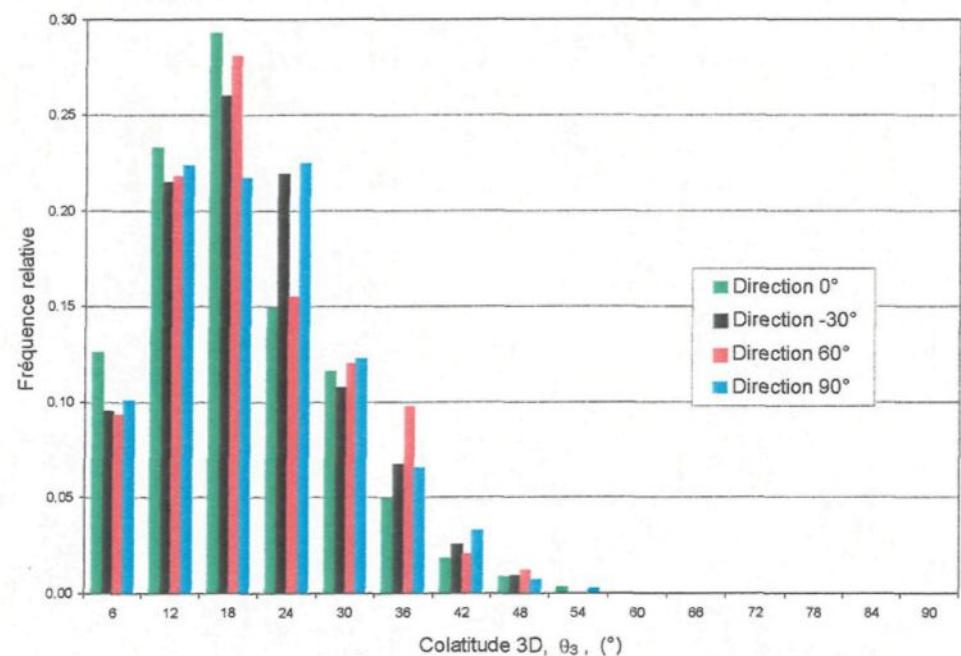


Figure 6.3 : Colatitudes 3D " expérimentales " calculées à partir des données des profils de rugosité dans les quatre directions de l'éponge originale A. Classes de 6°.

Colatitudes 3D expérimentales ; éponte originale A							
Direction 0°		Direction -30°		Direction +60°		Direction +90°	
Classe (°)	Fréq. rel.	Classe (°)	Fréq. rel.	Classe (°)	Fréq. rel.	Classe (°)	Fréq. rel.
3	0,03433	3	0,02960	3	0,06203	3	0,00518
6	0,08496	6	0,06899	6	0,03680	6	0,08429
9	0,09413	9	0,05047	9	0,04932	9	0,10715
12	0,12436	12	0,13574	12	0,15434	12	0,10715
15	0,15733	15	0,16055	15	0,11817	15	0,13864
18	0,14602	18	0,10209	18	0,17007	18	0,08475
21	0,08577	21	0,13672	21	0,05775	21	0,11698
24	0,06786	24	0,09064	24	0,08176	24	0,11226
27	0,05996	27	0,07915	27	0,09700	27	0,07380
30	0,05365	30	0,03425	30	0,04236	30	0,05517
33	0,04774	33	0,04995	33	0,02759	33	0,03625
36	0,00888	36	0,02707	36	0,06385	36	0,02551
39	0,01712	39	0,00842	39	0,02317	39	0,03818
42	0,00156	42	0,01599	42	0,00119	42	0,00318
45	0,01409	45	0,00615	45	0,01037	45	0,00558
48	-0,00258	48	0,00423	48	0,00423	48	0,00189
51	0,00482	51	0	51	0	51	0,00404
54	0	54	0	54	0	54	0
57	0	57	0	57	0	57	0
60	0	60	0	60	0	60	0
63	0	63	0	63	0	63	0
66	0	66	0	66	0	66	0
69	0	69	0	69	0	69	0
72	0	72	0	72	0	72	0
75	0	75	0	75	0	75	0
78	0	78	0	78	0	78	0
81	0	81	0	81	0	81	0
84	0	84	0	84	0	84	0
87	0	87	0	87	0	87	0
90	0	90	0	90	0	90	0
Moyenne	16,5°	Moyenne	17,6°	Moyenne	17,9°	Moyenne	17,9°

Tableau 6.7 : Fréquences relatives des colatitudes 3D calculées et regroupées en classes de 3° pour les quatre directions. Éponte originale A.

Les modèles théoriques sont présentés, avec les histogrammes des colatitudes 3D expérimentales, à la Figure 6.4, pour les quatre directions. Et ils sont présentés seuls, sur le

même graphique, à la Figure 6.5. Rappelons que les tests du  $\chi^2$  (faits avec un seuil de signification de 0,05 sur les distributions en classes de  $6^\circ$ ) ont réussi dans deux des quatre directions, soient  $-30^\circ$  et  $+90^\circ$ . Dans la direction  $0^\circ$ , le test du  $\chi^2$  a presque réussi et le modèle théorique présenté dans cette direction est celui issu du meilleur ajustement parmi ceux calculés. Quant à la direction  $+60^\circ$ , aucun des modèles théoriques calculés n'a réussi le test du  $\chi^2$ , alors celui avec le meilleur ajustement (classes de  $6^\circ$ ) a donc été choisi pour être comparé à ceux des autres directions.

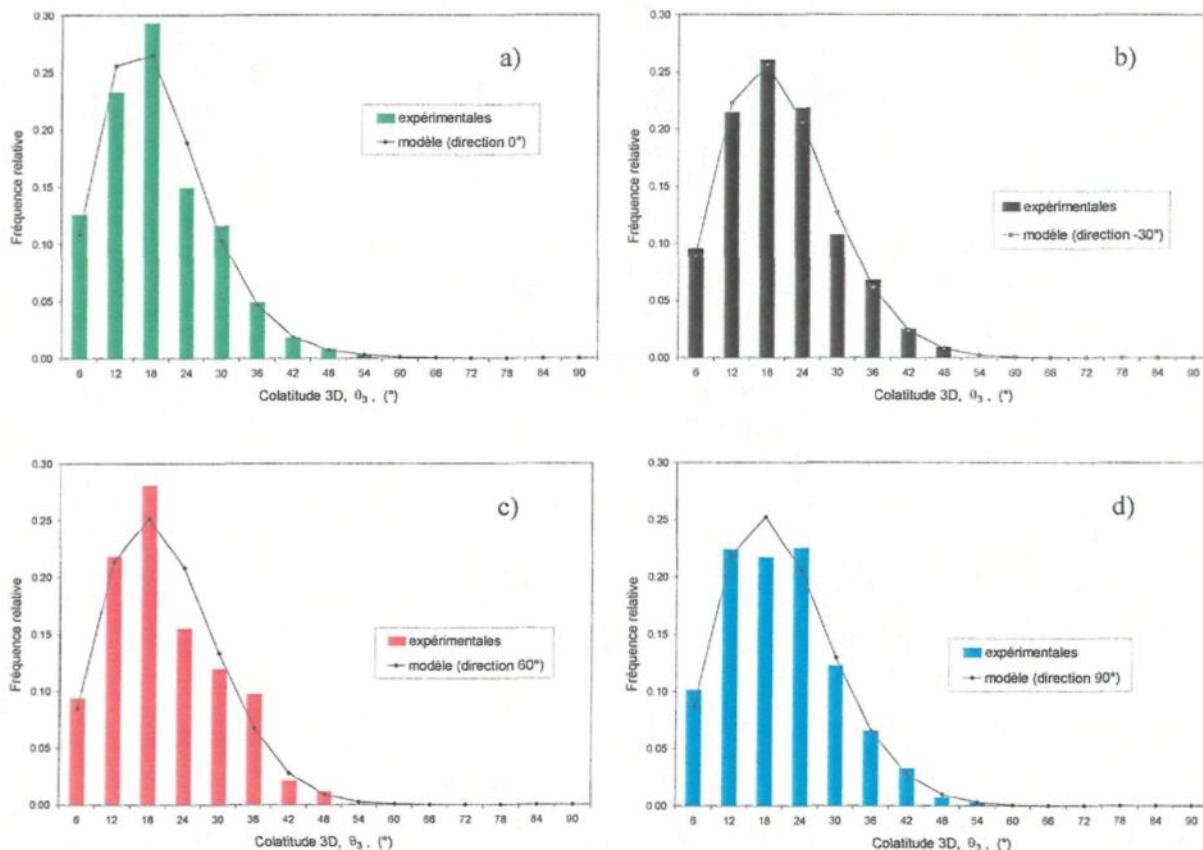


Figure 6.4 : Ajustement des modèles théoriques aux distributions des colatitudes expérimentales 3D pour les quatre directions de l'éponge originale A.  
a) Direction  $0^\circ$ , b) direction  $-30^\circ$ , c) direction  $+60^\circ$  et d) direction  $+90^\circ$ .

Dans les quatre directions, et même dans la direction  $+60^\circ$ , le modèle théorique semble représenter adéquatement la distribution expérimentale (Figure 6.4). Visuellement l'ajustement semble un peu meilleur pour les directions  $-30^\circ$  et  $+90^\circ$ , ce qui peut indiquer que l'erreur d'ajustement augmente très rapidement dès que l'ajustement est mauvais dans une classe. Donc le modèle théorique est d'autant plus fiable que les variations entre les classes d'une distribution des colatitudes 3D expérimentales sont régulières. Et dans notre cas, ces variations sont beaucoup plus régulières dans les distributions expérimentales de largeur de classe de  $6^\circ$  (Figure 6.3) que dans les distributions en classes de  $3^\circ$  (Figure 6.2). Ce qui justifie le choix de classes aussi large que  $6^\circ$  pour l'ajustement du modèle. De plus, l'ajustement du modèle théorique est généralement très bon dans les classes extrêmes, inférieures et supérieures, puisque les plus grandes variations observées (d'une classe à l'autre) sont au niveau de la classe modale ou près de celle-ci.

La Figure 6.5 montre à quel point les modèles théoriques des directions  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  sont semblables entre eux bien que les distributions expérimentales montrent des différences significatives (Figure 6.3). La moyenne issue des distributions théoriques (Tableau 6.8) montre également ce résultat : elle est très semblable entre les directions  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$ . Les valeurs les plus élevées proviennent du modèle de la direction  $+60^\circ$  qui, comme déjà mentionné, aurait dû être rejeté au terme du test du  $\chi^2$ . La moyenne obtenue à partir du modèle de la direction  $0^\circ$  n'est guère inférieure à plus de  $1,5^\circ$  de celle des autres directions (Tableau 6.8) malgré la différence apparente entre les courbes. Les valeurs des moyennes obtenues des modèles théoriques sont cependant très proches de celles calculées à partir des distributions expérimentales (classes de  $3^\circ$ ) présentées au Tableau 6.7. Ainsi, malgré certaines difficultés d'ajustement des modèles théoriques, les moyennes issues des modèles théoriques semblent donc représenter adéquatement celles des distributions expérimentales.

Les paramètres  $\kappa$  et  $\beta$  des distributions des modèles théoriques ainsi que l'indice  $R_A$  déduit de ces modèles sont donnés à titre indicatif au Tableau 6.9.

	Direction			
	0°	-30°	60°	90°
Moyenne (°)	16,3	17,4	17,8	17,7

Tableau 6.8 : Moyenne des distributions 3D théoriques calculées dans les quatre directions de l'éponte originale A.

Paramètre	Direction			
	0°	-30°	+60°	+90°
$\kappa$	9,966	23,335	24,372	17,793
$\beta$	2,26	0,72	0,65	0,93
$R_A$	1,063	1,066	<b>1,070</b>	<b>1,069</b>

Tableau 6.9 : Paramètres  $\kappa$  et  $\beta$  des modèles théoriques et indice de rugosité  $R_A$  issu de ces modèles théoriques. Éponte originale A.

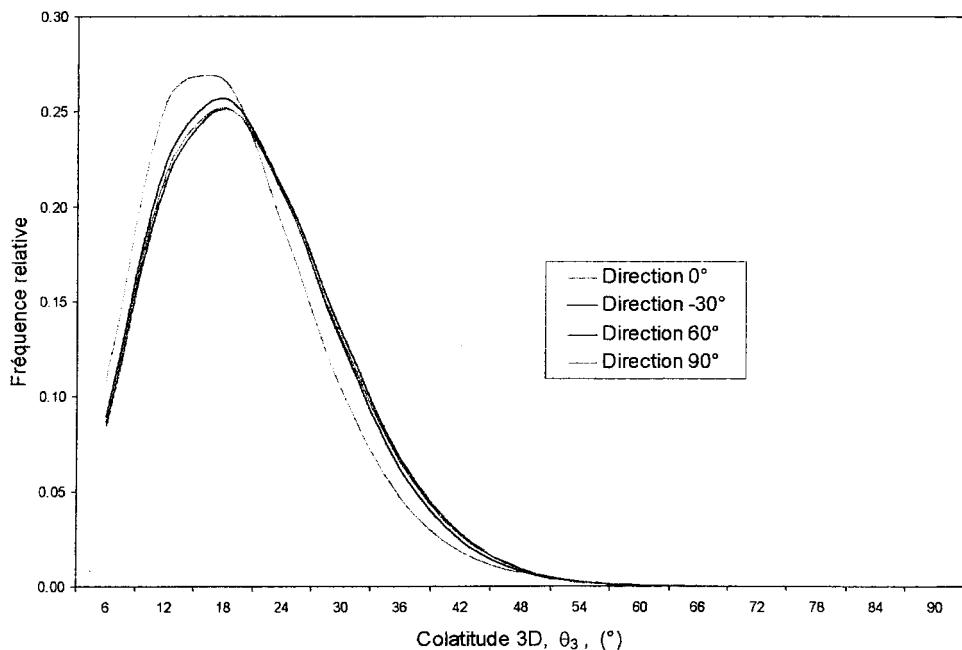


Figure 6.5 : Modèles de distribution des colatitudes 3D théoriques pour les quatre directions de l'éponte originale A.

La moyenne des angles des distributions expérimentales et théoriques des colatitudes 3D de chacune des 4 directions est nettement supérieure à celle des angles 2D positifs et négatifs moyens. Ainsi, les colatitudes 3D se rapprochent davantage des angles

de dilatance au pic obtenus aux contraintes normales faibles (Chapitre 7).

Cependant la présence d'une structure de grandes dimensions ayant un allongement préférentiel ne respectant pas les conditions de Scriven et Williams (1965) engendre des résultats qui ne peuvent représenter correctement la réalité. Seule la direction  $0^\circ$  peut représenter la fracture (dans cette direction). Dans les autres directions, les résultats obtenus ne peuvent servir qu'à affirmer que les directions  $60^\circ$  et  $90^\circ$  ont des caractéristiques proches et que la direction  $-30^\circ$  s'en éloigne.

## 6.4 Analyse géostatistique

### 6.4.1 Variogrammes calculés

Différents types de variogrammes ont été calculés dans le cadre de cette étude. Les variogrammes présentés, parmi ceux calculés, sont : les variogrammes de la hauteur d'ordres 0, 1 et 2 (§ 2.4.6) par profil de la direction  $0^\circ$ , les variogrammes de la hauteur moyens d'ordres 0, 1 et 2 par direction, et le variogramme moyen de la dérivée première d'ordre 0 de la direction  $0^\circ$ . Cependant aucun variogramme moyen pour la surface (quatre directions ensembles) n'a été calculé. Les variogrammes présentés dans les prochaines sections représentent l'éponge originale A. Les variogrammes moyens de l'éponge originale B sont à l'Annexe 3.

Les variogrammes de la dérivée première sont généralement beaucoup plus difficiles à interpréter que les variogrammes de la hauteur et n'apportent habituellement pas d'information supplémentaire. C'est pourquoi les variogrammes de la dérivée première des profils ne sont généralement utilisés qu'au calcul du variogramme moyen de la dérivée première qui lui sert à raffiner l'ajustement du variogramme théorique au variogramme expérimental de la hauteur moyen.

Le variogramme théorique moyen des hauteurs (ordre 0) a été calculé à partir des

variogrammes moyens expérimentaux des hauteurs et de la dérivée première de la direction  $0^\circ$ . Ce variogramme théorique est nécessaire au krigeage de la surface.

Un exemple d'interprétation d'un variogramme de la hauteur est montré à la Figure 6.6.

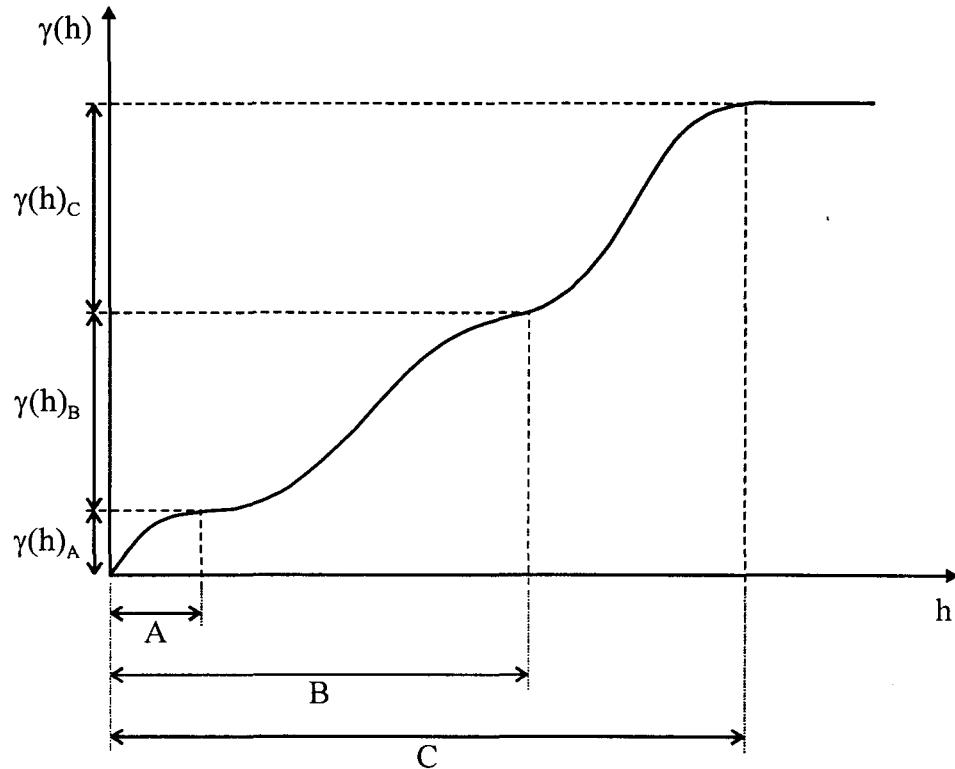


Figure 6.6 : Exemple d'interprétation d'un variogramme de la hauteur.

#### 6.4.2 Analyse des variogrammes des profils dans la direction $0^\circ$

Les variogrammes des hauteurs d'ordre 0, 1 et 2 des six profils de la direction  $0^\circ$  de l'éponge originale A sont présentés dans les Figures 6.7 à 6.12. À noter qu'à la Figure 6.11 l'échelle de l'axe vertical est différente de celle des autres graphes.

L'allure des courbes varie d'un ordre de variogramme à l'autre mais surtout d'un profil à l'autre. Les principales structures (au sens géostatistique) répertoriées à partir de

ces courbes sont compilées au Tableau 6.10. Chaque profil montre quelques structures sur ses variogrammes, et certains profils en ont plus que d'autres, par exemple les profils 3 et 4. La plupart des structures sont présentes sur plus d'un ordre de variogramme à la fois ce qui confirme davantage leur présence. Cependant, on observe généralement que la portée des structures diminue légèrement avec l'augmentation de l'ordre des variogrammes. Les grandes structures ne sont présentes que sur les variogrammes d'ordre 0 (sauf deux exceptions), ce qui est compréhensible compte tenu que les variogrammes d'ordre 1 et 2 sont plus courts. Par contre, les structures moyennes et petites ne sont qu'exceptionnellement apparentes sur les variogrammes d'ordre 0.

Malgré l'allure disparate des variogrammes entre les différents profils, les structures du Tableau 6.10 peuvent être regroupées en quatre grandes familles, A, B, C, D et E, dont les portées sont comprises dans les intervalles suivants : A :  $h = 30\text{-}40 \text{ mm}$  ; B :  $h = 23\text{-}26,5 \text{ mm}$  ; C :  $h = 15\text{-}20 \text{ mm}$  ; D :  $h = 9\text{-}12 \text{ mm}$  ; et E :  $h = 3,5\text{-}5,5 \text{ mm}$ . Une famille de structures comporte une ou des structures de portée très voisines.

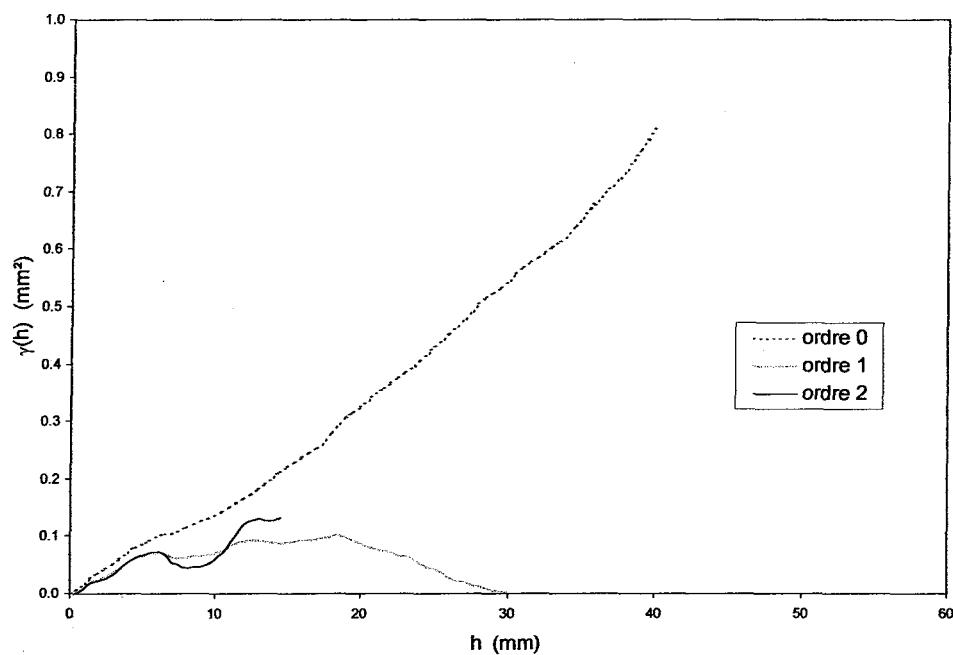


Figure 6.7 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 1 de l'éponge originale A dans la direction  $0^\circ$ .

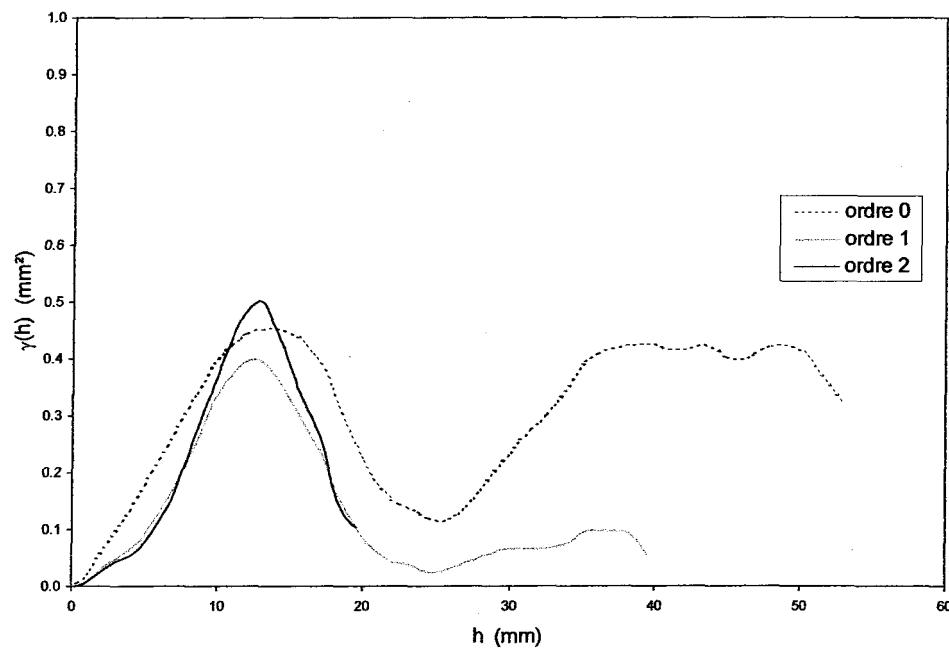


Figure 6.8 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 2 de l'éponge originale A dans la direction 0°.

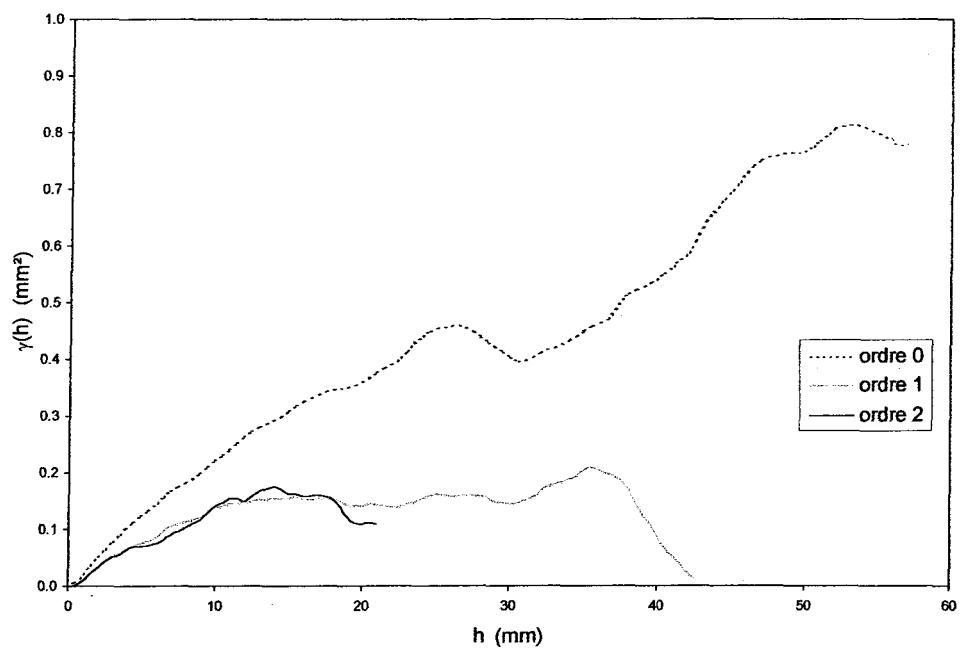


Figure 6.9 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 3 de l'éponge originale A dans la direction 0°.

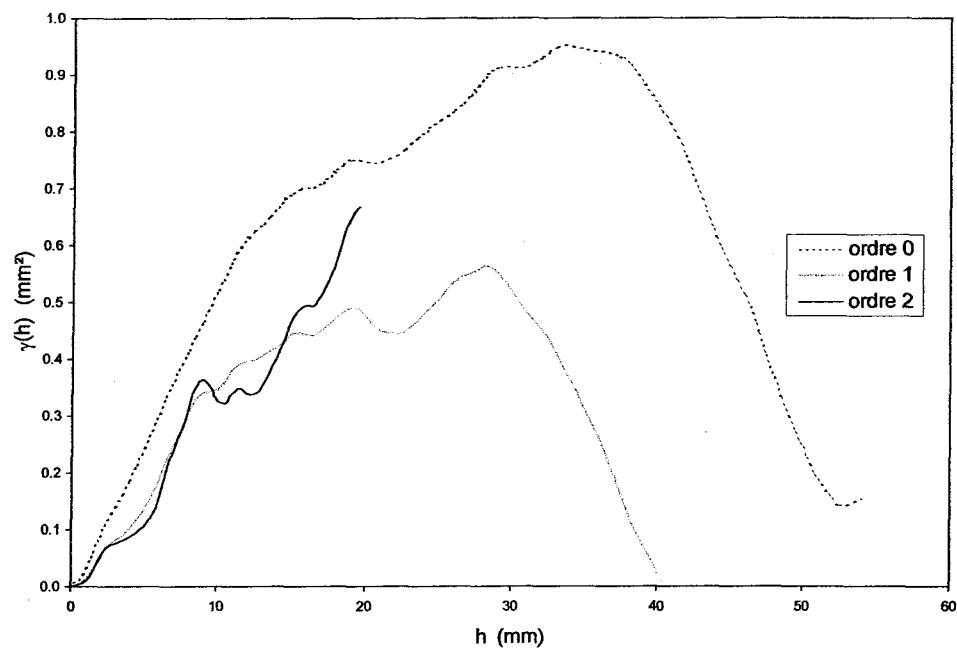


Figure 6.10 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 4 de l'éponge originale A dans la direction  $0^\circ$ .

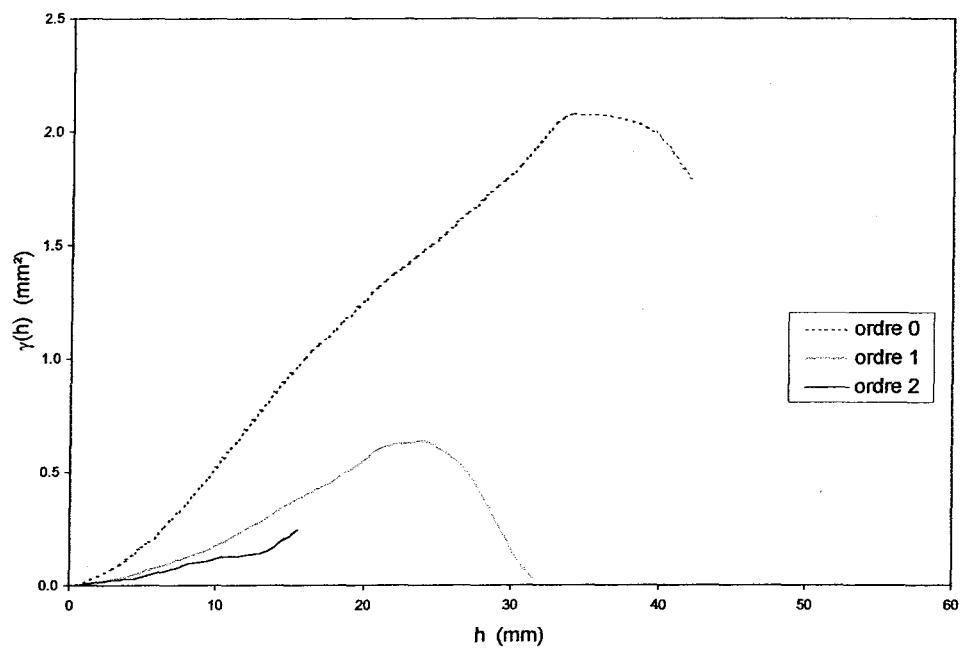


Figure 6.11 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 5 de l'éponge originale A dans la direction  $0^\circ$ .

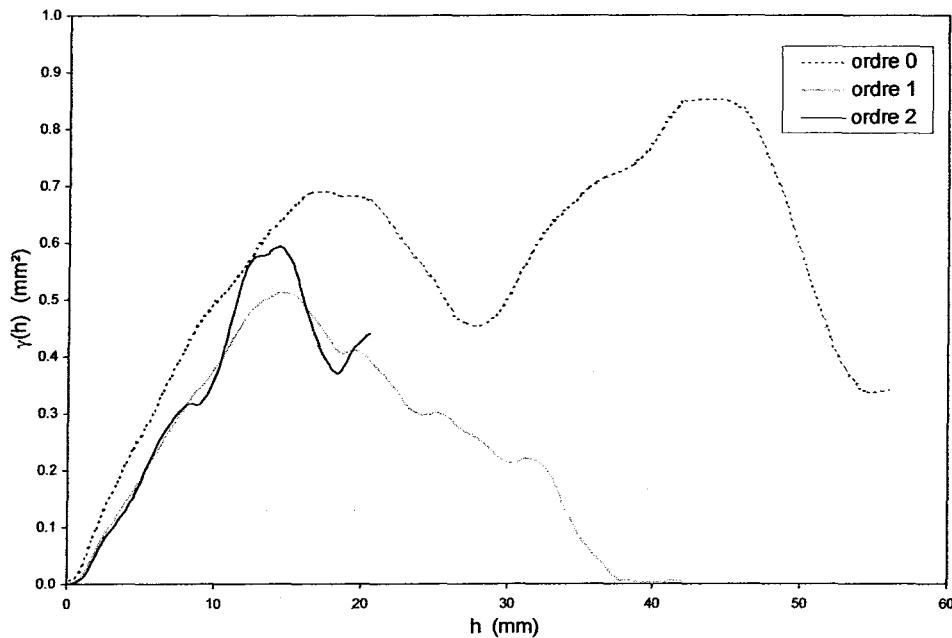


Figure 6.12 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 6 de l'éponge originale A dans la direction  $0^\circ$ .

La variance des structures est cependant très variable, et ce malgré les grandes familles de portée A, B, C ou D (Tableau 6.10). Ainsi, à l'intérieur de n'importe quelle famille de portée, la variance varie énormément d'un profil à l'autre, peu importe l'ordre du variogramme. Nous ignorons cependant la cause d'une telle variabilité de la variance ; il s'agit peut-être d'une conséquence de la petite taille des profils ou d'un phénomène naturel tout simplement. La zone de forte pente n'est pas la cause d'une telle variabilité de la variance puisque dans la direction  $0^\circ$ , les profils ne recoupent pas la zone de forte pente.

Famille	Profils de la direction 0°											
	1		2		3		4		5		6	
	h (mm) (ordre)	$\gamma(h)$ (mm <sup>2</sup> )	h (mm) (ordre)	$\gamma(h)$ (mm <sup>2</sup> )	h (mm) (ordre)	$\gamma(h)$ (mm <sup>2</sup> )	h (mm) (ordre)	$\gamma(h)$ (mm <sup>2</sup> )	h (mm) (ordre)	$\gamma(h)$ (mm <sup>2</sup> )	h (mm) (ordre)	$\gamma(h)$ (mm <sup>2</sup> )
					(0) 53	0,05						
					(0) 48	0,23						
A					(0) 39,5	0,07	(0) 34	0,04	(0) 34	2,08	(0) 42	0,13
		(1) 36	0,035	(1) 35,5	0,05	(0) 29,5	0,16			(0) 38	0,03	
						(1) 28,5	0,07					
B					(0) 26	0,11						
					(1) 25	0,005			(1) 23	0,225		
C	(0) 17,5	0,145			(0) 19	0,06	(0) 19,3	0,05			(0) 17	0,69
							(0) 16	0,7				
							(1) 19	0,04	(1) 17	0,4	(1) 15	0,16
							(1) 15,5	0,05				
							(2) 16	0,130			(2) 12,5	0,27
D			(0) 12	0,455	(0) 14	0,29						
					(1) 14	0,010	(1) 12,5	0,055				
	(1) 12,3	0,020	(1) 11,5	0,4	(1) 11,5	0,035	(1) 9,5	0,260				
	(2) 13	0,057			(2) 14	0,020			(2) 10,6	0,022		
			(2) 11,5	0,45	(2) 11	0,060	(2) 9	0,285	(2) 9,5	0,080		
E	(0) 7	0,105										
	(1) 6	0,045			(1) 8	0,035					(1) 9,5	0,35
	(2) 6	0,053			(2) 7,5	0,025					(2) 8	0,18
	(1) 2	0,027			(1) 5,5	0,075	(1) 3,5	0,085				
	(2) 2	0,022	(2) 4	0,05	(2) 4,5	0,07	(2) 3,5	0,08	(2) 4	0,025	(2) 4,5	0,13

Tableau 6.10 : Portées et variances déduites des variogrammes des profils de l'éponge originale A (direction 0°).

On note que la variance de la hauteur est sensiblement plus faible sur les variogrammes d'ordre 1 et 2 par rapport à ceux d'ordre 0 (Figure 6.7 à 6.12). Le variogramme d'ordre 2 n'apportant plus qu'une meilleure définition des structures de petites dimensions, la plupart déjà présentes sur les variogrammes d'ordre 1.

#### **6.4.3 Analyse des variogrammes moyens calculés dans les directions 0°, -30°, +60° et +90° de l'éponte originale A**

Les variogrammes moyens de la hauteur, ordres 0, 1 et 2, des directions 0°, -30°, +60° et +90° sont présentés sur les graphiques de la Figure 6.13 à la Figure 6.16 respectivement. À noter que l'échelle de l'axe des ordonnées change à chaque figure. La Figure 6.17 montre le variogramme moyen des dérivées premières de la direction 0°.

Les variogrammes moyens de la direction 0° ont été calculés à partir de ceux des six profils enregistrés dans cette direction tandis que dans les autres directions les variogrammes moyens proviennent des variogrammes des sept profils enregistrés dans chaque direction.

Les variogrammes moyens des hauteurs de la direction 0° (Figure 6.13) montrent quelques structures évidentes. Les structures (au sens géostatistique) interprétées sur ces graphes sont groupées en familles et présentées au Tableau 6.11. Dans ce tableau, une famille représente une ou des structures de portées très voisines interprétées sur les variogrammes de différents ordres. Le variogramme d'ordre 0 montre deux structures très évidentes à  $h = 21$  mm et à  $h = 38,5$  mm. Ce sont deux "grandes" structures, aucune structure inférieure à celles-ci n'apparaît sur le variogramme d'ordre 0. Des structures de petites dimensions apparaissent cependant sur les variogrammes d'ordre 1 et particulièrement d'ordre 2. Généralement, la portée des structures de la même famille diminue légèrement avec l'augmentation de l'ordre du variogramme (Tableau 6.11).

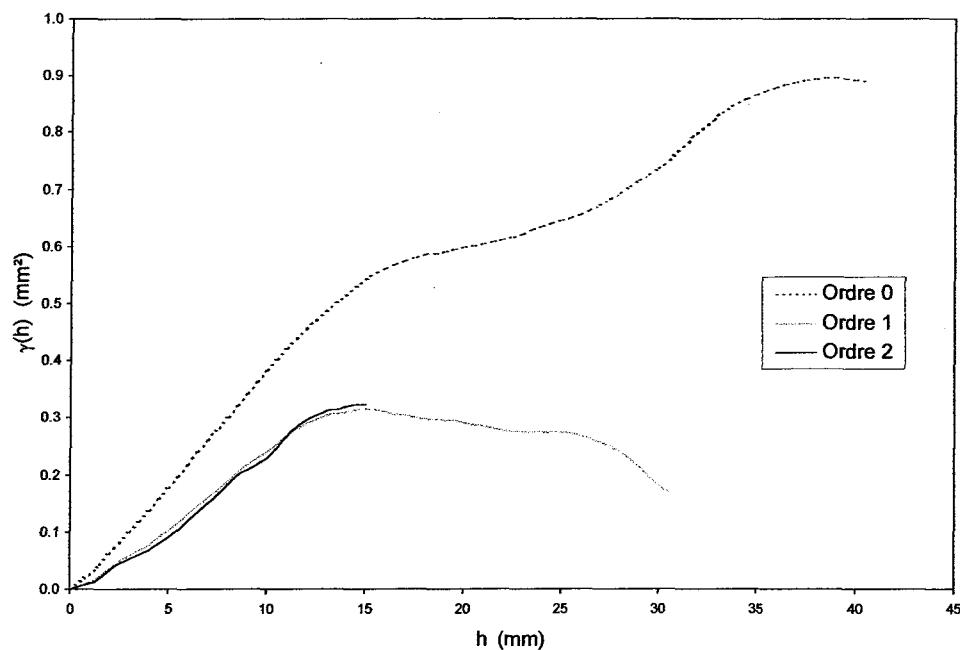


Figure 6.13 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction  $0^\circ$  de l'éponge originale A.

Famille	Structures interprétées dans la direction $0^\circ$		
	$h$ (mm)	$\gamma(h)$ ( $\text{mm}^2$ )	ordre
A	38,5	0,250	0
C	21	0,600	0
	15	0,085	1
	13,8	0,095	2
D	10,5	0,160	1
	10	0,155	2
E	4,5	0,070	1
	4,2	0,065	2

Tableau 6.11 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction  $0^\circ$  de l'éponge originale A.

Dans la direction  $-30^\circ$ , les variogrammes moyens des hauteurs (Figure 6.14) montrent des structures moins évidentes que celles observées dans la direction précédente. Sur le variogramme d'ordre 0, une seule structure, dont la portée est d'environ

$h = 23,5$  mm, apparaît. Après cette structure, la variance ne cesse de s'accroître régulièrement jusqu'à la fin de la courbe, indiquant la présence d'une dérive. Le variogramme d'ordre 1 montre également, et très clairement, la structure de portée de 23,5 mm. On y retrouve également une autre structure à  $h = 15,5$  mm. Le variogramme d'ordre 2 permet d'identifier des structures de portées plus petites ( $h = 14,8$  mm ; 9,2 mm et 3,6 mm). Les structures identifiées dans la direction  $-30^\circ$  sont présentées au Tableau 6.12.

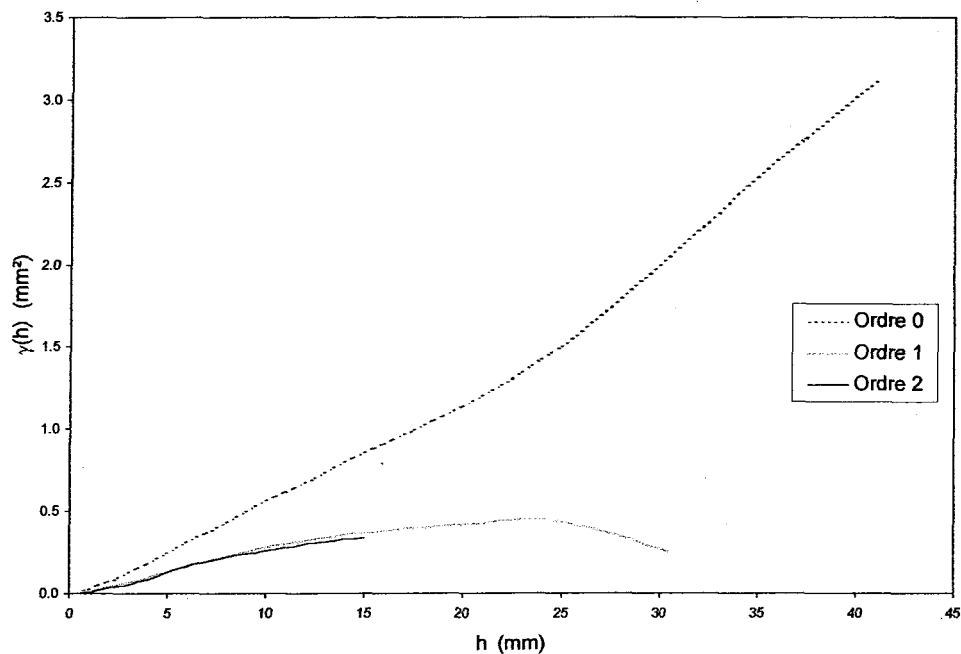


Figure 6.14 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction  $-30^\circ$  de l'éponte originale A.

La Figure 6.15 regroupant les variogrammes moyens des hauteurs de la direction  $+60^\circ$  ne montre que très peu de structures. Sur le variogramme d'ordre 0, une seule structure apparaît à  $h = 26,5$  mm, de même que sur celui d'ordre 1 à  $h = 15$  mm. Sur celui d'ordre 2, il semble y en avoir une à la fin de la courbe, correspondant probablement à celle du variogramme d'ordre 1, mais la courbe est tronquée trop tôt pour en donner la portée exacte (environ 15,5 mm). Les deux structures (au sens géostatistique) caractérisant la hauteur dans la direction  $+60^\circ$  sont inscrites au Tableau 6.13.

Famille	Structures interprétées dans la direction -30°		
	h (mm)	$\gamma(h)$ (mm <sup>2</sup> )	ordre
B	23,5	1,25	0
	23,5	0,08	1
C	15,5	0,37	1
	14,8	0,090	2
D	9,2	0,178	2
E	3,6	0,067	2

Tableau 6.12 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction -30° de l'éponge originale A.

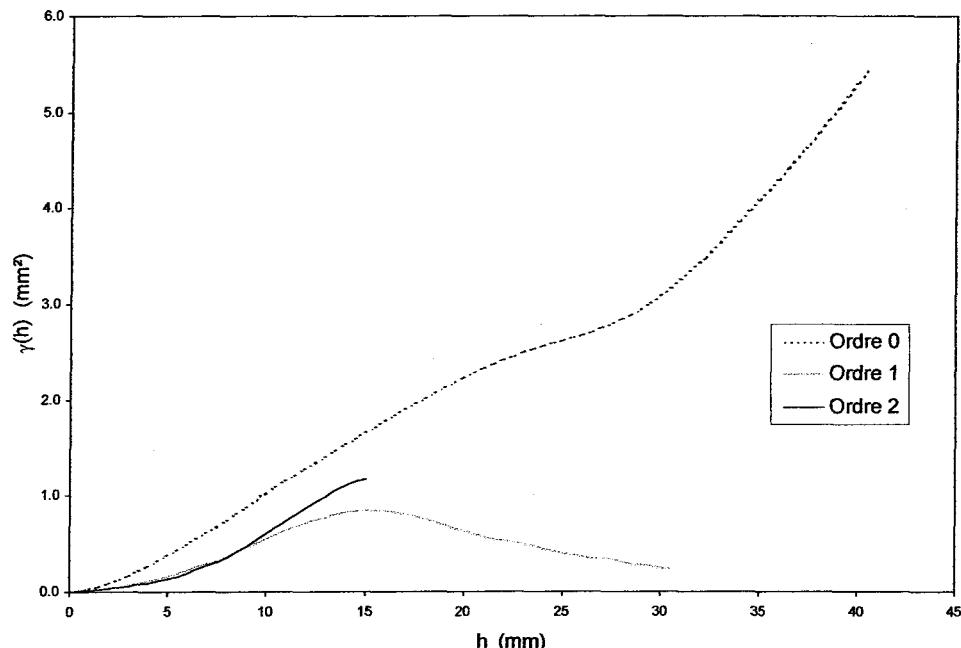


Figure 6.15 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction +60° de l'éponge originale A.

Famille	Structures interprétées dans la direction 60°		
	h (mm)	$\gamma(h)$ (mm <sup>2</sup> )	ordre
B	26,5	2,7	0
C	15	0,85	1

Tableau 6.13 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction +60° de l'éponge originale A.

Dans la direction  $+90^\circ$  (Figure 6.16), l'allure des courbes et les structures observées sur les variogrammes moyens des hauteurs, sont similaires à celles de la direction précédente. Le variogramme d'ordre 0 ne semble montrer qu'une dérive, mais l'on y devine la présence d'une structure à environ  $h = 18$  mm. Tout comme dans la direction  $+60^\circ$ , une seule structure apparaît sur le variogramme d'ordre 1. Cette structure a une portée de 16,5 mm. Le variogramme d'ordre 2 montre une structure apparaissant faiblement à environ  $h = 9,5$  mm ainsi qu'une autre à 4 mm. Les structures interprétées dans la direction  $+90^\circ$  sont compilées au Tableau 6.14.

Famille	Structures interprétées dans la direction $90^\circ$		
	$h$ (mm)	$\gamma(h)$ ( $\text{mm}^2$ )	ordre
C	18	2,1	0
	16,5	0,78	1
D	9,8	0,395	2
E	4	0,065	2

Tableau 6.14 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction  $+90^\circ$  de l'éponge originale A.

Le relevé des structures présentes sur les variogrammes moyens des hauteurs effectué ci-haut permet de constater certains faits. D'abord, malgré que dans certaines directions peu de structures apparaissent, presque toutes les structures relevées sont présentes dans les quatre directions. C'est le cas des familles de structures identifiées par une des lettres suivantes : A, B, C, D et E (A :  $h = 30\text{-}40$  mm ; B :  $h = 23,5\text{-}26,5$  mm ; C :  $h = 14\text{-}21$  mm ; D :  $h = 9\text{-}10,5$  mm et E :  $h = 3,6\text{-}4,5$  mm). Par exemple, la structure C est présente dans les quatre directions, la structure B n'est absente que dans la direction  $+90^\circ$  et les structures D et E ne sont absentes que dans la direction  $+60^\circ$ . Une telle proportion de structures de portées comparables entre les différentes directions, particulièrement entre  $0^\circ$  et  $+90^\circ$ , est étonnante compte tenu de la différence de hauteur entre les deux paliers présents sur la surface affectant principalement les profils dans la direction  $+90^\circ$ . En fait, une seule structure n'est observée qu'une seule fois, il s'agit de la structure A ( $h = 38,5$  mm) dans la direction  $0^\circ$ . L'absence de cette grande structure (au sens géostatistique) dans

les directions  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  est peut-être une conséquence de la dénivellation entre les deux " paliers " de hauteurs différentes à la surface des échantillons et affectant les profils.

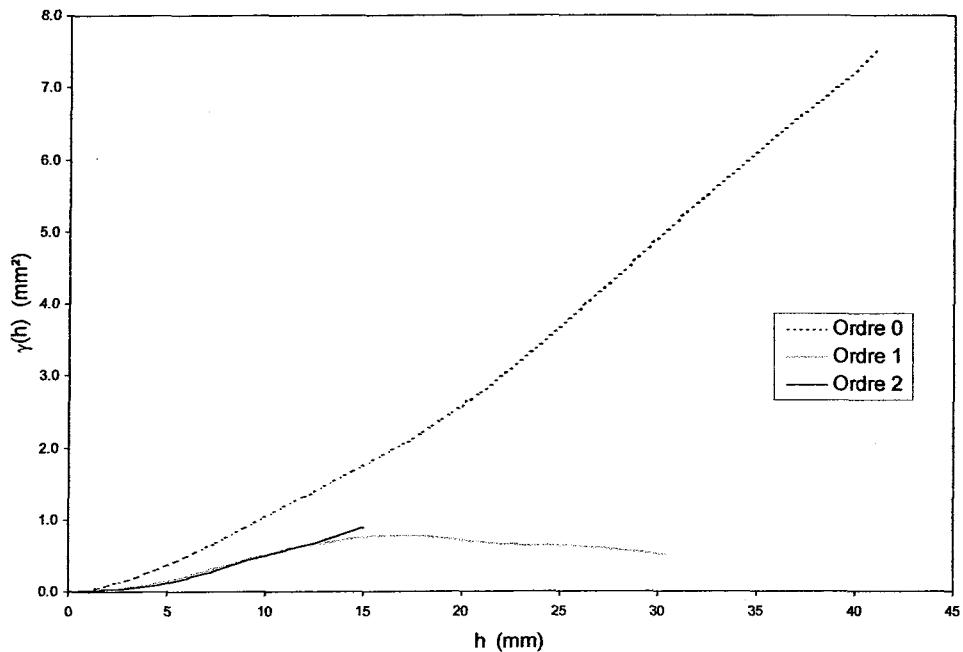


Figure 6.16 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction  $+90^\circ$  de l'éponge originale A.

Bien que les portées des structures soient semblables entre les différentes directions, il n'en est pas de même des variances. Outre la structure E, la variance des structures interprétées varie énormément entre les différentes directions (Tableau 6.15), peu importe l'ordre du variogramme où les structures sont observées. Toutefois, pour les familles B, C et D il semble y avoir deux légères tendances : la variance diminue légèrement quand l'ordre du variogramme augmente ; et deuxièmement, la variance augmente généralement quand on passe de la direction  $0^\circ$  à la direction  $+90^\circ$ . Cette seconde tendance est peut-être imputable à la présence des deux paliers de hauteurs différentes sur la surface de la fracture c.-à-d. à la présence de la structure de grande dimension. Comme pour les variogrammes des hauteurs par profils de la section précédente, la variance des variogrammes des hauteurs d'ordre 0 est significativement supérieure à celle des variogrammes d'ordre 1 et 2. De plus, comme pour les variogrammes des profils, la variance des variogrammes moyens d'ordre 2

demeure presque toujours environ égale à celle des variogrammes d'ordre 1.

Ce comportement des variogrammes d'ordre 2 indique peut-être qu'une dérive linéaire, filtrée avec le variogramme d'ordre 1, est présente dans les directions  $-30^\circ$ ,  $60^\circ$  et  $90^\circ$ . Cependant certaines structures d'ordre 2 sont absentes sur les variogrammes d'ordre 1 (Tableaux 6.11 à 6.14).

Famille	Ordre	Variances des structures interprétées sur les variogrammes moyens			
		Direction $0^\circ$	Direction $-30^\circ$	Direction $+60^\circ$	Direction $+90^\circ$
B	0	0,25			
	0	0,05	1,25	2,7	
	1		0,08		
C	0	0,6			2,1
	1	0,085	0,37	0,85	0,78
	2	0,095	0,090		
D	1	0,16			
	2	0,155	0,178		0,395
E	1	0,07			
	2	0,065	0,067		0,065

Tableau 6.15 : Variances des structures interprétées sur les variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) des quatre directions de l'épente originale A.

Les familles de structures répertoriées à partir des variogrammes moyens des hauteurs de la direction  $0^\circ$  (Tableau 6.11) sont à peu près les mêmes que celles obtenues à partir des variogrammes des profils de la direction  $0^\circ$  (Tableau 6.10). Ainsi les principales familles C, D et E sont présentes sur les deux types de variogrammes. Il y a quelques exceptions : la famille A n'est présente que dans la direction  $0^\circ$  (variogramme moyen), la famille B n'est présente que sur deux profils de la direction  $0^\circ$  (Tableau 6.10), et la structure où  $h = 6-9,5$  mm n'est présente que sur trois profils de la direction  $0^\circ$  (Tableau 6.10).

Le variogramme moyen de la dérivée première d'ordre 0 de la direction  $0^\circ$ , qui sera utilisé dans l'ajustement d'un variogramme théorique de la hauteur (§ 6.4.4), est présenté à

la Figure 6.17).

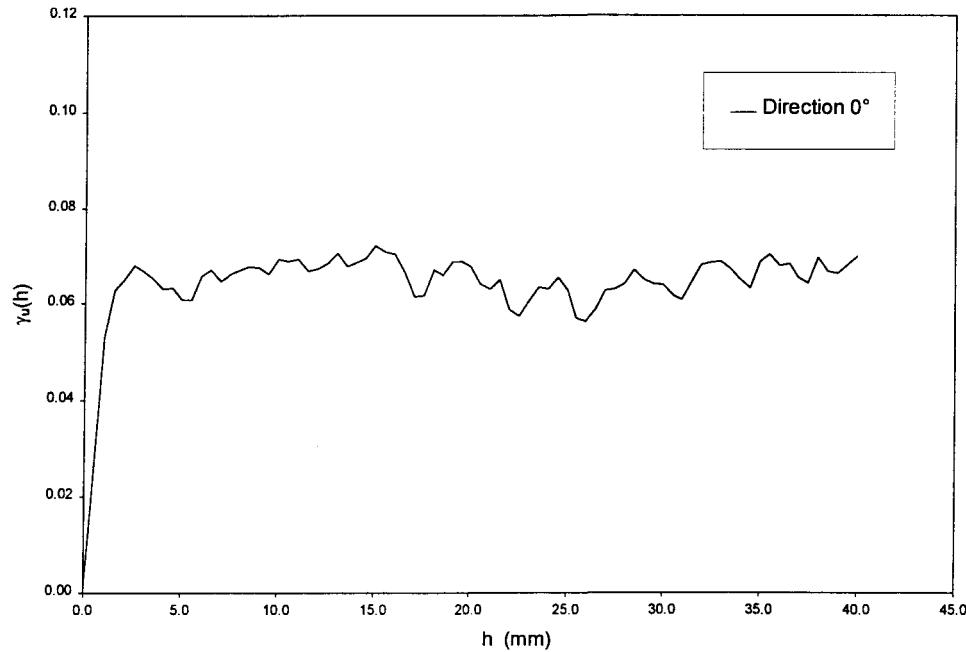


Figure 6.17 : Variogramme moyen de la dérivée première d'ordre 0 de la direction  $0^\circ$  de l'éponte originale A.

Ainsi dans la direction  $0^\circ$ , bien que les variogrammes moyens de la hauteur montrent moins de structures que l'ensemble des variogrammes des profils, les structures observées sur les variogrammes moyens coïncident avec les structures observées à partir de la majorité des profils. Par exemple, les familles C, D et E (Tableau 6.11) sont observées sur presque tous les profils (Tableau 6.10). L'analyse des trois variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) apporte donc sensiblement les mêmes informations quant aux portées des structures que l'analyse des 18 variogrammes des hauteurs des profils.

#### 6.4.4 Ajustement d'un modèle théorique aux variogrammes expérimentaux moyens des hauteurs d'ordre 0 de la direction $0^\circ$ des épontes A et B

Un modèle théorique a été ajusté au variogramme expérimental moyen des hauteurs (ordre 0) de la direction  $0^\circ$ . La modélisation du variogramme expérimental moyen des

hauteurs est indispensable au krigeage puisque c'est sur ce variogramme théorique que sont basées les corrélations spatiales nécessaires lors du krigeage.

L'ajustement du variogramme théorique des hauteurs nécessaire au krigeage a été fait à partir du variogramme expérimental moyen des hauteurs, d'ordre 0, calculé avec les six profils de la direction  $0^\circ$  (direction présumée sans dérive) de chaque éponte originale. Le choix d'un bon variogramme de la hauteur théorique est fait en fonction de la qualité de l'ajustement aux variogrammes de la hauteur évidemment mais aussi de la dérivée première (§ 2.4.8). L'ajustement au variogramme de la dérivée première est important puisqu'il permet de bien modéliser le comportement du variogramme des hauteurs aux petites distances. Et meilleur sera l'ajustement du variogramme aux petites distances et meilleur sera le krigeage à partir des données rapprochées.

Le variogramme théorique des hauteurs peut être une combinaison linéaire de deux modèles ou plus. Différentes combinaisons, significativement différentes, peuvent produire des ajustements apparemment satisfaisants au variogramme des hauteurs expérimental mais avec de très mauvais ajustements au variogramme expérimental de la dérivée première. C'est le cas lorsque l'ajustement au variogramme des hauteurs est mauvais aux petits pas ( $h$ ). Un variogramme des hauteurs théorique permettant également un bon ajustement au variogramme de la dérivée première expérimental demande beaucoup plus de temps de modélisation, mais le temps de modélisation diminue rapidement avec l'expérience.

Le logiciel SURFER, qui a servi au krigeage des surfaces de fractures, ne permet pas la combinaison linéaire de plus de trois modèles. C'est pourquoi trois modèles ont été utilisés dans l'ajustement du variogramme théorique. Les modèles gaussien, sphérique et quadratique rationnel ont été utilisés pour les épontes A et B. Les valeurs des paramètres produisant les meilleurs ajustements sont présentés au Tableau 6.16.

Les Figures 6.18a) et b) ainsi que les Figures 6.19a) et b) montrent les résultats de l'ajustement d'un variogramme théorique aux variogrammes expérimentaux moyens des

hauteurs et de la dérivée première d'ordre 0 dans la direction  $0^\circ$  pour les éponges A et B respectivement.

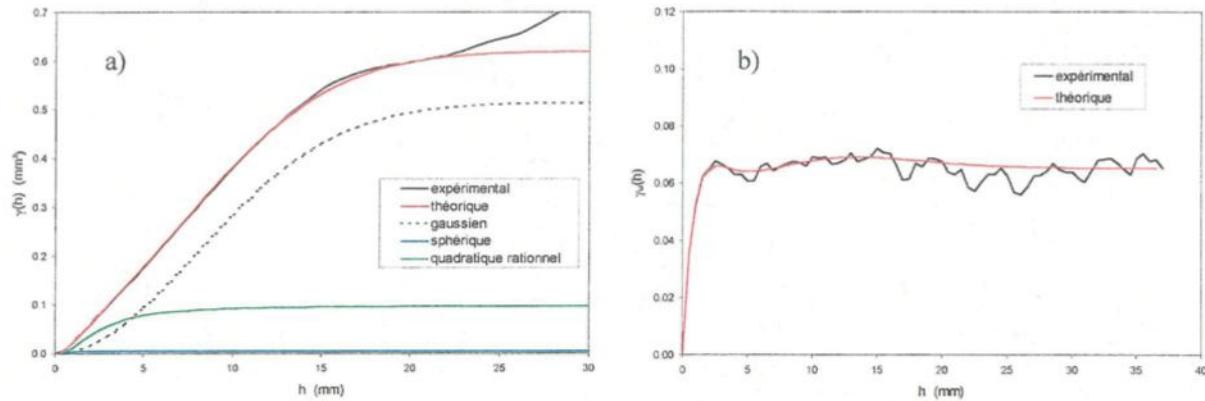


Figure 6.18 : Ajustement des variogrammes théoriques aux variogrammes moyens expérimentaux des hauteurs d'ordre 0 (a), et de la dérivée première d'ordre 0 (b) pour l'éponge originale A.

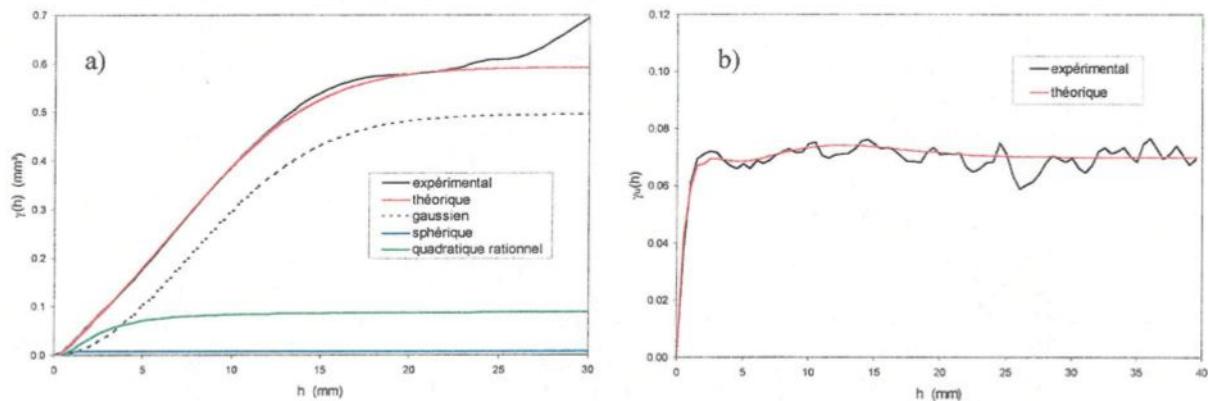


Figure 6.19 : Ajustement des variogrammes théoriques aux variogrammes moyens expérimentaux des hauteurs d'ordre 0 (a), et de la dérivée première d'ordre 0 (b) pour l'éponge originale B.

Tableau 6.16 : Paramètres des modèles entrant dans le calcul du variogramme théorique, épontes originales A et B.

#### 6.4.5 Reconstitution par krigage de la surface des épontes originales A et B

Les données de hauteur disponibles pour le krigage des épontes originales sont les profils enregistrés dans les quatre directions  $0^\circ$ ,  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$ . Au total, 27 profils par éponte sont disponibles, soient 7 profils par direction dans les directions  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$ , et 6 profils dans la direction  $0^\circ$ . L'espacement maximal entre deux profils enregistrés dans la même direction est de  $y = 15$  mm. Sur ces profils, la hauteur ( $z$ ) est échantillonnée à tous les  $x = 0.5$  mm. La distance maximale entre deux profils parallèles étant égale à  $y \approx 15$  mm, le rapport  $y/x$  est donc inférieur ou égal à  $\sim 30$ . Cependant, pour obtenir une estimation jugée correcte à chaque noeud de la grille de krigage, il est conseillé de limiter ce rapport à 10 (Gentier, 1987). Afin de respecter cette limite maximale, on est donc contraint d'augmenter la valeur de  $x$  puisque  $y$ , l'espacement des profils, est fixe. Pour ce faire, on n'a utilisé qu'une donnée sur trois le long de chaque profil en laissant de côté les deux autres (c.-à-d. qu'on n'a pas calculé la moyenne sur trois points). Ainsi, le rapport  $y/x$  devient inférieur ou égal à 10.

Gentier (1987), dont l'étude portait sur différentes épontes provenant de la même

fracture naturelle que celle utilisée dans la présente étude, démontre avec une analyse statistique des hauteurs que le lissage des profils lié au regroupement par groupes de 5 (en faisant la moyenne) n'introduit pas de modification notable. Il y a donc lieu de croire que l'élimination de deux points sur trois (un point choisi sur trois sans effectuer la moyenne) n'a pas non plus d'influence notable sur le résultat du krigage.

Avant de procéder au krigage, les données de base, dispersées dans les différents fichiers de profils, doivent être regroupées dans un seul fichier de coordonnées X-Y-Z. L'utilisation d'un seul système de coordonnées est requis par SURFER pour effectuer le krigage.

Dans le cas de l'éponge originale A, les coordonnées X-Y des données enregistrées dans les directions -30°, +60° et +90° ont été converties dans le système de coordonnées des profils de la direction 0° (§ 5.3.2). En effet, les coordonnées X-Y des données dans chaque profil sont celles du rugosimètre : par exemple la direction d'enregistrement des profils de la direction +90° (axe X de ces données) correspond en fait, à la surface de l'éponge, à l'axe Y des coordonnées de la direction 0°.

Dans le cas de l'éponge originale B, on a dû faire une modification supplémentaire, c'est-à-dire modifier également les données des profils de la direction 0° (et les autres données en conséquence), afin d'avoir une représentation 3D finale où le trou pour le pion d'alignement soit à la même position que celui de la représentation de l'éponge A. Cette modification équivaut virtuellement à une rotation de 180° de l'éponge B dans le plan XOY. Il en résulte que : 1) les coordonnées X des profils de la direction 0° changent de signe, et 2) la position des profils (Y) est inversée symétriquement par rapport au centre de l'éponge c.-à-d.  $Y_{\text{krigeage}} = 120 - Y_{\text{profil}}$ .

Le krigage a été fait selon une grille carrée dont la maille fait 2 mm de côté. La même grille de krigage a été imposée dans les calculs faits sur les deux éponges originales. La géométrie imposée à cette grille est présentée au Tableau 6.17.

	Min	Max	Espacement	# de lignes
X	17	105	2 mm	45
Y	- 44	44	2 mm	45

Tableau 6.17 : Paramètres imposés à la grille de krigeage, épontes originales A et B.

La grille de krigeage positionne les points krigés dans le système d'axes X-Y de SURFER. Dans le cas de l'éponge A, les axes X-Y de SURFER, c.-à-d. les axes de la grille de krigeage, correspondent aux axes X-Y des profils enregistrés dans la direction 0°. Pour l'éponge B, les axes X-Y de la grille de krigeage sont également ceux des profils de la direction 0° mais avec une rotation de 180° dans le plan XOY, tel que mentionné précédemment.

Les variogrammes théoriques utilisés sont ceux obtenus après ajustement aux variogrammes expérimentaux moyens de la direction 0° (§ 6.4.4). La direction 0° est celle où aucune dérive n'est observée. Lors du krigeage, la dérive observée dans les directions -30°, +60° et +90° ou plutôt la manifestation de cette dérive (c.-à-d. une zone élevée et une zone basse sur la surface), est prise en compte grâce aux données d'élévations disponibles réparties sur l'ensemble de la surface. Les paramètres liés à l'effet de pépite ainsi qu'à la dérive ont été mis égal à zéro dans SURFER.

L'estimation de la hauteur à chaque nœud de la grille de krigeage est faite avec un nombre minimum de points environnants où la hauteur est connue (proviennent des profils de rugosité). Les points environnants utilisés à chaque point krigé sont déterminés à partir d'une ellipse de recherche dont le centre coïncide avec le nœud de la grille où doit être fait le krigeage. L'ellipse utilisée est circulaire et divisée en huit octants. Les données situées à l'extérieur de l'ellipse sont ignorées. La recherche des points avoisinants s'est faite en fonction de paramètres définis par défaut par SURFER : à l'intérieur de l'ellipse le nombre de points avoisinants utilisés est limité à 24, c.-à-d. aux trois points les plus proches dans chaque octant, avec au total un minimum de cinq points utilisés. Le nombre d'octants vides

est également limité à huit. Si ces paramètres limites ne sont pas respectés, le logiciel attribue une valeur par défaut (« blank ») au point krigé. Un rayon de 8 mm a été imposé à l'ellipse circulaire. Ce rayon est inférieur à la portée des variogrammes théoriques des hauteurs (éponges A et B) et est supérieur au rayon minimal de 6 mm qui, selon la densité moyenne des données (profils modifiés), permet d'avoir au moins 24 points à l'intérieur de l'ellipse circulaire. Ainsi, en ayant plus de points que le nombre limite de points utilisés, on diminue la probabilité d'obtenir une valeur par défaut (« blank »).

La représentation 3D de l'éponge A krigée est représentée à la Figure 6.20. Cette représentation donne une bonne restitution des différentes structures malgré un certain lissage inévitable. L'exagération verticale est de 2,5x.

La représentation 3D de la surface krigée de l'éponge originale B est présentée à la Figure 6.21. Sur les représentations 3D des éponges originales, la surface circulaire a un rayon de 42 mm. Les données aux nœuds situés à l'extérieur de cette surface circulaire ont été masquées avec SURFER.

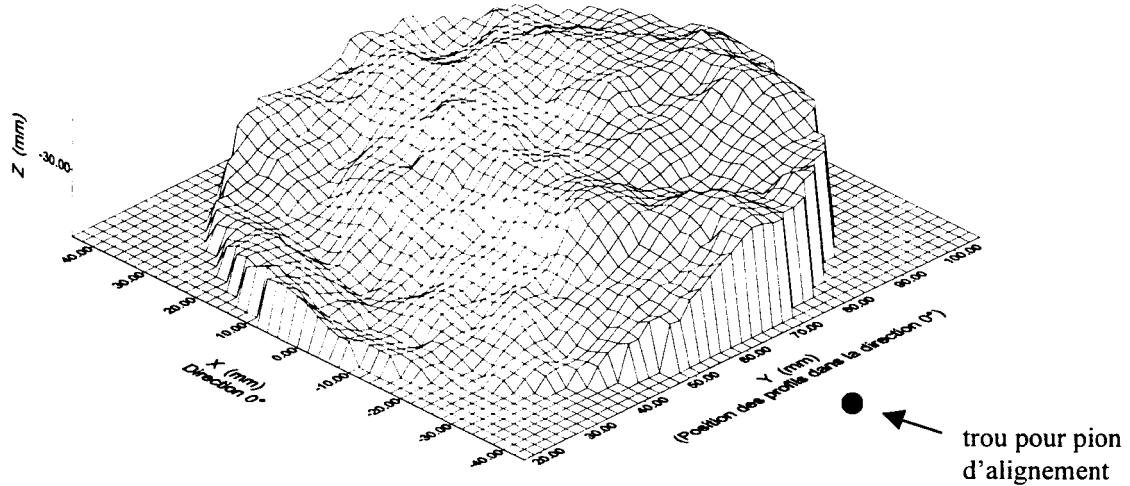


Figure 6.20 : Représentation 3D de la surface de l'éponge originale A obtenue par krigeage des profils dans les quatre directions. L'exagération verticale est de 2,5x.

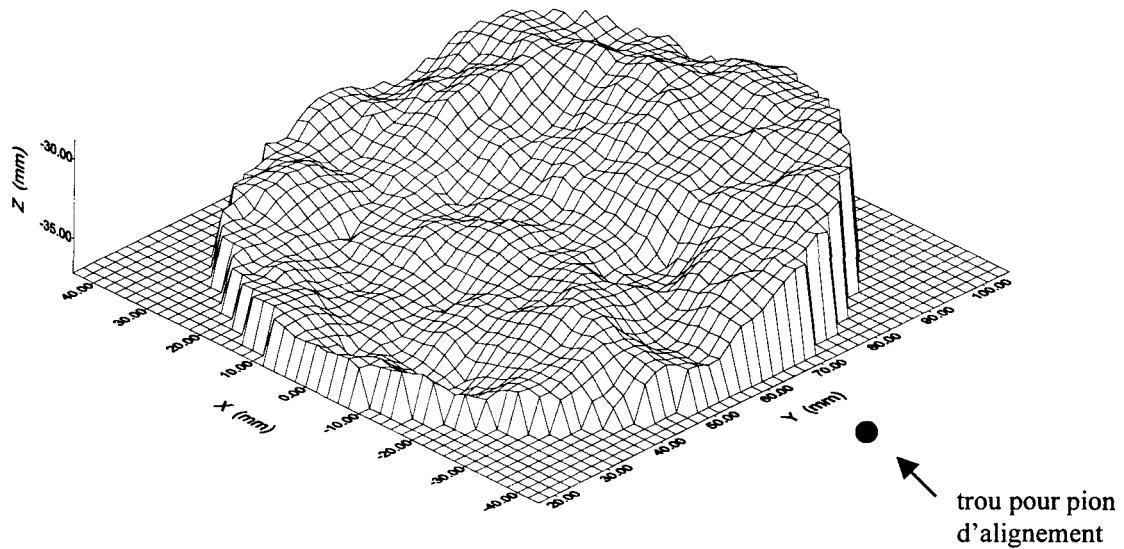


Figure 6.21 : Représentation 3D de la surface de l'éponge originale B obtenue par krigage des profils dans les quatre directions. L'exagération verticale est de 2,5x.

#### 6.4.6 Calcul du volume des vides et de l'ouverture moyenne de la fracture à partir des surfaces krigées

Il est possible d'estimer le volume des vides ainsi que l'ouverture moyenne de la fracture quand les deux éponges sont en contact après reconstruction de la surface des éponges originales par krigage. Ces estimations sont faites avec le logiciel SURFER qui permet le calcul de volumes entre deux surfaces à condition que les noeuds des deux grilles aient les mêmes coordonnées. Cette condition a été remplie en imposant la même géométrie aux deux grilles de krigage.

Avant d'effectuer les calculs relatifs au volume des vides, les coordonnées des données de l'éponge B (de l'ensemble des données des profils) ont dû être modifiées afin de simuler un renversement de l'éponge B sur l'éponge A (c.-à-d. un réemboîtement des deux éponges). Suite au krigage de ces nouvelles données, d'autres modifications (aux données

de krigeage) sont ensuite requises afin de simuler un rapprochement optimal des surfaces A et B.

Les résultats ont donné un volume des vides de la fracture égal à 2686,34 mm<sup>3</sup>, soit une ouverture moyenne de 0,485 mm (pour une surface de rayon R = 42 mm ; estimation pour  $\sigma_N = 0$ ).

### 6.5 Inclinaison du plan moyen des surfaces de l'échantillon original

Les représentations 3D des épontes krigées (Figures 6.20 et 6.21) montrent clairement la zone dite de forte pente et la différence de hauteur de la surface de part et d'autre de celle-ci. De toute évidence cette structure affecte l'inclinaison apparente du plan moyen de la surface de l'éponte dans chaque direction. L'inclinaison du plan moyen est une variable estimée à partir des profils de rugosité. La valeur attribuée à l'inclinaison d'un profil est celle de sa droite de régression et l'inclinaison du plan moyen dans une direction donnée est estimée à partir de la moyenne arithmétique de la pente des droites de régression des profils. Pour l'éponte originale A, ces données sont groupées au Tableau 6.18 et celles de l'éponte B sont au Tableau 6.19. Les moyennes des épontes A et B confondues sont données au Tableau 6.20. En valeur absolue, l'inclinaison augmente progressivement de la direction 0° à la direction 90°.

Direction	Angle de la droite de régression (°)							Plan (moyenne)	
	Profil								
	1	2	3	4	5	6	7		
0°	1,618	0,585	-0,742	-0,020	-1,762	-0,327	---	-0,1	
-30°	-0,775	-4,509	-2,529	-2,706	-1,997	-2,208	-3,315	-2,6	
+60°	3,328	4,318	4,614	4,312	3,305	4,470	3,785	4,0	
+90°	3,987	4,484	5,150	5,324	5,986	4,097	4,492	4,8	

Tableau 6.18 : Angle d'inclinaison de la droite de régression des profils de rugosité et moyenne de ces angles pour l'éponte originale A.

Direction	Angle de la droite de régression (°)							Plan (moyenne)	
	Profil								
	1	2	3	4	5	6	7		
0°	1,601	0,613	-0,816	-0,010	-1,690	-0,215	---	-0,1	
-30°	-0,620	-4,477	-2,568	-2,814	-2,311	-2,010	-3,097	-2,6	
+60°	3,273	4,312	4,842	4,455	3,466	4,672	3,931	4,1	
+90°	4,019	4,588	5,338	5,473	6,180	4,162	4,525	4,9	

Tableau 6.19 : Angle d'inclinaison de la droite de régression des profils de rugosité et moyenne de ces angles pour l'éponge originale B.

Angle de la droite de régression (°)	
Direction	Moyenne
0°	-0,1
-30°	-2,6
+60°	4,1
+90°	4,8

Tableau 6.20 : Angle moyen des droites de régression des profils de rugosité des éponges originales A et B ensembles.

## CHAPITRE 7

### RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX DES ESSAIS DE CISAILLEMENT DIRECT ; ESSAIS À CONTRAINTE NORMALE CONSTANTE

#### 7.1 Commentaires généraux

Les résultats présentés dans ce chapitre sont issus des trois groupes d'essais faits sous contrainte normale constante (CNC) décrits au Chapitre 4.

Sur les courbes de contrainte-déplacement  $\tau$  - U, on remarquera un certain nombre de cycles diminution - augmentation de la contrainte  $\tau$  tout le long du déplacement. Ce phénomène, particulièrement observé parmi les essais du groupe G-1 (§ 4.4.1.1 ; Figure 7.1), est attribuable à la régulation plus ou moins rapide de la machine de cisaillement. La diminution de ce phénomène au cours des essais des groupes G-2 et G-3 (§ 4.4.1.2 et § 4.4.1.3 ; Figures 7.2 à 7.7) indique l'atteinte de meilleurs paramètres de régulation de la centrale d'asservissement permettant une réaction plus rapide de la machine de cisaillement en fonction du comportement des échantillons et des conditions d'essais imposées. Cependant, les courbes des essais G-2 et particulièrement G-3 (Ex. : Figure 7.3) ont une allure de ligne brisée qui est due à une procédure d'élimination de données, régulièrement réparties, afin de diminuer la taille des fichiers, lors de la sauvegarde des données à partir du fichier tampon contenant toutes les mesures effectuées.

Le début d'un essai, où l'échantillon immobile doit rapidement atteindre une vitesse constante, est également très propice aux oscillations de la contrainte  $\tau$ . Aussi, au début de certains essais,  $\tau$  tarda un peu à augmenter définitivement soit à cause d'un jeu minime entre la boîte de cisaillement supérieure et l'une des cales de serrage (Figure 4.5), soit à cause du calage définitif des deux épontes. Pour les essais où l'un de ces phénomènes s'est produit, les premières données acquises lors des oscillations du début des essais, où la

résistance n'augmentait pas définitivement, ont été enlevées afin d'alléger la présentation des courbes ( $\tau$  - U et V - U) présentées dans ce chapitre.

## 7.2 Analyse qualitative des résultats

Les résultats des essais sont présentés sous forme de courbes de contrainte-déplacement  $\tau$  - U et de courbes de dilatance V - U (Figures 7.1 à 7.7) regroupées par essais d'un même groupe faits dans une même direction.

Les courbes  $\tau$  - U, comme les courbes V - U, ont toutes sensiblement la même allure (Figures 7.1 à 7.7). À chaque niveau de CNC, les courbes sont regroupées, indiquant une certaine homogénéité de la qualité des échantillons d'une même série. Les essais de contrôle de la Figure 7.2 font toutefois ressortir quelques différences. L'essai G2-E2\_5 (S-2, G-2) montre une résistance au pic et une rigidité tangentielle significativement inférieures à celles obtenues avec les échantillons S-1 et S-3 (2E2, 3E2, 4E2, G3-1E2 et G3-2E2). Le paramètre  $\tau_r$  et la dilatance de l'essai G2-E2\_5 sont toutefois semblables à ceux des autres essais de contrôle. Le comportement des échantillons S-3 (G3-1E2 et G3-2E2) est très semblable à celui des échantillons S-1 (2E2, 3E2, 4E2) sans toutefois être exactement le même : la dilatance est un peu plus hâtive (c.-à-d. survient à un déplacement U inférieur),  $\tau_r$  est légèrement inférieure et  $\tau$  diminue plus rapidement après le pic avec les échantillons S-3 qu'avec les échantillons S-1. La dilatance plus hâtive des essais G-3 se reflète dans les données du Tableau 7.2 où à quelques reprises  $i_p$  (identifiés par : *graphe MAX*) survient avant  $U_p$ . Les essais de contrôle ont été réalisés dans la direction  $0^\circ$  avec  $\sigma_N = 14$  MPa.

Les différences de comportement entre les essais des groupes G-1 et G-3 et ceux du G-2 sont également très évidentes en comparant la Figure 7.3 à la Figure 7.5 et la Figure 7.4 à la Figure 7.6. Ces différences de comportement se résument par des valeurs moindres de la résistance au pic  $\tau_p$ , de la rigidité tangentielle  $K_s$  et du taux de dilatance dans les essais

G-2 par rapport aux essais G-3, et ce peu importe le niveau de  $\sigma_N$ . Ces différents comportements résultent des différences entre les séries d'échantillons (§ 4.2.3).

Les courbes expérimentales, illustrant le comportement des échantillons utilisés, peuvent être décomposées en différentes portions, chacune exprimant une phase différente du comportement d'une fracture en cisaillement impliquant différents mécanismes (Figure 7.8). Ces phases sont décrites par Archambault et al. (1996a et b) et cette description est reprise dans les paragraphes suivants.

- Pré-phase : Le chargement normal du plan de cisaillement moyen concentre la contrainte normale sur quelques points (aires de contact) entraînant une fermeture normale de la fracture dépendante du niveau de la charge normale et de la morphologie des épontes.
- Phase I : Mobilisation élastique de la contrainte de cisaillement par frottement suite à l'application progressive de la contrainte de cisaillement à partir de zéro. Cette application de la contrainte de cisaillement produit dans certains cas une nouvelle fermeture de la fracture (c.-à-d. un meilleur emboîtement des épontes) causant une dilatance négative (contractance). Il en résulte un accroissement de l'aire de contact réelle (« junction growth » ; Tabor, 1959), pouvant atteindre trois fois l'aire de contact initiale sans variation du chargement normal, jusqu'à ce que le glissement soit imminent. L'aire finale est égale à une constante fois l'aire initiale résultant de la contrainte normale seule, de sorte que la proportionnalité entre les deux forces à l'initiation du glissement est maintenue. Ce phénomène fut observé indirectement par Poirier (1996) par un accroissement de la pression interstitielle induite lors de cette phase du cisaillement d'un joint. Cette phase d'accroissement de la charge en cisaillement donne lieu à un transfert des contraintes sur les facettes positives des aspérités, où le frottement y est mobilisé, et est accompagnée de leur déformation.

- Phase II : Une relation non-linéaire  $\tau - U$  se développe jusqu'au pic de la résistance avec la mobilisation de la dilatance. Cette mobilisation de la dilatance est accompagnée d'une diminution de l'aire de contact (dépendante de  $\sigma_N$ ) résultant en une augmentation de la contrainte normale aux points de contact.
- Phase III : Pic de la contrainte de cisaillement (ou résistance en cisaillement) coïncidant avec le taux de dilatance maximal où un certain nombre de ruptures d'aspérités s'y développent.
- Phase IV : Phase de ramollissement graduel à rupture instable avec dégradation progressive des aspérités par microfracturation, arrachement, broyage, indentation ou cisaillement des aspérités. La diminution de  $\tau$  se poursuit jusqu'à la contrainte résiduelle selon un gradient de contrainte de cisaillement donné (« softening modulus ») avec accroissement de l'aire de contact (dégradation des aspérités), abaissant ainsi les concentrations de contraintes jusqu'à un niveau voisin de la contrainte normale moyenne. La dilatance continue d'augmenter à un taux diminuant graduellement.
- Phase V : Phase de la contrainte résiduelle caractérisée par un glissement stable des surfaces où les contraintes normale et de cisaillement, appliquées sur une grande aire de contact, sont relativement stables. Cependant, la dégradation des surfaces continue d'opérer avec le déplacement via les mécanismes d'abrasion, broyage, frottement et roulement sur les particules. Du matériel de remplissage (« gouge ») est alors produit, déposé et plaqué dans les vallées et sur les facettes d'aspérités engendrant l'augmentation de l'aire de contact. La dilatance peut être encore présente à un taux très faible mais disparaissant avec le déplacement. Dans certains cas, la dilatance peut devenir négative.

Ces cinq phases apparaissent sur chacune des courbes. Toutefois les phases III et IV sont beaucoup plus évidentes dans les essais des groupes G-1 et G-3 que dans les essais

G-2 à cause du comportement du matériau en surface. Il est mentionné à la section 4.2.3 que les échantillons S-2 étaient moins résistants en surface que les échantillons S-1 et S-3 (Tableau 4.3).

Dans certains cas, le cisaillement a été mené jusqu'à  $U_F = 10$  mm et même un peu plus. Les courbes  $\tau - U$  et  $V - U$  complètes de ces essais font l'objet de la Figure 7.9. Pour deux essais sur les trois présentés, la contrainte résiduelle varie très peu entre  $U = 5$  mm et 10 mm. Au cours de l'essai G2-30-F1, la résistance diminue subitement à environ  $U = 5$  mm et demeure par la suite à peu près constante. La dilatance entre  $U = 5$  et 10 mm se comporte différemment selon la direction du cisaillement et la contrainte normale. Dans la direction  $0^\circ$  (essai G3-1 ;  $\sigma_N = 1$  MPa), la dilatance ne devient nulle qu'à environ  $U = 11$  mm. La dilatance devient nulle et le demeure à partir de  $U = 6$  mm dans la direction  $-30^\circ$  (essai G2-30-F1 ;  $\sigma_N = 7$  MPa). Dans la direction  $+90^\circ$  (essai G2-90-F1 ;  $\sigma_N = 7$  MPa), la dilatance ne cesse de croître de façon à peu près constante même à  $U \sim 10$  mm dû au chevauchement de la zone de forte pente à la surface des épontes.

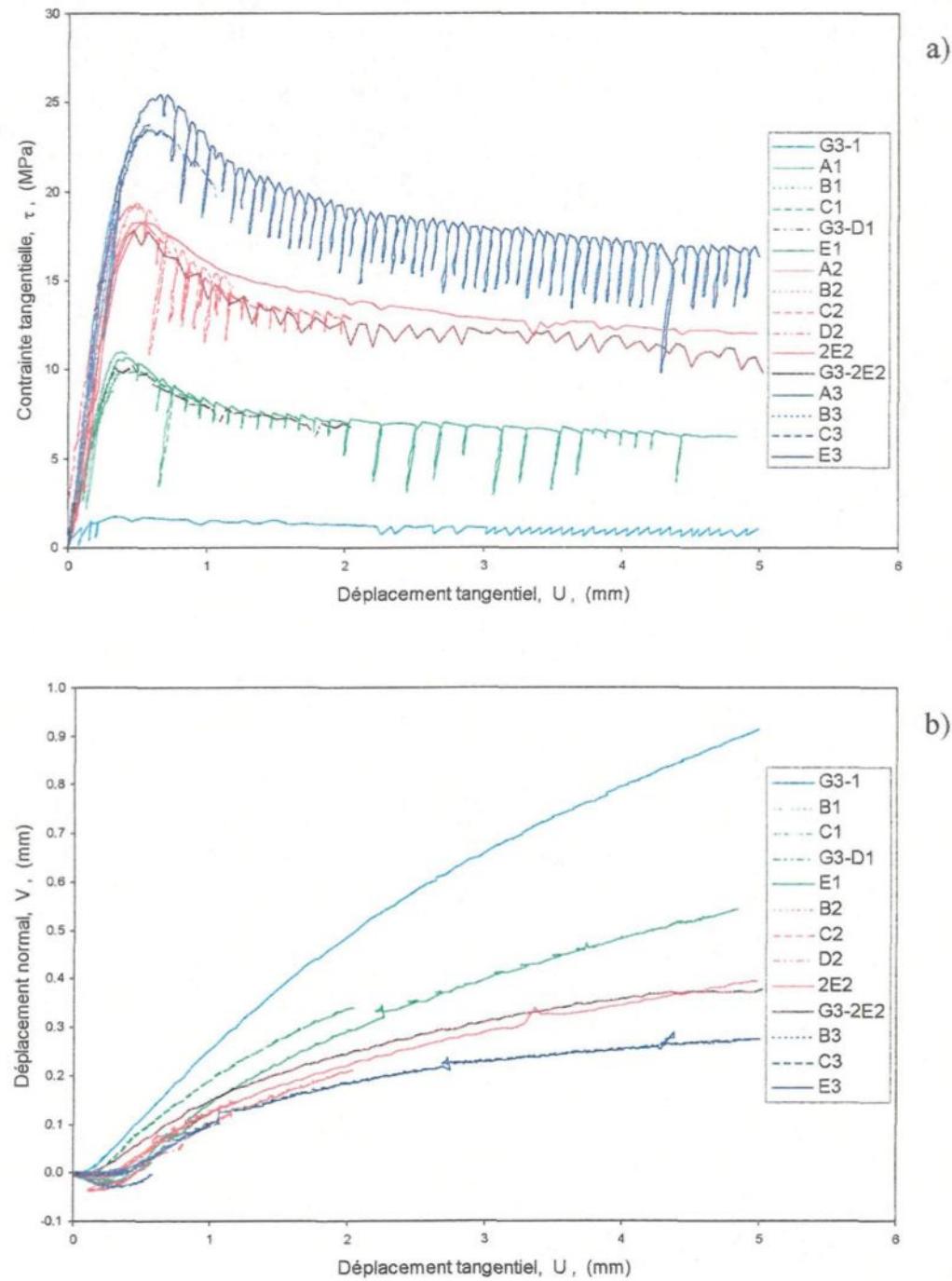


Figure 7.1 : Essais G-1 et G-3 réalisés dans la direction  $0^\circ$ . a) Courbes de résistance  $\tau_t$  -  $U_t$  et b) courbes de dilatance  $V_n$  -  $U_t$ .

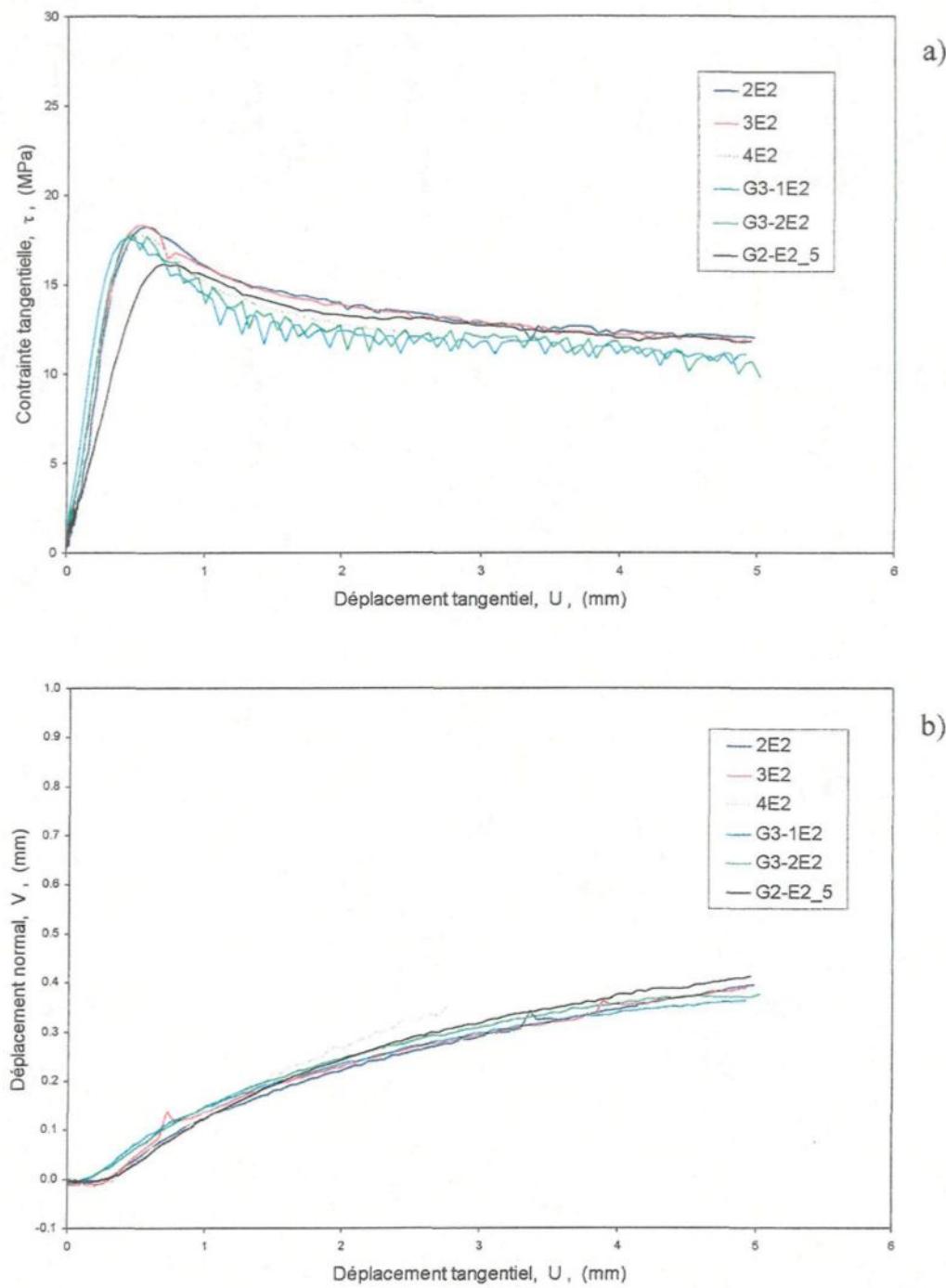


Figure 7.2 : Essais réalisés dans la direction  $0^\circ$  avec échantillons S-1, S-2 et S-3.  
 a) Courbes de résistance  $\tau$  -  $U$  et b) courbes de dilatance  $V$  -  $U$ .

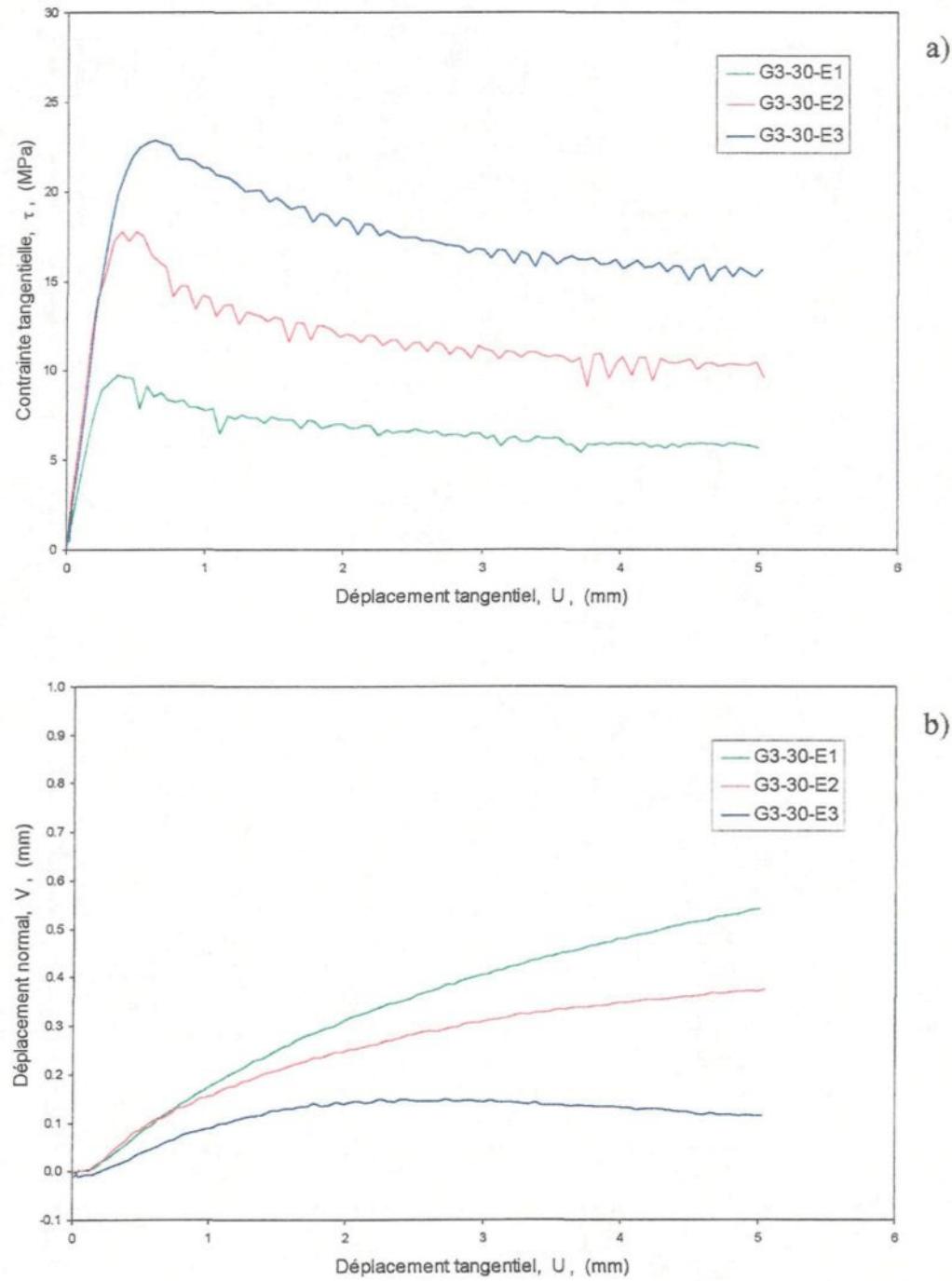


Figure 7.3 : Essais G-3 réalisés dans la direction  $-30^\circ$ . a) Courbes de résistance  $\tau$  -  $U$  et b) courbes de dilatance  $V$  -  $U$ .

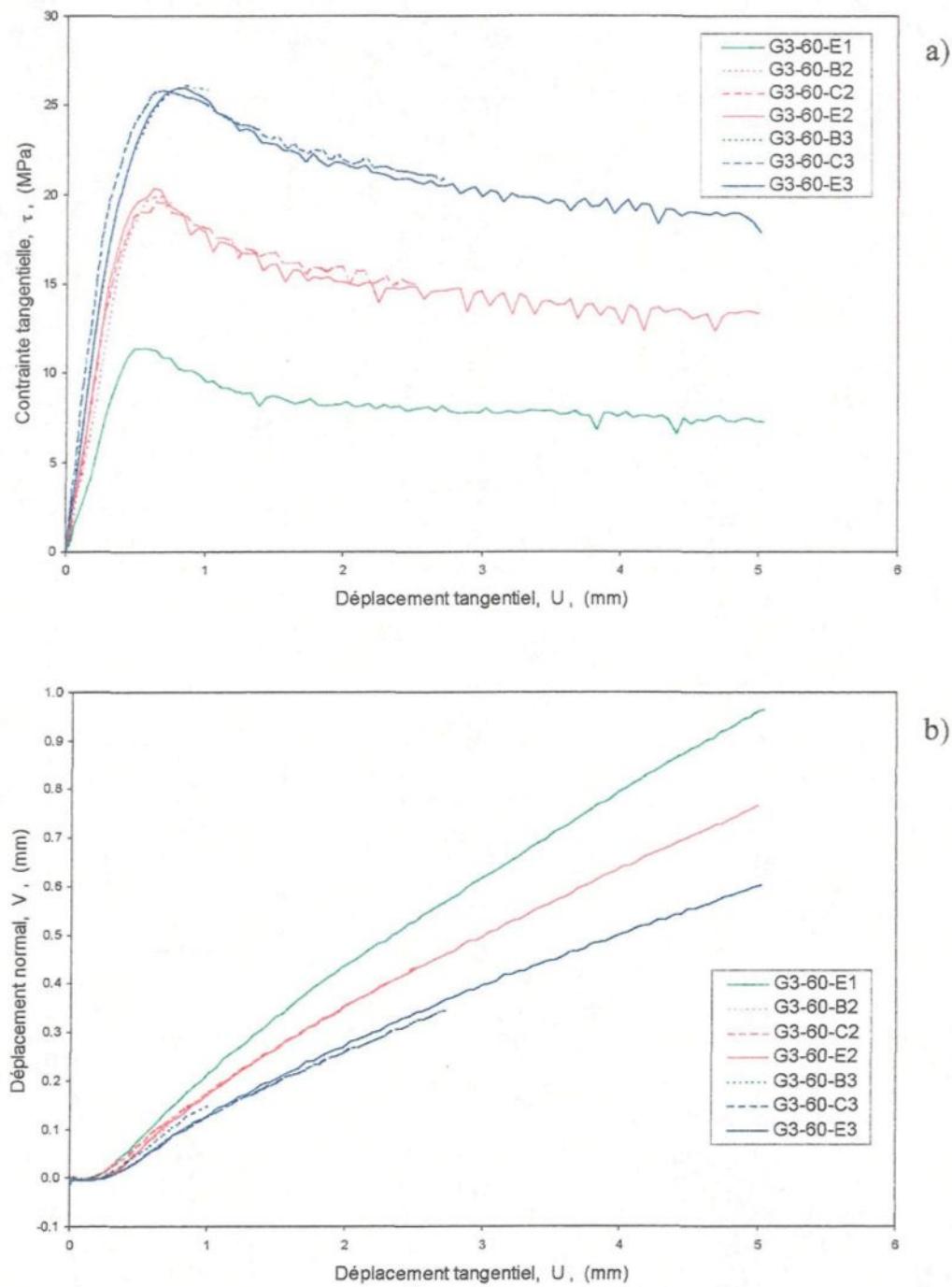


Figure 7.4 : Essais G-3 réalisés dans la direction  $+60^\circ$ . a) Courbes de résistance  $\tau$  -  $U$  et b) courbes de dilatance  $V$  -  $U$ .

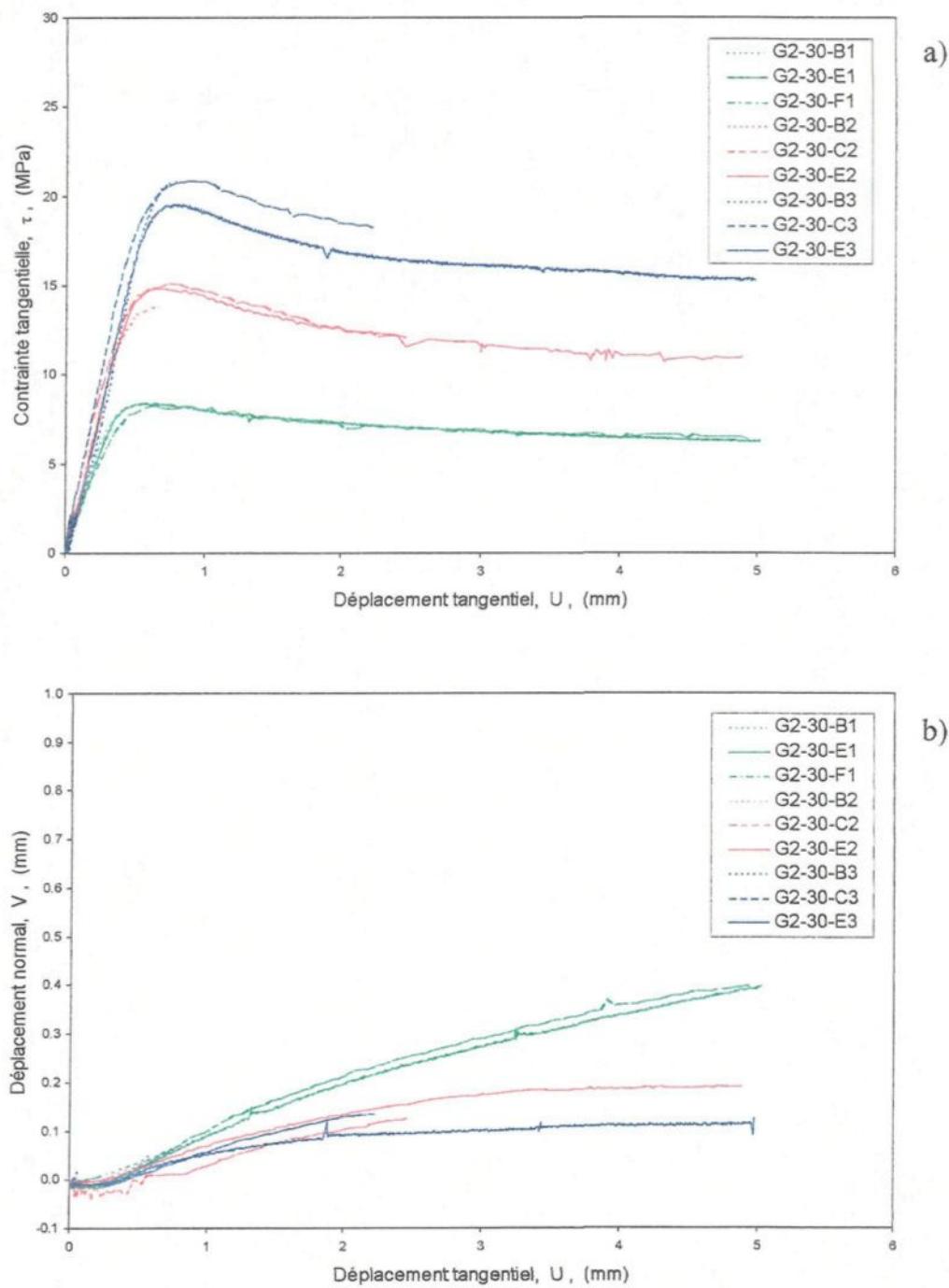


Figure 7.5 : Essais G-2 réalisés dans la direction  $-30^\circ$ . a) Courbes de résistance  $\tau$  -  $U$  et b) courbes de dilatance  $V$  -  $U$ .

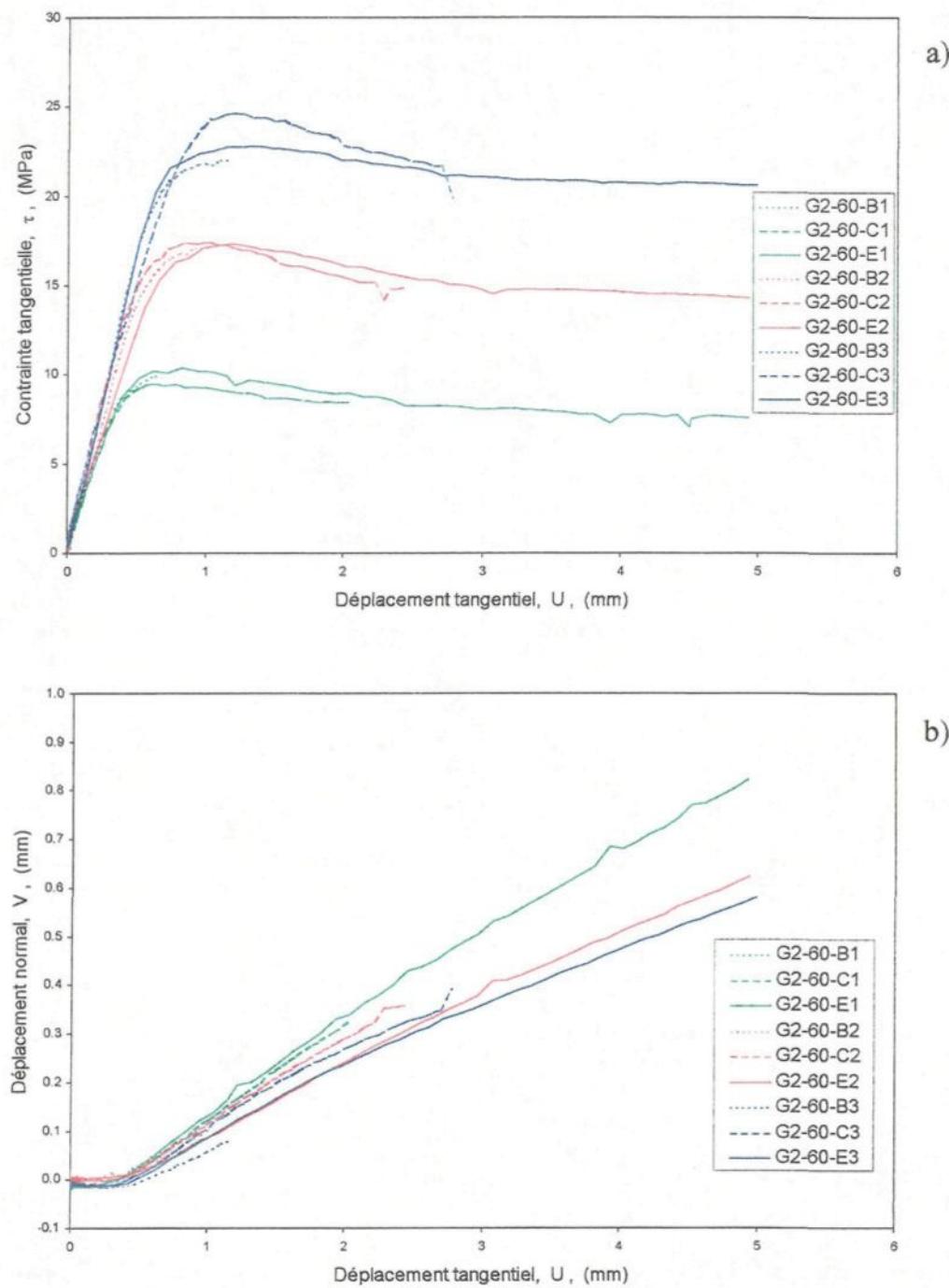


Figure 7.6 : Essais G-2 réalisés dans la direction  $+60^\circ$ . a) Courbes de résistance  $\tau$  -  $U$  et b) courbes de dilatance  $V$  -  $U$ .

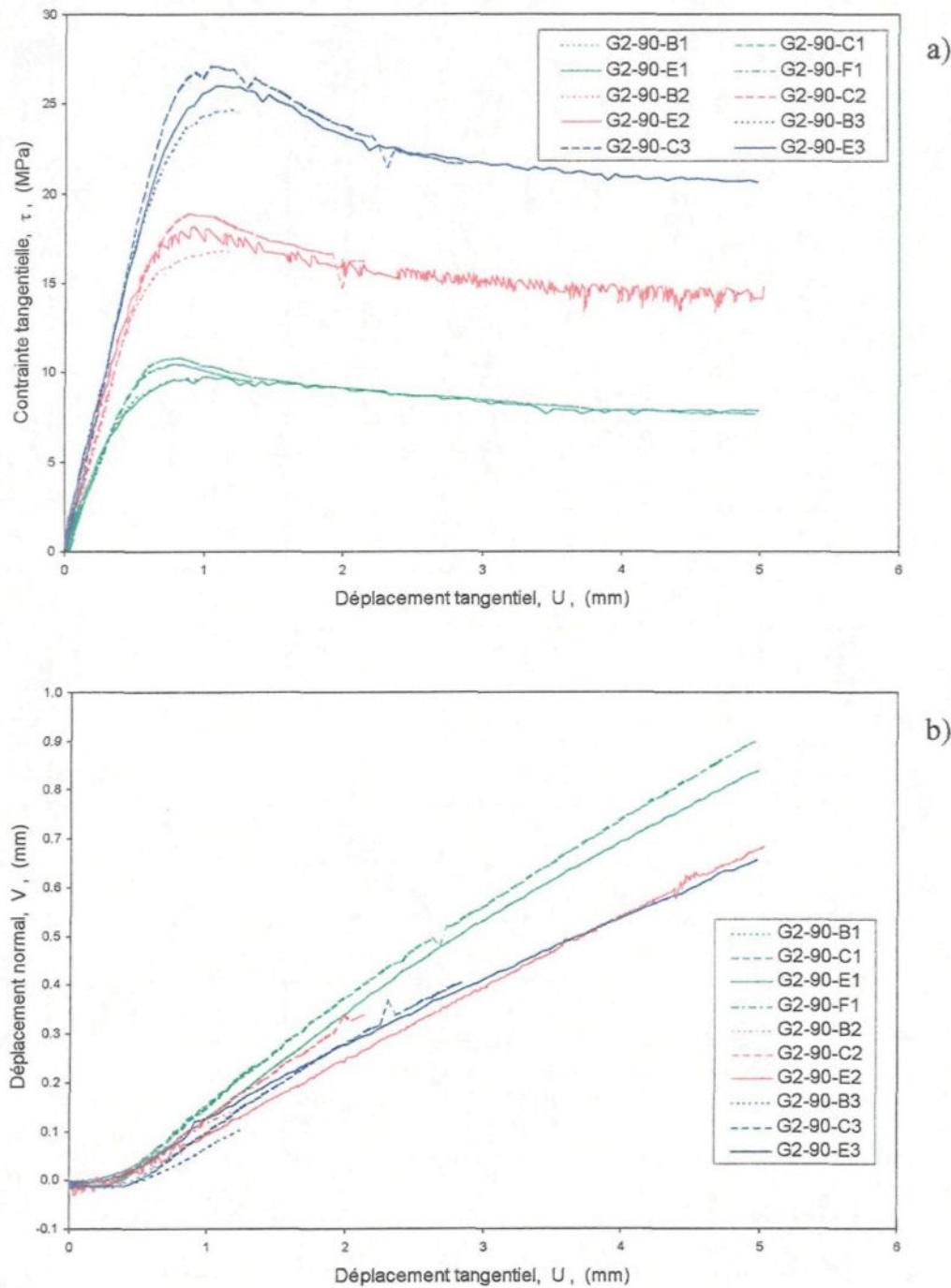


Figure 7.7 : Essais G-2 réalisés dans la direction +90°. a) Courbes de résistance  $\tau$  -  $U$  et b) courbes de dilatance  $V$  -  $U$ .

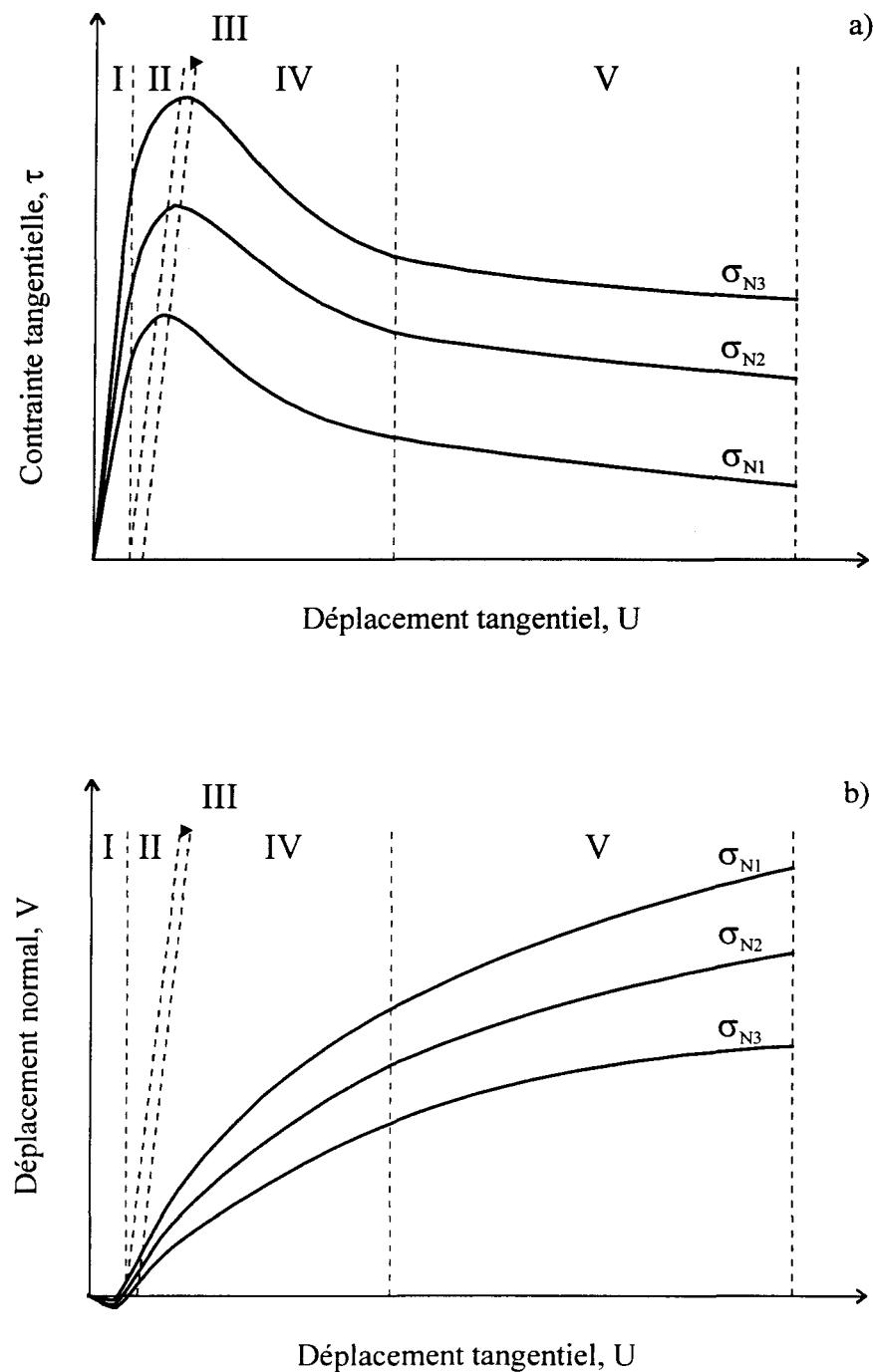


Figure 7.8 : Phases du comportement mécanique d'une fracture irrégulière en cisaillement (d'après Archambault et al., 1996a et b). a) Courbe de résistance  $\tau$  -  $U$  et b) courbe de dilatance  $V$  -  $U$ .

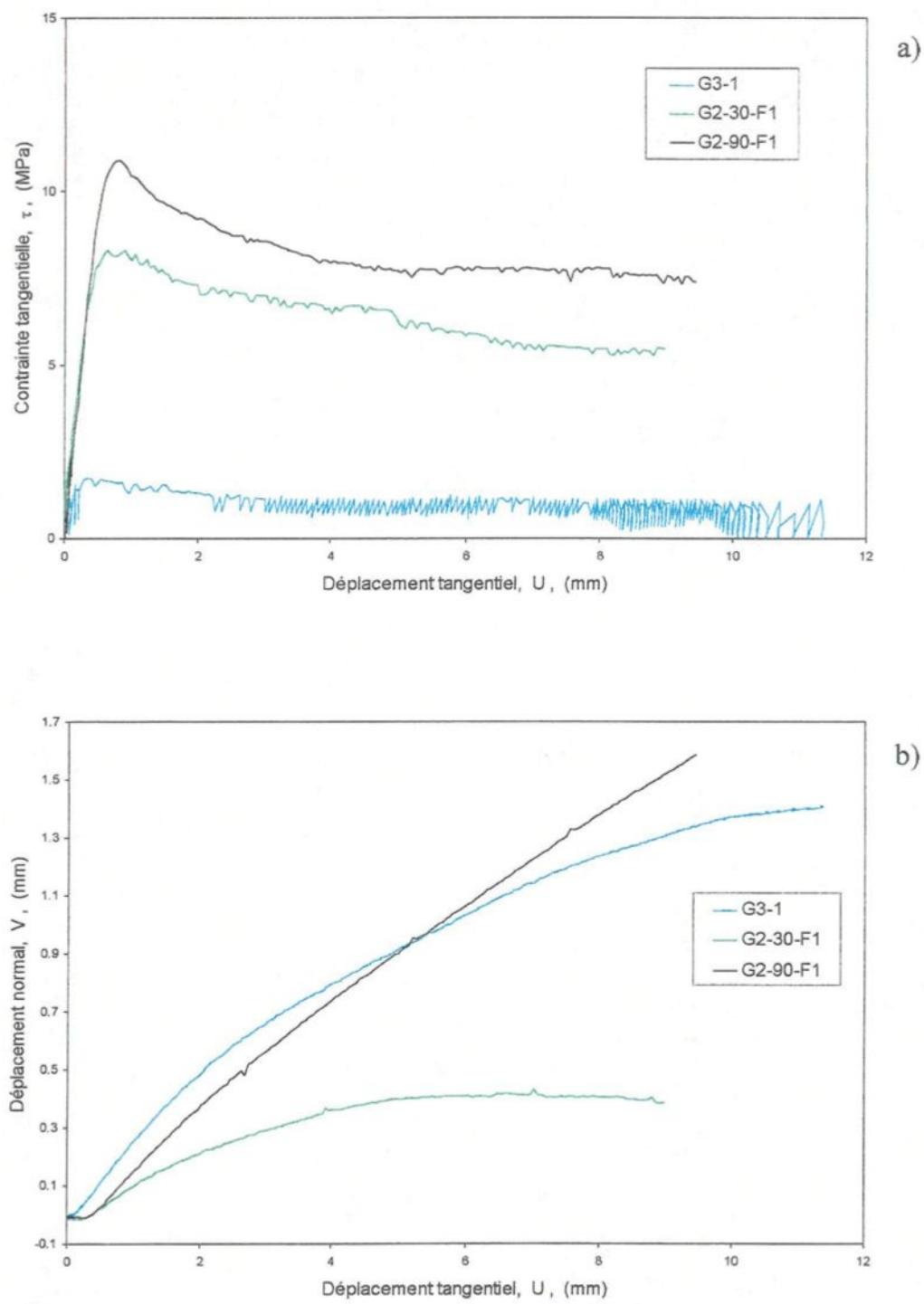


Figure 7.9 : Essais réalisés jusqu'à un déplacement tangentiel très élevé :  $U \sim 10$  mm.

Les paramètres physiques et mécaniques  $\tau_p$ ,  $\tau_r$ ,  $U_p$ ,  $K_s$ , et  $i_p$  sont calculés à partir des courbes expérimentales et des fichiers de données des figures précédentes et les résultats sont présentés à la section 7.3. Les valeurs moyennes de ces paramètres sont mises en graphique en fonction de la contrainte normale (Figures 7.10 à 7.12). Ces graphiques permettent de mettre en évidence les observations suivantes :

- $\tau_p$  est influencé par  $\sigma_N$ , la direction de cisaillement et les propriétés mécaniques du matériau (Figure 7.10a). L'augmentation de  $\sigma_N$  accroît  $\tau_p$  mais le taux d'augmentation diminue avec l'accroissement de  $\sigma_N$ . Les différences morphologiques induites par les quatre directions de cisaillement affectent la résistance au pic. Les échantillons S-2 (essais G-2), dont la résistance en surface est moins élevée (§ 4.2.3), engendrent des résistances au pic inférieures à celles obtenues lors des essais G-3.
- $\tau_r$  augmente linéairement avec  $\sigma_N$  (Figure 7.10b). Les données forment deux groupes de droites distincts : un groupe pour les directions  $0^\circ$  et  $-30^\circ$  et un autre groupe pour les directions  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$ . Les valeurs supérieures obtenues dans les directions  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  sont attribuables au taux de dilatance encore élevé à  $U_r = 5$  mm dans ces directions (Ex : Figure 7.4b). Pour la même raison, le prolongement des droites reliant les moyennes expérimentales dans ces directions ne passe pas par le point  $\tau_r = 0$  quand  $\sigma_N = 0$ . Cependant, à l'intérieur des deux groupes de droites,  $\tau_r$  des essais G-2 est supérieure à celle des essais G-3 dans une même direction.
- $U_p$  est également influencé par les trois facteurs :  $\sigma_N$ , morphologie et propriétés mécaniques des épontes (Figure 7.11a). L'augmentation de  $\sigma_N$ , des paramètres morphologiques et particulièrement la diminution de la résistance des épontes font augmenter  $U_p$ .
- la rigidité tangentielle  $K_s$  de la fracture est affectée principalement par la résistance des épontes et la contrainte normale (Figure 7.11b). Les deux grandeurs de

résistance des épontes forment deux groupes très distincts de données où  $K_s$  est plus du double chez les échantillons de plus grande résistance par rapport à ceux de moindre résistance. L'augmentation de  $\sigma_N$  a également pour effet d'augmenter  $K_s$  mais le taux d'augmentation diminue aux  $\sigma_N$  élevées. La morphologie de la surface des épontes dans la direction de cisaillement a également une certaine influence sur  $K_s$ .

- l'angle de dilatance au pic ( $i_p$ ), Figure 7.12, est aussi dépendant des trois facteurs :  $\sigma_N$ , morphologie et résistance des épontes.  $i_p$  est proportionnel à la résistance des épontes et aux paramètres morphologiques : angle total moyen (§ 6.3.1) et inclinaison apparente du plan moyen de l'échantillon (§ 6.5). Il est cependant inversement proportionnel à  $\sigma_N$ . L'intervalle à l'intérieur duquel  $i_p$  varie en fonction des trois facteurs énumérés précédemment semble diminuer avec l'augmentation de  $\sigma_N$ . De plus, dans la direction  $0^\circ$ , de  $\sigma_N = 1 \text{ MPa}$  à  $\sigma_N = 21 \text{ MPa}$ , la relation entre  $i_p$  et  $\sigma_N$  est pratiquement linéaire. Cependant la série d'où provient l'échantillon utilisé pour l'essai G3-1 avait tendance à produire une dilatance inférieure à celle enregistrée avec les échantillons S-1 (§ 4.4.1.3).

La différence de comportement entre les échantillons de la série S-2 et ceux des séries S-1 et S-3 nous est très utile pour démontrer l'importance des propriétés du matériau des épontes sur le comportement des fractures en cisaillement. Les Figures 7.1 à 7.7 et les Figures 7.10 à 7.12 montrent clairement que l'allure des courbes, donc le comportement général de la fracture, et les paramètres mécaniques  $\tau_p$ ,  $\tau_r$ ,  $U_p$ ,  $K_s$  et  $i_p$ , sont tous affectés par la résistance des épontes puisque ces différences sont mises en évidence à partir d'essais où les conditions initiales ( $\sigma_N$ , morphologie) ont été maintenues constantes. Ces observations nous amènent immédiatement à penser au cas des épontes naturelles qui peuvent être, ou non, affectés par une altération quelconque.

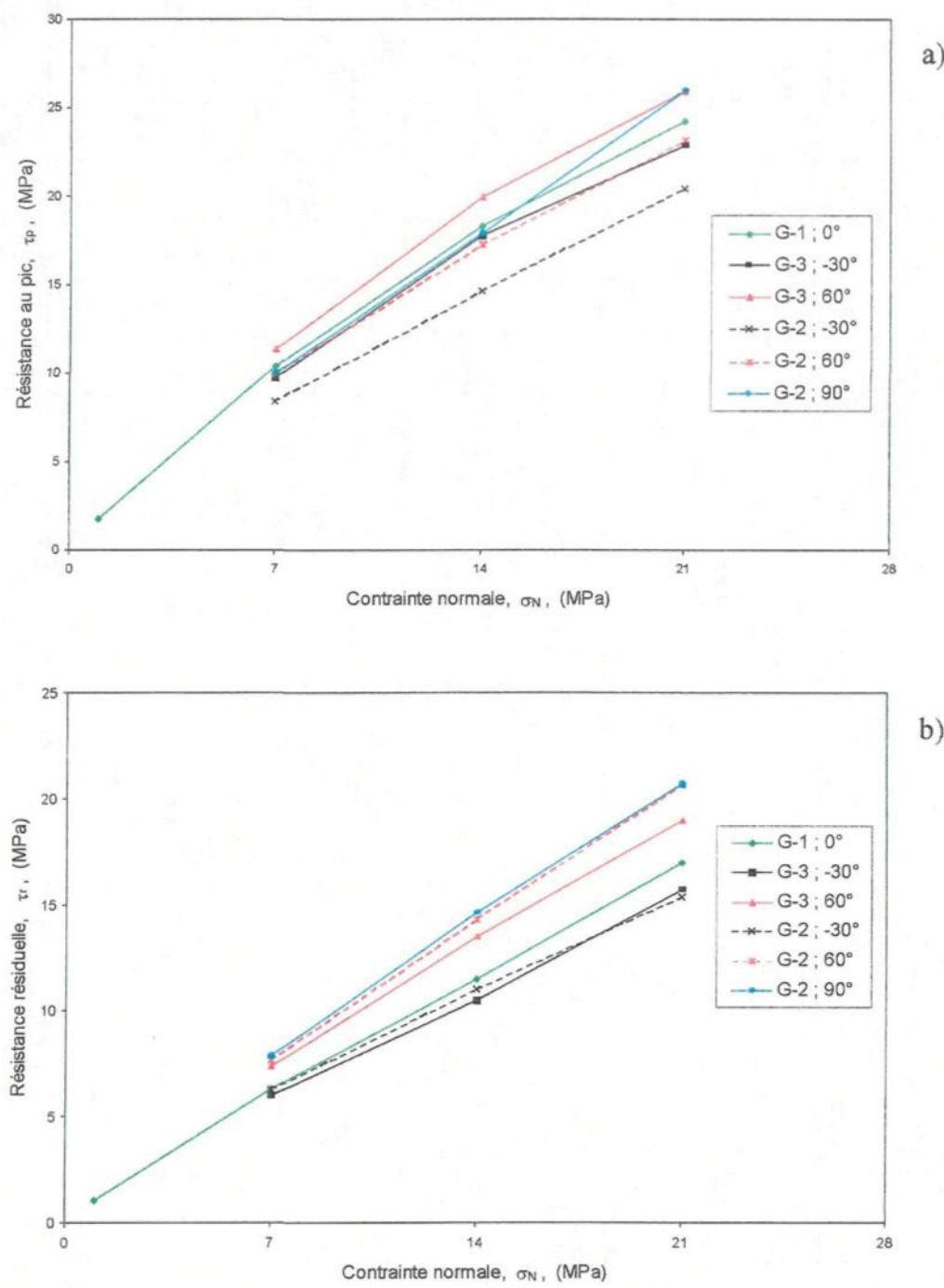


Figure 7.10 : a) Résistance maximale au pic ( $\tau_p$ ) et b) résistance résiduelle ( $\tau_r$ ) en fonction de la contrainte normale ( $\sigma_N$ ). Valeurs moyennes.

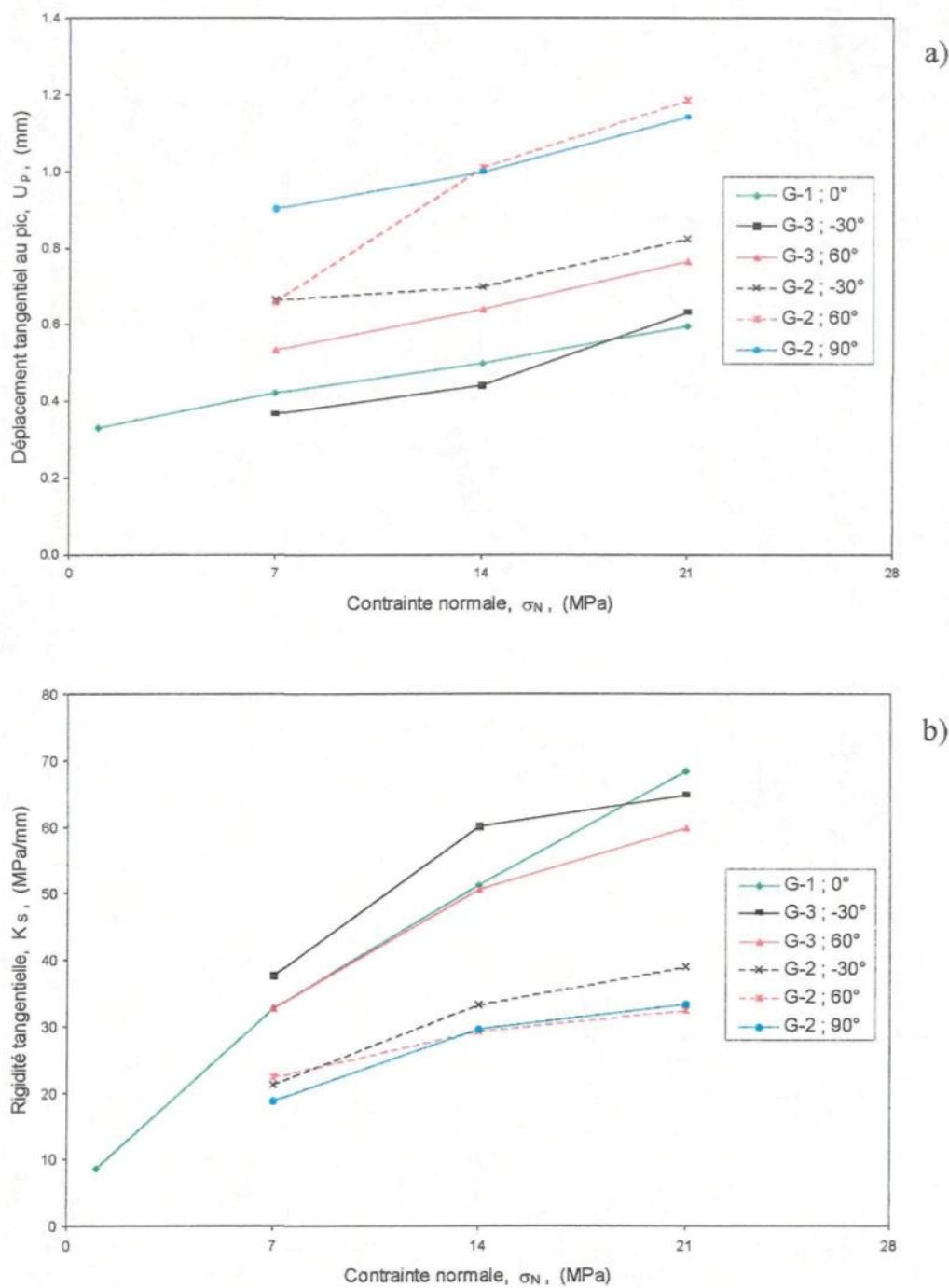


Figure 7.11 : a) Déplacement tangentiel au pic ( $U_p$ ) et b) rigidité tangentielle ( $K_s$ ) en fonction de la contrainte normale ( $\sigma_N$ ). Valeurs moyennes.

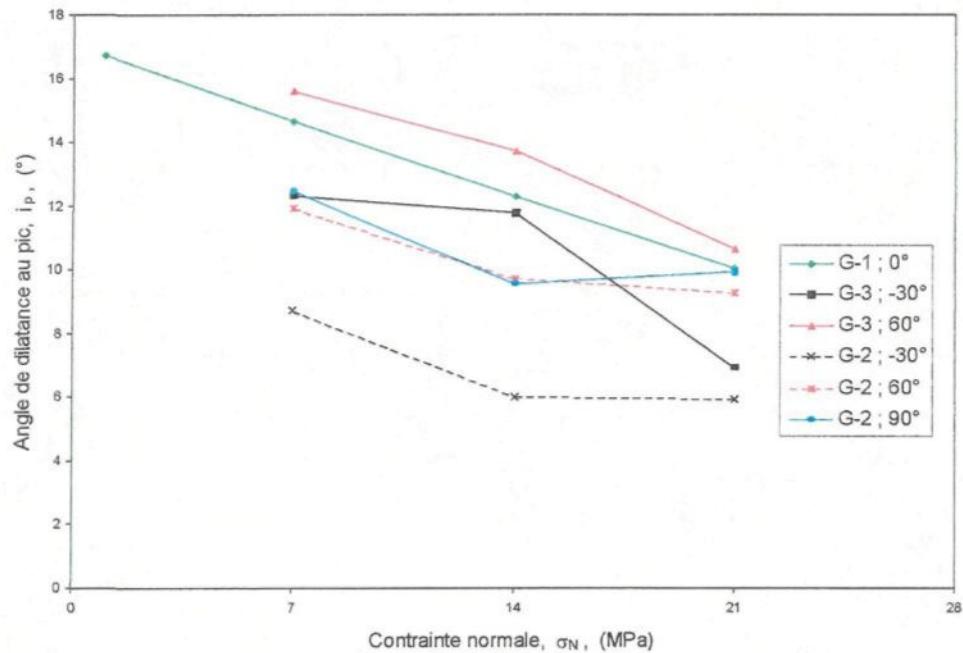


Figure 7.12 : Angle de dilatance au pic ( $i_p$ ) en fonction de la contrainte normale ( $\sigma_N$ ). Valeurs moyennes.

### 7.3 Analyse quantitative des résultats

Les valeurs moyennes utilisées dans les graphiques précédents, Figures 7.10 à 7.12, et les résultats des essais ayant servi à calculer ces valeurs moyennes sont présentées pour chaque direction de chaque groupe d'essais dans les Tableaux 7.1 à 7.4.

Les données présentées dans ces tableaux proviennent des fichiers des essais ou ont été calculées à partir des données de ces fichiers. Dans le cas du taux de dilatance au pic ( $\dot{v}$ ), et de l'angle de dilatance correspondant ( $i_p$ ), des mesures ont aussi été faites sur les graphiques des courbes expérimentales V - U. Ces mesures faites sur les courbes de dilatance permettent d'éviter les fluctuations artificielles de la dilatance causées par les variations de  $\tau$  induites par la centrale d'asservissement. Ainsi, les valeurs erronées, induites par les fluctuations artificielles, qui auraient pu être calculées à partir des fichiers peuvent donc être écartées si nécessaire. Les valeurs calculées et celles mesurées sur les

courbes (identifiées par " graphe " dans les tableaux) ont été utilisées dans les calculs des valeurs moyennes de  $\dot{v}$  et de  $i_p$ . De plus, dans quelques cas (Tableaux 7.2 et 7.3) l'angle de dilatance maximal observé sur les courbes ne coïncide pas avec le déplacement  $U_p$  mais à un déplacement légèrement inférieur. Ces angles de dilatance sont identifiés dans les tableaux par l'expression " *graphe MAX*" (il y en a quatre).

Essai	$\sigma_N$ (MPa)	$\tau_p$ (MPa)	$K_s$ (MPa/mm)	$U_p$ (mm)	$U$ arrêt	$\dot{v}$	$i_p$ ( $^{\circ}$ )	$\tau_r$ (MPa)
G3-1	1	1,77	8,72	0,334		0,3015	16,8	~1,1
A1	7		35,79		0,322			
B1	7	11,06	35,20	0,378	0,422	0,2632	14,7	
C1	7	9,98	27,93	0,446	0,969	0,2261	12,7	
G3-D1	7	10,17	31,26	0,457	2,0	0,2476	13,9	
E1	7	10,77	33,63	0,411	4,841	0,2771	15,5	6,3
Moyenne	7	10,50	32,76	0,423		0,2535	14,2	
A2	14		58,72		0,324			
B2	14	19,40	53,59	0,482	0,513	0,2173	12,3	
C2	14	19,23	55,51	0,475	1,178	0,20	11,3	
D2	14	18,34	51,58	0,521	2,039	0,2308	13,0	
2E2	14	18,30	50,45	0,566	4,976	0,2025	11,5	12,1
3E2	14	18,36	49,04	0,522	4,920	0,2488	14,0	11,9
4E2	14	17,76	39,59	0,553	2,763	0,2096	11,8	
G3-1E2	14	17,67	54,93	0,431	4,919	0,2174	12,3	11,16
G3-2E2	14	17,88	49,16	0,468	5,021	0,2202	12,4	10,73
Moyenne	14	18,37	51,40	0,502		0,2183	12,3	11,52
A3	21		61,94		0,345			
B3	21	23,78	68,44	0,557	0,569	0,1600	9,1	
C3	21	23,51	78,48	0,580	1,063	0,1778	10,1	
E3	21	25,45	65,08	0,660	5,0	0,1951	11,0	17
Moyenne	21	24,25	68,49	0,599	1,744	0,1776	10,1	

Tableau 7.1 : Résultats des essais G-1 (direction  $0^{\circ}$ ) et des essais G-3 réalisés dans la direction  $0^{\circ}$ .

Essai	$\sigma_N$ (MPa)	$\tau_p$ (MPa)	$K_s$ (MPa/mm)	$U_p$ (mm)	U arrêt	$\dot{v}$	$i_p$ ( $^{\circ}$ )	$\tau_r$ (MPa)
G3-30-E1	7	9,78	37,61	0,366	5,002	0,2227	12,6	6,0
graphe							12,1	
G3-30-E2	14	17,82	60,10	0,443	5,038	0,2105	11,9	10,51
graphe							11,7	
G3-30-E3	21	22,86	64,77	0,633	5,023	0,1198	6,8	15,70
graphe							7,0	
G3-60-E1	7	11,41	32,84	0,536	5,034	0,2857	16,0	7,4
graphe							15,3	
G3-60-B2	14	19,96	49,65	0,676	0,740	0,2719	15,2	
graphe							14,0	
G3-60-C2	14	19,62	51,52	0,638	2,523	0,2258	12,7	
graphe							12,5	
graphe MAX							15,4	
G3-60-E2	14	20,37	50,91	0,617	4,995	0,2615	14,7	13,52
graphe							13,4	
graphe MAX							17,8	
Moyenne	14	19,98	50,69	0,644	2,753	0,2531	13,7	
G3-60-B3	21	25,97	53,98	0,796	1,007	0,2018	11,4	
graphe							11,3	
G3-60-C3	21	25,86	65,53	0,705	2,73	0,1852	10,5	
graphe							10,4	
G3-60-E3	21	26,0	60,25	0,801	5,014	0,1717	9,7	19
graphe							10,8	
graphe MAX							11,3	
Moyenne	21	25,94	59,92	0,767	2,917	0,1862	10,7	

Tableau 7.2 : Résultats des essais G-3 (directions  $-30^{\circ}$  et  $+60^{\circ}$ ).

Essai	$\sigma_N$ (MPa)	$\tau_p$ (MPa)	$K_s$ (MPa/mm)	$U_p$ (mm)	U arrêt	$\dot{v}$	$i_p$ ( $^{\circ}$ )	$\tau_r$ (MPa)
G2-30-B1	7	8,47	24,13	0,535	0,590	0,1714	9,7	
graphe						0,1507	8,6	
G2-30-C1	7							
G2-30-E1	7	8,40	22,46	0,714	5,022	0,1300	7,4	6,32
graphe						0,1369	7,8	
G2-30-F1	7	8,35	17,42	0,753	8,968	0,1692	9,6	6,23 (U=5)
graphe						0,1620	9,2	5,5 (U=9)
Moyenne	7	8,41	21,34	0,667		0,1534	8,7	6,28
G2-30-B2	14	13,88	32,96	0,669	~0,669 (>)	0,1082	6,2	
graphe						0,1155	6,6	
G2-30-C2	14	15,16	34,36	0,759	2,469	0,1081	6,2	
graphe						0,1041	5,9	
G2-30-E2	14	14,88	32,68	0,674	4,886	0,0925	5,3	11
graphe						0,1041	5,9	
Moyenne	14	14,64	33,33	0,701		0,1054	6,0	
G2-30-B3	21	20,88	39,70	0,794	0,794	0,1410	8,0	
graphe						0,1453	8,3	
G2-30-C3	21	20,94	40,17	0,903	2,228	0,1013	5,8	
graphe						0,0933	5,3	
G2-30-E3	21	19,61	36,82	0,779	4,980	0,0700	4,0	15,36
graphe						0,0650	3,7	
graphe MAX						0,1202	6,9	
Moyenne	21	20,48	38,90	0,825		0,1027	5,9	

Tableau 7.3 : Résultats des essais G-2 réalisés dans la direction  $-30^{\circ}$ .

Essai	$\sigma_N$ (MPa)	$\tau_p$ (MPa)	$K_s$ (MPa/mm)	$U_p$ (mm)	U arrêt	$\dot{v}$	$i_p$ ( $^{\circ}$ )	$\tau_r$ (MPa)
G2-60-B1	7	10,0	23,22	0,629	0,683	0,2170	12,2	
graphe						0,2281	12,9	
G2-60-C1	7	9,59	21,52	0,641	2,053	0,2018	11,4	
graphe						0,1972	11,2	
G2-60-E1	7	10,39	22,46	0,716	4,931	0,2156	12,2	7,7
graphe						0,2108	11,9	
Moyenne	7	9,99	22,40	0,662		0,2118	12,0	
G2-60-B2	14	17,14	30,29	0,907	1,013	0,1509	8,6	
graphe						0,1739	9,9	
G2-60-C2	14	17,45	32,85	0,947	2,440	0,1951	11,0	
graphe						0,1865	10,6	
G2-60-E2	14	17,35	24,81	1,179	4,933	0,1698	9,6	14,34
graphe						0,1535	8,7	
Moyenne	14	17,31	29,32	1,011		0,1716	9,7	
G2-60-B3	21	22,04	36,80	1,125	1,157	0,1428	8,1	
graphe						0,1375	7,8	
G2-60-C3	21	24,71	26,64	1,178	2,775	0,1905	10,8	
graphe						0,1931	10,9	
G2-60-E3	21	22,82	34,19	1,259	4,989	0,1636	9,9	20,7
graphe						0,1563	8,9	
Moyenne	21	23,19	32,54	1,187		0,1640	9,4	

Tableau 7.4 : Résultats des essais G-2 réalisés dans la direction +60°.

Essai	$\sigma_N$ (MPa)	$\tau_p$ (MPa)	$K_s$ (MPa/mm)	$U_p$ (mm)	$U$ arrêt	$\dot{v}$	$i_p$ ( $^{\circ}$ )	$\tau_r$ (MPa)
G2-90-B1	7	9,79	18,86	0,881	0,985	0,1896	10,7	
graphe						0,1931	10,9	
G2-90-C1	7	10,54	20,16	0,787	1,357	0,2547	14,3	
graphe						0,2470	13,9	
G2-90-E1	7	9,82	17,83	1,047	4,989	0,2098	11,9	7,91
graphe						0,2108	11,9	
G2-90-F1	7							
graphe						0,2470	13,9	
Moyenne	7	10,05	18,95	0,905		0,2217	12,5	
G2-90-B2	14	16,87	31,53	1,120	1,181	0,1437	8,2	
graphe						0,1563	8,9	
G2-90-C2	14	18,89	28,61	0,952	2,149	0,2089	11,8	
graphe						0,2071	11,7	
G2-90-E2	14	18,21	28,97	0,929	5,021	0,1429	8,1	14,64
graphe						0,1535	8,7	
Moyenne	14	17,99	29,70	1,0		0,1687	9,6	
G2-90-B3	21	24,76	32,80	1,191	1,245	0,1604	9,1	
graphe						0,1620	9,2	
G2-90-C3	21	27,15	36,51	1,097	2,847	0,1953	11,1	
graphe						0,1931	10,9	
G2-90-E3	21	26,05	31,0	1,142	4,973	0,1656	9,4	20,75
graphe						0,1801	10,2	
Moyenne	21	25,99	33,44	1,143		0,1761	10,0	

Tableau 7.5 : Résultats des essais G-2 réalisés dans la direction +90°.

## CHAPITRE 8

### MODÉLISATION DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE DE LA FRACTURE DANS LA ZONE PRÉ-PIC ET AU PIC : PHASES I, II ET III. ESSAIS À CONTRAINTE NORMALE CONSTANTE

#### 8.1 Notions et commentaires généraux

##### 8.1.1 Brefs rappels

Du point de vue hydro-mécanique, la principale caractéristique d'une fracture rocheuse naturelle est d'être constituée de deux surfaces irrégulières non parfaitement parallèles et donc partiellement en contact. Ces surfaces sont elles-mêmes constituées d'aspérités et de vallées délimitées par un certain nombre de facettes plus ou moins abruptes. De plus, des structures morphologiques de diverses échelles peuvent se superposer (§ 2.1). La distribution statistique de l'inclinaison des facettes (c.-à-d. l'angularité, § 2.1) varie d'une fracture à l'autre et la dilatance, qui compte pour une grande partie de la résistance en cisaillement des fractures, est contrôlée par l'inclinaison des facettes d'aspérité. Le non-parallélisme des surfaces, induit par divers processus physico-chimiques en action lors et/ou depuis la genèse de la fracture, résulte en une aire de contact qui n'est qu'une fraction seulement de l'aire totale. Le reste est occupé par les vides, et dans certains cas par un matériau de remplissage. De plus, la proportion de l'aire en contact est aussi fonction du niveau de la contrainte normale.

La grande variabilité de l'inclinaison des facettes dans une distribution statistique des angularités, les différents types de distribution statistique des inclinaisons possibles et les différentes proportions d'aire de contact possibles, et variables en fonction de la contrainte normale, sont autant de facteurs caractéristiques aux fractures naturelles très difficilement quantifiables et compliquant grandement la modélisation du comportement

des fractures naturelles.

Mais à défaut de pouvoir quantifier l'influence de ces facteurs expérimentalement sur des surfaces naturelles, Hopkins (1995 et 1992) et Hopkins et al. (1990) montrent leur influence à l'aide de simulations numériques. Ces simulations numériques sont réalisées avec un modèle analytique qui, pour des conditions de déplacement tangentiel et normal aux frontières données, détermine les forces normale et tangentielle à chaque point de contact selon une technique de minimisation d'énergie. Les aspérités sont modélisées par des disques et leur déformation est calculée à partir de la compression élastique des disques. De plus, ces simulations ne prennent pas en compte l'inclinaison des facettes mais seulement les hauteurs et les surfaces en contact.

Les résultats de ces simulations montrent que la rigidité normale ( $K_n$ ), la résistance en cisaillement et la rupture ne dépendent pas seulement de la proportion d'aire de contact, mais également de la dimension et de la géométrie spatiale des aspérités, et de la distribution de la hauteur des aspérités :

- à cause des interactions mécaniques, les contraintes normale et tangentielle sont différentes pour chaque aspérité, même si elles ont les mêmes dimensions ;
- les contraintes les plus élevées sont localisées aux aspérités isolées, et les plus basses aux aspérités au centre d'amas où les interactions mécaniques sont les plus élevées, c.-à-d. que les aspérités environnantes causent le déplacement au centre de l'amas, de sorte que la force nécessaire pour satisfaire les conditions de déplacement aux "frontières" sont les plus faibles à cet endroit ;
- les aspérités isolées et les petits amas sont les derniers à céder car même si les contraintes tangentielles y sont très élevées, les contraintes normales y sont aussi élevées ;

- en général, les aspérités les plus hautes supportent les contraintes normales les plus élevées, rendant ces points de contact relativement résistants en cisaillement.

Ainsi les contraintes normale et tangentielle ne sont pas uniformes, mais dépendent de la dimension des aspérités et de la géométrie des points de contact. Il en résulte une rupture progressive initiée aux points de contact de contrainte normale faible et progressant à mesure que la contrainte tangentielle est redistribuée des aspérités cisaillées aux points de contact avoisinants (Hopkins, 1995 et 1992). Mais dans la réalité la rupture dépend aussi de l'angularité des facettes en fonction du niveau de contrainte normale.

Malgré l'influence des facteurs énumérés précédemment, aucun modèle de résistance au pic, et/ou aucune équation de la dilatance développés jusqu'à présent, ne tient compte de ces facteurs dans leur formulation. Aussi, au cours de ce chapitre nous tenterons d'actualiser les formulations courantes et/ou d'en développer de nouvelles en incorporant certains des facteurs jugés importants tels par exemple : l'aire de contact au pic et la distribution statistique de l'inclinaison des aspérités 3D ou 2D.

### **8.1.2 Comparaison des résultats expérimentaux aux résistances prédictes par les modèles LADAR et JRC-JCS de Barton**

Les modèles LADAR (§ 3.2.3) et LADAR modifié (Saeb, 1990 ; § 3.2.3.1) apparaissent comme les modèles les plus adéquats (§ 3.2.5) pour prédire la résistance des fractures en cisaillement (au pic), en regard de leur formulation tenant compte du frottement, de la dilatance et du cisaillement des aspérités, mais sous réserve de certaines modifications afin de considérer la morphologie particulière des surfaces naturelles. De plus le paramètre de "désenchevêtrement" ( $\eta$ ) proposé par Ladanyi et Archambault (1969, § Annexe 2) peut être adapté pour tenir compte de l'aire de contact des fractures naturelles. On a vu à la section 3.2.3.1 que les modèles LADAR et LADAR modifié produisent pratiquement les mêmes résultats.

La Figure 8.1 montre les résistances moyennes de la fracture accompagnées de

courbes des modèles LADAR ( $i_o = 10^\circ, 15^\circ$  et  $20^\circ$ ,  $\phi_\mu = 37,4^\circ$  (§ 4.2.2) et  $\eta = 1$ ) et du modèle JRC-JCS (§ 3.2.4). Certaines constatations sont évidentes :

- les courbes tracées avec le modèle LADAR (Ladanyi et Archambault, 1970) avec  $i_o = 15^\circ$  et  $20^\circ$  (courbes (2) et (3)) sont valables dans les directions  $0^\circ$  et  $60^\circ$  respectivement (Figure 8.1a). Dans la direction  $-30^\circ$ ,  $i_o$  compris entre  $10^\circ$  et  $15^\circ$  parvient à modéliser la résistance jusqu'à  $\sigma_N = 14$  MPa. Au-delà de  $\sigma_N = 14$  MPa, la résistance expérimentale semble augmenter beaucoup moins rapidement avec la contrainte normale que ce que prévoit le modèle dans la direction  $-30^\circ$  ;
- la courbe tracée avec le modèle LADAR où le critère de Griffith (Jaeger et Cook, 1979) est utilisé en remplacement de celui de Fairhurst (Fairhurst, 1964) dans la composante  $S_4$  (courbe (4), Figure 8.1a) se rabat trop rapidement vers la droite de frottement de base (pas tracée) pour bien représenter les résultats expérimentaux, particulièrement lorsque  $i_o > 15^\circ$  ;
- entre  $\sigma_N = 0$  et 1 MPa, la résistance calculée avec le modèle LADAR varie très peu quand  $i_o$  est compris dans l'intervalle  $10^\circ - 20^\circ$  ;
- aucune des courbes tracées avec le modèle JRC-JCS (§ 3.2.4) n'est valable dans l'intervalle de contrainte normale des essais de cisaillement (Figure 8.1b). Ces courbes ont été calculées avec  $JRC = 8,5, 14$  et  $20$ .  $JRC = 8,5$  a été obtenu à partir des profils de rugosité de la direction  $0^\circ$  alors que  $JRC = 20$  est la borne supérieure de ce coefficient. Une seule des trois courbes se rapproche de certains résultats expérimentaux. Il s'agit de la courbe pour  $JRC = 20$  comparée à la résistance dans la direction  $0^\circ$  dans l'intervalle de contrainte normale compris entre 7 et 14 MPa alors que  $JRC = 20 \gg 8,5$ . Les deux autres courbes sont peut-être valables pour  $\sigma_N < 1$  MPa, mais nos résultats expérimentaux ne permettent pas de le confirmer.

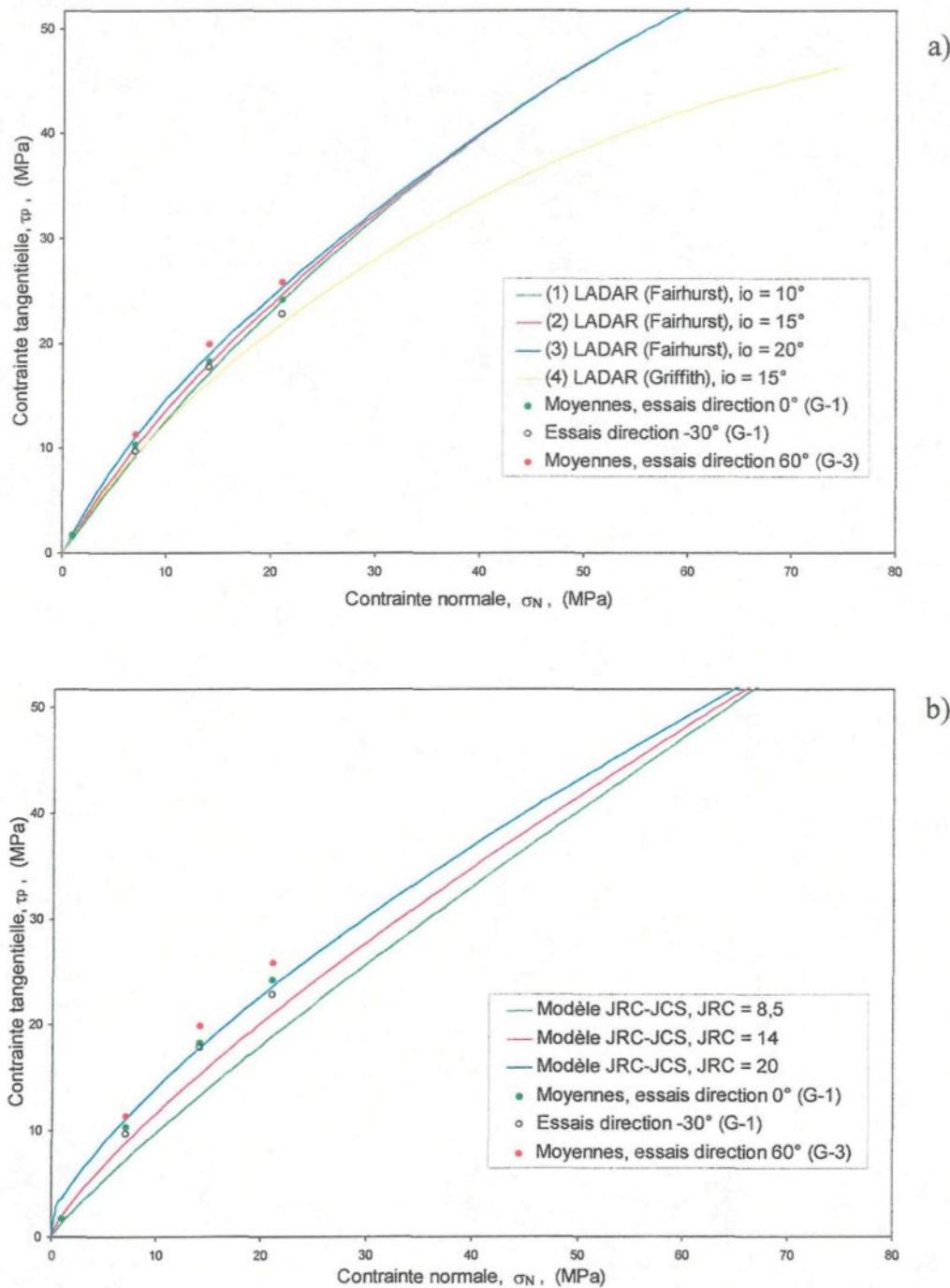


Figure 8.1 : Courbes enveloppes comparées aux résultats expérimentaux ( $\tau_p$ ) moyens des directions  $0^\circ$ ,  $-30^\circ$  et  $+60^\circ$  (essais G-1 et G-3). a) Modèle LADAR utilisant le critère de Fairhurst ( $i_o = 10^\circ$ ,  $15^\circ$  et  $20^\circ$ ) ou le critère de Griffith ( $i_o = 15^\circ$ ). b) Modèle JRC-JCS empirique ( $JRC = 8,5$ ,  $14$  et  $20$  ;  $\phi_r = 37,4^\circ$ ).

Suite à ces observations, le modèle JRC-JCS ne sera pas retenu pour modéliser la résistance au pic des surfaces irrégulières naturelles. Nous utiliserons plutôt le modèle LADAR auquel nous proposerons certaines modifications, particulièrement pour la modélisation de la relation  $i_p - \sigma_N$ .

Il est reconnu que les ruptures dans les talus rocheux sont précédées de déformations internes créant une diminution graduelle de l'emboîtement des blocs le long de la surface de rupture potentielle. Pour tenir compte de ce phénomène, Ladanyi et Archambault (1970) ont proposé un paramètre de "désenchevêtrement" applicable aux cas des massifs rocheux partiellement désenchevêtres. Or dans ce chapitre nous verrons que ce paramètre de désenchevêtrement peut être utilisé pour tenir compte de l'aire des vides présente dans les fractures rocheuses naturelles. Le nouveau paramètre utilisé dans les différentes équations du modèle LADAR, permettra de tenir compte de la faible aire de contact dans le calcul du taux de dilatance, de l'aire des aspérités cisaillées et finalement de la résistance de la fracture en fonction du niveau de contrainte normale appliquée.

### **8.1.3 Détermination d'une valeur pour la contrainte de transition ( $\sigma_T$ )**

La contrainte de transition est nommée ainsi puisqu'elle indique la transition entre les comportements fragile et ductile de la roche avec l'augmentation de la contrainte de confinement. Une explication physique au phénomène de la transition fragile – ductile suggère qu'à un niveau de contrainte de confinement suffisamment élevé, la résistance en cisaillement d'une faille devient éventuellement aussi élevée que la contrainte requise pour développer la faille à travers la roche intacte. Alors, dans ce cas, il n'y a pas de chute de contrainte après la formation de la faille.

Dans l'étude des fractures rocheuses en cisaillement, la contrainte de transition est importante puisque les quelques résultats d'essais faits à contrainte normale très élevée montrent que les deux paramètres  $a_s$  et  $\dot{v}$  ont les tendances suivantes à la contrainte de transition :  $a_s \rightarrow 1$  et  $\dot{v} \rightarrow 0$ .

Mogi (1966) et Byerlee (1968) ont réalisé plusieurs observations expérimentales afin de déterminer la contrainte de transition pour différents types de roche. Ils montrent que la valeur de  $\sigma_T$  peut être obtenue à partir du point d'intersection entre les courbes enveloppes de la roche intacte et d'une surface irrégulière. Pour la courbe enveloppe de la surface irrégulière, Mogi propose une ligne droite passant par l'origine avec une pente de  $\sim 39^\circ$  alors que Byerlee utilise une relation non-linéaire.

Barton (1976) a scruté les résultats de Byerlee et trouve raisonnable de conclure que la résistance à la contrainte de transition est déterminée par la relation :

$$\phi_t = \phi_b + 2i_p \quad (8.1)$$

Il estime par ailleurs que l'angle de dilatance à la transition est de l'ordre de  $1 - 3^\circ$ . Si on utilise la valeur  $i_p = 0,8^\circ$  en combinaison avec la valeur expérimentale  $\phi_b = 37,4^\circ$  pour le mortier Trafix (Chapitre 4), on obtient  $\phi_t = 39^\circ$  qui est égal à l'angle approximatif de la droite proposée par Mogi (1966).

Goodman (1989) remplace  $\sigma_T$  par  $C_o$  qui ont des valeurs généralement assez rapprochées. De plus, contrairement à la courbe enveloppe complète de la roche intacte, la valeur de  $C_o$  est généralement mesurée dans n'importe quelle étude en mécanique des roches ce qui rend son utilisation fort attrayante. Mais le remplacement de  $\sigma_T$  par  $C_o$  n'a aucun fondement théorique.

Au cours de cette étude, aucun essai de compression n'a été réalisé avec une contrainte de confinement différente de zéro. La courbe enveloppe du matériau intact doit donc être calculée approximativement avec le critère de Fairhurst (Fairhurst, 1964). L'intersection de cette courbe avec une droite de pente de  $39^\circ$  donne une contrainte de transition de 69 MPa.

La valeur obtenue ci-haut est voisine de celle de  $C_0$  (74,6 MPa § 4.2.2) et son exactitude ne repose que sur un critère de rupture empirique dont on ne sait pas s'il est vraiment représentatif du mortier utilisé, particulièrement aux contraintes normales élevées. Il y a donc, là aussi, une incertitude.

Donc, compte tenu de cette incertitude, nous avons choisi d'utiliser la valeur de  $C_0$  pour  $\sigma_T$ , tel que proposé par Goodman (1989). Cette valeur,  $\sigma_T = C_0 = 74,6 \text{ MPa}$ , sera utilisée dans les calculs requis au cours de la présente étude. À noter cependant, que cette valeur n'est pertinente que pour modéliser les essais des groupes G-1 et G-3 faits avec les échantillons des séries S-1 et S-3. Les essais du groupe G-2 ne sont pas utilisés pour modéliser la résistance au pic car la résistance de la surface des épontes des échantillons S-2 est inconnue.

## **8.2 Comportement de la fracture dans les phases pré-pic (phases I et II)**

### **8.2.1 Pré-phase de chargement normal**

Avant d'aborder le comportement de la fracture dans les phases I et II, il importe de discuter de l'état de la fracture avant ces phases, c.-à-d. au cours de la pré-phase de chargement normal.

L'application d'une contrainte normale sur une fracture naturelle induit la fermeture partielle de cette dernière. Certaines relations contrainte–fermeture ont été proposées pour définir le comportement de la fracture soumise à un chargement normal.

Cependant, la fermeture induite par l'application de la contrainte normale engendre une diminution de l'aire de la surface correspondant aux vides ( $A_v$ ) et donc une augmentation de l'aire de contact ( $A_c$ ) entre les deux épontes.

Aucune mesure de l'aire de contact n'a été effectuée dans le cadre de cette étude, malheureusement. Toutefois, Gentier (1987) présente des résultats de mesure de la proportion d'aire de contact pour sept niveaux de contrainte normale ( $\sigma_N = 1,3$  à 66,4 MPa). Ces mesures ont été réalisées à l'aide d'un film plastique de 15 à 20  $\mu\text{m}$  d'épaisseur tendu entre les deux épontes de la fracture. L'éprouvette est ensuite mise en charge à un niveau de contrainte donné. À la décharge, le film est remplacé par un film intact et l'expérience est reprise pour un autre niveau de contrainte normale. Une série d'empreinte est ainsi obtenue pour six éprouvettes. La présence de zones en contact se traduit par un écrasement et un étirement du film plastique qui provoquent des modifications de ses propriétés optiques. Toutefois les zones écrasées et étirées du film plastique ne correspondent pas seulement aux zones en contact car elles incluent également les endroits où l'ouverture est inférieure à l'épaisseur (15-20  $\mu\text{m}$ ) du film plastique. Cette méthode conduit donc à un majorant de l'aire de contact et de ce fait l'aire mesurée ne correspond pas exactement à l'aire en contact.

Les résultats de Gentier (1987), dont les échantillons proviennent de la même fracture que l'échantillon original utilisé dans la présente étude, peuvent être utilisés dans le présent chapitre si on admet certaines hypothèses. D'abord nous considérons que la morphologie des surfaces de l'échantillon utilisé dans cette étude est statistiquement semblable à celle des surfaces étudiées par Gentier. De plus, nous faisons l'hypothèse que suite à l'application d'une contrainte normale les différences de comportement mécanique entre les échantillons en granite de Gentier (1987) et nos répliques en mortier sont négligeables.

Ces essais sont en quelque sorte des essais de déformabilité normale sans déplacement tangentiel (sauf élastique). Puisque  $U = 0$ , les aires de contact mesurées correspondent donc aux conditions initiales de la fracture avant cisaillement.

Les mesures de la proportion d'aire de contact initiale ( $a_{co} = A_{co}/A$ ), transformées en proportion de l'aire des vides ( $a_{vo} = A_{vo}/A = 1 - a_{co}$ ), pour trois des six éprouvettes, sont

présentées à la Figure 8.2. L'aire des vides initiale varie entre 70%, aux contraintes faibles, et 30%, aux contraintes élevées. Les résultats montrent une assez grande dispersion de  $a_{vo}$ , et donc de  $a_{co}$ , particulièrement aux contraintes normales élevées. Une courbe est ajustée et son équation est la suivante :

$$a_{vo} = 0,7 - 0,39 \tanh(0,11\sigma_N) \quad (8.2)$$

Cette équation sera utilisée dans les calculs nécessitant une estimation de  $a_{vo}$  en fonction de la contrainte normale. Il s'agit d'une équation empirique déduite à partir et pour une fracture dans le granite de Guéret. Elle n'est probablement pas applicable à d'autres fractures sans modification des constantes empiriques au préalable.

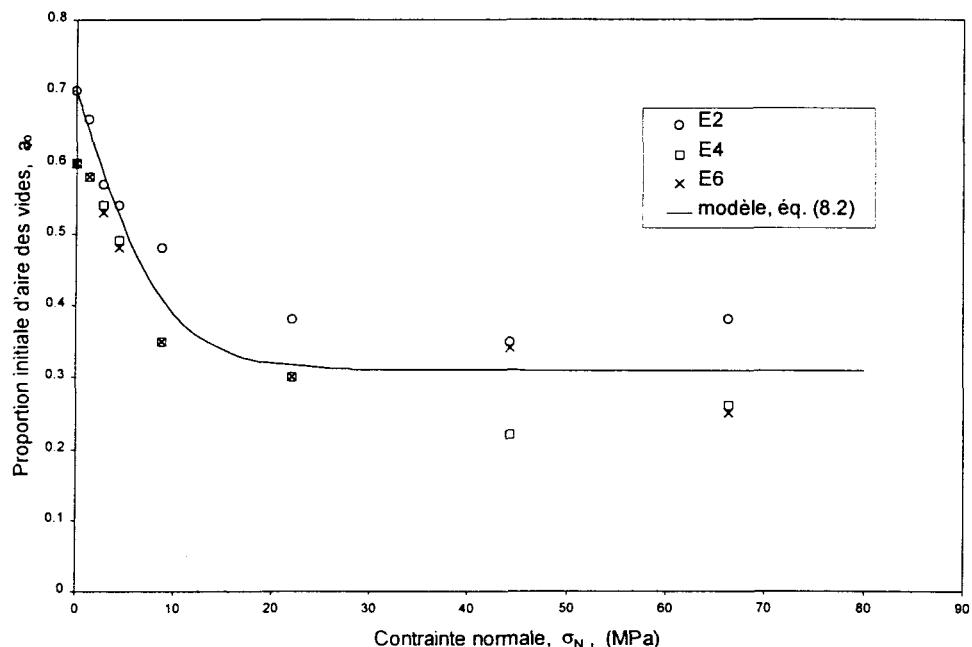


Figure 8.2 : Proportion initiale de la surface projetée correspondant aux vides ( $a_{vo}$ ) en fonction de la contrainte normale pour trois éprouvettes provenant du granite de Guéret (données expérimentales de Gentier, 1987).

### 8.2.2 Comportement de la fracture dans la phase I

La phase I correspond à la portion linéaire initiale de la courbe  $\tau - U$  (Figure 7.8). Cette phase, caractérisée par la mobilisation élastique de la contrainte de cisaillement en frottement, résulte en un accroissement de l'aire de contact réelle jusqu'à ce que le glissement soit imminent (début de la phase II). L'accroissement de la force de cisaillement donne lieu à un transfert des contraintes du côté des pentes positives des aspérités et est accompagné de la déformation des aspérités.

La pente de la courbe  $\tau - U$  dans la phase I nous donne la valeur de la rigidité en cisaillement ( $K_s$ ). Cette rigidité, mesurée dans la portion élastique de la déformation, est proportionnelle au niveau de la contrainte normale (§ 7.2 et § 7.3). Or les propriétés élastiques du matériau demeurent constantes. Le comportement de la fracture dans la phase I est donc dépendant d'au moins une autre propriété du matériau ou de la fracture variant avec le niveau de la contrainte normale.

Jing et al. (1992) ont aussi observé l'augmentation de  $K_s$  avec  $\sigma_N$ . Ils soupçonnent que cette augmentation soit due à l'accroissement de l'aire de contact avec l'augmentation de la contrainte normale. Le degré d'enchevêtrement (« interlocking ») entre les deux épontes s'accroît lorsque l'aire de contact augmente avec l'augmentation de la contrainte normale. Aussi, une force en cisaillement supplémentaire est nécessaire pour vaincre la résistance des aspérités, et la rigidité en cisaillement est alors plus élevée (Jing et al., 1992). Mais puisqu'il n'y a pas d'endommagement dans cette phase du cisaillement, la force tangentielle supplémentaire est employée pour déformer un plus grand nombre d'aspérités dont la partie déformée est plus grande (à cause d'une plus grande surface de contact).

La fermeture de la fracture, la proportion de la surface projetée correspondant aux vides ( $a_{vo}$ ), et donc la proportion de la surface en contact ( $a_{co}$ ), sont fonction du niveau de la contrainte normale. Les concentrations de contraintes aux points de contact sont donc dépendantes du niveau de contrainte normale appliquée sur la surface totale projetée ( $\sigma_N$ ).

La contrainte normale moyenne réelle appliquée sur les aspérités en contact au cours de la phase I est donc :

$$\sigma_{Nco} = \frac{\sigma_N}{a_{co}} \quad (8.3)$$

Pour étudier l'influence des concentrations de contraintes (dues aux vides) sur  $K_s$ , les valeurs de  $K_s$  ont été normalisées par la contrainte normale moyenne apparente ( $\sigma_N$ ) et par la contrainte normale moyenne réelle appliquée sur les aspérités ( $\sigma_{Nco}$ ). Les résultats sont présentés en fonction de  $\sigma_N$  à la Figure 8.3.

La Figure 8.3a montre une diminution du ratio  $K_s/\sigma_N$  avec l'augmentation de  $\sigma_N$ . De plus, cette diminution est beaucoup plus importante dans l'intervalle  $1 \text{ MPa} < \sigma_N < 7 \text{ MPa}$ . Toutefois, la Figure 8.3b montre que la ratio  $K_s/a_{co}\sigma_N$  est maintenant presque indépendant de  $\sigma_N$ , même pour  $\sigma_N$  compris entre 1 et 7 MPa, et ce peu importe la groupe d'essais et la direction de cisaillement.

Les graphiques de la Figure 8.3 montrent donc l'effet des vides et de leur variation en fonction de  $\sigma_N$  sur les valeurs expérimentales de  $K_s$ .

Quelques hypothèses sont proposées pour expliquer la petite variation du ratio  $K_s/a_{co}\sigma_N$  en fonction du niveau de contrainte normale : 1) la formule utilisée pour calculer  $a_{co}$  ( $a_{co} = 1 - a_{vo}$  et éq. (8.2)), développée à partir des résultats de Gentier (1987), n'est certainement pas parfaite et peut donc induire une petite erreur, 2) la variabilité des résultats expérimentaux ( $a_{co}$  et  $K_s$ ) et l'interprétation de ceux-ci peuvent introduire une petite erreur, et 3) la contrainte  $\sigma_{Nco}$  est une contrainte moyenne aux points de contact alors que dans la réalité  $\sigma_{Nco}$  n'a pas la même grandeur à tous les points de contact (Hopkins, 1995 et 1992, et Hopkins et al., 1990 ; § 8.1.1).

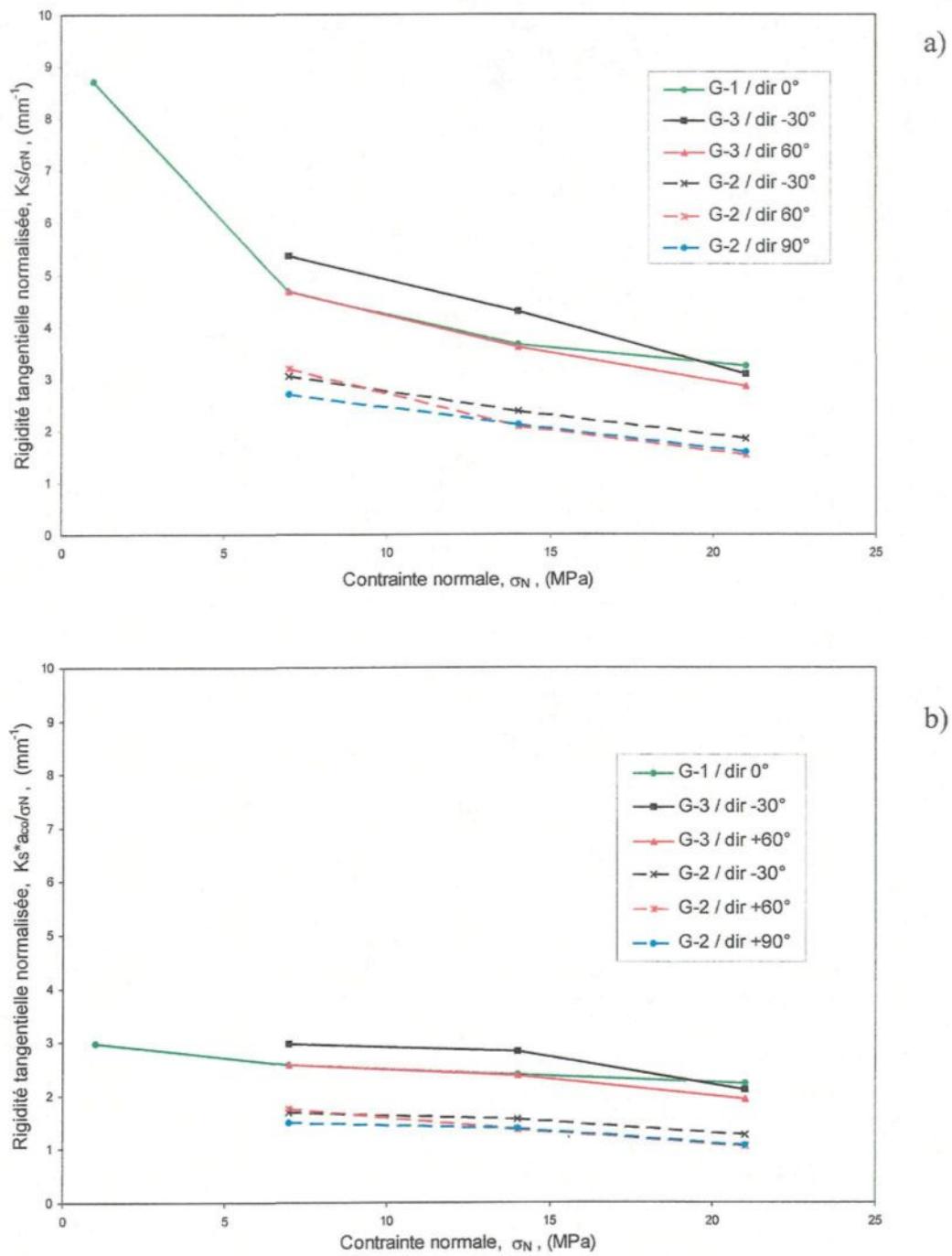


Figure 8.3 : Rigidité tangentielle normalisée par  $\sigma_N$  (a) et par  $\sigma_{Nco}$  (b) en fonction de la contrainte normale ( $\sigma_N$ ).

### **8.2.3 Comportement de la fracture dans la phase II**

La phase II est associée à la portion non-linéaire de la courbe  $\tau - U$  située juste avant le pic de la résistance (Figure 7.8). Le déplacement tangentiel initié au début de cette phase est accompagné d'une augmentation progressive du taux de dilatance, après que les deux épontes se soient correctement calées l'une contre l'autre au cours de la phase I, en fonction du niveau de contrainte normale appliquée. Le déplacement tangentiel relatif des deux épontes entraîne également une diminution de l'aire de contact ( $a_c$ ).

L'augmentation progressive du taux de dilatance est faite selon un processus de sélection des angularités qui dépend de la distribution statistique des angles positifs de facette (c.-à-d. les facettes sollicitées lors du cisaillement) dans la direction de cisaillement et de la contrainte normale appliquée. Ce processus de sélection des angularités est décrit à la section 8.3.1. Avec les essais A1, A2 et A3 du groupe 1 ( $U_A \approx 0,33$  mm), nous avons observé que jusqu'au milieu de la phase II très peu d'aspérités sont endommagées.

Les effets combinés et progressifs de l'augmentation de la dilatance, du cisaillement de quelques rares aspérités et de la diminution de l'aire de contact ( $a_c$ ) contribuent à la forme non-linéaire de la courbe  $\tau - U$  au cours de cette phase.

### **8.2.4 Proposition d'une équation empirique pour décrire la relation $\tau - U$ au cours des phases I et II**

Dans cette section, nous développerons une équation empirique exprimant la relation  $\tau - U$  au cours des phases I et II, donc avant le pic de résistance. Ce développement, inspiré des travaux de Rudnicki (1984), est fait en fonction de certains résultats expérimentaux présentés au Chapitre 7.

Pour modéliser la résistance dans le cas de la propagation d'une zone de fractures concentrée dans une roche soumise à un effort tangentiel, Rudnicki (1984) utilise le module

de rigidité en cisaillement ( $G$ ) de la roche dans la portion linéaire initiale de la courbe  $\tau - U$  et l'équation d'une parabole pour les phases II, III et IV (pour la réponse drainée).

Pour simplifier, et puisqu'il s'agit d'une approche empirique, donc sans véritable fondement théorique, nous utilisons l'équation de la parabole pour les phases I et II même si cela résulte en une relation qui n'est pas tout à fait linéaire dans la phase I. L'équation d'une parabole concave vers le bas dans le plan  $\tau - U$  dont le sommet est  $(U_p, \tau_p)$  est la suivante :

$$-4a(\tau - \tau_p) = (U - U_p)^2 \quad (8.4)$$

c'est-à-dire

$$\tau = \tau_p - \frac{1}{4a}(U - U_p)^2 \quad (8.5)$$

L'utilisation de la parabole dans la phase I implique la condition :  $\tau = 0$  à  $U = 0$  d'où :

$$a = \frac{U_p^2}{4\tau_p} \quad (8.6)$$

Après transformation, l'équation de la résistance (phases I et II) devient :

$$\tau = \tau_p - \frac{\tau_p}{U_p^2}(U - U_p)^2 , \quad 0 \leq U \leq U_p \quad (8.7)$$

Dans l'éq. (8.7), les paramètres  $U_p$  et  $\tau_p$  peuvent être mesurés expérimentalement ou calculés. Pour le calcul de  $\tau_p$ , un des modèles existants ou le modèle LADAR adapté aux

surfaces irrégulières (§ 8.3.6) peut être utilisé. Il n'y a cependant pas de modèle pour  $U_p$ , toutefois  $U_p$  peut être modélisé empiriquement à partir des résultats présentés au Chapitre 7.

Le graphique de la Figure 7.11a met en évidence trois relations  $U_p - \sigma_N$  linéaires presque parallèles. Les trois autres relations non linéaires ont cependant une portion à peu près parallèle aux relations linéaires. Sur ces courbes, les points empêchant d'avoir une relation linéaire s'expliquent facilement si on considère que 1) sur la courbe G-3 ; -30° : un seul essai est disponible pour chaque point, donc la non reproductibilité exacte des conditions d'essais est à l'origine de l'éloignement du point à  $\sigma_N = 21$  MPa, 2) sur les courbes G-2 ; -30° et G-2 ; 60° : les points divergeants (à  $\sigma_N = 7$  MPa) proviennent de courbes où le pic de résistance n'est pas bien défini (Figure 7.5a et Figure 7.6a). En tenant compte de ces considérations, la Figure 7.11a permet les observations suivantes essentielles à la modélisation :  $U_p$  varie en fonction de la morphologie des épontes,  $U_p$  augmente avec la diminution de la résistance des épontes et  $U_p$  est directement proportionnelle à  $\sigma_N$  (relation linéaire).

La droite de régression de chaque courbe est utilisée pour exprimer la relation  $U_p - \sigma_N$ . Les équations de ces droites sont données au Tableau 8.1, incluant trois équations calculées sans les points s'écartant de la relation linéaire (droites C, F et H). Les équations des droites de régression sont de type  $y = mx + b$ . Faute de valeur précise pour la résistance de la surface des échantillons S-2, et puisque les pentes et les ordonnées des droites de régression dépendent de la morphologie et de la résistance des épontes, il nous est impossible de modéliser précisément  $m$  et  $b$  et donc de modéliser  $U_p$ .

Par ailleurs nous croyons que des groupes d'essais supplémentaires, réalisés avec quelques séries d'échantillons dont la résistance serait connue et différente d'une série à l'autre, permettraient de poursuivre la modélisation de  $U_p$ . Les données actuelles, sous forme de droites de régression (Tableau 8.1), permettent déjà le calcul des ratios des paramètres  $m$  et  $b$  selon la direction et selon les différences de résistance des épontes (Tableau 8.2). Les données du Tableau 8.2 permettent les observations suivantes.

Essais	Équation de la droite de régression	Numéro
G-1 ; 0°	$U_p = 0,0130\sigma_N + 0,3245$	A
G-3 ; -30° sans la donnée à $\sigma_N = 21 \text{ MPa}$	$U_p = 0,0191\sigma_N + 0,2137$	B
	$U_p = 0,0110\sigma_N + 0,2890$	C
G-3 ; 60°	$U_p = 0,0165\sigma_N + 0,4177$	D
G-2 ; -30° sans la donnée à $\sigma_N = 7 \text{ MPa}$	$U_p = 0,0113\sigma_N + 0,5731$	E
	$U_p = 0,0178\sigma_N + 0,4513$	F
G-2 ; 60° sans la donnée à $\sigma_N = 7 \text{ MPa}$	$U_p = 0,0375\sigma_N + 0,4281$	G
	$U_p = 0,0252\sigma_N + 0,6583$	H
G-2 ; 90°	$U_p = 0,0170\sigma_N + 0,7779$	I

Tableau 8.1 : Équations des droites de régression des courbes de la Figure 7.11a.

Les données de la colonne (1) du Tableau 8.2, droites C, D, F et H, montrent l'influence de la résistance des épontes : les ratios des coefficients m et b ( $m(G-2)/m(G-3)$  et  $b(G-2)/b(G-3)$ ) sont quasi égaux entre eux et entre les directions  $-30^\circ$  et  $60^\circ$  mais ils sont différents de " 1 ". Ces ratios, plus grands que " 1 ", montrent que  $U_p$  est plus grand pour les essais G-2 que pour les essais G-3.

Les données des colonnes (2) à (4) du Tableau 8.2 montrent l'influence de la morphologie des épontes sur m et b. Les ratios de la colonne (2), droites A, B et C, comparent les données des directions  $-30^\circ$  et  $60^\circ$  à celles de la direction  $0^\circ$  : alors que la résistance des épontes demeure constante, les ratios de m et de b demeurent constants entre eux mais varient selon la direction qui est comparée à la direction  $0^\circ$ .

Les ratios de la colonne (3) comparent les valeurs de m et de b de la direction  $-30^\circ$  à celles de la direction  $60^\circ$ . Les ratios obtenus, différents de " 1 ", montrent encore une fois l'influence de la morphologie : les coefficients m et b sont supérieurs dans la direction  $60^\circ$ . Ces ratios ne dépendent que de la morphologie puisque les valeurs obtenues pour les essais G-2 (droites F et H) concordent à celles des essais G-3 (droites C et D).

Les ratios de la colonne (4) se comportent différemment de ceux des autres colonnes puisque différents entre eux.

Finalement, il semble que l'influence de la morphologie des épontes sur  $U_p$  pourrait être décrite quantitativement à l'aide d'un paramètre morphologique dont les ratios calculés entre différentes directions seraient égaux à ceux des colonnes (2), (3) et (4) du Tableau 8.2.

Courbe	Dir.	Paramètre	Valeur	Ratio			
				G-2 / G-3	0°/direction	-30° / 60°	-30° / 90°
				(1)	(2)	(3)	(4)
A	0°	m	0,0130		1		
		b	0,3245		1		
C	-30°	m	0,0110		1,182		
		b	0,2890		1,223		
D	60°	m	0,0165		0,788	0,667	
		b	0,4177		0,777	0,692	
F	-30°	m	0,0178	1,618			
		b	0,4513	1,562			
H	60°	m	0,0252	1,527		0,706	
		b	0,6583	1,576		0,686	
I	90°	m	0,0170				1,047
		b	0,7779				0,580

Tableau 8.2 : Ratios m/m et b/b montrant l'influence de la résistance (colonne (1)) et de la morphologie des épontes (colonnes (2), (3) et (4)) sur la pente (m) et l'ordonnée (b) des droites de régression.

Mais à défaut de réussir à modéliser quantitativement  $U_p$ , les équations des droites de régression du Tableau 8.2 ont été utilisées conjointement à l'éq. (8.7) pour estimer la résistance dans les phases I et II. Les courbes calculées sont comparées aux données expérimentales à la Figure 8.4. Le numéro de courbe utilisée pour calculer  $U_p$  est inscrit dans la légende. On constate que l'équation parabolique (8.7) réussit à bien modéliser la courbe expérimentale. À noter que les valeurs expérimentales de  $\tau_p$  sont utilisées dans les calculs et que les différences entre les courbes théoriques et expérimentales sont amplifiées

par l'échelle de l'axe horizontal des graphiques.

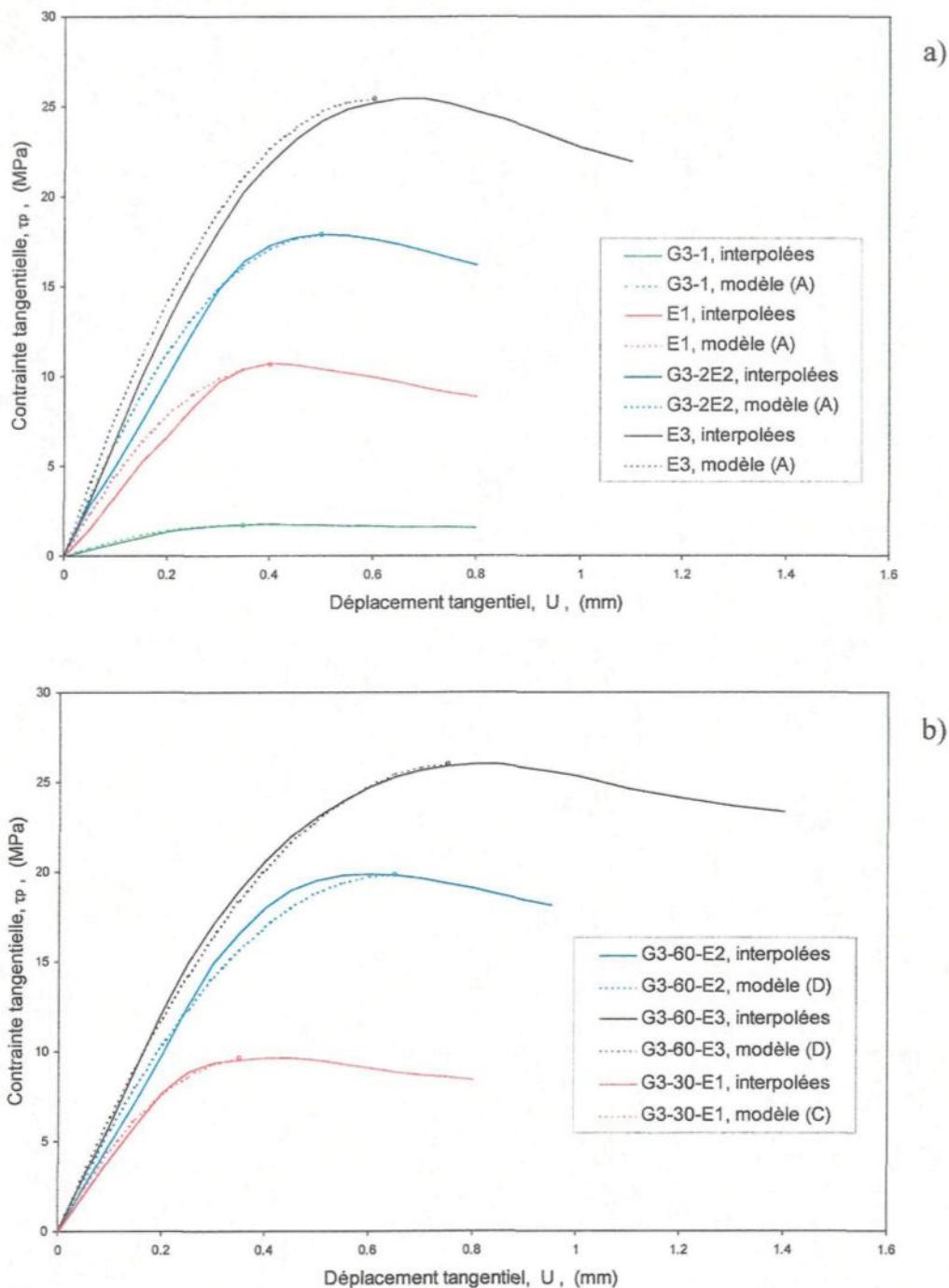


Figure 8.4 : Approximation de la résistance dans les phases I et II à partir de l'équation d'une parabole et comparaison des résultats à certaines données expérimentales.

## 8.3 Comportement de la fracture au pic (phase III)

### 8.3.1 Notions générales sur le comportement de la fracture au pic

La phase III du comportement de la fracture en cisaillement est limitée à la zone où se produit le pic de la résistance (Figure 7.8). L'augmentation du taux de dilatance entrepris à la phase II atteint généralement sa valeur maximale au pic. Le glissement en dilatance est accompagné simultanément de l'endommagement d'un certain nombre d'aspérités et du développement d'un plus grand volume de vides.

Au pic, les proportions de la surface réparties entre les zones de contact (en frottement et en cisaillement), les zones de vides et les zones en contact où il y a endommagement des aspérités sont respectivement notées :  $a_{cp}$ ,  $a_{vp}$  et  $a_{csp}$ .

Le taux de dilatance, et donc l'angle de dilatance, dépendent de deux facteurs "internes" : la morphologie des épontes (angularité) et la résistance des épontes, et d'un facteur "externe" : le niveau de contrainte normale. Le couplage entre la morphologie et le niveau de contrainte normale, menant à un angle de dilatance donné, est fait selon un processus de sélection des angularités résumé dans les lignes suivantes.

Sous un niveau de contrainte normale donné ( $\sigma_{Nb}$ , Figure 8.5) les aspérités dont l'inclinaison est comprise dans un intervalle angulaire restreint, mais fonction de la distribution statistique, sont mobilisées en frottement et leur inclinaison (pente positive) contrôle le taux ou l'angle de dilatance. Les aspérités dont l'inclinaison est supérieure à l'intervalle des aspérités en frottement, et qui sont en contact, sont déformées et fracturées pour de très petits déplacements en cisaillement et ont un comportement en frottement par la suite. Les aspérités dont l'inclinaison est inférieure à l'intervalle des aspérités en frottement participent au développement des zones de vide (nouvelles zones ou agrandissement des zones initiales) par la séparation des deux surfaces et le taux

d'accroissement des vides est proportionnel au taux de dilatance.

Le processus de sélection des angularités de la distribution statistique est fait par la contrainte normale normalisée tel qu'illustré à la Figure 8.5 où toutes les courbes sont hypothétiques. La courbe de  $\sigma_N/C_0 = f(i_p)$  de la Figure 8.5 est en relation avec la densité de probabilité de l'inclinaison des facettes ( $f(\theta_3)$ ) des épontes dans la direction de cisaillement ; la fonction utilisée pour  $f(\theta_3) = \sigma_N/C_0 = f(i_p)$  dépend du type de la distribution statistique de l'angularité, qui elle dépend de la présence ou non de structures morphologiques de différentes échelles.

Le développement de différentes fonctions théoriques  $\sigma_N/C_0 = f(i_p)$ , représentatives des données expérimentales de l'angle de dilatance, est présenté aux sections 8.3.4 à 8.3.6.

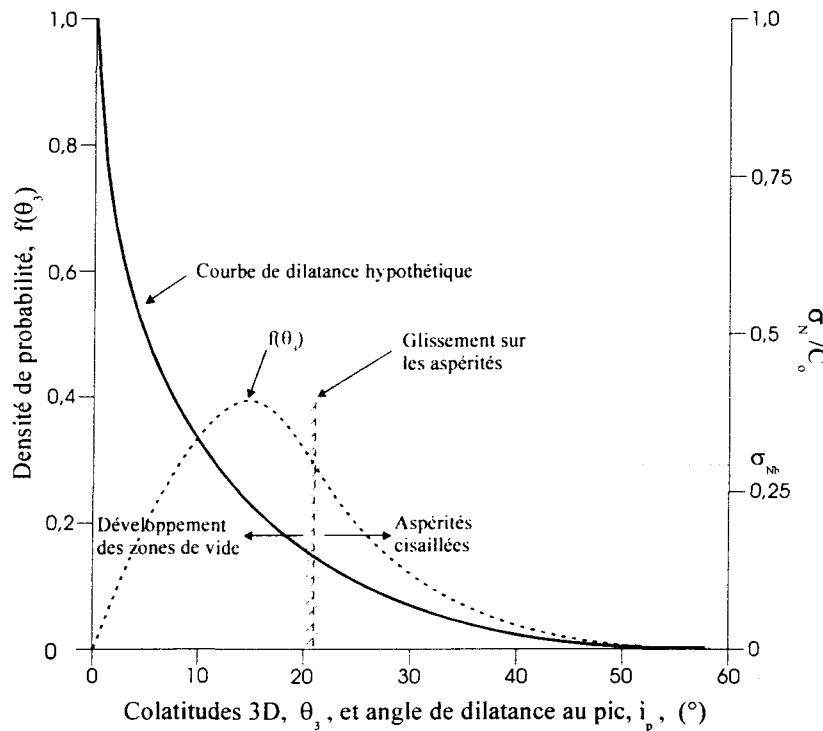


Figure 8.5 : Relation hypothétique entre la contrainte normale normalisée ( $\sigma_N/C_0$ ) et la distribution statistique des angularités 3D (d'après Archambault et al., 1996a et b).

### 8.3.2 Aires de contact et des vides au pic (phase III)

Pour expliquer la différence entre leur modèle et certains résultats expérimentaux, Ladanyi et Archambault (1970) proposent le paramètre de désenchevêtrement  $\eta$  (Figure A2.1) :

$$\eta = 1 - \frac{\Delta x}{\Delta L} \quad (8.8)$$

Ce paramètre, développé pour les surfaces en dents de scies, peut être utilisé pour développer une relation pour la proportion de l'aire projetée en contact au pic ( $a_{cp}$ ) en fonction du niveau de la contrainte normale ( $\sigma_N$ ) et de l'aire projetée des vides initiale ( $a_{vo}$ ) valable pour les surfaces irrégulières. La formulation proposée est :

$$a_{cp} = 1 - a_{vo} \quad (8.9)$$

où  $a_{vo}$  est calculé à l'aide de l'éq. (8.2). Cette équation néglige cependant les effets opposés d'accroissement de contact (« junction growth », § 7.2) à la phase I et de diminution des contacts suite au glissement lors de la phase II (§ 7.2 et § 8.2.3) qui sont difficilement quantifiables. Aussi, l'éq. (8.9) est indépendante de la direction.

### 8.3.3 Modélisation de la portion de la surface affectée par le cisaillement des aspérités au pic

Dans le modèle LADAR, la proportion de la surface totale projetée où il y a cisaillement des aspérités est donnée par :

$$a_s = \frac{A_s}{A} \quad (8.10)$$

Cette portion de la surface varie dans l'intervalle compris entre  $a_s = 0$  (quand  $\sigma_N = 0$ ) et  $a_s = 1$  (quand  $\sigma_N = \sigma_T$ ) en supposant l'aire initiale des vides nulle. Dans les cas de désenchevêtrement,  $a_s$  est définie comme suit dans le modèle LADAR :

$$a_s = \frac{A_s}{A_t} = \frac{A_s}{\eta A} \quad (8.11)$$

où  $A_t$  est l'aire " vraie " où s'appliquent les contraintes, c.-à-d. où il y a contact.

Or cette notation peut porter à confusion dans l'étude des surfaces naturelles irrégulières où  $a_s$  est toujours inférieure à l'unité à cause des vides. Pour éliminer cette ambiguïté, nous adopterons la notation suivante dans le reste de cette étude :

$$A_{cp} = A_{cfp} + A_{csp} \quad (8.12)$$

où  $A_{cp}$  : est l'aire de contact au pic ;

$A_{cfp}$  : est l'aire de contact au pic où il y a frottement ;

$A_{csp}$  : est l'aire de contact au pic où il y a cisaillement, c.-à-d. endommagement des aspérités.

En terme de proportion de la surface de contact (et non de la surface totale), l'éq. (8.12) devient :

$$\frac{A_{cp}}{A_{cp}} = \frac{A_{cfp}}{A_{cp}} + \frac{A_{csp}}{A_{cp}} = a_{cfp} + a_{csp} = 1 \quad (8.13)$$

et

$$a_{csp} = 1 - a_{csp} \quad (8.14)$$

Les équations (8.12) à (8.14) ne concernent que les zones en contact.

Puisque les forces normales et tangentielles totales ne sont réparties qu'aux points de contact ( $a_{csp}$  et  $a_{csp}$ ), la résistance au pic est donc fonction de la portion  $a_{csp}$ , et  $a_{csp}$  peut donc être utilisée en remplacement de  $a_s$  dans le modèle LADAR. La valeur de  $a_{csp}$  est comprise dans l'intervalle :  $a_{csp} = 0$  (quand  $\sigma_N = 0$ ) à  $a_{csp} = 1$  (quand  $\sigma_N = a_{cp} * \sigma_T$ ).

La modélisation d'une équation pour  $a_{csp}$  s'est faite à partir de l'équation empirique de  $a_s$  proposée par Ladanyi et Archambault (1980) en fonction de la proportion des aires cisaillées  $a_s$  et  $a_{csp}$  pour  $U = U_p \approx 0,5$  mm et pour  $U = U_C = 1$  mm dans la direction  $0^\circ$ . La proportion  $a_s$  ( $A_s/A$ ) a été évaluée à partir de la quantification de la portion de surface endommagée (zones cisaillées) suite aux essais de cisaillement G-1 à partir d'une analyse d'images faite à partir de photographies des épontes endommagées. Les valeurs de  $a_s$  ainsi mesurées sont présentées au Tableau 8.3. Les valeurs de  $a_{csp}$  correspondantes, calculées avec  $a_{csp} = a_s/a_{cp}$ , sont également données au Tableau 8.3.

À  $U = U_p$ , les valeurs calculées de  $a_{csp}$  diminuent avec l'augmentation de  $\sigma_N$  (Tableau 8.3) puisque les valeurs de  $a_s$  mesurées sont relativement constantes et que  $a_{cp}$  augmente avec  $\sigma_N$ . Cette diminution de  $a_{csp}$  est contraire à ce qui était attendu intuitivement mais peut être attribuable à de petites erreurs expérimentales et/ou de mesure : puisque  $a_s$  est si faible à ce niveau de contrainte normale, il suffit que l'essai soit arrêté juste un peu trop tôt ou trop tard pour modifier  $a_s$ . De plus, les mesures de  $a_s$  faites par analyse d'images à différents niveaux de gris ne permettent pas, pour différentes raisons, de mesurer ou détecter certaines zones dégradées trop petites et/ou dont le contraste de couleur avec les zones intactes est trop faible. Les résultats utilisés sont toutefois représentatifs du faible endommagement des aspérités observé sur les échantillons. L'utilisation des mesures correspondantes au déplacement  $U = 1$  mm permet d'avoir des valeurs de  $a_{csp}$  " maximales " utiles pour la modélisation.

L'équation empirique proposée pour modéliser  $a_{csp}$  est :

$$a_{csp} = \begin{cases} \left( \frac{\sigma_N}{a_{cp} \sigma_T} \right)^{k_1} & , \text{ si } \sigma_N \leq a_{cp} \sigma_T \\ 1 & , \text{ si } \sigma_N > a_{cp} \sigma_T \end{cases} \quad (8.15)$$

et correspond à celle de Ladanyi et Archambault (1980) pour  $a_s$ . Les valeurs de  $a_{csp}$ , déduites à partir des données expérimentales, comparées aux courbes de l'éq. (8.15) (Figure 8.6) ont permis de déterminer  $k_1 = 2$ . Avec  $k_1 = 2$ , la variation de  $a_{csp}$  est moins rapide qu'avec  $k_1 = 4$  et peut-être plus réaliste.

$\sigma_N$	$U = U_p \cong 0,5 \text{ mm}$			$U = U_C = 1 \text{ mm}$		
	$a_{cp}$	$a_s$	$a_{csp}$	$a_{cp}^*$	$a_s$	$a_{csC}$
7	0,4412	0,014	0,032	0,4412	0,037	0,0839
14	0,5446	0,014	0,026	-	-	-
21	0,5713	0,010	0,018	0,5713	0,114	0,1995

Tableau 8.3 : Proportion de l'aire de contact correspondant aux points endommagés pour  $U = U_p$  et  $U_C \cong 1 \text{ mm}$  après cisaillement dans la direction  $0^\circ$  (essais G-1).  
 \*  $a_{cp}$  est utilisé même si ce n'est pas conforme à la réalité.

Comme l'éq. (8.9) pour  $a_{cp}$ , l'équation (8.15) ne prévoit pas de modification selon la direction de cisaillement, donc selon la morphologie initiale. L'état actuel de nos données expérimentales ne nous permet pas d'élaborer davantage l'éq. (8.15).

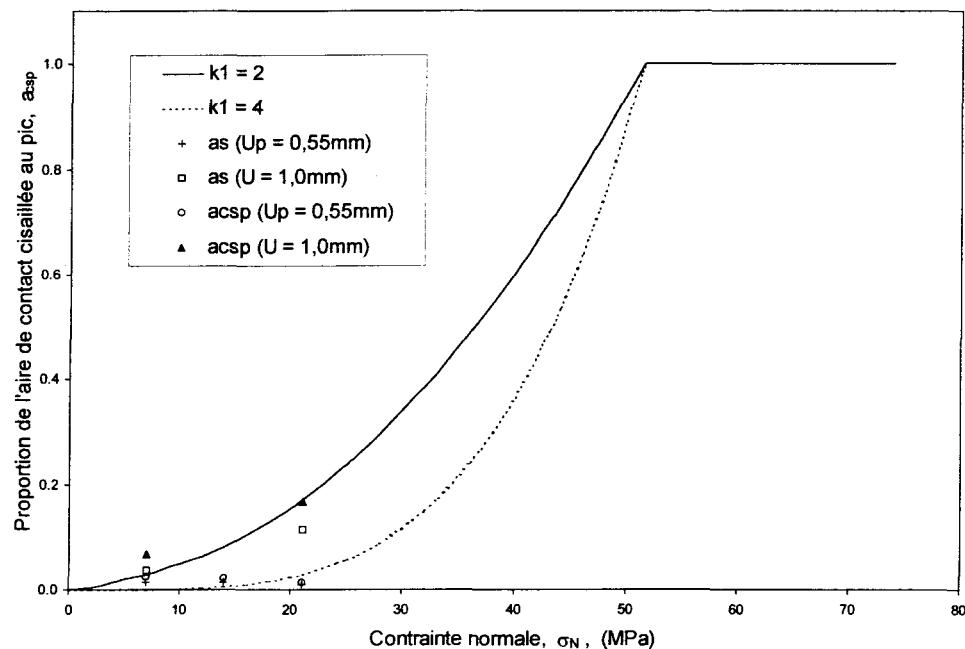


Figure 8.6 :  $a_{csp}$  en fonction de la contrainte normale calculée avec l'éq. (8.15) pour différentes valeurs du paramètre  $k_1$ . Les données expérimentales (Tableau 8.3) sont également présentées.

### 8.3.4 Modélisation de l'angle et du taux de dilatance au pic selon Ladanyi et Archambault (1970, 1972 et 1980)

L'élaboration d'une équation pour l'angle de dilatance au pic ( $i_p$ ) est reconnue depuis longtemps comme une étape critique dans le développement de tout modèle de résistance en cisaillement des fractures rocheuses à cause de l'importante contribution de la dilatance à la résistance en cisaillement. D'ailleurs, l'équation déterminant  $i_p$  en fonction de la contrainte normale est le critère majeur dans l'évaluation de la qualité des nouveaux critères de rupture apparaissant parfois dans la littérature.

Dans la présente section, nous comparerons les valeurs prédites par les équations de Ladanyi et Archambault (1970, 1972 et 1980) aux résultats expérimentaux de la dilatance au pic dans les directions  $0^\circ$ ,  $-30^\circ$  et  $+60^\circ$  ( $\sigma_N = 7, 14$  et  $21 \text{ MPa}$ ; essais G-1 et G-3). À ces résultats s'ajoute celui de l'essai G3-1 (direction  $0^\circ$ ;  $\sigma_N = 1 \text{ MPa}$ ) et ceux d'une modélisation de la dilatance dans des conditions de contrainte normale nulle (Verreault,

2000).

La modélisation de la dilatance en fonction du déplacement tangentiel effectuée par Verreault (2000), lorsque  $\sigma_N = 0$ , est basée sur les travaux de Barton (1971) et ceux de Fecker et Rengers (1971). Les travaux de Fecker et Rengers sont résumés dans Goodman (1989, pp 166-169). La méthode de Verreault (2000) a été appliquée dans les quatre directions  $0^\circ$ ,  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  en utilisant les profils de rugosité de chacune des directions. La dilatance est calculée et mise en graphe à la Figure 8.7 avec un pas de déplacement tangentiel de 0,5 mm.

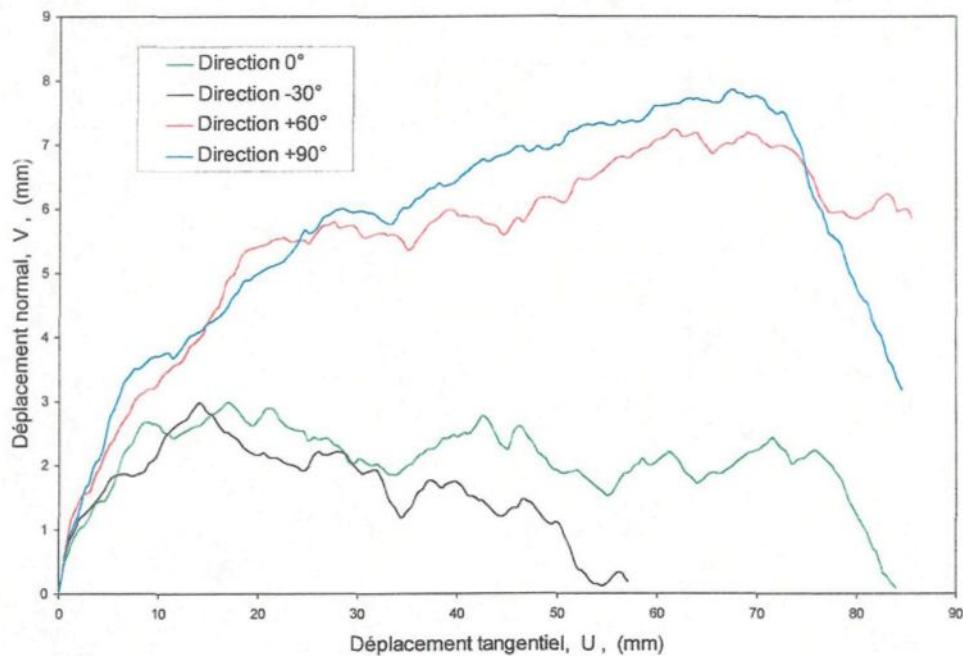


Figure 8.7 : Courbes de dilatance théoriques calculées dans les directions  $0^\circ$ ,  $-30^\circ$ ,  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  d'après les travaux de Verreault (2000) pour  $\sigma_N = 0$ .

De cette modélisation, nous avons calculé ce que serait l'angle de dilatance correspondant à la phase III si la contrainte normale était nulle. Cet angle est déduit de la pente calculée entre les déplacements  $U = 0$  et  $U = 1$  mm puisque le déplacement tangentiel au pic ( $U_p$ ) obtenu expérimentalement est compris dans l'intervalle 0 – 1 mm. Cet angle de dilatance est considéré représentatif des conditions de cisaillement sous contrainte normale

nulle ;  $i_p$  maximal est obtenu lorsque  $\sigma_N = 0$ . Aussi, cet angle de dilatance est noté  $i_{p\max}$ . Dû à la méthode de calcul, les valeurs de  $i_{p\max}$  calculées constituent néanmoins une borne inférieure pour  $i_p$  lorsque  $\sigma_N = 0$ . Les valeurs calculées sont présentées au Tableau 8.4.

Les angles de dilatance moyens (essais G-1 et G-3) et les valeurs  $i_{p\max}$  calculées sont mises en graphe à la Figure 8.8. Les valeurs  $i_{p\max}$  sont nettement supérieures aux  $i_p$  moyens mesurés entre  $\sigma_N = 1 \text{ MPa}$  et  $21 \text{ MPa}$  où la relation  $i_p - \sigma_N$  est apparemment linéaire. Les valeurs  $i_{p\max}$  impliquent donc une variation très rapide de la relation  $i_p - \sigma_N$  dans l'intervalle  $\sigma_N = 0$  à  $0,1\sigma_T$  (c.-à.-d. de 0 à 7 MPa). Ce comportement a déjà été observé et est documenté dans la littérature (Panet et al., 1976 ; Barton, 1971), il est donc important d'en tenir compte dans l'élaboration d'un modèle.

D'après les résultats expérimentaux obtenus au cours de cette étude et les concepts théoriques généralement admis, une équation valable pour différentes morphologies de surfaces irrégulières doit satisfaire les trois conditions suivantes : 1)  $i_p = i_o$  quand  $\sigma_N = 0$ , 2)  $i_p = 0$  quand  $\sigma_N \cong \eta\sigma_T \cong a_{cp}C_0$ , et 3) doit tenir compte de la variation rapide de  $i_p$  aux  $\sigma_N$  faibles. L'équation respectant ces conditions sera d'autant plus facile à utiliser que le paramètre morphologique utilisé pour  $i_o$  sera facile à calculer.

Dans leurs publications de 1970 et 1972, Ladanyi et Archambault proposent pour  $\dot{v}$  l'équation suivante applicable aux surfaces à morphologie régulière :

$$\dot{v} = \left(1 - \frac{\sigma_N}{\eta\sigma_T}\right)^{k_2} \tan i_o \quad (8.16)$$

où  $k_2$  est un coefficient empirique égal à 4. Dans le cas particulier des surfaces irrégulières, Ladanyi et Archambault (1980) proposent :

$$\dot{v} = \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_N}{\eta C_o} \right)^{0,25} \right]^{1,75} \tan i_o \quad (8.17)$$

avec  $i_o \approx 33^\circ$  déterminé empiriquement. La valeur  $i_o \approx 33^\circ$  est proche des valeurs de  $i_{pmax}$ .

En posant  $i_p = \arctan \dot{v}$ , l'angle de dilatance au pic calculé avec les équations (8.16) et (8.17) est comparé aux valeurs expérimentales dans les directions  $0^\circ$ ,  $-30^\circ$  et  $+60^\circ$  (Figure 8.8). Les deux possibilités  $\eta = 1$  (traits pointillés) et  $\eta = a_{cp}$  (traits pleins) sont présentées et dans le premier cas c'est spécifié dans la légende. Les résultats expérimentaux sont décrits au Chapitre 7. Les angles utilisés pour  $i_o$  avec l'éq. (8.16) sont les angles  $\theta_2(+)$  moyen,  $\theta_3$  moyen et  $i_{pmax}$  (Tableau 8.6). Avec l'éq. (8.17), la valeur  $i_o \approx 33^\circ$  a été utilisée tel que suggéré par Ladanyi et Archambault (1980). La valeur de  $C_o$  est utilisée pour la contrainte de transition.

Peu importe la valeur attribuée à  $i_o$ , l'éq. (8.16) ne s'accorde pas aux résultats expérimentaux.

Le modèle de l'éq. (8.17) avec  $i_o \approx 33^\circ$  (Figure 8.8, courbes (8)) semble bien modéliser  $i_p$  aux contraintes normales très faibles ( $\sigma_N < 1 \text{ MPa} \approx 0,01C_o$ ). Mais au-delà de  $\sigma_N = 0,01C_o$ , l'angle de dilatance au pic est largement sous-estimé, peu importe la direction.

Direction	$\theta_2 (+)$ moyen ( $^\circ$ ) **	$\theta_3$ moyen ( $^\circ$ ) **	$i_{pmax}$ ( $^\circ$ )
$0^\circ$	10,6	16,9	33,2
$-30^\circ$	10,7	17,6	37,8
$+60^\circ$	12,7	17,7	44,6
$+90^\circ$	12,8	18,2	40,6

Tableau 8.4 : Valeurs attribuées à  $i_o$  dans les équations (8.16) et (8.17) à la Figure 8.8.  
\*\* indique que la valeur utilisée est la moyenne des épontes A et B.

Par contre, en modifiant la valeur des exposants de l'éq. (8.17) comme suit : 0,2 au lieu de 0,25 et 0,7 au lieu de 1,75 , et en utilisant  $\eta = a_{cp}$  et  $i_o \approx 33^\circ$ , on obtient une relation

(éq. (8.18)) qui s'ajuste bien aux résultats expérimentaux. Mais dans les directions  $-30^\circ$  et  $60^\circ$ , les meilleurs ajustements sont obtenus avec  $i_o = 29^\circ$  et  $34^\circ$  respectivement (courbes (9), Figure 8.8). En plus d'être représentative des résultats expérimentaux, cette relation permet un changement de courbure très prononcé entre  $\sigma_N = 0$  et  $7 \text{ MPa}$  ( $\sim 0,1C_o$ ), et donne  $\dot{\nu} = 0$  lorsque  $\sigma_N = a_{cp}C_o$ . Toutefois cette équation induit une courbure peu réaliste aux contraintes normales élevées et n'est pas valable au-delà de  $\sigma_N = a_{cp}C_o$  (erreur de calcul). Cette courbure irréaliste n'a pas de conséquence très fâcheuse puisqu'aux  $\sigma_N$  élevées la composante de frottement et de dilatance du modèle LADAR tend vers zéro.

$$\dot{\nu} = \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_N}{\eta C_o} \right)^{0,2} \right]^{0,7} \tan i_o \quad (8.18)$$

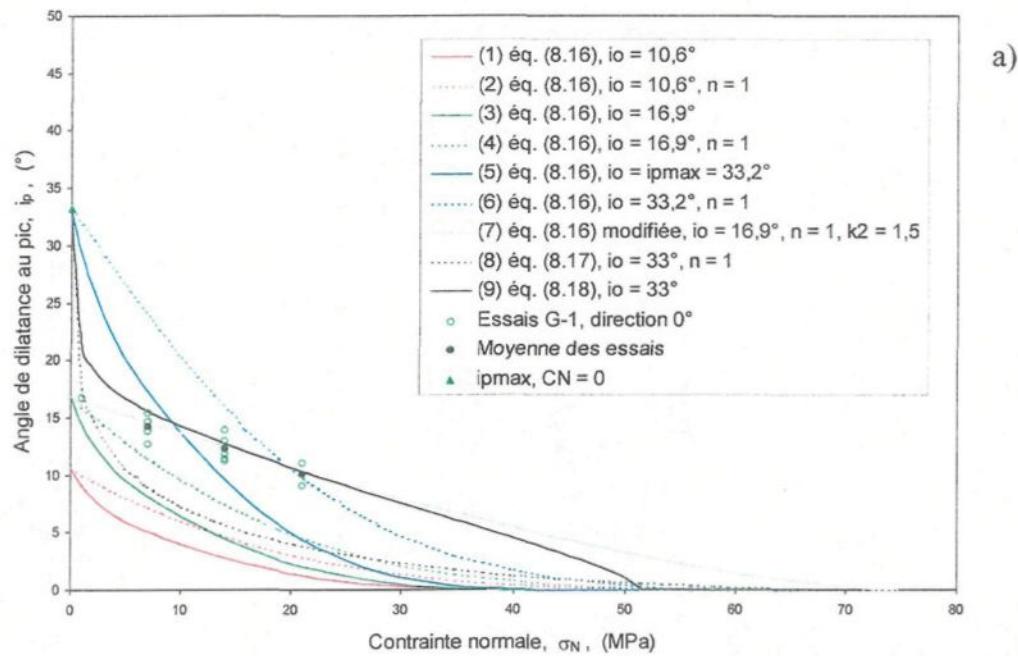


Figure 8.8

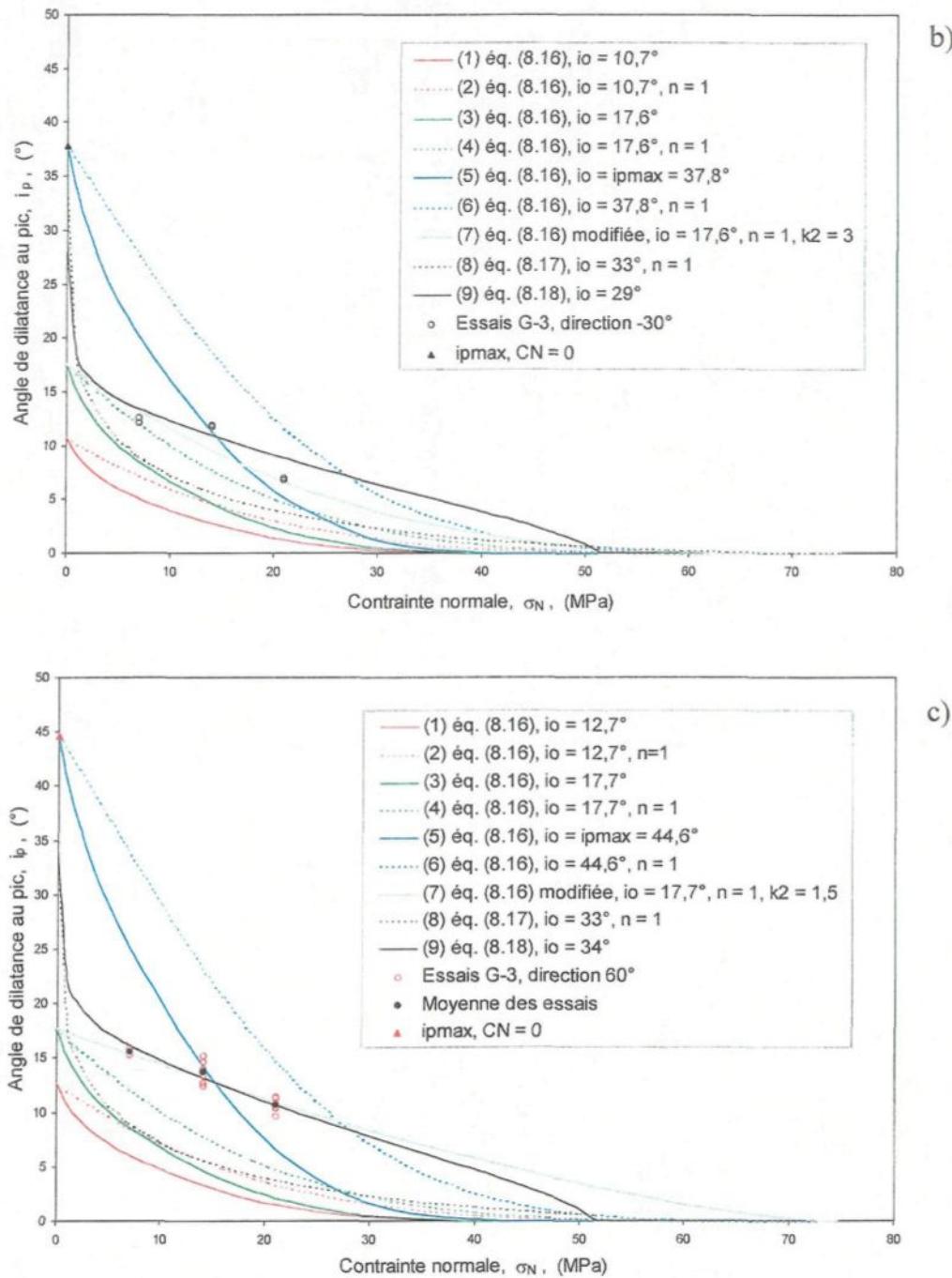


Figure 8.8 : Angle de dilatance au pic ( $i_p$ ) théorique calculé à partir des équations proposées par Ladanyi et Archambault (1970, 1972 et 1980) comparées aux valeurs expérimentales (essais G-1 et G-3). a) Direction 0°, b) direction -30° et c) direction +60°.

Cependant les résultats expérimentaux sont incomplets. Des données supplémentaires, acquises avec des répliques d'une surface naturelle, sont requises dans les intervalles de contrainte normale 0 à  $\sim 0,1\sigma_T$  et  $0,3\sigma_T$  à  $\sigma_T$  (ou  $0,3\sigma_T$  à  $a_{cp}\sigma_T$ ) afin de vérifier les hypothèses avancées.

On sait qu'aux contraintes normales très faibles,  $i_p$  change très rapidement selon  $\sigma_N$  (Panet et al., 1976, et Barton, 1971) mais il reste à confirmer la validité de  $i_{pmax}$  à  $\sigma_N = 0$  ainsi que celle de l'éq. (8.18) à ce niveau de contrainte normale puisque l'intervalle de contraintes de 0 à  $0,1\sigma_T$  est déterminant dans les travaux d'excavation exécutés près de la surface du sol.

De plus, le comportement de l'angle de dilatance aux contraintes élevées doit également être révisé en détail puisqu'il définit l'allure générale de la relation  $i_p - \sigma_N$ . La vérification expérimentale de l'hypothèse voulant que  $i_p = 0$  quand  $\sigma_N = a_{cp}\sigma_T$  doit être effectuée avec différentes morphologies et avec une relation  $a_{cp} - \sigma_N$  fiable.

L'équation (8.16) utilisée avec différentes valeurs pour  $i_o$ , et comparée aux résultats expérimentaux de cette étude et d'autres études (par exemple Barton, 1971), montre clairement que les valeurs moyennes des colatitudes 2D et 3D sont inadéquates pour modéliser  $\dot{v}$  aux contraintes normales très faibles (Figure 8.8). À ces niveaux de contrainte normale, la dilatance au pic semble plutôt contrôlée par les angles des facettes des classes angulaires supérieures.

Finalement, si la surface de fracture utilisée pour les nouveaux essais proposés comporte une structure morphologique de grandes dimensions, alors la surface des échantillons devrait être assez grande afin que l'inclinaison du plan moyen des échantillons ( $A_p$ ) soit nulle. Nous verrons à la section 8.3.6 la conséquence d'avoir  $A_p \neq 0^\circ$  et comment s'en affranchir.

### 8.3.5 Modélisation de l'angle de dilatance au pic à partir de la distribution statistique des angularités 3D et 2D

Au Chapitre 6, section 6.3.2, nous avons présenté les histogrammes des densités de probabilités des colatitudes 3D ( $\theta_3$ ) en classes de  $3^\circ$  et de  $6^\circ$  avec ajustement d'un modèle théorique aux distributions en classes de  $6^\circ$ . Ces ajustements ont permis d'obtenir les paramètres  $\kappa$  et  $\beta$  des modèles théoriques (distribution généralisée ; § 2.3.3.3) dans chacune des directions de cisaillement.

Ces paramètres  $\kappa$  et  $\beta$  avec l'équation de la distribution généralisée :

$$f(\theta_3) = \frac{e^{\kappa \cos^\beta \theta_3} \sin \theta_3 d\theta_3}{\int_0^1 e^{\kappa t^\beta} dt} \quad (8.19)$$

ont permis de calculer la fonction de répartition,  $F(\theta_3)$ , et la fonction de répartition décroissante (c.-à-d.  $P(\Theta_3 > \theta_3) = 1 - F(\theta_3)$ ) de la loi théorique généralisée avec un pas de  $0,5^\circ$  dans les quatre directions. Ces distributions de colatitudes 3D doivent toutefois être considérées avec grande prudence, particulièrement celles des directions  $-30^\circ$ ,  $60^\circ$  et  $90^\circ$ , puisque les surfaces des épontes de l'échantillon utilisé ne répondent pas aux critères d'application de la méthode de Scriven et Williams (1965, § 2.3.3.2).

À la Figure 8.9, nous avons reporté les valeurs de la contrainte  $\sigma_N$  normalisée par la résistance à la compression uniaxiale ( $C_0$ ) en fonction des angles de dilatance au pic ( $i_p$ ) en prenant d'une part les valeurs  $i_p$  expérimentales et d'autre part en les calculant à partir de l'éq. (8.18). Profitant que l'intervalle de définition de la contrainte  $\sigma_N$  normalisée est  $[0, 1]$ , nous avons placé sur le même graphique les fonctions de répartition décroissantes des valeurs de colatitude  $\theta_3$ . Ce travail a été réalisé pour chacune des trois directions retenues.

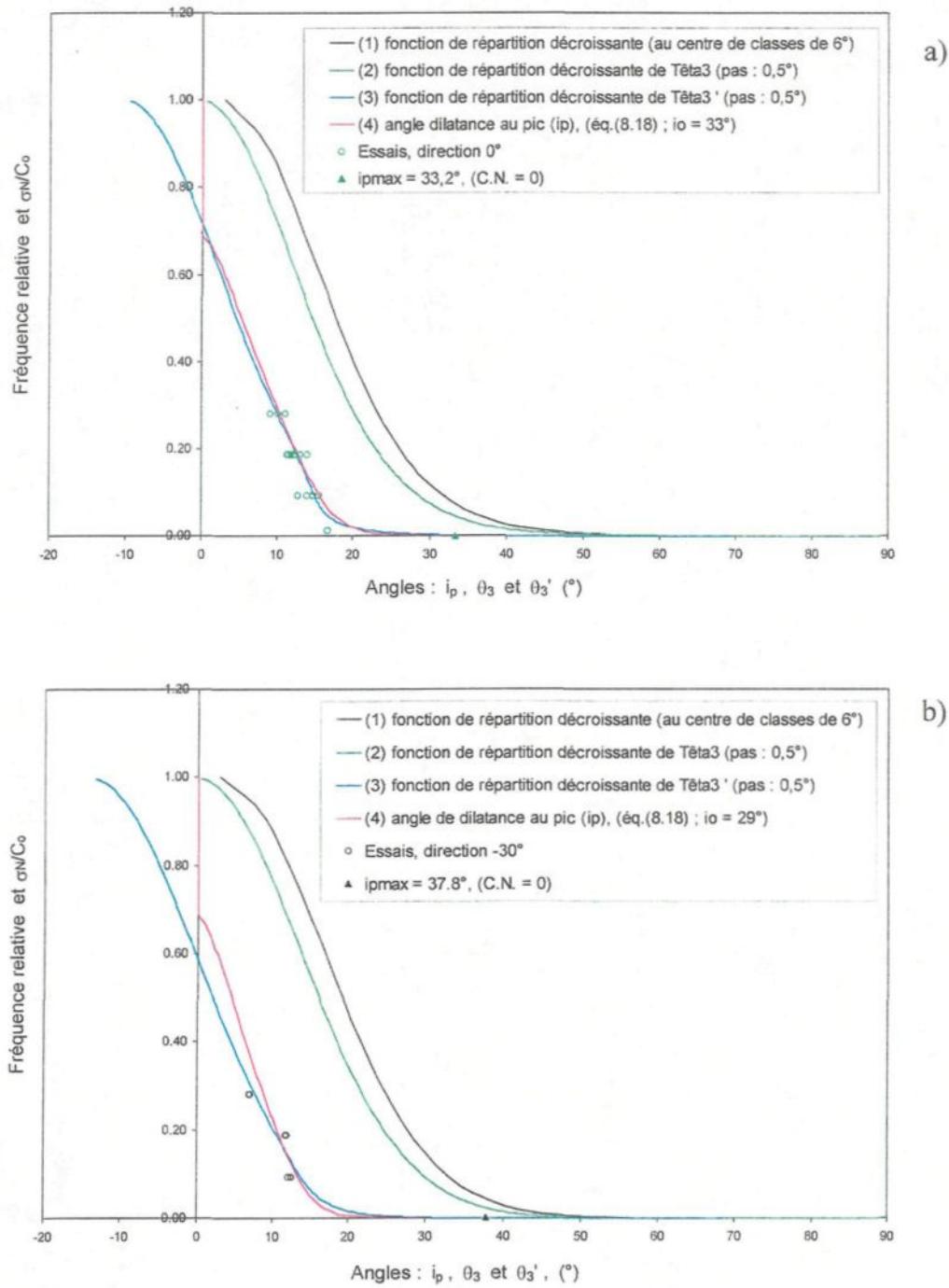


Figure 8.9

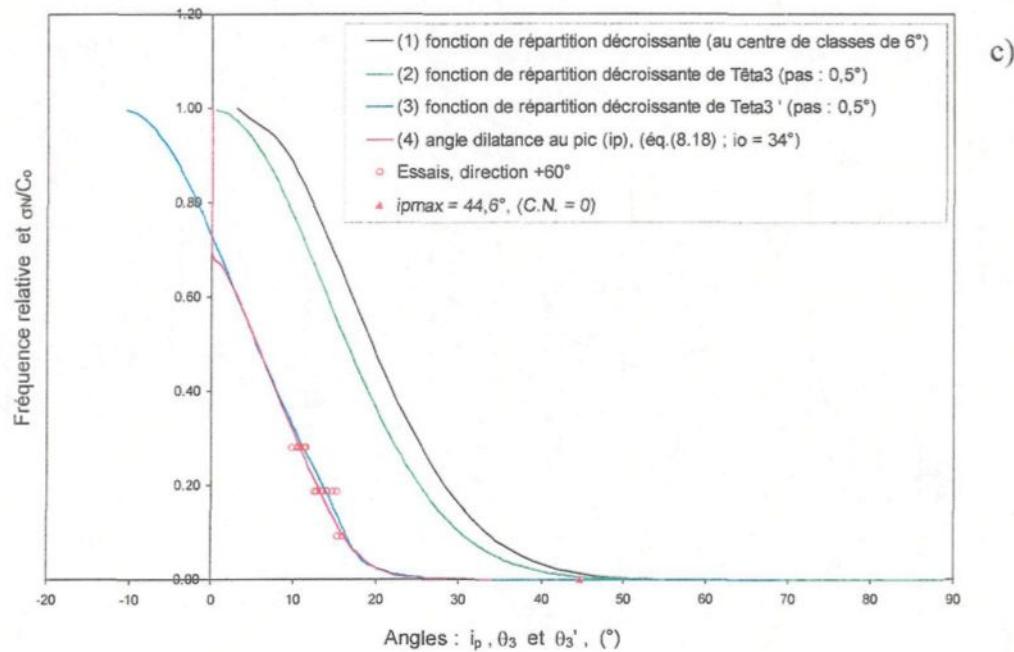


Figure 8.9 : Angle de dilatance au pic ( $i_p$ ) expérimental et calculé (éq. (8.18)), et fonction de répartition " inverse " de  $\theta_3$  et de  $\theta'_3$  en relation avec la contrainte normale normalisée ( $\sigma_N/C_o$ ). a) Direction  $0^{\circ}$ , b) direction  $-30^{\circ}$  et c) direction  $+60^{\circ}$ .

Afin de superposer les courbes des fonctions de répartition décroissantes des colatitudes  $\theta_3$  et les courbes des valeurs de  $\sigma_N/C_o$  (celles des angles de dilatance au pic ( $i_p$ ) expérimentaux et celles déduites de l'éq. (8.18)) nous avons procédé, compte tenu de la similitude de leur forme, à une translation des fonctions de répartition décroissantes vers les faibles valeurs d'angles. La translation des fonctions de répartition décroissantes de  $\theta_3$  prend la valeur  $\gamma$  variant avec  $\sigma_N/C_o$  égal à  $P(\Theta_3 > \theta_3)$  :

$$\theta'_3 = \theta_3 - \gamma \quad (8.20)$$

avec

$$\gamma = 20 - b \cdot \tanh(0,11 \cdot P(\Theta_3 > \theta_3) \cdot C_o) \quad (8.21)$$

où  $b$  est un paramètre empirique variant dans chaque direction. Les courbes de la probabilité  $P(\Theta_3 > \theta_3)$  en fonction de l'angle  $\theta_3$ , tracées à partir des éq. (8.20) et (8.21), sont montrées à la Figure 8.9. Dans la direction  $0^\circ$ ,  $b = 10$  ; dans la direction  $-30^\circ$ ,  $b = 6$  ; et dans la direction  $+60^\circ$ ,  $b = 9$ .

L'ajustement de  $\theta_3$  aux données expérimentales est très satisfaisant dans les trois directions. De plus, les conditions discutées à la section précédente : 1)  $i_p = i_o$  quand  $\sigma_N = 0$ , 2) la variation rapide de  $i_p$  aux contraintes faibles et 3)  $i_p = 0$  quand  $\sigma_N = a_{cp}\sigma_T$  sont assez bien respectées.

D'après l'équation (8.21), la translation de la fonction de répartition décroissante de  $\theta_3$  vers celle de  $\theta_3'$  (c.-à-d.  $\gamma$ ) varie en fonction de la contrainte normale. L'origine de  $\gamma$  provient probablement, en partie tout au moins, de la présence des vides entre les deux épontes en contact qui créent des concentrations de contrainte. Dans ce cas, la valeur de  $\gamma$  changera entre différentes fractures si la proportion de la surface occupée par les vides change. Par ailleurs, l'équation de  $\gamma$  a été développée à partir de celle de  $a_{vo}$  (éq. (8.2)) où les constantes 0,7 et 0,39 ont été remplacées par 20 et  $b$  respectivement, et en posant la condition  $P(\Theta_3 > \theta_3) = \sigma_N/C_o$ . Ainsi, comme  $a_{vo}$ ,  $\gamma$  évolue donc rapidement aux contraintes normales faibles.

La variation très rapide de  $\theta_3'$  aux contraintes faibles (courbe (3), Figure 8.9) est due aux valeurs attribuées aux constantes ( $20^\circ$  et 0,11) et au paramètre  $b$  de l'éq. (8.21). La nécessité d'une variation rapide de  $i_p$  aux contraintes normales faibles résulte du seul essai fait à  $\sigma_N = 1$  MPa combiné aux valeurs de  $i_{pmax}$ . Or compte tenu que nous ne disposons que de cet essai, il est donc possible que la courbure de la courbe (3) soit trop prononcée par rapport à la réalité. Le cas échéant, il sera facile de modifier cette courbure en changeant les constantes et le paramètre  $b$  impliqués.

La part d'empirisme de l'éq. (8.21) est inévitable compte tenu de la complexité de la morphologie des surfaces irrégulières et du fait impossible à quantifier présentement que le

niveau de contrainte normale aux points de contact n'est pas le même à chacun mais peut varier considérablement (Hopkins, 1995 et 1992, et Hopkins et al., 1990 ; § 8.1.1).

La valeur attribuée au paramètre  $b$  change selon la direction. Cette anisotropie est probablement attribuable à la structure morphologique de grandes dimensions caractérisant les surfaces de l'échantillon utilisé. Cette structure morphologique a une influence sur les résultats expérimentaux ( $i_p$  et  $\tau_p$ ), utilisés dans les modélisations, qui n'est pas clairement quantifiée (§ 8.3.6). De plus cette structure de grandes dimensions ne respecte pas les conditions posées par Scriven et Williams (1965, § 2.3.3.2) de sorte que les distributions des colatitudes 3D des directions  $-30^\circ$  et  $60^\circ$  utilisées comportent nécessairement un biais exerçant une influence sur les valeurs attribuées aux constantes et au paramètre  $b$ .

Compte tenu du manque de données expérimentales à propos de  $i_p$  aux contraintes normales très faibles et aux contraintes élevées, les essais supplémentaires suggérés à la fin de la section précédente seraient également utiles pour valider l'éq. (8.21) à ces niveaux de contrainte normale. Mais à défaut d'avoir ces données supplémentaires, nous utiliserons l'éq. (8.21) telle quelle pour poursuivre le développement entrepris jusqu'à obtenir une équation donnant l'angle de dilatance au pic en fonction des paramètres  $\kappa$  et  $\beta$  de la loi généralisée et relatif au niveau de la contrainte normale.

Avec une équation valable pour  $\gamma$ , et en posant :

$$\frac{\sigma_N}{C_0} = P(\Theta_3 > \theta_3) = 1 - F(\theta_3), \text{ nous avons } i_p = \theta_3 \quad (8.22)$$

Mais puisque

$$F(\theta_3) = F(\theta_3) = \int_0^{\theta_3} \left( \frac{e^{\kappa \cos^\beta \theta} \sin \theta d\theta}{\int_0^1 e^{\kappa t^\beta} dt} \right), \quad (8.23)$$

alors

$$\frac{\sigma_N}{C_0} = 1 - \int_0^{\theta_3} \left( \frac{e^{\kappa \cos^2 \theta} \sin \theta d\theta}{\int_0^1 e^{\kappa t^2} dt} \right) = P(\Theta_3 > \theta'_3) \quad (8.24)$$

Cette équation établit la relation entre la contrainte normale et  $\theta_3$ , qui entre dans le calcul de  $i_p$ :  $i_p = \theta'_3 = \theta_3 - \gamma$ . Or  $\theta_3$  ne peut être calculé analytiquement avec l'éq. (8.24); cette équation doit plutôt être résolue par itérations successives jusqu'à ce qu'une valeur de  $\theta_3$  satisfasse  $\sigma_N/C_0$ . Une fois  $\theta_3$  déterminé, en combinant les éq. (8.21) et (8.24) à l'éq. (8.20), on peut alors calculer  $i_p$  comme suit :

$$\begin{aligned} i_p &= \theta'_3 = \theta_3 - \gamma \\ &= \theta_3 - 20 + b \cdot \tanh[0,11 \cdot P(\Theta_3 > \theta_3) \cdot C_0] \\ &= \theta_3 - 20 + b \cdot \tanh \left[ 0,11 \cdot \left( 1 - \int_0^{\theta_3} \left( \frac{e^{\kappa \cos^2 \theta} \sin \theta d\theta}{\int_0^1 e^{\kappa t^2} dt} \right) \right) \cdot C_0 \right] \end{aligned} \quad (8.25)$$

Tous les modèles et travaux présentés dans les paragraphes précédents, basés sur la transformation de données 2D en des données 3D ( $\theta_3$ ), impliquent considérablement de calculs faits en respectant la théorie élaborée initialement par Scriven et Williams (1965). Or l'échantillon utilisé dans cette étude, comme nombre d'autres provenant de diverses fractures, ne répond pas aux conditions de Scriven et Williams (1965) de sorte que les modèles de distribution des colatitudes  $\theta_3$  théoriques utilisés, issus de la loi généralisée, ne peuvent être considérés représentatifs de la fracture utilisée. En outre les théories et calculs issus de l'application de la méthode de Scriven et Williams (1965) sont très complexes. Aussi, au lieu d'utiliser la distribution des colatitudes 3D, nous avons essayé de déterminer la relation entre l'angle de dilatance  $i_p$  et la distribution des colatitudes 2D positives ( $\theta_2(+)$ )

beaucoup plus facile à obtenir et moins complexe à manipuler.

Les histogrammes des densités de probabilité de  $\theta_2(+)$  regroupés en classes de  $6^\circ$ , des épontes A et B confondues, dans les directions  $0^\circ$ ,  $-30^\circ$  et  $+60^\circ$  sont présentés à la Figure 8.10. Les moyennes de ces distributions sont présentées au Tableau 8.5. Ces distributions seront modélisées avec une loi exponentielle. La fonction de répartition  $F(\theta_2(+))$  d'une loi exponentielle est la suivante :

$$F(\theta_2(+)) = \begin{cases} 0 & , \text{ si } \theta_2(+) \leq 0 \\ 1 - e^{-a\theta_2(+)} & , \text{ si } \theta_2(+) > 0 \end{cases} \quad (8.26)$$

où  $F(\theta_2(+)) = P(\Theta_2(+) \leq \theta_2(+))$ . Et  $\mu$ , la moyenne de la population, est  $\mu = 1/a$ . À noter que  $\theta_2(+)$  est toujours supérieur ou égal à zéro.

La fonction de répartition décroissante est donc :

$$1 - F(\theta_2(+)) = P(\Theta_2(+) > \theta_2(+)) = \begin{cases} 1 & , \text{ si } \theta_2(+) \leq 0 \\ e^{-a\theta_2(+)} & , \text{ si } \theta_2(+) > 0 \end{cases} \quad (8.27)$$

Les fonctions de répartition décroissante des données expérimentales (classes de  $3^\circ$  et  $6^\circ$ ) et théoriques de la loi exponentielle (avec un pas de  $0,5^\circ$ ) calculée avec la moyenne expérimentale dans chaque direction (Tableau 8.5) sont montrées à la Figure 8.11 (courbes (2), (1) et (3) respectivement). La loi exponentielle ne représente pas très bien les données expérimentales, particulièrement dans la direction  $+60^\circ$  (Figure 8.11c). La différence entre les données expérimentales et théoriques quand  $\theta_2(+) < \sim 20^\circ$  peut s'expliquer en partie par le fait que les données expérimentales sont groupées en classes de  $3^\circ$  ou de  $6^\circ$  alors que les données théoriques sont calculées avec un pas de  $0,5^\circ$ . De plus, la loi exponentielle ne sert qu'à modéliser et n'est pas obligatoirement représentative de la distribution de  $\theta_2(+)$ . Les  $i_p$  expérimentaux sont également présentés à la Figure 8.11.

Direction $0^\circ$	Direction $-30^\circ$	Direction $+60^\circ$
$10,6^\circ$	$10,7^\circ$	$12,7^\circ$

Tableau 8.5 : Moyenne d'échantillon ( $\bar{x}$ ) des colatitudes 2D positives ( $\theta_2(+)$ ), épontes originales A et B confondues, utilisées dans les calculs de  $P(\Theta_2(+) > \theta_2(+))$  théoriques (Figure 8.11).

Les fonctions de répartition décroissantes expérimentales et théoriques de  $\theta_2(+)$  ne s'ajustent pas correctement aux angles de dilatance expérimentaux et comme pour  $\theta_3$ , une translation égale à  $\gamma$  doit être effectuée vers les faibles valeurs d'angle. Ces courbes ajustées pour  $P(\Theta_2(+) > \theta_2(+))$  expérimentale (classes de  $3^\circ$ ) et théorique (pas de  $0,5^\circ$ ) sont ajoutées à la Figure 8.11 (courbes (4) et (5)). L'équation de ces courbes ajustées est la suivante :

$$\theta'_2(+) = \theta_2(+) - \gamma \quad (8.28)$$

où  $\gamma$  varie dans chaque direction. Les équations empiriques de  $\gamma$  sont au Tableau 8.6.

Les paramètres empiriques entrant dans la formulation de  $\gamma$  varient dans chaque direction et selon la distribution utilisée soit expérimentale ou soit théorique (exponentielle). Il y a lieu de croire que les essais supplémentaires déjà recommandés à la section précédente pourraient aider à définir une paire de paramètres valable et commune à chaque direction c.-à-d. pour différentes morphologies de surface initiale.

Direction	$\gamma$ pour $P(\Theta_2 > \theta_2)$ (expérimentales, classes de $3^\circ$ )	$\gamma$ pour $P(\Theta_2 > \theta_2)$ (modèle exponentiel)
$0^\circ$	$15 - 9 \tanh(0,11 \cdot P(\Theta_2 > \theta_2) \cdot C_0)$	$23,5 - 20 \tanh(0,11 \cdot P(\Theta_2 > \theta_2) \cdot C_0)$
$-30^\circ$	$16,5 - 9 \tanh(0,11 \cdot P(\Theta_2 > \theta_2) \cdot C_0)$	$23 - 18 \tanh(0,11 \cdot P(\Theta_2 > \theta_2) \cdot C_0)$
$60^\circ$	$15,5 - 7,5 \tanh(0,11 \cdot P(\Theta_2 > \theta_2) \cdot C_0)$	$24,5 - 20 \tanh(0,11 \cdot P(\Theta_2 > \theta_2) \cdot C_0)$

Tableau 8.6 : Équations de  $\gamma$  pour les données expérimentales et théoriques de  $\theta_2(+)$ .

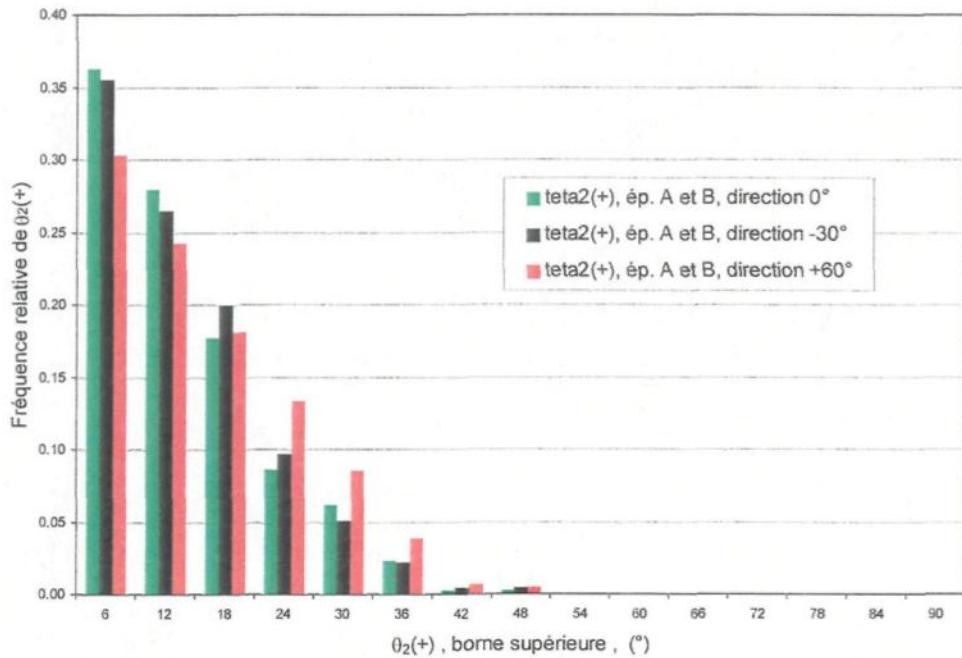


Figure 8.10 : Histogramme des densités de probabilité des  $\theta_2(+)$  expérimentales regroupées en classes de  $6^\circ$  des éponges originales A et B confondues (directions  $0^\circ$ ,  $-30^\circ$  et  $+60^\circ$ ).

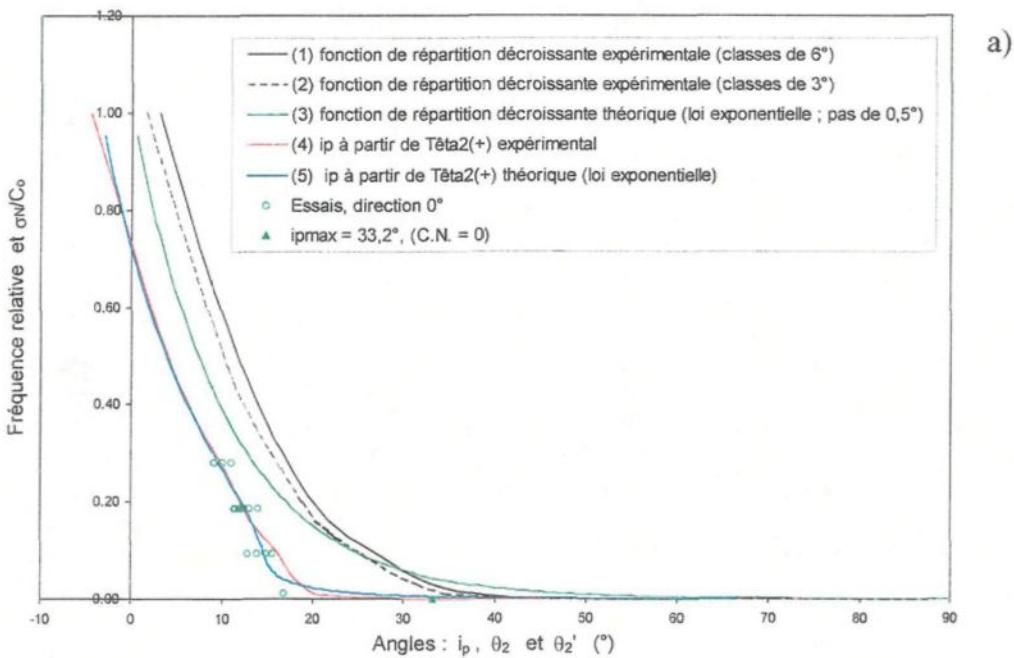


Figure 8.11

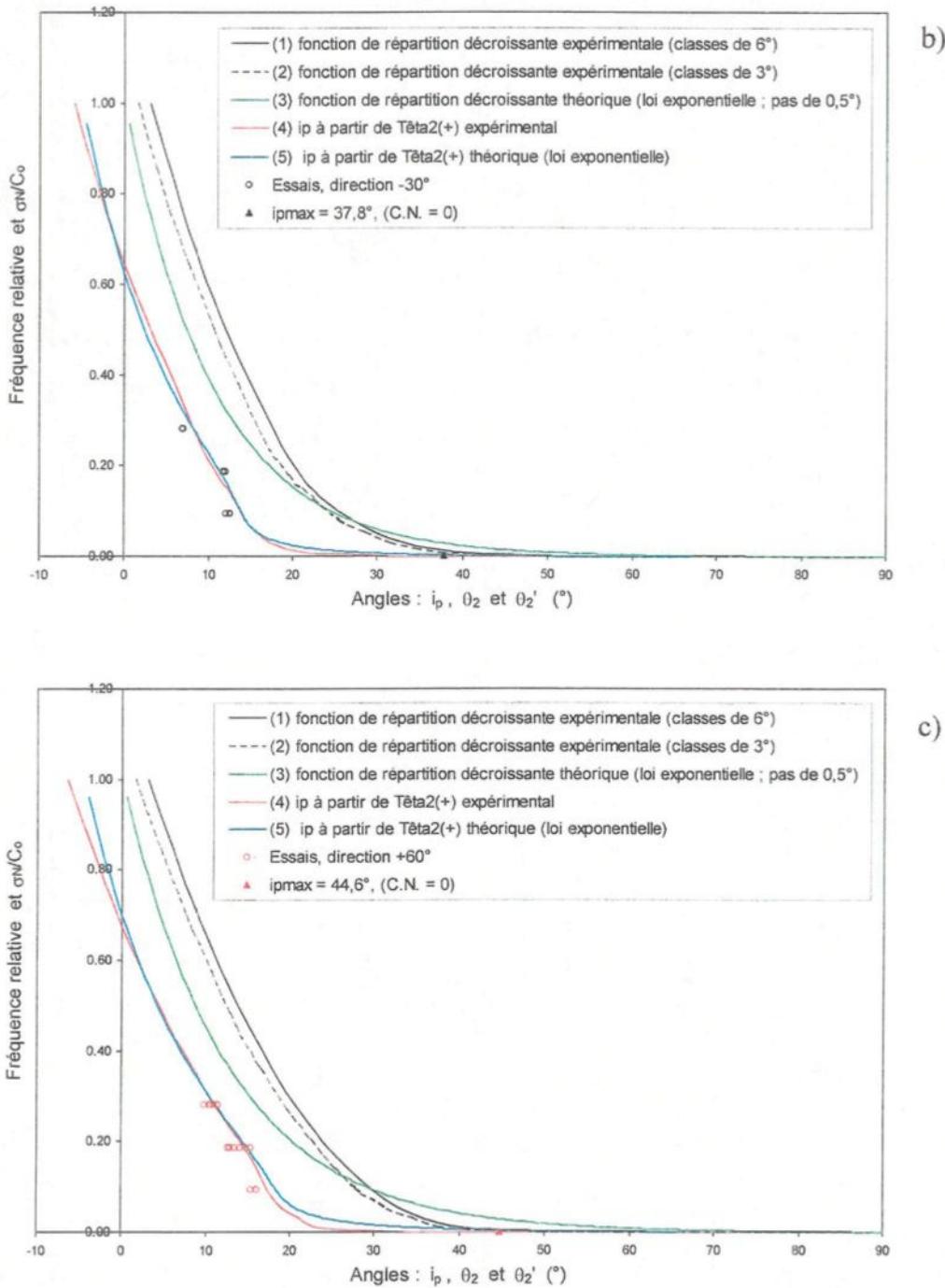


Figure 8.11 : Fonctions de répartition décroissantes ( $P(\Theta_2 > \theta_2)$ ) expérimentales et théoriques de  $\theta_2(+)$  comparées aux  $i_p$  expérimentaux. a) Direction  $0^\circ$ , b) direction  $-30^\circ$  et c) direction  $+60^\circ$ .

Donc d'après les graphes de la Figure 8.11, avec une équation appropriée pour  $\gamma$  et en posant :

$$\frac{\sigma_N}{C_0} = P(\theta_2^+(+) > \theta_2^-(+)) = 1 - F(\theta_2^-(+)), \text{ nous avons } i_p = \theta_2^-(+) \quad (8.29)$$

Mais puisque

$$1 - F(\theta_2^-(+)) = 1 - F(\theta_2(+)) = e^{-a\theta_2(+)}, \quad \text{où } (\theta_2(+)>0) \quad (8.30)$$

lorsque  $\theta_2^- = \theta_2 - \gamma$ . Alors

$$\frac{\sigma_N}{C_0} = e^{-a\theta_2(+)} \quad (8.31)$$

et après transformation

$$\begin{aligned} \theta_2(+) &= -\frac{1}{a} \ln\left(\frac{\sigma_N}{C_0}\right) \\ &= -\mu \cdot \ln\left(\frac{\sigma_N}{C_0}\right) \end{aligned} \quad (8.32)$$

En combinant les éq. (8.29) et (8.30) aux équations de  $\gamma$  du Tableau 8.6, et en y remplaçant les constantes par les paramètres  $B_1$  et  $B_2$ , on obtient une équation générale pour  $\gamma$  :

$$\begin{aligned}\gamma &= B_1 - B_2 \cdot \tanh[0,11 \cdot P(\Theta_2(+) > \theta_2(+)) \cdot C_o] \\ &= B_1 - B_2 \cdot \tanh[0,11 \cdot \sigma_N]\end{aligned}\quad (8.33)$$

Finalement, en combinant les éq. (8.29), (8.32) et (8.33) à l'éq. (8.28), on obtient l'équation suivante :

$$i_p = B_2 \cdot \tanh[0,11 \cdot \sigma_N] - B_1 - \mu \cdot \ln\left(\frac{\sigma_N}{C_o}\right) \quad (8.34)$$

qui établit la relation entre  $i_p$  et la distribution statistique de l'inclinaison 2D des facettes du modèle théorique, caractérisée par  $\mu$ , en fonction de la contrainte normale.

### 8.3.6 Modélisation de la résistance au pic

La résistance au pic de la fracture est calculée et comparée aux moyennes des résultats expérimentaux dans les directions  $0^\circ$ ,  $-30^\circ$  et  $+60^\circ$  (essais G-1 et G-3). Le modèle LADAR a été utilisé pour effectuer les calculs dans lequel les modifications suivantes ont été apportées afin de le rendre conforme à la réalité des surfaces irrégulières :

$\eta$	est remplacé par	$a_{cp}$ (éq. (8.9)) ;
$\sigma_T$	est remplacé par	$C_o = 74,6 \text{ MPa}$ ;
$a_s$	est remplacé par	$a_{csp}$ (éq. (8.15)) ;

de sorte que :

$$\tau_p = \frac{\sigma_N (1 - a_{csp}) (\dot{v} + \tan \phi_\mu) + a_{csp} \left( a_{cp} C_o \frac{m-1}{n} \sqrt{1 + n \frac{\sigma_N}{a_{cp} C_o}} \right)}{1 - (1 - a_{csp}) \dot{v} \tan \phi_\mu} \quad (8.35)$$

où  $\phi_\mu = 37,4^\circ$  et  $\dot{v} = \tan i_p$ .

L'angle de dilatance au pic ( $i_p$ ) a été calculé à l'aide de trois formulations résultant en trois séries de courbes comparées aux résultats expérimentaux : l'équation empirique de Ladanyi et Archambault (1980) modifiée (éq. (8.18), Figure 8.12), la distribution statistique des angularités 3D (loi généralisée ; éq. (8.25), Figure 8.13), et la distribution statistique des angularités 2D (loi exponentielle ; éq. (8.34), Figure 8.14). Lorsque les distributions des angularités 2D ou 3D sont utilisées, une borne supérieure doit être imposée à  $i_p$  afin d'éviter la valeur d'angle infinie à  $\sigma_N = 0$ . À cette fin, nous avons utilisé la valeur  $3[\theta_2(+) \text{ moyen}]$  de chaque direction.

Peu importe la formulation employée pour modéliser  $i_p$ , les courbes  $\tau_p - \sigma_N$  calculées s'ajustent bien aux résultats expérimentaux moyens dans les directions  $0^\circ$  et  $-30^\circ$ . Cependant la résistance dans la direction  $60^\circ$  est systématiquement sous-estimée même si les courbes  $i_p - \sigma_N$  sont représentatives des résultats expérimentaux.

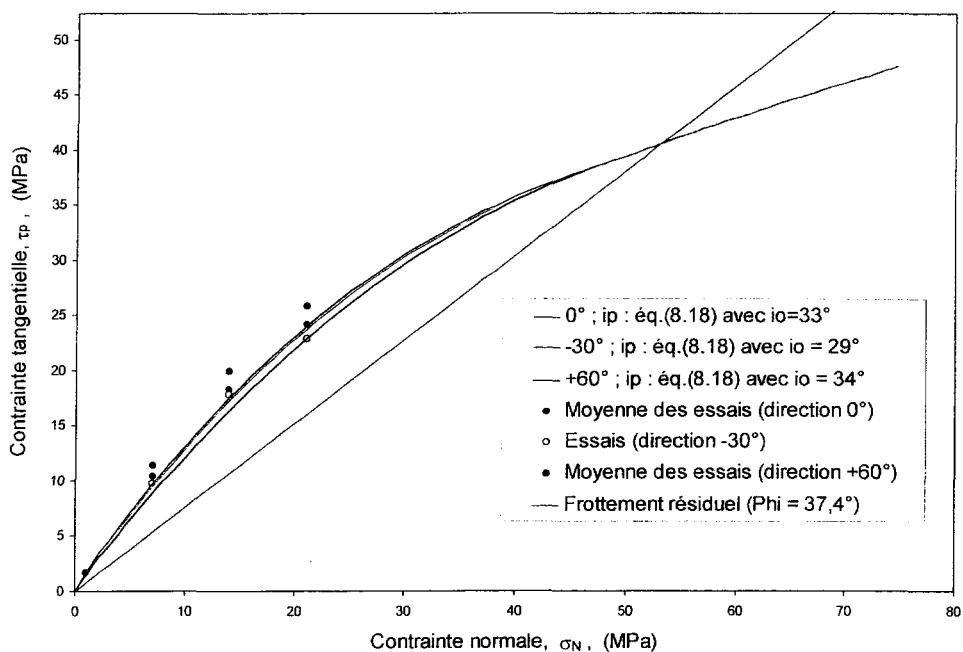


Figure 8.12 : Résistance au pic ( $\tau_p$ ) comparée aux moyennes expérimentales.  $i_p$  modélisé avec l'éq. (8.18) empirique.

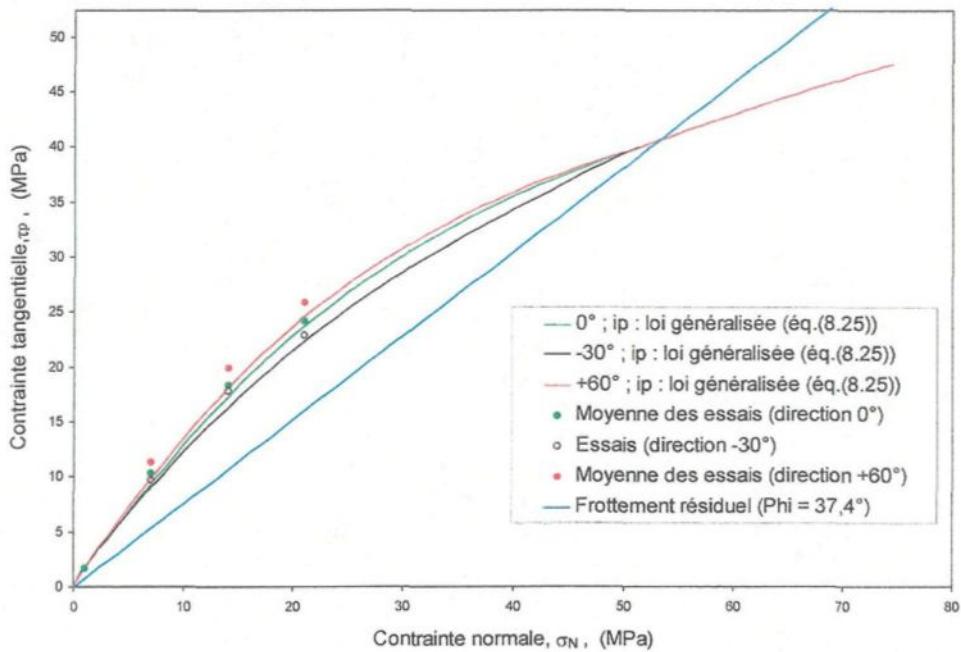


Figure 8.13 : Résistance au pic ( $\tau_p$ ) comparée aux moyennes expérimentales.  $i_p$  modélisé avec l'éq. (8.25) (angularité 3D).

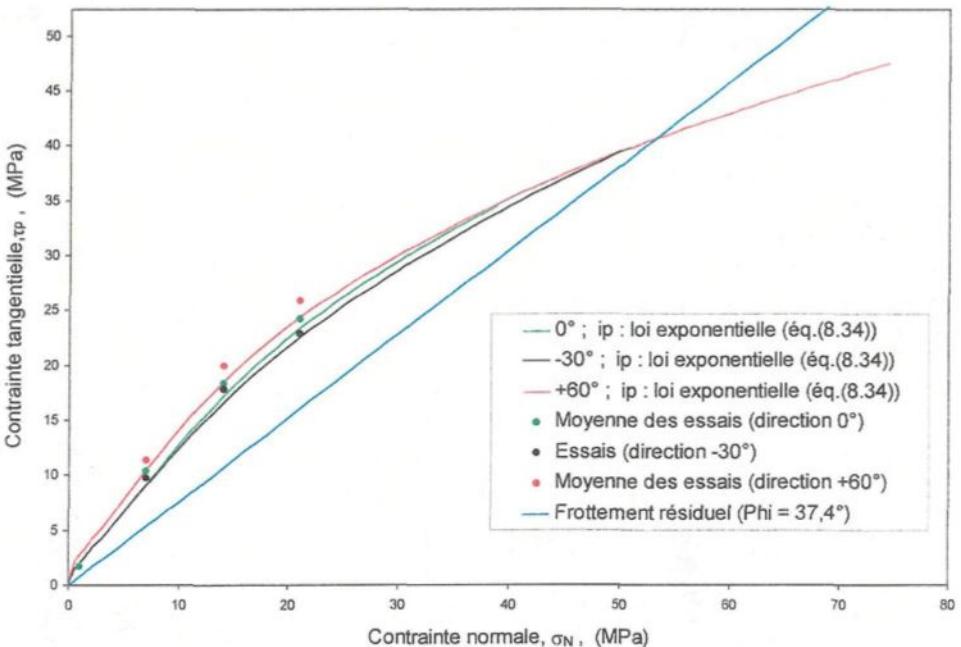


Figure 8.14 : Résistance au pic ( $\tau_p$ ) comparée aux moyennes expérimentales.  $i_p$  modélisé avec l'éq. (8.34) déduite de la loi exponentielle (angularité 2D).

Cette différence entre les résultats expérimentaux et la résistance prédictive à partir de l'éq. (8.35) dans la direction  $60^\circ$  est imputable à l'inclinaison apparente relativement prononcée du plan moyen des surfaces de l'échantillon (en moyenne  $4,1^\circ$  ; § 6.5) dans cette direction. Cette inclinaison ajoute une composante à la résistance qui semble-t-il n'apparaît pas sur  $i_p$  expérimental et qui ne peut donc être modélisée comme dans les deux autres directions. La Figure 8.15a montre une courbe intrinsèque pour la direction  $60^\circ$  avec  $A_p = 0^\circ$  et avec  $A_p = 4^\circ$  ajouté à  $i_p$  (éq. (8.25)). Lorsque  $A_p = 4^\circ$  est ajouté à  $i_p$ , la résistance prédictive est représentative des résultats expérimentaux mais  $i_p$  est fortement amplifié (Figure 8.15b). Pour démontrer l'effet de  $A_p \neq 0^\circ$ , nous avons considéré que les données d'une courbe  $\tau_p - \sigma_N$  représentative des résultats expérimentaux de la direction  $60^\circ$  représentent un glissement sur un plan rugueux incliné à  $4^\circ$ . Ces données ont ensuite été utilisées pour déduire ce qu'aurait été la résistance mesurée si l'angle du plan moyen de la fracture avait été nul. À cette fin nous avons utilisé les équations classiques relatives aux changements d'axes suivantes (Figure 8.16) :

$$\sigma_{y'} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} - \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\theta - \tau_{xy} \sin 2\theta \quad (8.36)$$

$$\tau_{x'y'} = - \left( \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right) \sin 2\theta + \tau_{xy} \cos 2\theta \quad (8.37)$$

où  $\theta = A_p = 4^\circ$ ,  $\sigma_x = 0$ ,  $\sigma_y = \sigma_N$  expérimentale et  $\tau_{xy} = \tau_p$  dans la direction  $60^\circ$ .  $\sigma_{y'}$  et  $\tau_{x'y'}$  sont les contraintes relatives au plan moyen de la fracture.

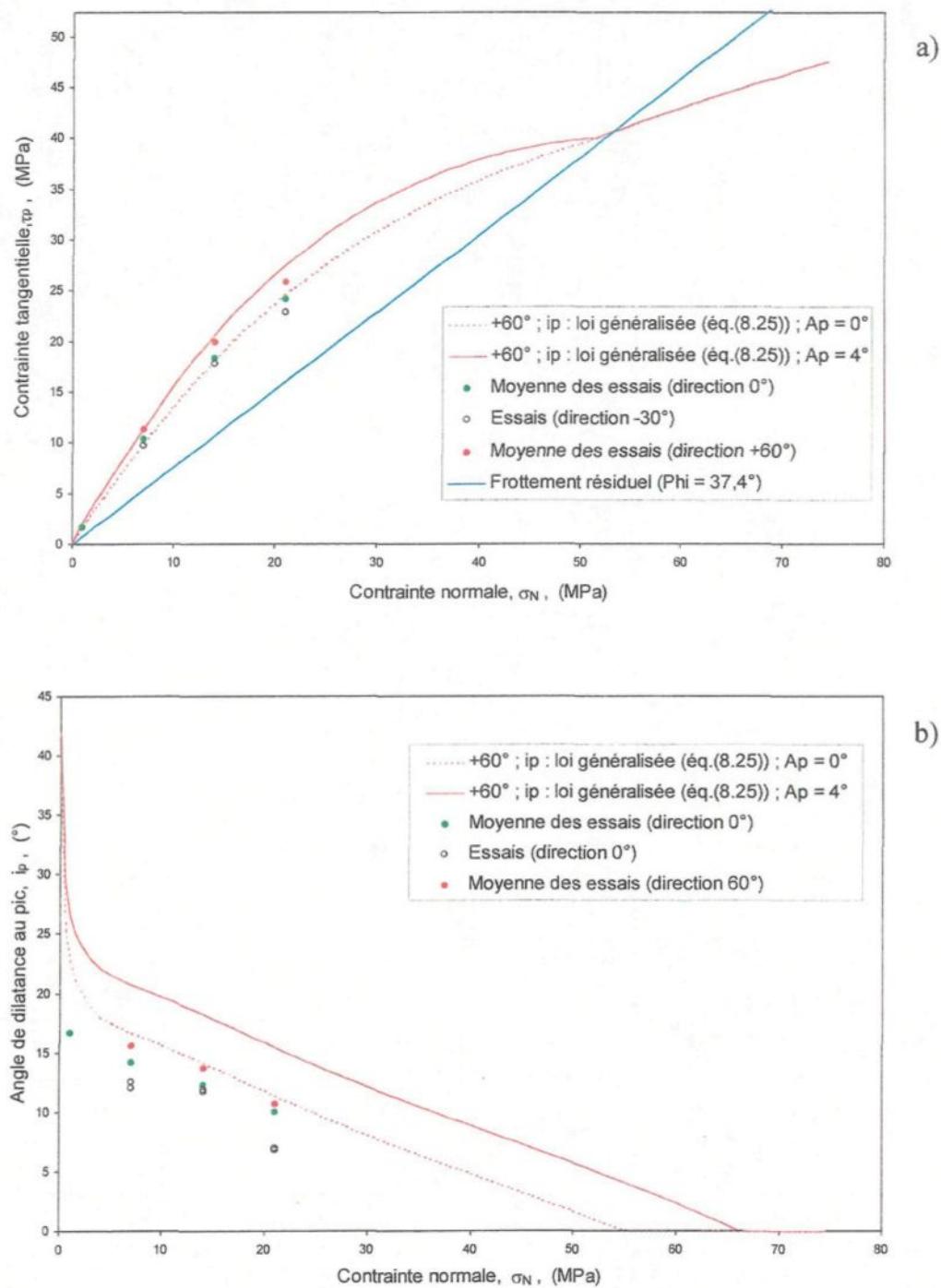


Figure 8.15 : a) Courbes  $\tau_p - \sigma_N$  calculées pour la direction  $60^\circ$  avec  $A_p = 0^\circ$  et avec  $A_p = 4^\circ$  ajouté à  $i_p$ . b) Courbe  $i_p - \sigma_N$  avec  $A_p = 4^\circ$  ajouté à  $i_p$  calculé (éq. (8.25)).

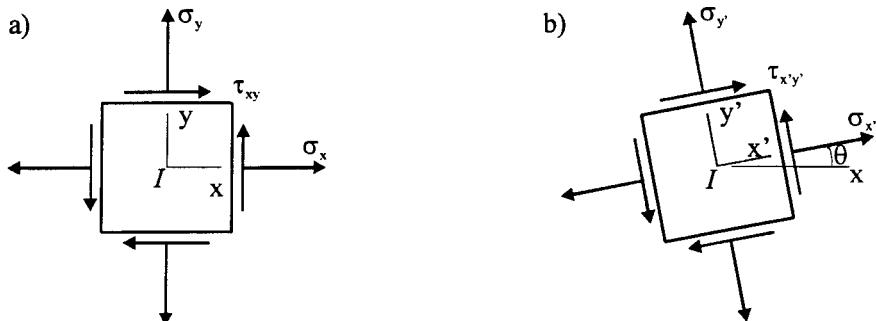


Figure 8.16 : Changement d'axe dans un état plan de contrainte au point I : a) selon l'orientation de base et b) selon une orientation arbitraire.

Les courbes  $\tau_p - \sigma_N$  représentatives des résultats expérimentaux dans les directions  $0^\circ$  et  $60^\circ$  sont présentées à la Figure 8.17 (courbes (1), (2) et (3)). Ces courbes ont été calculées avec l'éq. (8.35) où une valeur d'angle du plan moyen ( $A_p = 0^\circ, 3^\circ$  ou  $4^\circ$  selon le cas) a été ajouté à l'angle  $i_p$  obtenu avec l'éq. (8.25). Les courbes (4) et (5) ont été calculées à partir des contraintes des courbes (2) et (3) respectivement et avec les contraintes calculées avec les équations (8.36) et (8.37) (Figure 8.17). On constate que les courbes calculées (4) et (5), représentatives de la résistance dans la direction  $60^\circ$ , mais sans l'effet de l'inclinaison du plan moyen des épontes, sont très rapprochées de celle de la direction  $0^\circ$  ( $A_p \approx 0^\circ$ ) lorsque  $\sigma_N < 30$  MPa. Aux contraintes normales supérieures, le fait que les courbes (1), (2) et (3) des directions  $0^\circ$  et  $60^\circ$  convergent cause l'éloignement des courbes (4) et (5) de celle de la direction  $0^\circ$ , c'est normal. C'est dû au fait que la dilatance et l'effet de l'inclinaison du plan moyen deviennent nuls à ces niveaux de contrainte mais que l'inclinaison du plan moyen n'est pas égale à zéro dans les calculs des courbes (4) et (5).

L'effet non négligeable de l'inclinaison du plan moyen des épontes sur la résistance expérimentale, particulièrement lorsque le frottement est le mécanisme dominant, est donc confirmé. Cette résistance accrue est difficilement modélisée avec les équations habituelles puisque la courbe  $i_p - \sigma_N$  semble très peu affectée. Cependant, l'inclinaison du plan moyen n'est dû qu'à un biais d'échantillonnage, c.-à-d. que la taille de l'échantillon est trop petite

par rapport à celle de la grande structure morphologique. Finalement les deux valeurs  $A_p = 3^\circ$  et  $4^\circ$  sont comparées à la Figure 8.17. Même si l'angle  $A_p = 4^\circ$  correspond à l'inclinaison moyenne des profils de rugosité dans la direction  $60^\circ$ , c'est l'angle  $A_p = 3^\circ$  qui donne les meilleurs ajustements. Par ailleurs, une équation où  $A_p$  serait fonction de  $\sigma_N$  est probablement la solution à envisager.

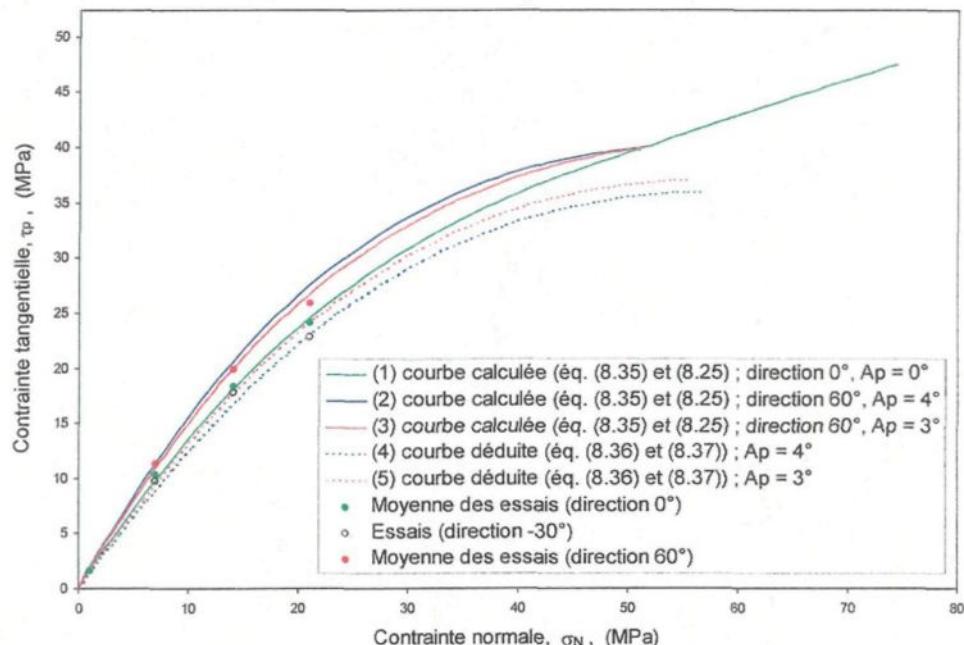


Figure 8.17 : Résistance au pic représentative de la direction  $60^\circ$  (courbes (2) et (3)), modélisée pour la direction  $0^\circ$  (courbe (1)) et déduite avec  $A_p = 4^\circ$  (courbe (4)) et avec  $A_p = 3^\circ$  (courbe (5)).

Toutes les courbes enveloppes de la fracture, Figure 8.12 à Figure 8.14, montrent une diminution rapide de l'accroissement de  $\tau_p$  à mesure que  $\sigma_N$  augmente, particulièrement aux environs de  $\sigma_N = 30$  MPa. Cette variation rapide est causée par celle de  $a_{csp}$  (éq. (8.15), Figure 8.6). À partir de  $\sigma_N = a_{cp}\sigma_T$ , alors  $a_{csp} = 1$  et la composante de dilatance ne compte plus. Seule la résistance du matériau des épontes intervient. La courbe de résistance se rabat alors sur la droite du frottement de base comme à la Figure A2.1. Au-delà de la courbe de frottement de base, le matériau se comporte différemment car la contrainte

normale moyenne appliquée sur les aspérités dépasse la contrainte de transition fragile-ductile et ne peut être modélisé avec les équations utilisées jusqu'ici. Toutefois sur les graphes des Figures 8.12 à 8.14, les courbes de la direction 60° montrent un changement de comportement légèrement avant la droite de frottement. Ce phénomène est attribuable au moins en partie à l'inexactitude de l'équation de  $a_{vo}$  (éq. (8.2)) requise pour calculer  $a_{cp}$  et au fait que la transition  $\phi_t \approx 39^\circ$  survient avant  $\phi_\mu = 37,4^\circ$ .

#### 8.4 Conclusions

Cette étude du comportement d'une fracture naturelle en cisaillement a permis d'analyser les divers phénomènes caractérisant les différentes phases se succédant jusqu'au pic de la résistance (chargement normal initial, phases I, II et III). Une remodélisation majeure a entraîné la formulation de nouvelles équations, comportant toutes cependant une part plus ou moins importante d'empirisme, proposées pour les différents paramètres.

Pour la modélisation de la résistance au cours des phases I et II, nous proposons une équation empirique (éq. (8.7)), correspondant à celle d'une parabole concave vers le bas, et nécessitant la modélisation des paramètres  $U_p$  et  $\tau_p$ . Les données expérimentales recueillies lors de cette étude ne permettent pas l'élaboration d'un modèle universel pour  $U_p$ , mais ont tout de même permis de vérifier l'utilité de l'éq. (8.7) en plus de mettre en évidence les facteurs affectant  $U_p$ , soient la morphologie initiale des épontes et le niveau de contrainte normale par rapport à la résistance des épontes. Des essais supplémentaires sont donc requis pour compléter la modélisation expérimentale de  $U_p$ .  $\tau_p$  peut être modélisé à l'aide d'une des équations proposées dans la littérature ou avec celle proposée dans la présente étude (éq. (8.35)).

Également, nous proposons des équations, certaines nouvelles, pour différents paramètres tels : la proportion d'aire des vides initiale ( $a_{vo}$ ), la proportion d'aire de contact au pic ( $a_{cp}$ ), la proportion de l'aire de contact cisaillée au pic ( $a_{csp}$ ) et l'angle de dilatance au pic ( $i_p$ ). Ces paramètres interviennent dans la modélisation de  $\tau_p$  et sont établis à partir de

données expérimentales d'une fracture irrégulière naturelle.

Malgré le nombre d'essais de cisaillement réalisés, une grande part de l'empirisme des nouvelles équations proposées trouve son origine dans l'intervalle de contrainte normale testé (malheureusement trop restreint) qui ne couvre pas les niveaux de contraintes normales très faibles ( $< 0,1C_0$ ) et très élevés ( $0,3C_0 < \sigma_N < a_{cp}C_0$ ). Pour y remédier, davantage d'essais de cisaillement sous ces niveaux de contrainte normale permettraient de confirmer le choix des valeurs attribuées aux paramètres empiriques dans les éq. (8.18), (8.25) et (8.34) afin de bien représenter la variation rapide de  $i_p$  entre  $\sigma_N = 0$  et  $0,1C_0$  ainsi que de proposer une valeur appropriée pour  $i_o$  en plus de confirmer l'hypothèse :  $i_p = 0$  et  $a_{csp} = 1$  quand  $\sigma_N = a_{cp}\sigma_T$ . Si ces valeurs ou cette hypothèse ne se trouvaient pas confirmées, les données supplémentaires permettraient d'apporter les corrections nécessaires.

Les équations (8.25) et (8.34) proposées pour modéliser  $i_p$  à partir des distributions statistiques des angles d'aspérités 3D et 2D respectivement comportent des paramètres empiriques variant avec la direction de cisaillement. Or cette variation est somme toute assez petite et il nous est permis de croire que les essais de cisaillement supplémentaires proposés apporteraient l'information nécessaire afin d'attribuer à ces paramètres des valeurs valables pour toutes les directions et donc indépendantes de la morphologie initiale des surfaces de cisaillement, particulièrement pour l'éq. (8.34). Dans le cas de l'éq. (8.25), des considérations particulières sont nécessaires : les essais additionnels devraient être faits sur des échantillons où  $A_p \sim 0^\circ$  peu importe la direction.

Par ailleurs les essais additionnels suggérés devraient être faits avec plus d'une série de répliques d'une fracture naturelle. Et la résistance du matériau devrait varier à chaque série de répliques pour que les résultats servent également à compléter la modélisation de  $U_p$ .

De plus, un nombre plus grand d'essais de compression normale avec film plastique

pour mesurer  $a_{vo}$ , comprenant au moins une série d'essais avec l'échantillon utilisé dans la présente étude, aurait été d'une grande utilité pour mieux définir les paramètres de l'équation de  $a_{vo}$  et donc de  $a_{cp}$ .  $a_{cp}$  est un paramètre d'importance majeure puisqu'il intervient dans les calculs des paramètres  $a_{csp}$ ,  $i_p$  et  $\tau_p$ . Donc toute amélioration à la formulation de  $a_{vo}$  permet d'améliorer celles des paramètres  $a_{cp}$ ,  $a_{csp}$ ,  $i_p$  et  $\tau_p$ .

Les calculs de la résistance  $\tau_p$  (Figures 8.12 à 8.15) ont été réalisés avec la même formule pour  $a_{csp}$  peu importe la direction. Mais il est fort possible que ce paramètre varie avec la direction. Il sera donc nécessaire de valider l'équation proposée dans différentes directions de cisaillement et de vérifier l'influence d'éventuels changements sur la résistance calculée.

Finalement, malgré les incertitudes qui persistent, une amélioration sensible de la modélisation du comportement d'une fracture naturelle en cisaillement est proposée. Une part des incertitudes à dissiper, et donc des travaux futurs à réaliser, apparaissent clairement.

## CHAPITRE 9

### COMPORTEMENT POST-PIC DE LA FRACTURE : PHASES IV ET V. ESSAIS À CONTRAINTE NORMALE CONSTANTE.

#### 9.1 Introduction

Le comportement post-pic d'une fracture rocheuse naturelle en cisaillement n'a jamais fait l'objet d'une étude expérimentale systématique et détaillée. Cette étude, et particulièrement ce chapitre, sera consacré à l'analyse qualitative du comportement post-pic de la fracture et au développement d'un modèle de résistance de la fracture valable dans les conditions post-pic. La portion post-pic d'une courbe de résistance typique  $\tau$ -U est constituée des phases IV et V (Figure 7.8).

La phase IV indique un ramollissement graduel à rupture instable avec dégradation progressive des aspérités par microfracturation, arrachement, broyage, indentation ou cisaillement des aspérités. La diminution de la résistance en cisaillement se poursuit jusqu'à la contrainte résiduelle selon un gradient de contrainte de cisaillement donné (« softening modulus ») avec accroissement, sinon maintien, de l'aire de contact (dû à la dégradation des aspérités), abaissant ainsi les concentrations de contraintes jusqu'à un niveau voisin de la contrainte normale moyenne. La dilatance se poursuit à un taux diminuant graduellement. Le caractère graduel de la dégradation des aspérités semble être un des plus importants phénomènes à comprendre car il signifie qu'à un déplacement donné, peu d'aspérités sont cisaillées en même temps, comme il a été observé expérimentalement au pic (§ 8). Il en résulte alors que la résistance instantanée de la fracture est davantage contrôlée par le frottement, la dilatance et les divers mécanismes de broyage et de pulvérisation du matériau arraché antérieurement que par le cisaillement des aspérités proprement dit.

La phase V est la phase de la contrainte résiduelle caractérisée par un glissement stable des surfaces où les contraintes normale et de cisaillement, appliquées sur une grande aire de contact, sont relativement stables. Cependant, la dégradation des surfaces continue d'opérer avec le déplacement via les mécanismes d'abrasion, broyage, frottement et roulement sur les particules. Du matériel de remplissage (« gouge ») est alors produit, déposé et plaqué dans les vallées et sur les facettes d'aspérités engendrant l'augmentation de l'aire de contact. La dilatance peut être encore présente à un taux très faible mais disparaissant avec le déplacement. Dans certains cas le déplacement normal peut devenir négatif.

L'aspect qualitatif du comportement post-pic de la fracture sollicitée en cisaillement sera étudié via la description de l'évolution de l'endommagement à partir d'images des zones dégradées et de l'analyse de plusieurs courbes montrant l'évolution de divers paramètres au cours du cisaillement.

La modélisation de la résistance en cisaillement et donc de ses composantes : le frottement, la dilatance, l'endommagement des aspérités et le broyage des particules arrachées, compteront pour l'essentiel de l'analyse quantitative du comportement dans les phases IV et V.

Rappelons que trois groupes d'essais (à CNC) ont été réalisés dans le cadre de cette étude lors de trois sessions de travaux de laboratoire. Les échantillons utilisés lors des groupes d'essais G-1 et G-3 ont des propriétés mécaniques similaires alors que ceux utilisés pour les essais du groupe G-2 étaient beaucoup moins résistants en surface et se comportent comme des épontes altérées (§ 4.2.3, 4.4.1.3 et 7.2). De plus les essais arrêtés à  $U_B$ , c.-à-d. au pic, et à  $U_E = 5$  mm sont communs aux trois groupes d'essais. Cependant les déplacements correspondant à  $U_C$  diffèrent pour le groupe G-1 par rapport aux deux autres groupes. Dans le cas du G-1, le déplacement  $U_C$  est approximativement au milieu de la phase IV alors que le déplacement  $U_D$  coïncide approximativement à la limite entre les phases IV et V (Figure 4.6). Dans le cas des groupes G-2 et G-3, le déplacement  $U_C$

correspond à peu près à la fin de la phase IV (semblable à  $U_D$  du groupe G-1) et c'est le seul entre  $U_B$  (pic) et  $U_E$  (5 mm ; résistance résiduelle) (Figure 4.8).

Mentionnons en terminant que le matériau plaqué à la surface des épontes lors du cisaillement n'a pas été enlevé avant l'enregistrement des profils de rugosité (§ 5.3.1), de sorte que tous les résultats relatifs à la morphologie des épontes cisaillées sont censés refléter la présence du matériau plaqué.

## **9.2 Aspects qualitatifs de la dégradation des épontes au cours des phases IV et V**

### **9.2.1 Facteurs affectant la forme et la localisation des zones endommagées**

Les informations présentées dans cette section sont tirées de l'article de Riss et al. (1997) résultant des essais réalisés dans le cadre de cette étude.

Afin d'étudier l'endommagement des surfaces, Riss et al. (1997) ont fait l'acquisition de l'image des surfaces des échantillons après cisaillement à l'aide d'une caméra CCD noir et blanc. Les images générées avec cette caméra sont des images à différents niveaux de gris (Figure 9.1). La partie utilisée de ces images, limitée à la surface de cisaillement, est constituée d'environ 44 000 pixels rectangulaires de  $0,429 \times 0,286 \text{ mm}^2$  d'aire. Les zones endommagées ont été isolées en transformant les images en niveaux de gris en images binaires (noir et blanc ; Figure 9.1) où les zones endommagées sont noircies et les zones considérées intactes sont demeurées blanches. Les zones endommagées, donc noires, ont été ainsi isolées en considérant un seuil de brillance pour ces zones. La méthode de seuillage des images en niveaux de gris, développée pour les besoins de l'étude, ainsi que les conditions strictes d'utilisation de la caméra sont décrites dans Riss et al. (1997).

L'analyse des images binaires a permis certaines constatations importantes :

- les zones endommagées ne sont pas distribuées aléatoirement sur la surface et leur

localisation ainsi que leur forme sont liées à la direction de cisaillement par rapport aux structures de la morphologie des surfaces. On peut observer que les zones endommagées ont tendance à être formées de bandes plus ou moins continues perpendiculairement à la direction de cisaillement (Figure 9.2) ;

- ces bandes sont très évidentes dans les directions  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  mais un peu plus difficiles à voir dans la direction  $-30^\circ$  (Figure 9.2). L'organisation spatiale des zones endommagées n'est pas aussi évidente dans la direction  $0^\circ$ . La structure de ces bandes plus ou moins continues est intimement reliée à la topographie des surfaces ;
- la taille et le regroupement des zones endommagées augmentent avec le niveau de contrainte normale (Figure 9.2), ainsi qu'avec le déplacement tangentiel (Figure 9.3).

L'examen de la morphologie de l'éponte originale A (dans la boîte de cisaillement inférieure) révèle deux vallées d'importance orientées parallèlement à la direction  $0^\circ$  (Figure 9.4) ; ces vallées sont séparées par une crête centrale ondulante.

La crête centrale est bien endommagée dans les directions  $+90^\circ$  et  $+60^\circ$ , mais l'est beaucoup moins quand la direction de cisaillement est  $-30^\circ$  à cause de la topographie où une seule vallée mineure apparaît perpendiculairement (direction  $60^\circ$ - $240^\circ$ ) et où il n'y a aucune crête perpendiculaire. Cela explique pourquoi dans la direction  $-30^\circ$  les zones endommagées forment des bandes non continues correspondant aux flancs de crêtes discontinues avec pendage dans la direction de cisaillement.

Le patron des aires endommagées est particulier dans la direction  $0^\circ$  puisqu'il n'y a aucune vallée ni crête allongée à  $90^\circ$ . Dans la direction  $0^\circ$ , les zones endommagées se retrouvent donc sur les côtés de sommets individuels séparés les uns des autres (Figure 9.5).

Ainsi, les patrons des zones endommagées étant similaires pour les directions  $+90^\circ$  et  $+60^\circ$  et ayant les mêmes tendances pour  $-30^\circ$  et  $0^\circ$ , les patrons d'endommagement sont donc intimement liés à la morphologie des surfaces dans la direction de cisaillement.

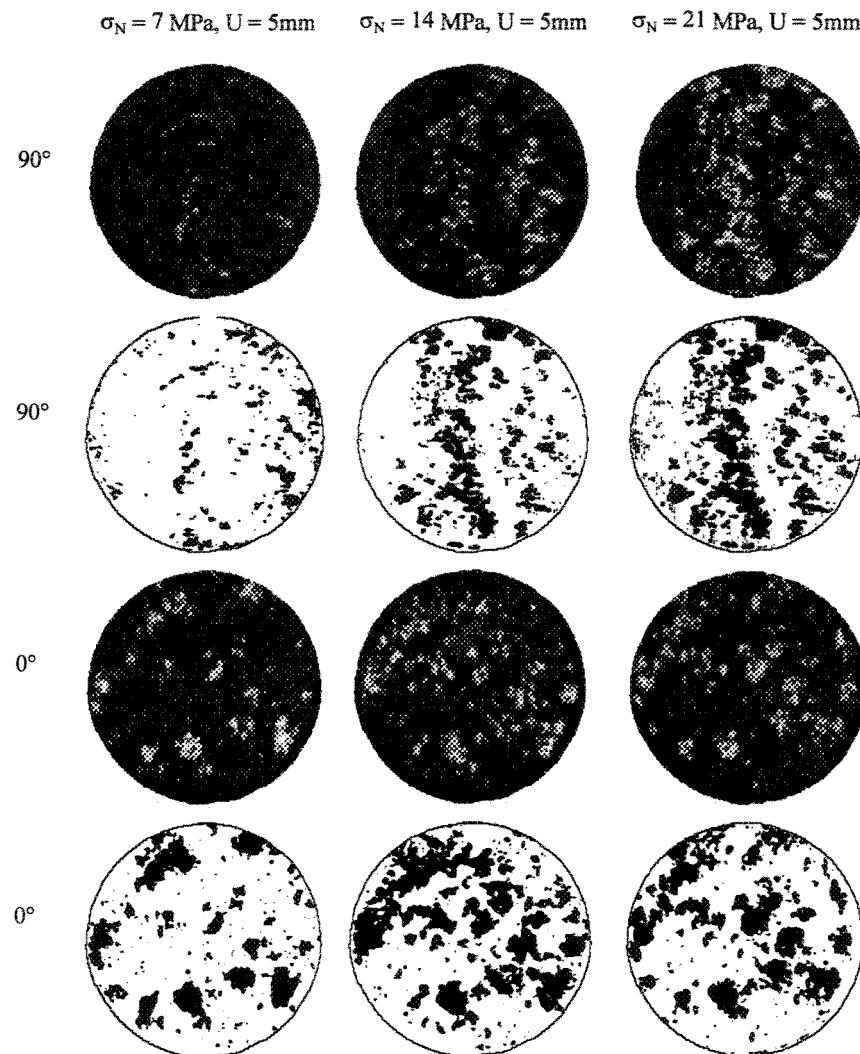


Figure 9.1 : Images en niveaux de gris et binaires de certaines répliques cisaillées (éponge A) : les zones claires des images en niveaux de gris et les zones noires des images binaires correspondent aux zones endommagées. La direction de cisaillement est verticale ( $0^\circ$ ) avec déplacement vers le bas, et horizontale ( $90^\circ$ ) avec déplacement de la droite vers la gauche.

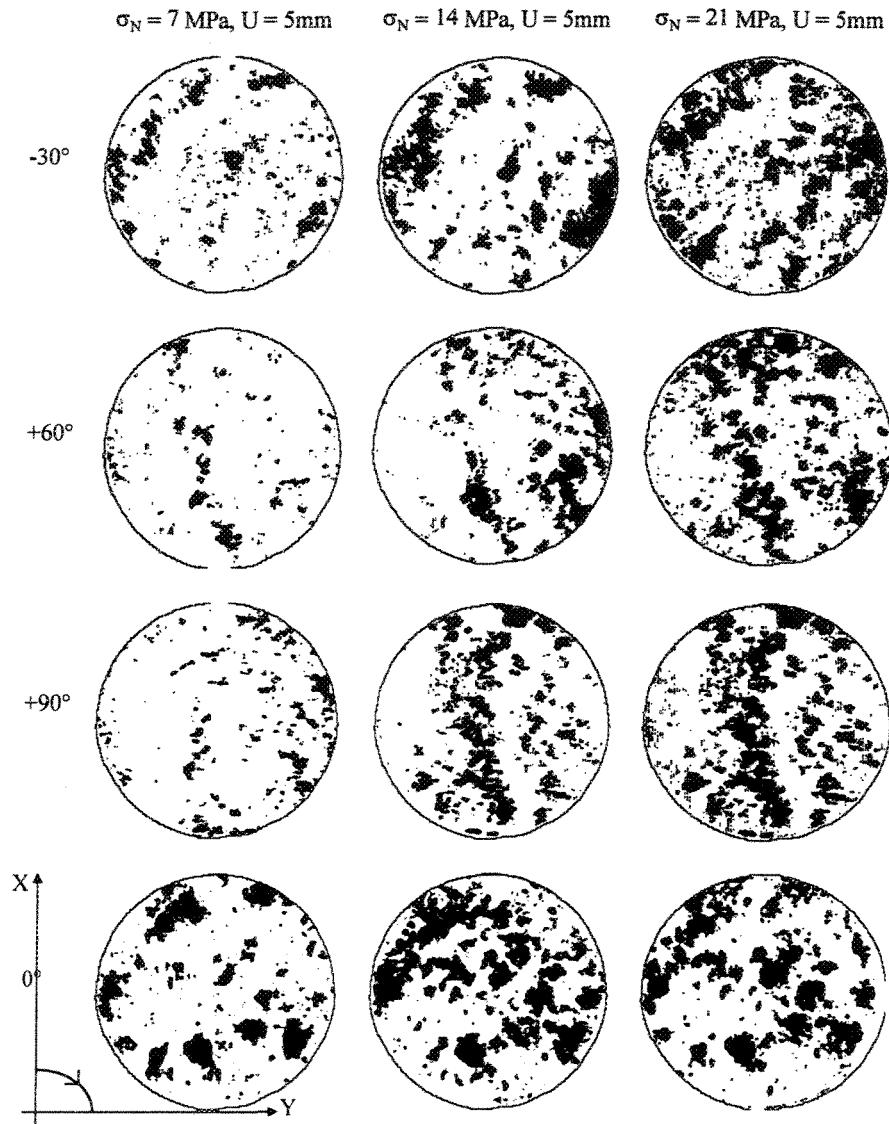


Figure 9.2 : Images binaires montrant la localisation et l'évolution des zones dégradées (époxy A) après cisaillement jusqu'à  $U_E = 5 \text{ mm}$  dans les quatre directions ( $\sigma_N = 7, 14$  et  $21 \text{ MPa}$ ).

Pouvoir prédire la localisation des zones endommagées peut être utile dans certaines applications, c'est pourquoi Riss et al. (1997) ont étudié le phénomène. La direction du pendage de la topographie a d'abord été calculée partout sur la surface. La distribution de l'orientation des pendages est présentée à la Figure 9.6a ; la majorité des pendages sont orientés entre  $210^\circ$  et  $330^\circ$  montrant ainsi l'anisotropie de la surface et donc de la

localisation des zones dégradées. La Figure 9.6b montre la localisation des pendages compris entre les directions  $250^\circ$  et  $290^\circ$  ( $270^\circ \pm 20^\circ$ ) ; la Figure 9.6c et la Figure 9.6d montrent à quel point les zones endommagées sont associées de près à la direction des pendages. Quant à la valeur des angles de pendage, elle ne semble pas être très déterminante puisque la distribution pour l'ensemble des angles et ceux des pendages sélectionnés (direction  $270^\circ \pm 20^\circ$  ; 27% du total) sont sensiblement identiques (Figure 9.6e). Néanmoins, Riss et al. (1997) recommandent une étude plus précise de ce sujet.

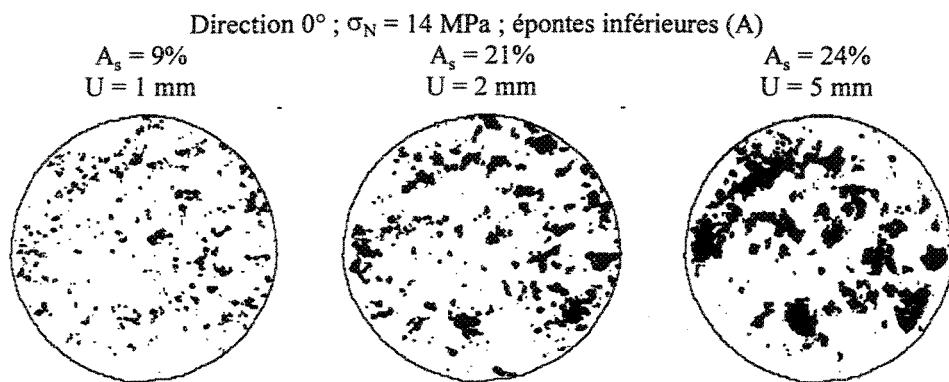


Figure 9.3 : Accroissement de la taille des zones endommagées avec le déplacement tangentiel.  $A_s$  est la proportion de l'aire des zones endommagées.

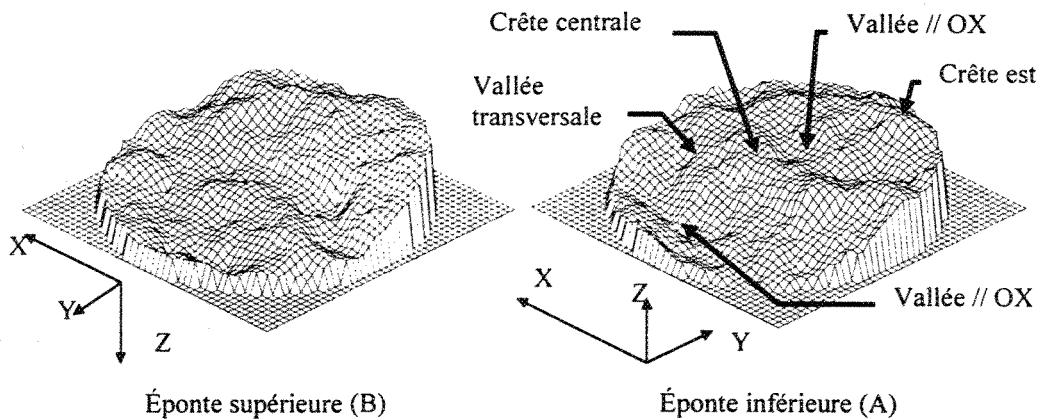


Figure 9.4 : Topographie de la surface reconstituée par krigeage.

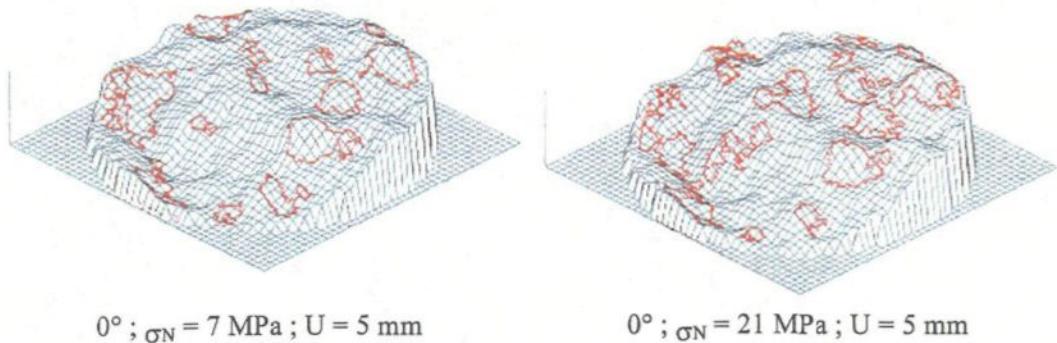


Figure 9.5 : Localisation des zones endommagées dans la direction  $0^\circ$  (éponte A).

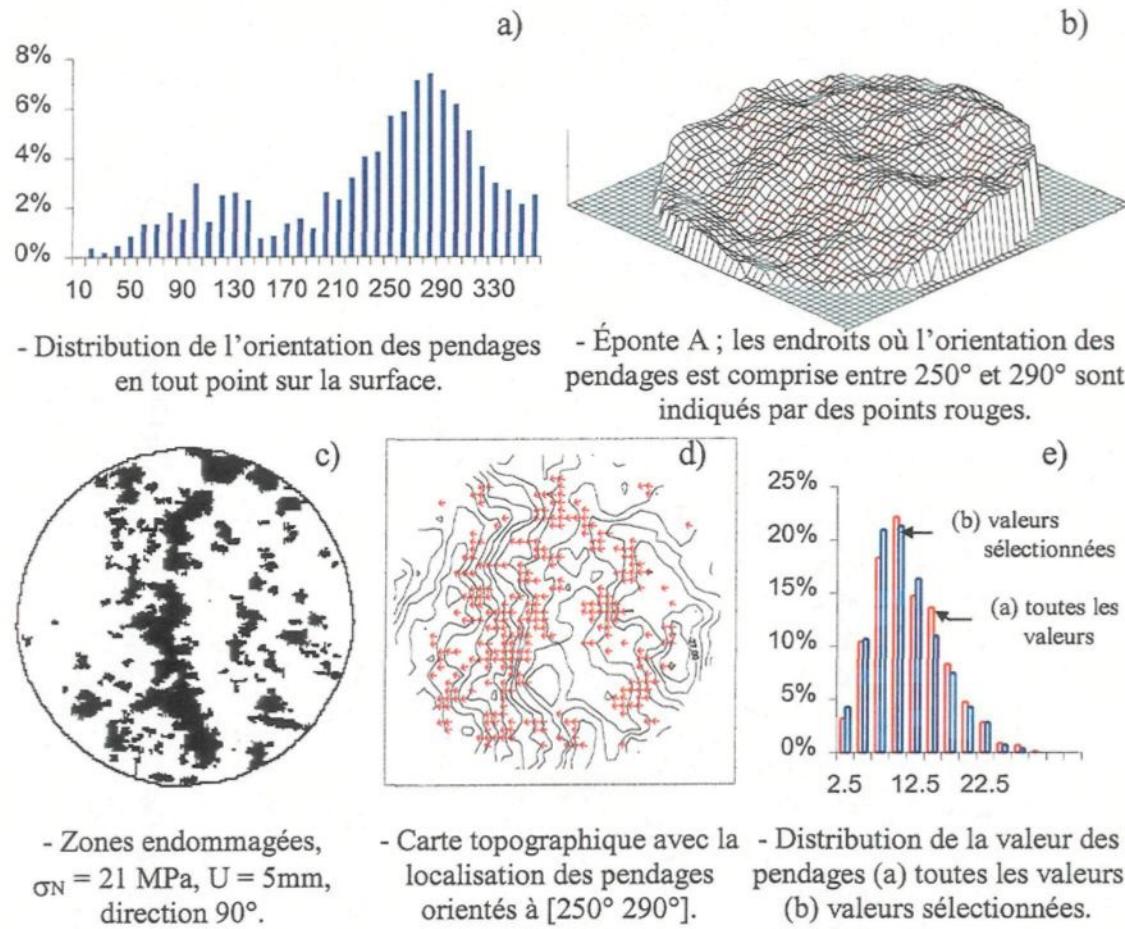


Figure 9.6 : Localisation des zones endommagées par rapport à la direction et à la grandeur des pendages de la topographie.

### 9.2.2 Travail tangentiel plastique et données " interpolées " : définitions

Les paramètres de rugosité et mécaniques utilisés à la section 9.2.3 seront mis en graphes en fonction du déplacement tangentiel ( $U$ ) et du travail plastique ( $W_p$ ) (ou du travail plastique " résiduel ",  $W_{pr}$ ).  $W_p$  et  $W_{pr}$ , montrés à la Figure 9.7, correspondent respectivement à la surface sous les courbes  $S - U$  et  $S_r - U$  à partir de la fin de la déformation élastique, soit  $U_e$ .  $W_p$  et  $W_{pr}$  se calculent à l'aide des équations suivantes :

$$W_p = \int_{U_e}^U S dU \quad (9.1)$$

où  $S = f(U)$  : force tangentielle. Donnée par :  $\tau \cdot A_i$  ;

$A_i$  : aire de l'intersection de deux cercles de rayon  $R$  dont les centres respectifs sont distants de  $\Delta U$ .

$A_i$  se calcule avec l'équation :

$$A_i(R, \Delta U) = R^2 \left[ 2 \arccos\left(\frac{\Delta U}{2R}\right) - \frac{\Delta U}{R} \sqrt{1 - \left(\frac{\Delta U}{2R}\right)^2} \right] \quad (9.3)$$

$$W_{pr} = \int_{U_e}^U S_r dU \quad (9.4)$$

où  $S_r = f(U)$  : force résiduelle. Donnée par :  $\tau_r \cdot A_i$  ;

et  $\tau_r = \sigma_N \tan(\phi_\mu)$ .

$U_e$  est le déplacement tangentiel correspondant à la fin de la déformation élastique,

soit la fin de la phase I. Les valeurs utilisées dans les calculs ont été déterminées visuellement sur les courbes  $\tau - U$  des données "interpolées" à chaque courbe pour laquelle  $W_p$  et  $W_{pr}$  devaient être calculés.  $W_p$ ,  $\tau_r$ ,  $A_i$  et  $W_{pr}$  sont recalculés pour chaque incrément  $\Delta U$ .  $A_i$  incrémenté permet de tenir compte de la diminution de la surface d'intersection entre les deux épontes due au déplacement tangentiel. La contrainte  $\tau_r$  est calculée à partir de l'angle de frottement de base ( $\phi_\mu = 37.4^\circ$ ), et n'est donc pas nécessairement la résistance mesurée à  $U_r = 5$  mm. Ceci évite toute contribution de la composante de dilatance dans le calcul de  $\tau_r$ . Le travail plastique résiduel,  $W_{pr}$ , doit exclure toute participation de la dilatance, de l'endommagement et de la déformation élastique (Figure 9.7).

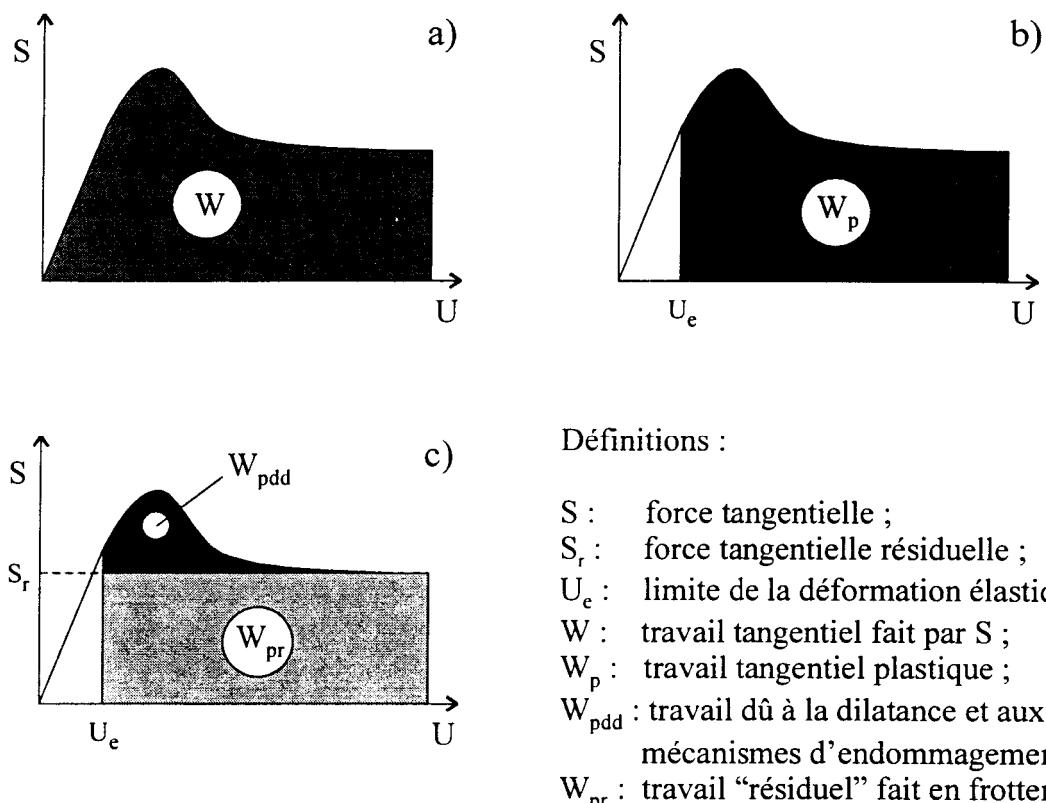


Figure 9.7 : Définitions du travail tangentiel. Le travail tangentiel correspond à la surface sous la courbe  $S - U$ .

Les courbes de résistance en cisaillement  $\tau - U$  et de dilatance  $V - U$  expérimentales, présentées au Chapitre 7, montrent de nombreuses fluctuations, particulièrement pour les essais du groupe G-1. Dans cet état, ces courbes sont inutilisables pour calculer le travail tangentiel ( $W$  et  $W_p$ , fonction de la surface sous la courbe  $\tau - U$ ) et l'angle de dilatance.

Donc pour effectuer ces calculs, nous avons dû préalablement recalculer toutes les courbes  $\tau - U$  et  $V - U$  expérimentales nécessaires aux analyses des sections suivantes. D'abord, pour chaque courbe expérimentale le nombre de points a été réduit de façon à ne conserver que certains points correspondant à la courbe sans les fluctuations. Cette courbe porte la dénomination "lissées" (Figure 9.8). Ensuite les données de la courbe "lissées" ont été utilisées pour calculer de nouvelles courbes de résistance ou de dilatance en cisaillement à pas  $\Delta U$  constant. Cette opération a été réalisée avec la méthode d'interpolation des polynômes de Lagrange. La courbe résultante a la dénomination "interpolées". À la Figure 9.8, les courbes des données "lissées" et "interpolées" se superposent presque parfaitement, ce qui témoigne de la réussite de l'opération d'interpolation. Quant au pas d'interpolation, il est de 0,05 mm, entre  $U = 0$  mm et  $U = 1$  mm, de 0,1 mm entre  $U = 1$  mm et  $U = 5$  mm, et de 0,3 mm au-delà de  $U = 5$  mm. Les courbes des données "interpolées" ont servi aux différents calculs.

L'angle de dilatance calculé ( $i$ ) est l'arctangente de la pente de la courbe  $V - U$  "interpolées". Cette pente est le résultat de la différence entre l'élévation aux points précédent et suivant le point désigné, divisée par le pas entre ces deux points ( $2\Delta U$ ).

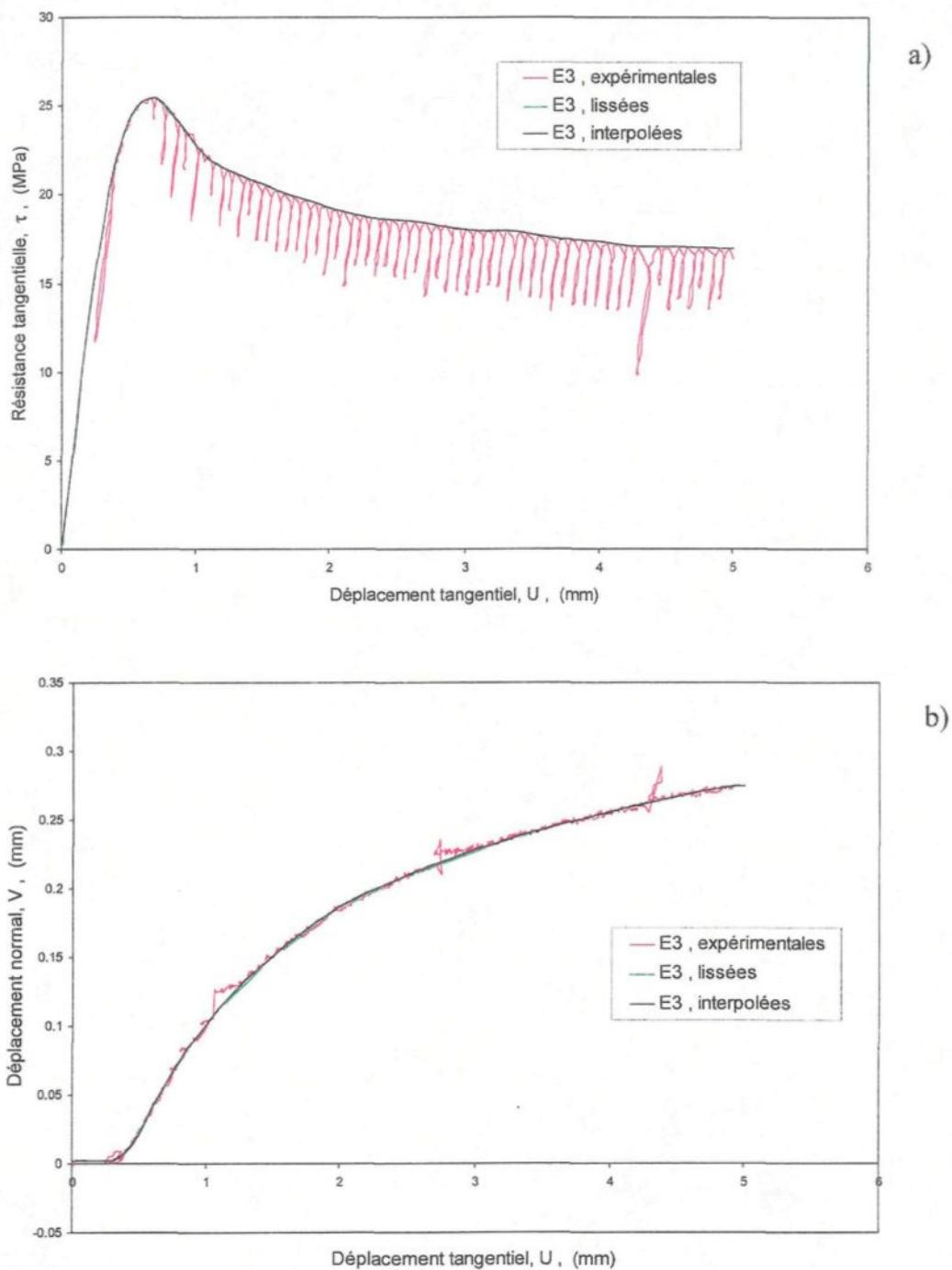


Figure 9.8 : Comparaison des courbes des données expérimentales, lissées et interpolées de l'essai E3. a) Courbes  $\tau - U$  et b) courbes  $V - U$ .

### 9.2.3 Évolution de certains paramètres de rugosité lors du cisaillement

#### 9.2.3.1 Introduction

Tous les paramètres utiles pour caractériser la morphologie initiale des épontes peuvent également être calculés à différentes étapes du cisaillement, pour diverses conditions d'essai ( $\sigma_N$ , vitesse de cisaillement, direction, etc), afin de mesurer l'effet du cisaillement sur ces paramètres de rugosité, et réciproquement, de définir l'influence de l'évolution de ces paramètres sur le résultat du cisaillement. Pour y arriver, il faut pouvoir compter sur suffisamment de répliques de qualité pour ne les cisailier qu'une seule fois et ainsi éviter de perturber les mesures par l'interruption des essais à différentes étapes. C'est précisément à cette fin qu'a été adopté le programme expérimental présenté au Chapitre 4.

Parmi tous les paramètres de rugosité développés et/ou utilisés en mécanique des roches, dont plusieurs sont résumés au Chapitre 2, seuls les paramètres suivants seront analysés dans cette section : CLA (§ 2.2), MSV (§ 2.2),  $Z_2$  (§ 2.2) et  $\theta_2(+)$  moyen (§ 2.3.3). Les paramètres CLA et MSV permettront d'étudier l'évolution de la hauteur des différents points composant les profils de rugosité. Les paramètres  $Z_2$  et  $\theta_2(+)$  moyen concernent l'angularité des facettes ;  $Z_2$  dépend autant des angles positifs que des angles négatifs alors que  $\theta_2(+)$  moyen donne la moyenne des angles 2D positifs des facettes, c.-à-d. ceux sollicités lors du cisaillement. Ces paramètres abordent donc deux traits majeurs de la rugosité : la hauteur des aspérités et l'angularité des facettes. À noter que le traitement géostatistique de la hauteur fait l'objet de la section 9.2.4.

Puis comme dernier paramètre étudié, il y a l'angle de dilatance calculé à partir des données de dilatance des courbes "interpolées". Ce type de courbe est défini à la section 9.2.2.

### 9.2.3.2 Évolution des indices CLA et MSV centré lors du cisaillement

L'indice de rugosité CLA est défini comme la moyenne des valeurs absolues des hauteurs définies par rapport à une droite de référence, alors que le MSV est l'écart quadratique moyen des hauteurs par rapport à une droite de référence (§ 2.2). Les valeurs de CLA présentées dans cette section sont les moyennes des valeurs calculées, profil par profil, par rapport au point le plus bas de chaque profil dans une même direction et pour la même éponte. Quant à l'indice MSV centré, ce sont les moyennes des valeurs calculées profil par profil par rapport à la hauteur moyenne de chaque profil dans une même direction et pour la même éponte (éponte A).

Le CLA et le MSV centré sont mis en graphe en fonction du déplacement tangentiel ( $U$ ) et du travail tangentiel plastique ( $W_p$ ), tel que défini à la section 9.2.2, (Figures 9.9 et 9.10).

Les diagrammes de la Figure 9.9 permettent les observations suivantes :

- les données se répartissent en quatre nuages de courbes correspondant aux quatre directions d'enregistrement des profils de rugosité et de cisaillement ; les valeurs de CLA initiales ( $U = 0$ ) les plus faibles correspondent à la direction  $0^\circ$  et les plus élevées, à la direction  $+90^\circ$ . Les nuages des directions  $+60^\circ$  et  $+90^\circ$  se superposent partiellement à  $U_E = 5$  mm ;
- en général, CLA varie relativement peu au cours du cisaillement (par rapport à  $U$  et  $W_p$ ) ; les courbes sont presque horizontales avec, en général, une légère pente négative ;
- la relation CLA –  $U$ , ou CLA –  $W_p$ , est à peu près linéaire. Du moins, c'est la tendance générale car certaines courbes montrent une forte variabilité. C'est le cas à  $\sigma_N = 14$  MPa dans la direction  $0^\circ$  et pour les essais G-2 dans la direction  $60^\circ$  ;

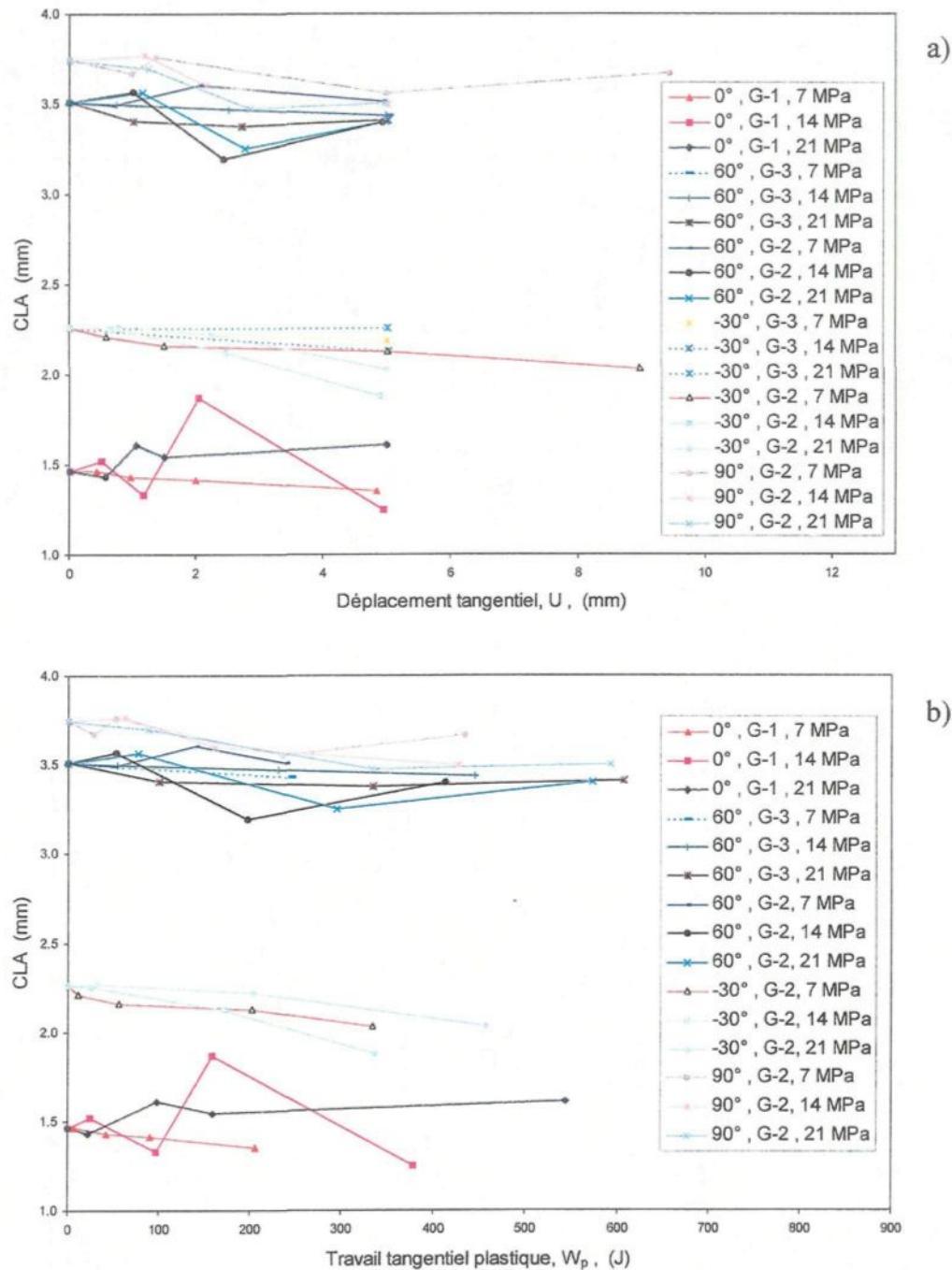


Figure 9.9 : Évolution de l'indice CLA calculé par rapport au point le plus bas de tous les profils suite au cisaillement. a) En fonction de  $U$  et b) en fonction de  $W_p$ .

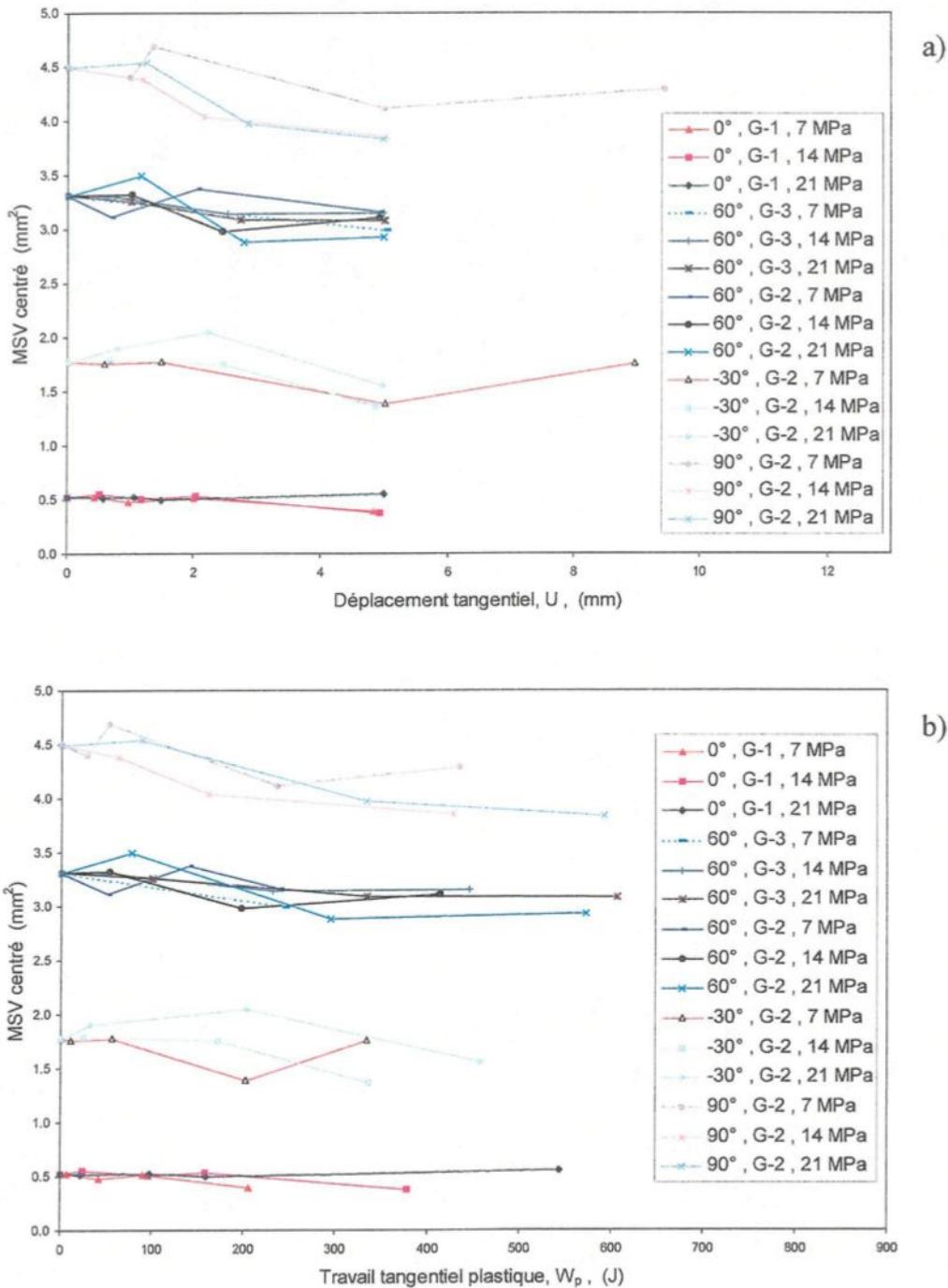


Figure 9.10 : Évolution de l'indice MSV centré calculé par rapport à un plan horizontal moyen de l'ensemble des profils suite au cisaillement. a) En fonction de  $U$  et b) en fonction de  $W_p$ .

- bien que la tendance générale soit que les courbes aient une pente moyenne négative, c.-à-d. diminution du CLA au cours du cisaillement, il peut arriver que le CLA augmente au cours du cisaillement. C'est le résultat obtenu à  $\sigma_N = 21 \text{ MPa}$  dans la direction  $0^\circ$  ;
- l'analyse plus détaillée révèle que pour chaque groupe d'essais dans les quatre directions, il n'y a pas de tendance claire montrant une relation entre l'évolution du CLA et le niveau de contrainte normale (courbes CLA – U et CLA –  $W_p$ ) ; la pente négative n'est pas plus forte à mesure que le niveau de contrainte normale augmente, et il n'y a pas non plus de diminution progressive dans l'autre sens, soit de 21 MPa à 7 MPa ;
- la variabilité des valeurs du CLA empêche de déterminer si la compétence du matériau des épontes en surface a une influence marquée sur l'évolution de cet indice.

Les six observations précédentes sont également valables pour l'indice MSV centré (Figure 9.10). Cependant cet indice varie beaucoup moins que le CLA dans les directions  $0^\circ$  et  $60^\circ$  et les courbes dans les directions  $60^\circ$  et  $90^\circ$  forment deux groupes très distincts.

La synthèse des observations notées précédemment permet de conclure que l'élévation moyenne de la hauteur ne diminue que légèrement lors du cisaillement, y compris dans les conditions de contrainte normale élevée ( $\sigma_N \geq 0,3 C_0$ ). De plus, cette légère diminution est linéaire indiquant ainsi que le "niveling" se fait progressivement tout au cours du cisaillement, c.-à-d. qu'il n'est pas concentré au cours d'une des phases du cisaillement en particulier (phases III à V). Cette diminution lente et constante de la hauteur moyenne (CLA), et de l'écart quadratique moyen de la hauteur (MSV), est attribuable, en partie, à la combinaison des mécanismes d'endommagement des aspérités et de placage, à la surface opposée, d'une portion du matériau arraché. Ainsi, certains points ont leur élévation réduite (endommagement) et d'autres l'ont augmentée (placage). Donc,

s'il y a une phase de cisaillement où l'arrachement du sommet des aspérités est plus sévère, cet effet est contrebalancé par un placage également plus important. Ces deux mécanismes semblent donc proportionnels l'un à l'autre.

Finalement, la variabilité observée sur certaines courbes est imputable à l'impossibilité de répéter exactement les conditions d'essais et de surface d'époncte à chaque nouvel essai. D'où une légère hétérogénéité de la quantité d'endommagement et/ou de placage. Cette légère hétérogénéité se reflète dans les résultats et peut être amplifiée, ou imperceptible, selon le paramètre calculé.

#### **9.2.3.3 Évolution de l'indice $Z_2$ au cours du cisaillement**

L'indice de rugosité  $Z_2$ , défini comme la racine carrée de la moyenne quadratique de la dérivée première de  $z(x)$  (§ 2.2), est donc relatif à la pente des aspérités. De plus, il combine autant les pentes positives que négatives. Cet indice est mis en graphe en fonction du déplacement tangentiel et du travail tangentiel plastique à la Figure 9.11.

Les diagrammes de la Figure 9.11 montrent les faits suivants :

- $Z_2$  diminue d'abord très rapidement puis tend à se stabiliser, même si  $U$  atteint ~10 mm. Parfois au lieu de se stabiliser, il continue à diminuer lentement, ou augmente même. Ce comportement se produit autant en fonction de  $U$  que de  $W_p$ , et ce dans les quatre directions ;
- la diminution de  $Z_2$  est un peu plus rapide dans les directions  $0^\circ$  et  $-30^\circ$  ;
- $Z_2$  tend à se stabiliser à partir de  $U = 1$  mm à 2 mm, ou à partir de  $W_p = 50$  J à 200 J ;
- la diminution de  $Z_2$  n'est pas systématiquement plus prononcée à mesure que le

niveau de contrainte normale est augmenté ; il ne semble pas y avoir de relation entre l'évolution de  $Z_2$  au cours du cisaillement et la grandeur de la contrainte normale ;

- la compétence du matériau des épontes affecte l'évolution de  $Z_2$  : les valeurs de  $Z_2$  sont plus faibles suite aux essais G-2 que ceux du G-3 (direction 60°, Figure 9.11a et b) ;
- la principale différence entre les groupes de courbes des différentes directions semble principalement due aux valeurs initiales de  $Z_2$  : peu importe la direction, donc la valeur initiale de  $Z_2$ , les taux et l'ordre de grandeur de la diminution de  $Z_2$  sont très similaires (mais un peu plus importants pour les essais du groupe G-2 par rapport à ceux du groupe G-3 dû aux différences de propriétés mécaniques).

En se rappelant que chaque point de chaque courbe correspond à un seul essai, l'observation des faits mentionnés précédemment permet de conclure que déjà au pic (premiers points au-delà de  $U = W_p = 0$ )  $Z_2$  a subi la majeure partie de la modification qu'il subira au cours du cisaillement. De plus, à partir de la fin de la phase IV, cet indice semble demeurer à peu près constant (tendance générale). Cela s'explique peut-être par la combinaison des deux mécanismes : endommagement et placage, discutés à la section précédente. Le placage de matériau provenant de l'éponge opposée a donc peut-être un effet important sur les paramètres morphologiques des épontes cisaillées quand il n'est pas enlevé.

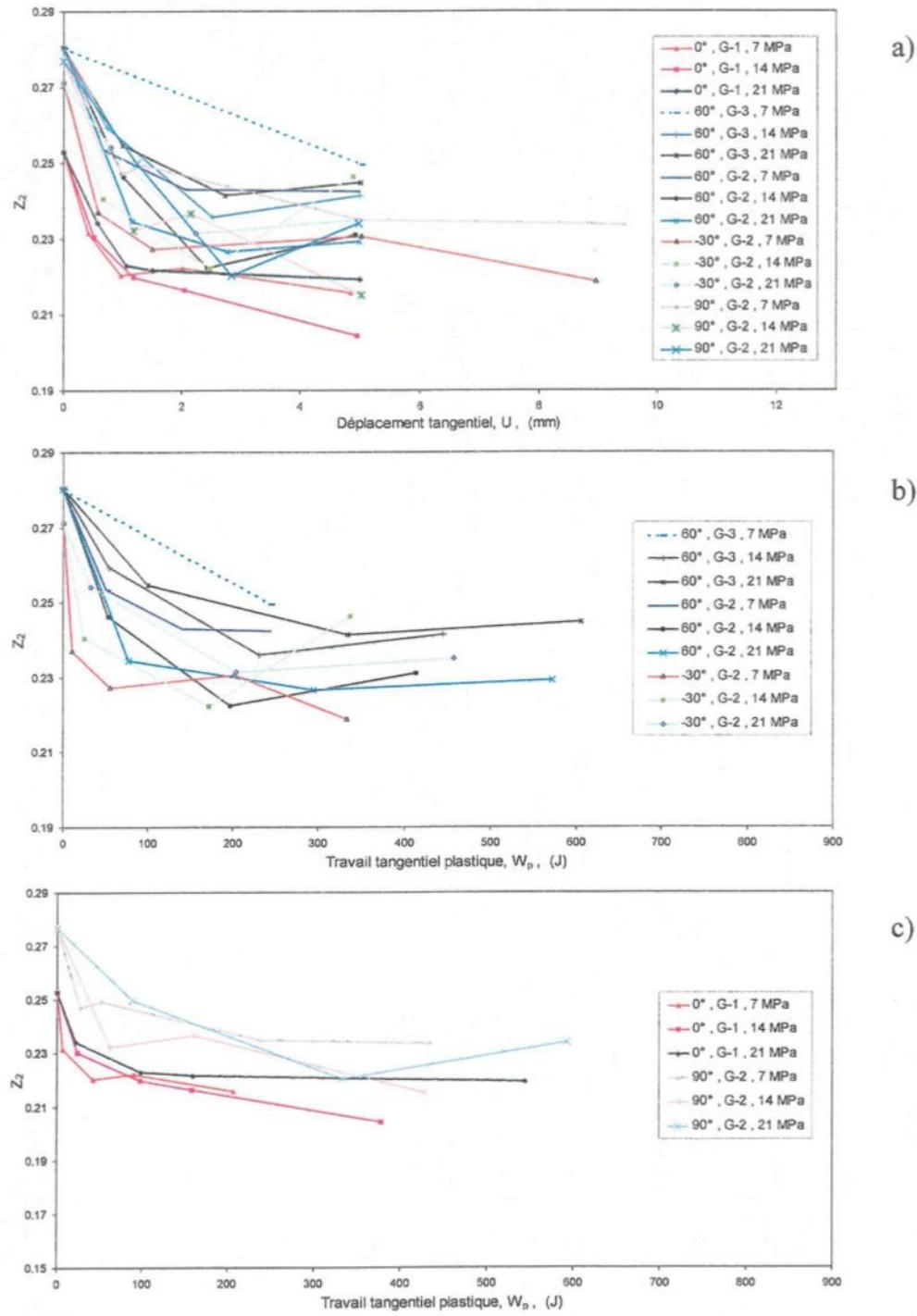


Figure 9.11 : Évolution de l'indice  $Z_2$  au cours du cisaillement. a) En fonction de  $U$ , b) et c) en fonction de  $W_{p_t}$ .

#### **9.2.3.4 Évolution du paramètre $\theta_2(+)$ moyen au cours du cisaillement**

Le paramètre  $\theta_2(+)$  moyen correspond à la moyenne des angles de facette 2D positifs. Le caractère positif de ces angles est important puisqu'il indique qu'il s'agit des angles sollicités (chevauchement) lors du cisaillement. Ces angles apparents contrôlent donc le taux de dilatance, du moins lors des phases initiales du cisaillement. Ce paramètre est mis en graphe en fonction de  $U$  et de  $W_p$  à la Figure 9.12.

$\theta_2(+)$  moyen se comporte sensiblement de la même manière que  $Z_2$ , de sorte que les observations faites à propos de  $Z_2$  (§ 9.2.3.3) sont également valables pour  $\theta_2(+)$  moyen. Ces observations ne sont toutefois pas reprises ici.

Cependant, il y a au moins une tendance qui est un peu plus apparente avec  $\theta_2(+)$  moyen : cet angle tend plutôt à diminuer de façon constante au lieu de se stabiliser au niveau d'une valeur quelconque. Cette tendance est visible grâce aux essais G2-30-F1 et G2-90-F1 cisaillés jusqu'à  $U_F > 9$  mm. Il s'agit là d'un comportement apparemment en accord avec les notions intuitives d'endommagement.

#### **9.2.3.5 Évolution de l'angle de dilatance au cours du cisaillement**

L'angle de dilatance ( $i$ ) n'est pas un paramètre morphologique des épontes mais il dépend de la rugosité de ces dernières et l'évolution de  $i$  au cours du cisaillement dépend de l'évolution de la morphologie des épontes. De plus,  $i$  est reconnu comme un facteur important de la résistance en cisaillement. L'angle de dilatance  $i$  est donc une variable importante de la relation entre la morphologie initiale et son évolution au cours du cisaillement, d'une part, et la résistance en cisaillement d'autre part. Il importe donc de bien caractériser cet angle  $i$  et éventuellement de bien le modéliser. Les modélisations seront faites à la section 9.3.

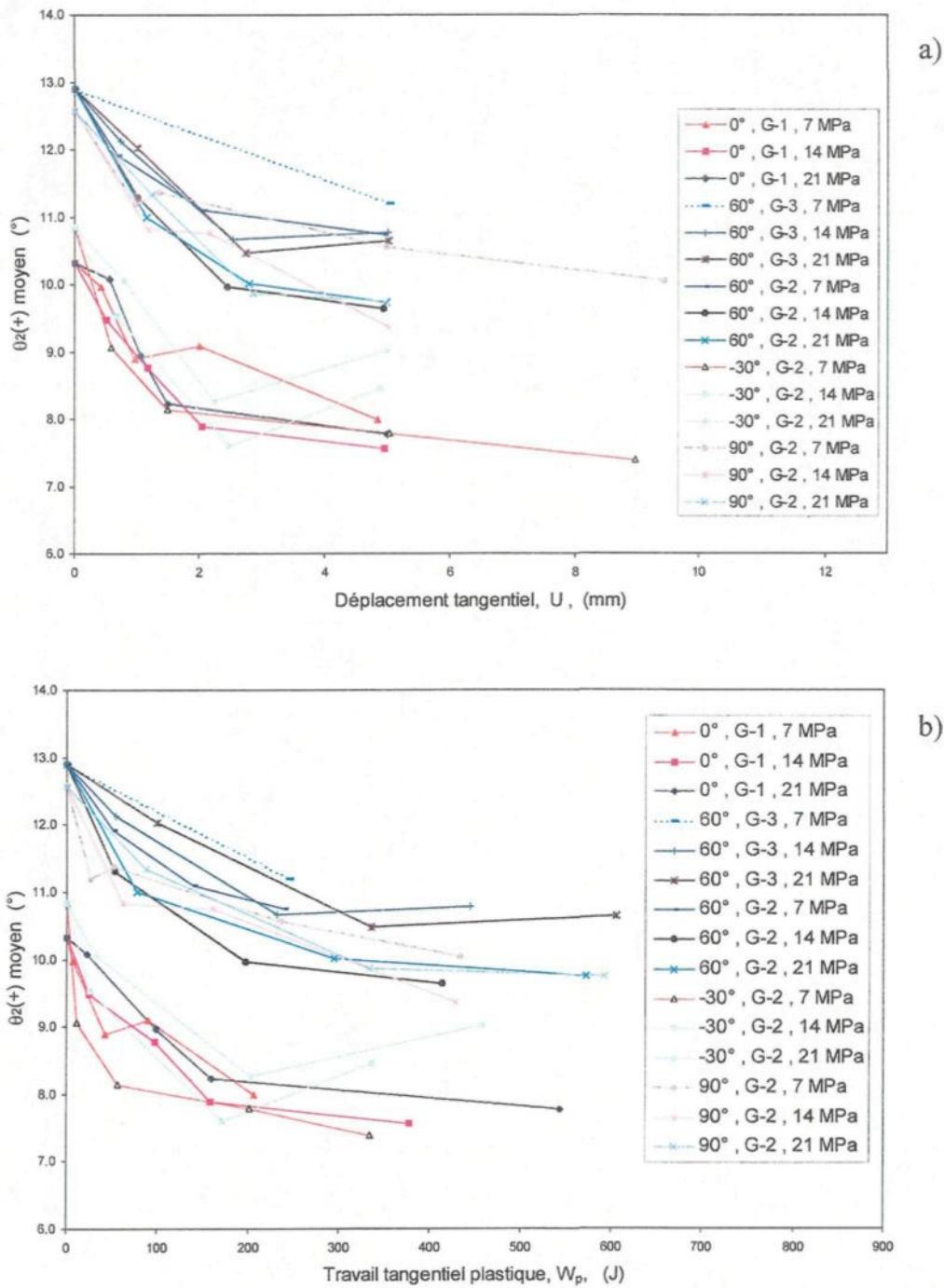


Figure 9.12 : Évolution du paramètre  $\theta_2(+)$  moyen au cours du cisaillement. a) En fonction de  $U$  et b) en fonction de  $W_p$ .

Ici l'angle de dilatance est représenté en fonction du déplacement tangentiel ( $U$ ) et du travail tangentiel plastique " résiduel " ( $W_{pr}$ ), tel que défini à la Figure 9.7.  $W_{pr}$  a été choisi au lieu de  $W_p$  car  $W_{pr}$  exclut toute composante de dilatance et d'endommagement et il donne de meilleures superpositions.

L'angle de dilatance a été calculé à partir des données de dilatance " interpolées " (Figure 9.8b) tel que mentionné à la section 9.2.2.

Il est toutefois important de noter que même si l'interpolation a donné de très bons résultats, les courbes dites " interpolées " peuvent différer légèrement des courbes expérimentales, en particulier près du pic de la résistance. Une très légère variation au niveau des courbes  $V - U$  interpolées et expérimentales induit également de légères variations de l'angle de dilatance. Ces variations peuvent affecter la grandeur de  $i$  et/ou faire que l'angle  $i$  maximal ne soit pas mesuré à  $U_p$ . Mais puisque  $i$  ne peut être mesuré expérimentalement, et ne peut qu'être calculé à partir des courbes  $V - U$ , ces variations ne peuvent qu'être anticipées et non prouvées ni quantifiées.

La Figure 9.13 montre les courbes  $i - U$  obtenues pour la direction  $0^\circ$ . Il s'agit de courbes typiques et c'est pourquoi seule la direction  $0^\circ$  est présentée ici. Toutefois, toutes les courbes sont montrées à la section 9.3 consacrée à la modélisation. Les courbes  $i - U$  commencent à partir de  $U_e$ , donc à la fin de la déformation dite élastique (mobilisation du frottement). La Figure 9.13 est suffisante pour y tirer les observations suivantes :

- $i$  augmente à partir de  $U_e$  jusqu'à  $U_p$  ( $i_p$ ) puis diminue, d'abord très rapidement, mais ensuite, vers la transition entre les phases IV et V, la diminution est de plus en plus lente ;
- la diminution n'est pas régulière sur les courbes  $i - U$  ; il y a présence de paliers plus ou moins longs témoignant de la constance de  $i$  à certains moments au cours du cisaillement. Ces paliers peuvent généralement être associés à certaines zones des

courbes  $V - U$  où le taux d'accroissement de la dilatance semble constant. La méthode de "lissage" et d'interpolation utilisée pour produire les données dites interpolées a peut être aussi un effet sur la présence de ces paliers ;

- la contrainte normale a un effet marqué sur  $i$  :  $i$  diminue à mesure que  $\sigma_N$  augmente. On a donc des courbes nettement décalées pour chaque niveau de contrainte normale testé. Cette tendance est cependant beaucoup plus évidente dans les directions  $-30^\circ$  et  $+60^\circ$  (essais G-3, Figure 9.21 et Figure 9.22, § 9.3.2).

L'allure générale des courbes  $i - U$  décrite précédemment est en accord avec la théorie démontrant le rôle de la dilatance sur la résistance en cisaillement :  $i$  augmente d'abord jusqu'à un pic puis diminue, d'abord rapidement et ensuite de plus en plus lentement. Les courbes  $\tau - U$  ont exactement la même allure, ce qui témoigne bien de la relation entre  $\tau$  et  $i$ , bien que la dilatance ne soit pas le seul mécanisme impliqué. Toutefois, contrairement à  $\tau$ ,  $i$  diminue avec l'augmentation de la contrainte normale. Ce comportement s'explique par les divers mécanismes (frottement, cisaillement, broyage, etc.) intervenant au cours du cisaillement. Ces mécanismes engendrent un accroissement de la résistance en cisaillement et ils sont de plus en plus mobilisés à mesure que  $\sigma_N$  augmente. C'est pourquoi  $\tau$  augmente avec  $\sigma_N$ . On constate par le fait même que la dilatance ( $i$ ) a de moins en moins d'influence sur  $\tau$  à mesure que la contrainte normale tend vers  $\sigma_T$  et que le déplacement tend vers  $U_r$ .

L'angle de dilatance (données "interpolées") en fonction de  $W_{pr}$  est montré à la Figure 9.14. Chaque direction fait l'objet d'un graphique différent. Les quatre graphiques de la Figure 9.14 permettent d'intéressantes observations :

- l'allure générale des courbes correspond à celle des courbes  $i - U$  avec la présence d'un pic suivi d'une diminution jusqu'à une valeur à peu près constante. Cette valeur dépend de la direction : elle tend vers zéro dans les directions  $0^\circ$  et  $-30^\circ$  et est beaucoup plus élevée à  $60^\circ$  et  $90^\circ$  ;

- les courbes  $i - W_{pr}$  issues des essais des groupes G-1 et G-3 (dont les propriétés des échantillons utilisés sont relativement constantes, directions  $0^\circ$ ,  $-30^\circ$  et  $60^\circ$ ) ne semblent plus dépendantes de  $\sigma_N$  car, contrairement aux courbes  $i - U$ , elles se superposent. La superposition est particulièrement remarquable dans la direction  $0^\circ$  (essais G-1), sauf pour  $\sigma_N = 1$  MPa. Les courbes ne se superposent toutefois pas dans les phases pré-pic et au pic où  $i$  n'a pas encore évolué suite au déplacement tangentiel et à l'endommagement induits par le cisaillement. La dispersion des courbes est plus grande pour les essais faits avec les échantillons S-2 (essais G-2) ;
- $i$  est moins élevé pour les essais G-2 que pour les essais G-3 (direction  $-30^\circ$  et  $+60^\circ$ , Figure 9.14b et c).

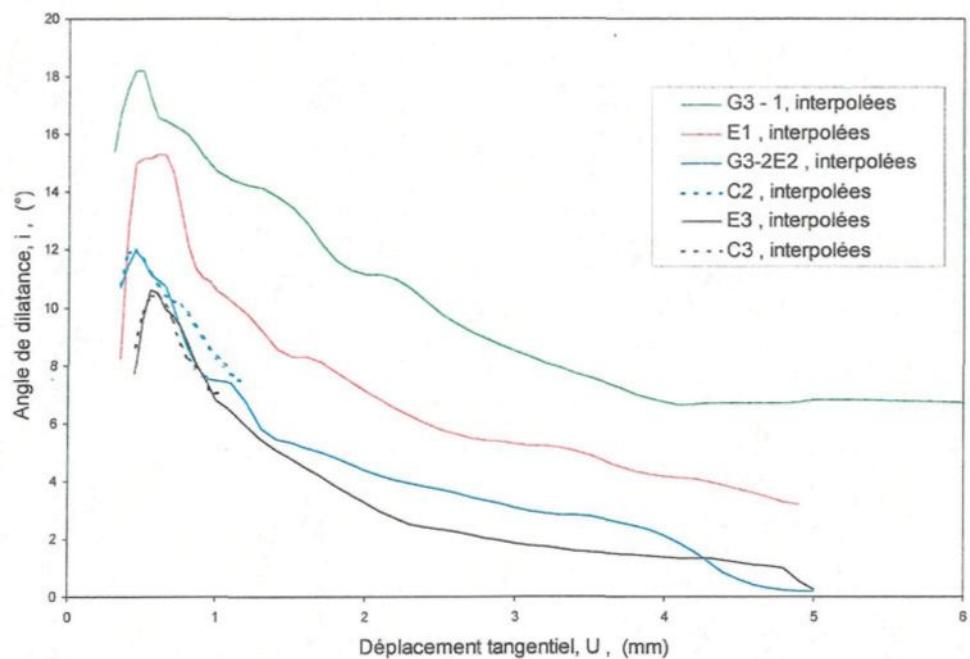


Figure 9.13 : Angle de dilatance en fonction du déplacement tangentiel. Direction  $0^\circ$ .

Ces observations permettent de conclure qu'initialement (phases II, III et début de IV où les courbes  $i - W_{pr}$  ne se superposent pas)  $i$  est dépendant de la morphologie initiale,

et du couplage entre la morphologie initiale et  $\sigma_N$ , c.-à-d. du processus de sélection des angularités (§ 8.3.1, Figure 8.5) mais pas de l'action du cisaillement. Ensuite, tôt dans la phase IV, donc assez rapidement, les courbes se superposent sous l'effet du cisaillement. Ainsi, peu après le pic, le processus de dégradation devient indépendant du processus de sélection des angularités et devient peut-être aussi indépendant de la morphologie initiale des épontes (car elle est endommagée de toute façon). Autrement dit, le processus de sélection des angularités en vigueur aux phases II et III est progressivement remplacé par le processus de dégradation des aspérités au début de la phase IV. L'angle de dilatance  $i$  est alors contrôlé par les paramètres du cisaillement soit  $U$ ,  $\sigma_N$  et les propriétés mécaniques du matériau (dont  $\phi_\mu$ ). Ces facteurs définissent également  $W_{pr}$  (§ 9.2.2). C'est pourquoi, pour un certain travail  $W_{pr}$  (fait peu importe  $\sigma_N$ ,  $U$  et  $\phi_\mu$ ), une seule valeur  $i$  en résulte.

Selon ce qui vient d'être énoncé, les courbes  $i - W_{pr}$  des essais G-2 devraient également se superposer à celles des essais G-3. Or nous avons vu que ce n'est pas le cas. Cette légère différence est probablement imputable à la valeur donnée à l'angle de frottement de base dans les calculs de  $W_{pr}$ . Nous avons utilisé la même valeur pour tous les calculs, soit  $\phi_\mu = 37,4^\circ$  (§ 4.2.2). Il ne s'agit pas d'une valeur moyenne mais obtenue à  $\sigma_N = 14 \text{ MPa}$  et  $21 \text{ MPa}$ , après l'essai à  $\sigma_N = 7 \text{ MPa}$ , donc correspondant à une surface légèrement dépolie puisque déjà utilisée pour l'essai à  $\sigma_N = 7 \text{ MPa}$ . Mais on sait que les échantillons utilisés lors des essais G-2 étaient de moins bonne qualité que ceux des groupes G-1 et G-3. Ainsi, l'utilisation de la même valeur pour  $\phi_\mu$  pour les trois groupes d'essais n'est probablement pas justifiée et peut être considérée comme cause probable de la différence observée. De plus, d'après les résultats obtenus dans les directions  $-30^\circ$  et  $+60^\circ$  (Figure 9.14b et c), il semble qu'un angle de frottement  $\phi_\mu > 37,4^\circ$  devrait être employé dans les calculs relatifs aux essais du groupe G-2 afin d'augmenter  $W_{pr}$  et ainsi permettre la concordance des courbes des essais des groupes G-2 et G-3. Une étude plus détaillée de cet aspect de la problématique est toutefois nécessaire afin de conclure définitivement.

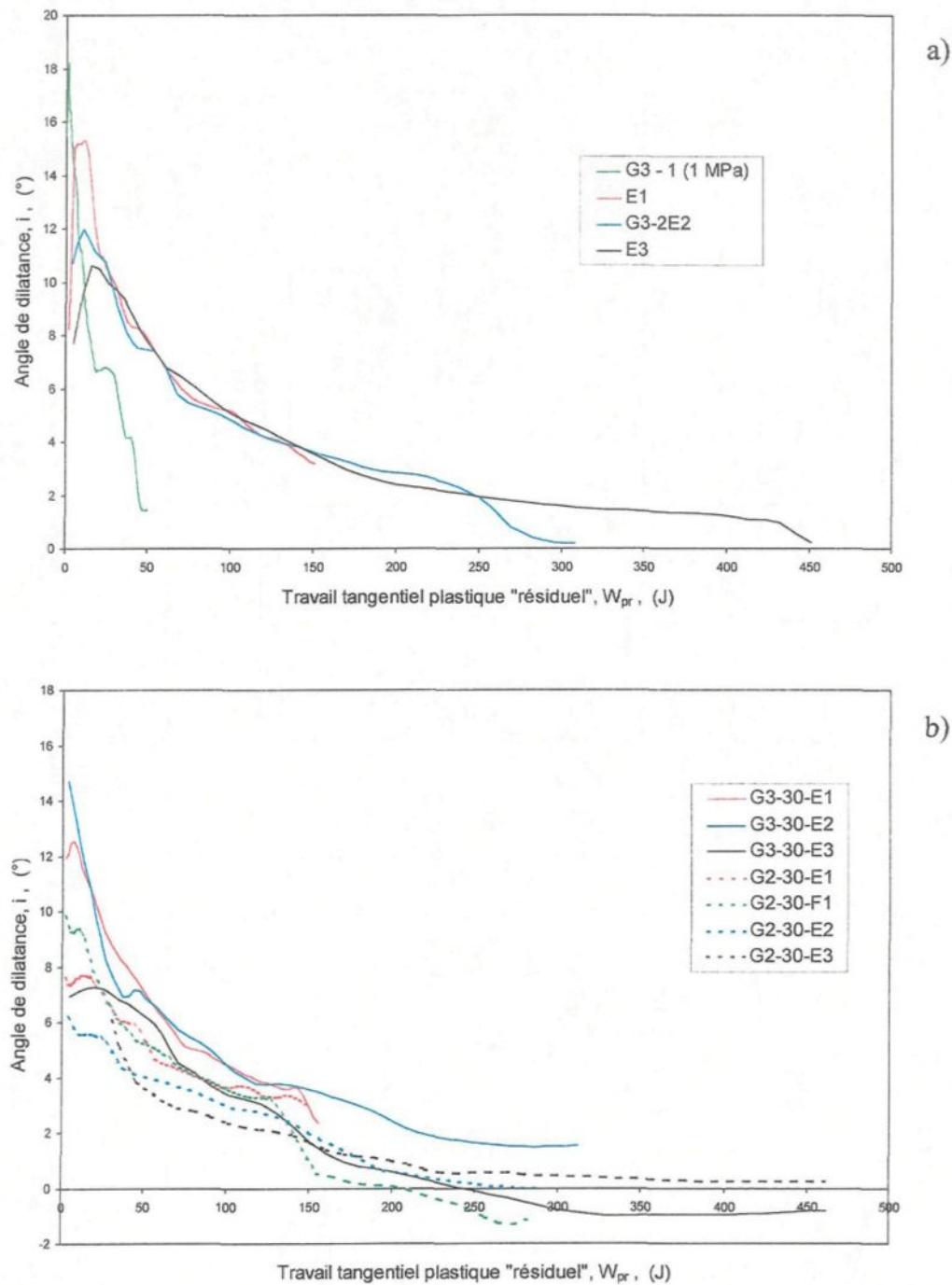


Figure 9.14

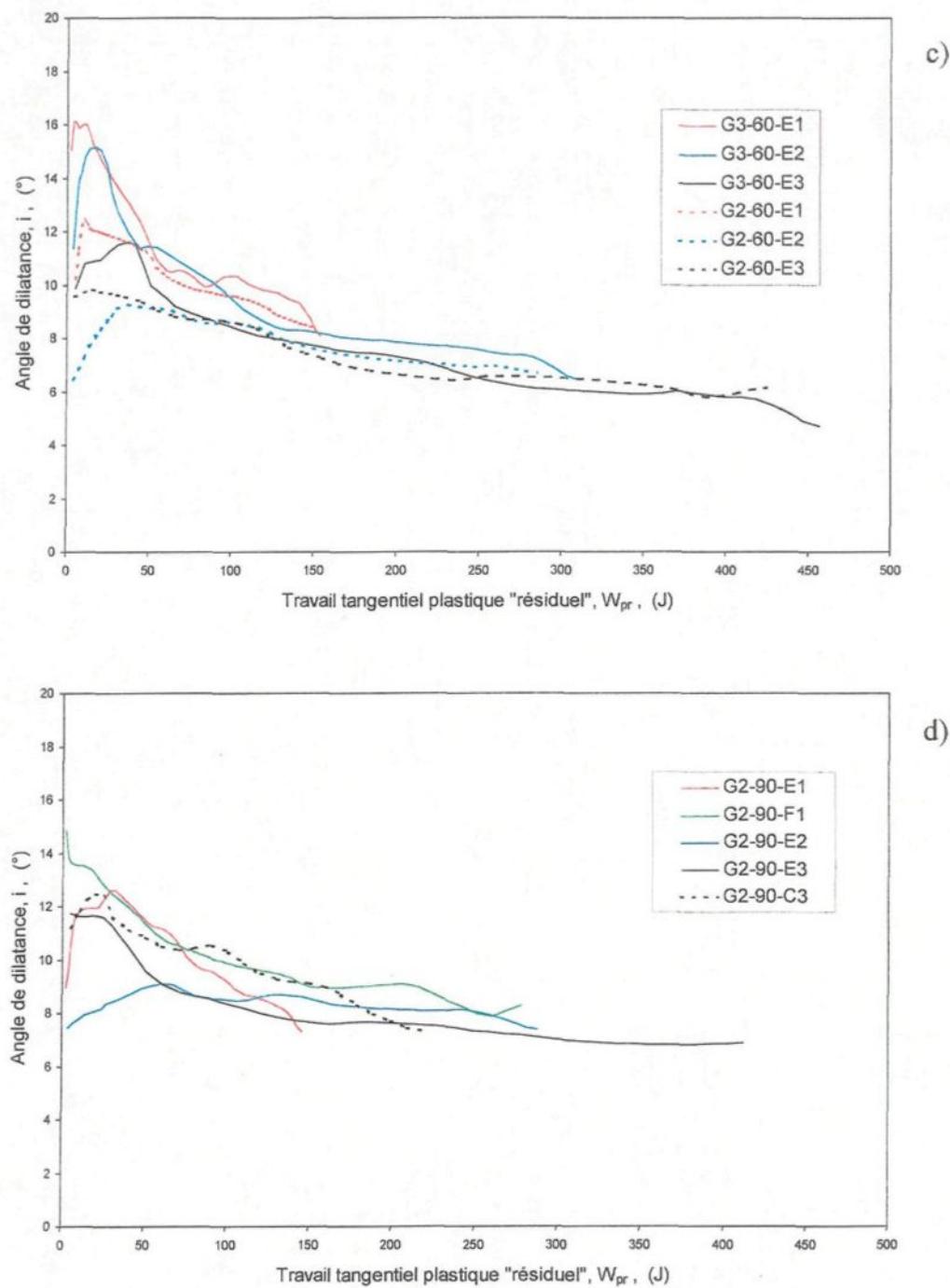


Figure 9.14 : Angle de dilatance en fonction du travail tangentiel plastique "résiduel". a) Direction  $0^{\circ}$ , b) direction  $-30^{\circ}$ , c) direction  $60^{\circ}$  et d) direction  $90^{\circ}$ .

Finalement, la différence de comportement remarquée dans la direction  $0^\circ$  (courbes  $i - W_{pr}$ , Figure 9.14a) entre la courbe correspondant à  $\sigma_N = 1 \text{ MPa}$  par rapport à celles correspondant à  $\sigma_N = 7, 14$  et  $21 \text{ MPa}$  est probablement due à l'échantillon utilisé pour l'essai G3-1. La série d'échantillons de laquelle provient celui de l'essai G3-1 a été rejetée à cause de la dilatance inférieure à celle des essais G-1 mesurée lors d'essais de contrôle (§ 4.4.1.3). Cette différence de comportement au niveau de la dilatance ( $V$ ) affecte évidemment l'angle de dilatance ( $i$ ) et est responsable, du moins en partie, des petites valeurs de  $i$  de l'essai G3-1. Il y a peut-être également une différence fondamentale de comportement aux  $\sigma_N$  très faibles due à un endommagement trop faible.

#### **9.2.4 Analyse des variogrammes moyens des hauteurs des épontes A**

L'utilité des variogrammes des hauteurs pour définir qualitativement l'endommagement des surfaces induit par le cisaillement a déjà été démontrée dans quelques études (Roko et al., 1997, et Sabbadini, 1994).

Roko et al. (1997) ont cisaillé successivement des échantillons de porphyre à quartz en augmentant la contrainte normale entre chaque essai. Les échantillons étaient replacés dans leur position originale avant chaque nouvel essai. Quatre directions ont ainsi été testées. La morphologie des surfaces a été mesurée à différents points répartis sur une grille carrée de 3,2 mm de côté. Sabbadini (1994) a réalisé deux séries d'essais : cisaillement unique, et cisaillements successifs à contrainte normale croissante. Les échantillons utilisés sont des répliques de fractures naturelles dans un schiste et dans un granite. Son étude variographique a été faite profil par profil.

Les travaux de Roko et al. (1997) montrent que la portée et le palier des structures observables sur les variogrammes sont modifiées suite au cisaillement : la portée augmente et le palier diminue de plus en plus entre chaque essais successifs menés jusqu'à  $\tau_r$ , peu importe la direction de cisaillement. La portée des variogrammes étudiée par Sabbadini (1994) révèle des variations morphologiques très irrégulières. En effet, la portée peut aussi

bien augmenter, diminuer ou se stabiliser, peu importe la série d'essais, les conditions imposées ou le type de surface. Cette évolution des variogrammes très complexe résulte du type d'analyse privilégié : profil par profil, au lieu d'une approche globale de la surface à l'aide de variogrammes moyens.

À noter que dans ces études, l'analyse ne portait que sur les variogrammes d'ordre 0 des surfaces cisaillées, jusqu'à la résistance résiduelle, comparés à ceux des surfaces originales. Donc sans variogramme correspondant à des déplacements tangentiels intermédiaires.

Dans notre étude, en plus des variogrammes des hauteurs d'ordre 0, nous avons également calculé ceux d'ordre 1 et 2 pour les épontes A de tous les essais réalisés (incluant donc les essais faits à  $U_B$ ,  $U_C$  et  $U_D$ ). Cela fait donc un nombre considérable de variogrammes. Aussi, pour limiter la présente analyse à l'essentiel, seuls les variogrammes moyens d'une seule éponte seront utilisés. Les variogrammes moyens ont l'avantage de ne montrer que les structures (au sens géostatistique) majeures, ainsi les tendances générales ressortent donc mieux que sur les variogrammes des profils. Et seule l'éponte A a été considérée dans cette étude puisque les variogrammes moyens des épontes A et B sont généralement tout à fait similaires (portées et paliers).

Tous ces variogrammes permettent différentes observations :

- la portée et le palier se comportent, règle générale, tel que rapporté par Roko et al. (1997) ; la portée des structures (au sens géostatistique) observées augmente et le palier diminue quand la contrainte normale et/ou le déplacement tangentiel est augmenté (Figure 9.15 à Figure 9.18). Ces tendances sont maintenues dans les quatre directions et pour les trois ordres de variogrammes (0, 1 et 2) ;
- les tendances mentionnées ci-haut sont généralement amplifiées sur les variogrammes d'ordre 1 et 2 (mais particulièrement d'ordre 1) et ce spécialement

dans les directions  $-30^\circ$ ,  $60^\circ$  et  $90^\circ$  où les variogrammes d'ordre 0 sont affectés par l'inclinaison du plan moyen de la fracture (Figure 9.16 et Figure 9.17) ;

- en plus de la portée et du palier d'une structure observée, la présence ou non de cette structure sur les variogrammes d'ordre 0 est également influencée par le cisaillement et les conditions imposées. Par exemple, dans la direction  $60^\circ$  (Figure 9.18) la structure majeure, de portée  $h \approx 26,5$  mm, est complètement oblitérée à la fin de la phase V (déplacement  $U_E$ ). Cette observation est valable pour les trois niveaux de contrainte normale (7, 14 et 21 MPa). Par contre, la structure de portée  $h = 15$  mm demeure très évidente sur le variogramme d'ordre 1 même si sa variance a considérablement diminué ;
- la tendance mentionnée précédemment n'est pas du tout présente sur les variogrammes d'ordre 1 où des structures sont toujours très évidentes. Cette tendance (ordre 0, direction  $60^\circ$ ) est même inversée dans les directions  $-30^\circ$  et  $+90^\circ$  (ordre 1) alors que des structures (au sens géostatistique) peuvent devenir de plus en plus évidentes à mesure que le déplacement augmente jusqu'à  $U_E = 5$  mm (Figure 9.15 à Figure 9.18).

À remarquer que ces observations sont valables peu importe les conditions de surface des échantillons testés (séries 1 et 3, et série 2), mais ce ne sont que des tendances. Des observations contraires sont possibles (causes envisageables : variation des propriétés mécaniques entre les échantillons et variabilité dans la progression des zones dégradées).

Les variogrammes d'ordre 2 sont trop courts par rapport à la dimension des structures majeures pour apporter une contribution différente de celle des variogrammes d'ordre 0 et 1. Pour que les variogrammes d'ordre 2 aient pu permettre des observations supplémentaires, il aurait peut-être fallu que la surface de cisaillement ait été plus grande (profils de rugosité plus longs).

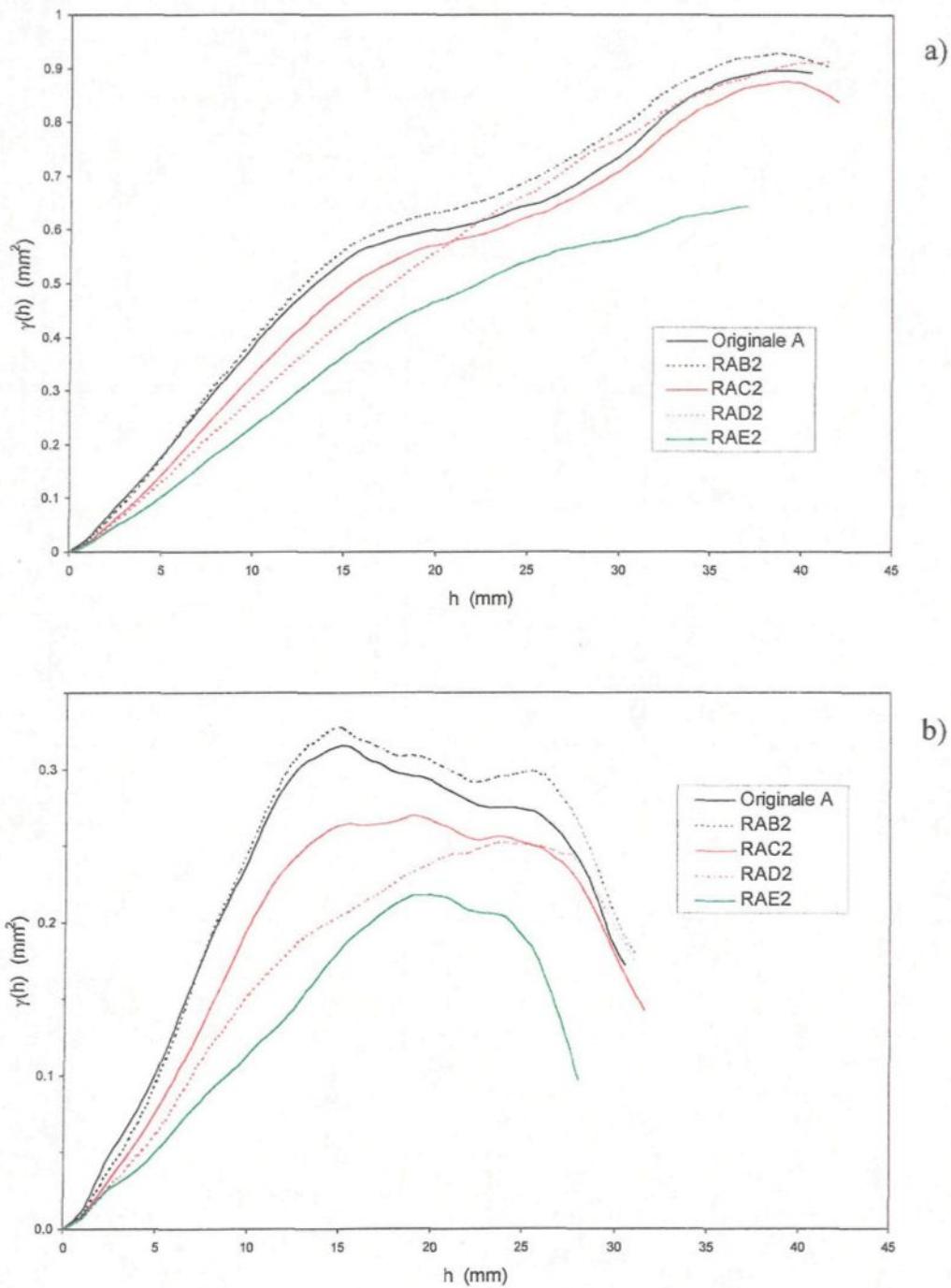


Figure 9.15 : Variogrammes moyens des hauteurs calculés dans la direction  $0^\circ$ , essais G-1 sous  $\sigma_N = 14 \text{ MPa}$ , éponte A. a) Ordre 0 et b) ordre 1.

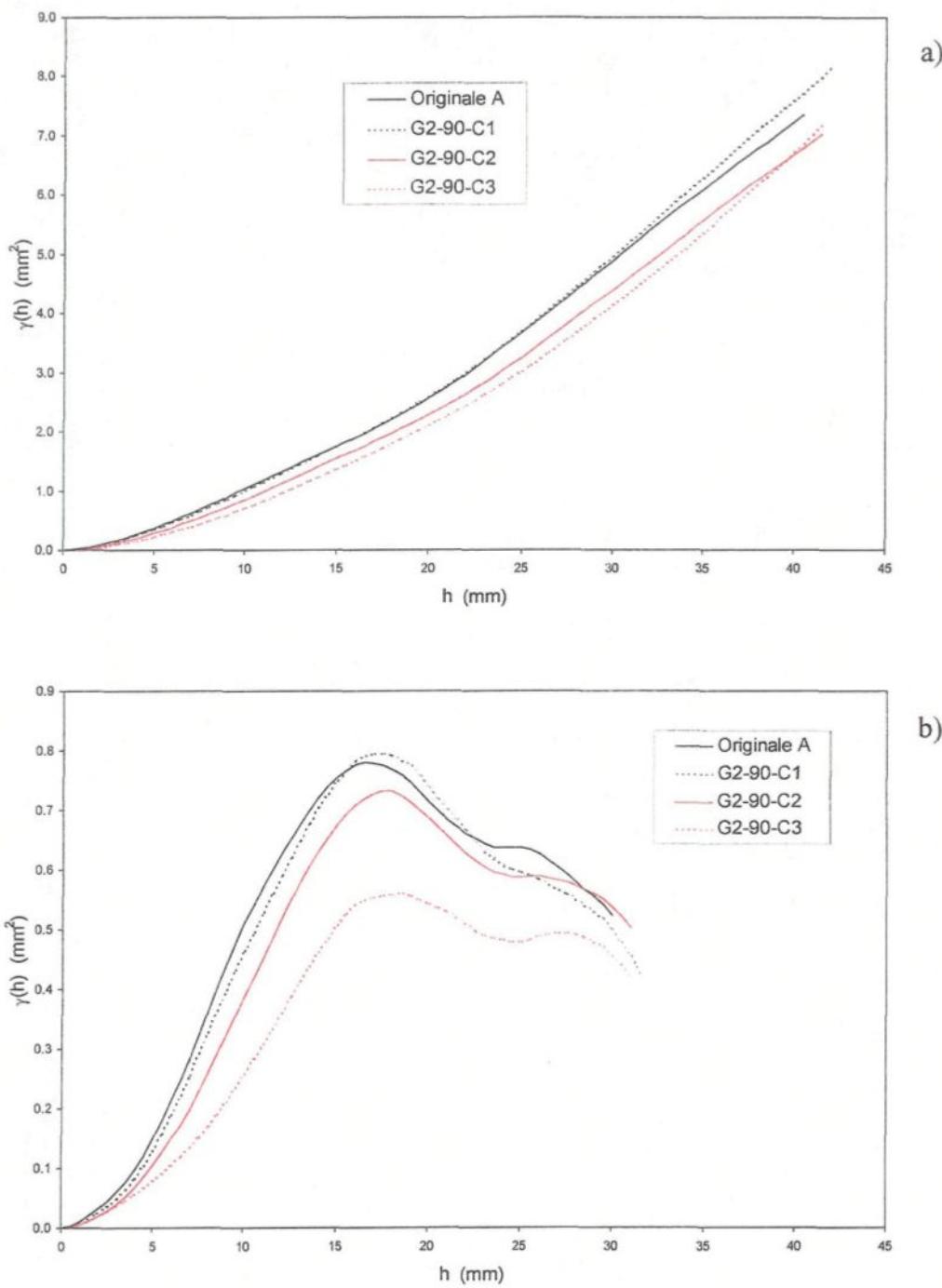


Figure 9.16 : Variogrammes moyens des hauteurs calculés dans la direction  $90^\circ$ , essais G-2 arrêtés à  $U_C$  (fin de la phase IV), éponte A. a) Ordre 0 et b) ordre 1.

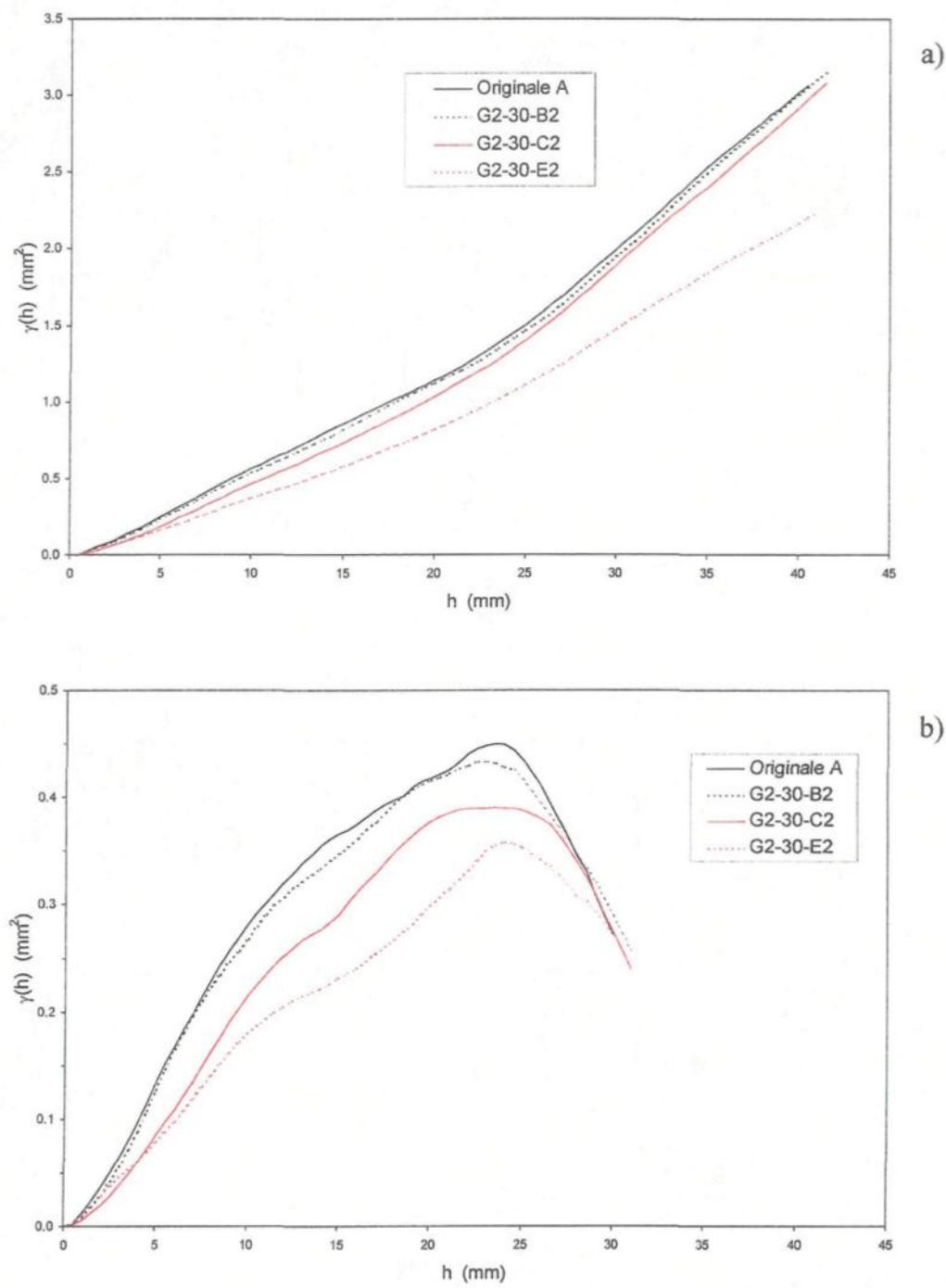


Figure 9.17 : Variogrammes moyens des hauteurs calculés dans la direction  $-30^\circ$ , essais G-2 sous  $\sigma_N = 14$  MPa, éponte A. a) Ordre 0 et b) ordre 1.

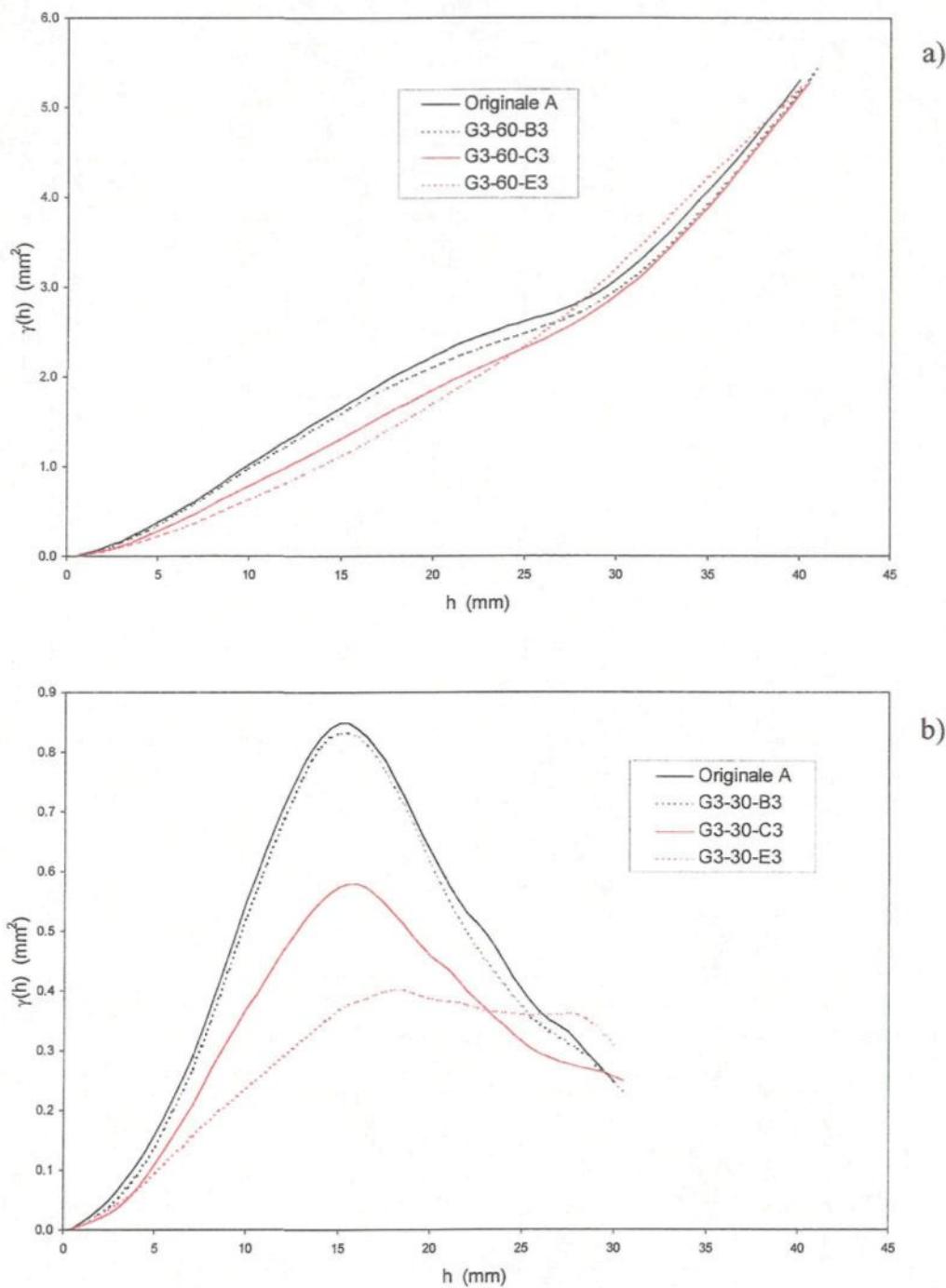


Figure 9.18 : Variogrammes moyens des hauteurs calculés dans la direction  $60^\circ$ , essais G-3 sous  $\sigma_N = 21$  MPa, éponte A. a) Ordre 0 et b) ordre 1.

### 9.2.5 Endommagement des surfaces tel qu'observé sur les profils de rugosité

Cette dernière section de l'aspect qualitatif de la dégradation des épontes présente l'endommagement tel qu'observé sur les profils de rugosité. À cette fin, un profil seulement, enregistré après cisaillement, est comparé au même profil provenant de l'éponge originale. Ces observations sont ensuite reproduites schématiquement sous une forme de modèle permettant de visualiser les notions d'endommagement évoquées parfois dans les sections précédentes (§ 9.2.3.2, § 9.2.3.3, § 9.2.3.4), pour expliquer les comportements alors remarqués.

Le profil choisi pour illustrer l'endommagement est le profil 7 enregistré dans la direction  $60^\circ$  à partir de l'éponge A. Ce profil, dont la position a initialement été déterminée afin de passer par les zones les plus fortement dégradées (§ 5.3.2) est utilisé ici car l'endommagement y est très évident, plus qu'à la moyenne des autres profils. Mais même si l'endommagement observable sur ce profil est plus accentué que sur les autres profils, les phénomènes observés sont quand même représentatifs.

Ce profil, avant et après cisaillement, est montré à la Figure 9.19. L'échelle des axes X et Z n'est pas la même. En plus du profil de l'éponge originale, quatre épontes cisaillées y sont également représentées : ce sont les épontes A des essais C3 et E3 des groupes G-2 et G-3, évidemment cisaillées dans la direction  $60^\circ$ . Quelques observations évidentes apparaissent :

- l'endommagement est plus intense pour les essais du groupe G-2 (échantillon S-2) par rapport aux essais du groupe G-3 (échantillon S-3), de même que pour les essais E3 par rapport aux essais C3 ;
- les deux aspérités majeures sont cisaillées au déplacement  $U_E = 5$  mm, mais également au déplacement  $U_C$  pour l'essai G2-60-C3 ;

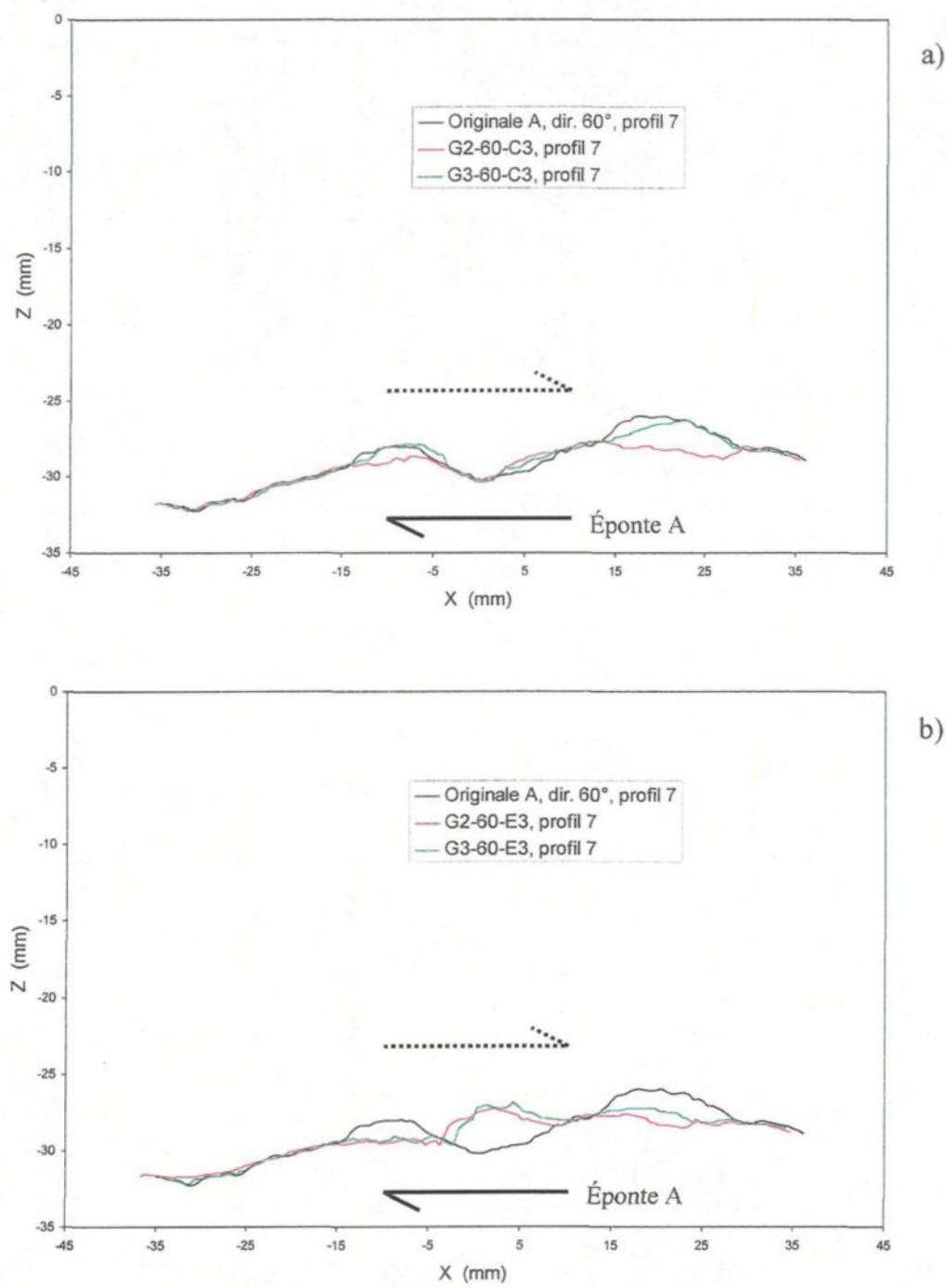


Figure 9.19 : Évolution du profil 7 de la direction 60° lors du cisaillement et mise en évidence des phénomènes de dégradation des aspérités et de placage de matériau provenant de la surface opposée.

- du matériel est plaqué dans les vallées, sur le flanc des aspérités où se fait le chevauchement (angles de facettes positifs), c.-à-d. à gauche des sommets. Ce matériel provient d'aspérités de l'éponte opposée. Il est possible de reconnaître les échanges de matière entre les deux épontes opposées puisque celles-ci n'ont pas la même couleur (§ 4.2.2). Le placage de matériau est très important pour les essais faits jusqu'à  $U_E$  (Figure 9.19b) ;
- après endommagement, des angles " élevés " demeurent à cause du placage.

Ces observations nous conduisent à proposer le modèle schématique de la Figure 9.20 pour décrire l'évolution d'un profil de rugosité au cours du cisaillement.

La présence de matériau provenant de l'éponte opposée, plaqué à la surface de l'éponte considérée, modifie la morphologie des profils proportionnellement à l'intensité du placage. Ainsi le profil avec placage de matériau peut être considérablement différent du même profil où il n'y aurait eu que dégradation des aspérités, sans placage de matériau (ou enlèvement de ce dernier après l'essai). Ce phénomène doit donc être pris en compte dans l'interprétation de l'évolution des données morphologiques des épontes au cours du cisaillement.

De plus, la " quantité " de matériau incrusté, demeuré sur la surface après séparation des épontes à la fin des essais, ainsi que l'intensité de la dégradation des aspérités peuvent être très variables, même pour deux essais ayant les mêmes conditions de départ. Ces différences découlent de la variabilité des propriétés mécaniques impossibles à répéter exactement, et avec certitude, à chaque échantillon. De légères différences de géométrie de surface possibles concourent peut-être également à la variabilité de ces deux facteurs. Ces considérations expliquent, du moins en partie, la variabilité des indices de rugosité notées dans les sections antérieures.

Le matériau plaqué à la surface de l'éponge opposée lors du cisaillement peut expliquer pourquoi les CLA et MSV diminuent très lentement et de façon constante ainsi que la diminution initiale très rapide de  $Z_2$  et  $\theta_2(+)$  moyen suivie d'une diminution beaucoup plus lente.

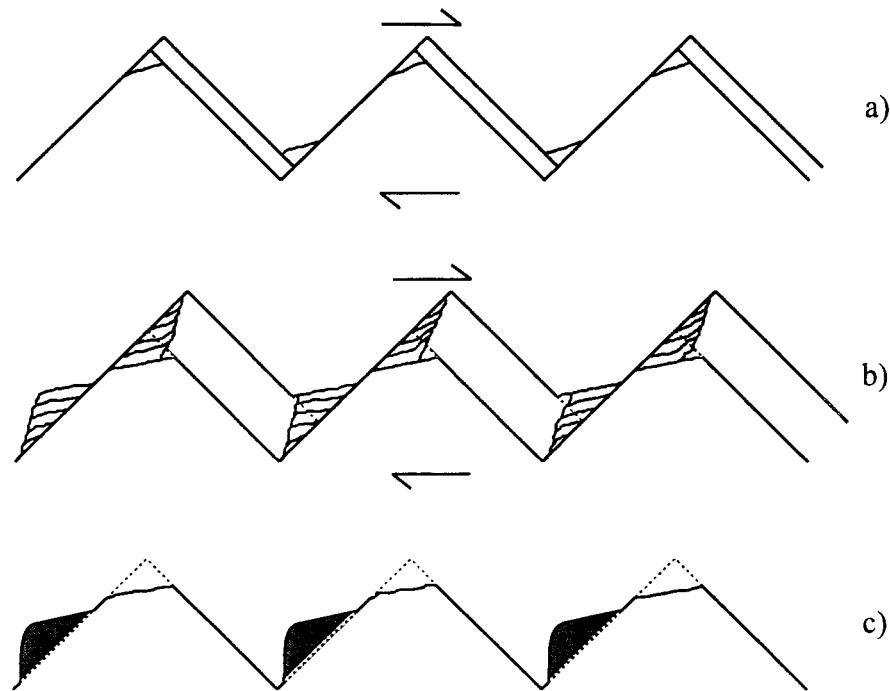


Figure 9.20 : Modèle schématique de l'évolution d'un profil de rugosité au cours du cisaillement tenant compte de la dégradation des aspérités et du placage de matériel d'aspérités sur les flancs provenant de la surface opposée. a) et b) En cours de cisaillement, c) après cisaillement.

### 9.3 Modélisation de la résistance de la fracture au cours des phases IV et V

#### 9.3.1 Introduction et problématique

La modélisation de la résistance en cisaillement d'une fracture rocheuse après le pic est requise dans le design de certains types d'ouvrages. Par exemple, les excavations souterraines destinées à un usage prolongé où l'éventualité de grandes déformations au

cours du temps nécessite des études plus approfondies. Il s'agit d'un domaine d'étude très peu exploité jusqu'à présent, particulièrement à partir d'une base de données expérimentales.

La modélisation post-pic n'est pas simple. La résistance évoluant avant d'atteindre la résistance résiduelle, une étude rigoureuse tenant compte de cette variation doit faire le lien entre la résistance et la déformation (normale et tangentielle), c.-à-d. qu'on ne peut se contenter de modéliser la résistance post-pic avec une valeur  $\tau_r$  constante. Cette nécessité, et les domaines d'application, ont favorisé jusqu'à présent l'élaboration de quelques modèles incrémentaux, dont ceux de Goodman et Dubois (1972), et Heuzé et Barbour (1982). Mais aucun de ces modèles n'est appuyé par une validation expérimentale.

Divers mécanismes interagissent au cours des phases post-pic, parmi lesquels les mécanismes de frottement, cisaillement des aspérités, microfracturation, broyage, pulvérisation, placage, abrasion, rainurage et roulement sur les particules. Ces mécanismes agissent tous plus ou moins en même temps, bien que le cisaillement des aspérités semble opérer davantage au pic et tôt après le pic pour ensuite diminuer et disparaître progressivement une fois la résistance résiduelle atteinte. De plus la contribution de chacun de ces mécanismes à la résistance progresse tout au cours du cisaillement. Et en même temps que la résistance relevant de ces mécanismes évolue, l'angle de dilatance change lui aussi selon l'endommagement des épontes, donc selon la sévérité de l'action des mécanismes impliqués.

Une partie du comportement post-pic d'une fracture en cisaillement peut également paraître paradoxal : les épontes sont de plus en plus désemboîtées avec l'augmentation du déplacement tangentiel mais l'aire des zones en contact ne diminue pas nécessairement. Ce paradoxe apparent est imputable à la dégradation progressive des aspérités créant des zones de frottement-abrasion et de placage de plus en plus grandes. La création de ces zones de frottement-abrasion est vraie quel que soit le niveau de contrainte normale, sauf peut-être aux niveaux très faibles, avoisinant zéro. Il y a cependant une exception possible : lorsque

$\sigma_N$  est très faible (mais différente de zéro), après le pic, mais avant que la déformation engendre des concentrations de contraintes suffisamment élevées pour initier l'endommagement. Cependant, cette exception demeure hypothétique.

Pour qu'un modèle constitutif soit physiquement valable, chacun des mécanismes impliqués devraient eux-mêmes être modélisés. Ces considérations montrent à quel point il peut être difficile d'atteindre un tel modèle constitutif, et expliquent pourquoi il n'existe toujours pas.

Finalement, comme première étude expérimentale nous proposerons dans les prochaines sections de modéliser la résistance post-pic à l'aide d'une équation inspirée des travaux de Rowe et al. (1964) où les divers mécanismes (autres que la dilatance) seront compris dans un seul angle : l'angle de frottement " interne " de la fracture. Cet angle de frottement interne ainsi que l'angle de dilatance seront modélisés empiriquement afin de progresser au cours du cisaillement et de façon à pouvoir être calculés incrémentalement.

### 9.3.2 Modélisation de l'angle de dilatance dans les phases post-pic

La relation entre l'angle de dilatance ( $i$ ) et le travail tangentiel plastique " résiduel " ( $W_{pr}$ ), mise en évidence à la section 9.2.3.5, sera utilisée pour modéliser  $i$  en fonction du déplacement tangentiel ( $U$ ).

L'angle de dilatance est d'abord modélisé dans la direction  $0^\circ$  pour deux raisons : c'est dans cette direction qu'il y a la meilleure superposition des courbes  $i - W_{pr}$  (Figure 9.14a) et l'inclinaison apparente du plan moyen (plan de régression) de la surface des échantillons y est à peu près nulle.

L'angle de dilatance modélisé est comparé à celui issu des données " interpolées " de la direction  $0^\circ$  à la Figure 9.21. Les courbes théoriques s'ajustent plutôt bien aux données dites interpolées. Ces courbes théoriques ont été calculées avec la fonction

d'ajustement empirique suivante :

$$i = [i_0 \exp(C_1 \cdot W_{pr}^{C_2})] + A_p \quad (9.7)$$

- où       $i_0$  :                  angle initial des aspérités ;  
            $A_p$  :                  inclinaison apparente du plan moyen de la surface des échantillons  
                                 dans la direction de cisaillement ;  
            $C_1$  et  $C_2$  :                  constantes empiriques.

Les valeurs de ces paramètres sont données au Tableau 9.1.

$\sigma_N / C_0$	$\sigma_N$ (MPa)	Constantes			
		$i_0$ ( $^{\circ}$ )	$A_p$ ( $^{\circ}$ )	$C_1$	$C_2$
0,013	1	33	0	-0,45	0,45
0,09, 0,19 et 0,28	7, 14 et 21	33	0	-0,25	0,45

Tableau 9.1 : Valeurs attribuées aux constantes de l'éq. (9.7) pour modéliser  $i$  dans la direction  $0^{\circ}$ .

La superposition des courbes  $i - W_{pr}$  dans la direction  $0^{\circ}$  ( $\sigma_N = 7, 14$  et  $21$  MPa) permet de proposer les mêmes valeurs aux quatre constantes de l'éq. (9.7) (Tableau 9.1). Ainsi, tous les effets sur la progression de  $i$  induits par  $\sigma_N$ ,  $U$  et les propriétés mécaniques (c.-à-d.  $\phi_\mu$ ) sont donc pris en compte dans le calcul (incrémenté) de  $W_{pr}$ . Comme il a été montré à la Figure 9.14a, la relation entre  $i$  et  $W_{pr}$  (direction  $0^{\circ}$ ) pour  $\sigma_N = 1$  MPa n'est pas la même que celle pour  $\sigma_N = 7, 14$  et  $21$  MPa. Cette différence se reflète dans la valeur donnée à  $C_1$  (Tableau 9.1) pour avoir les meilleurs ajustements.

Nous avons étendu la modélisation de  $i$  aux autres directions. Les résultats de la modélisation de  $i$  dans les trois directions  $-30^{\circ}$ ,  $60^{\circ}$  et  $90^{\circ}$  sont montrés à la Figure 9.22. L'équation utilisée est l'équation empirique (9.7) où les valeurs attribuées aux paramètres sont données dans différents tableaux (Tableau 9.2 à Tableau 9.4).

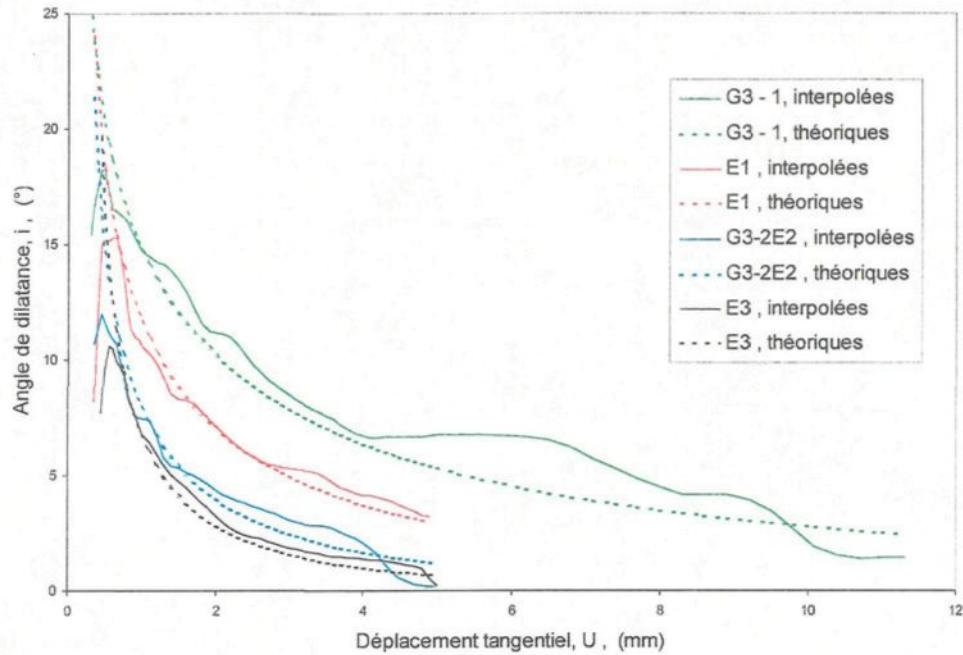


Figure 9.21 : Modélisation de l'angle de dilatance dans la direction  $0^\circ$ .

Pour les essais du groupe G-3, les valeurs attribuées aux paramètres  $i_0$ ,  $C_1$  et  $C_2$  sont celles de la direction  $0^\circ$  (essais G-1). Seul l'angle  $A_p$  varie selon la direction, mais il est indépendant du niveau de contrainte normale. Pour les essais du groupe G-2, nous avons dû adopter une nouvelle valeur pour  $C_1$ , mais celle-ci est constante peu importe la direction et le niveau de contrainte normale, et la valeur donnée à l'inclinaison apparente du plan ( $A_p$ ) varie évidemment selon la direction.

Les résultats obtenus sont jugés satisfaisants puisqu'ils sont généralement représentatifs des courbes expérimentales.

La valeur  $i_0 = 33^\circ$  est empirique. Elle est appliquée dans les quatre directions et aux trois groupes d'essais, et elle permet vraisemblablement l'application de l'éq. (9.7) à tous les niveaux de contrainte normale avec les valeurs attribuées aux constantes  $C_1$  et  $C_2$  (Tableaux 9.1 à 9.4). Mais cela reste à prouver expérimentalement.

Essais du groupe G-3, direction -30°					
$\sigma_N / C_o$	$\sigma_N$ (MPa)	Constantes			
		$i_o$ (°)	$A_p$ (°)	$C_1$	$C_2$
0,09, 0,19 et 0,28	7, 14 et 21	33	-1,2	-0,25	0,45
Essais du groupe G-2, direction -30°					
$\sigma_N / C_o$	$\sigma_N$ (MPa)	Constantes			
		$i_o$ (°)	$A_p$ (°)	$C_1$	$C_2$
0,09, 0,19 et 0,28	7, 14 et 21	33	-3	-0,5	0,26

Tableau 9.2 : Valeurs attribuées aux constantes de l'éq. (9.7) pour modéliser i dans la direction -30°.

Essais du groupe G-3, direction 60°					
$\sigma_N / C_o$	$\sigma_N$ (MPa)	Constantes			
		$i_o$ (°)	$A_p$ (°)	$C_1$	$C_2$
0,09, 0,19 et 0,28	7, 14 et 21	33	4,3	-0,25	0,45
Essais du groupe G-2, direction 60°					
$\sigma_N / C_o$	$\sigma_N$ (MPa)	Constantes			
		$i_o$ (°)	$A_p$ (°)	$C_1$	$C_2$
0,09, 0,19 et 0,28	7, 14 et 21	33	3	-0,5	0,26

Tableau 9.3 : Valeurs attribuées aux constantes de l'éq. (9.7) pour modéliser i dans la direction 60°.

$\sigma_N / C_o$	$\sigma_N$ (MPa)	Constantes			
		$i_o$ (°)	$A_p$ (°)	$C_1$	$C_2$
0,09, 0,19 et 0,28	7, 14 et 21	33	3,5	-0,5	0,26

Tableau 9.4 : Valeurs attribuées aux constantes de l'éq. (9.7) pour modéliser i dans la direction 90° ; essais du groupe G-2.

Les valeurs attribuées à  $A_p$  sont des valeurs arbitraires permettant les meilleurs ajustements. Nous avons déjà calculé l'angle des droites de régression des profils de rugosité des épontes originales (§ 6.5). Les valeurs maximales, moyennes et minimales de ces angles, pour les épontes originales A et B, sont données au Tableau 9.5. Les valeurs arbitraires de  $A_p$  (Tableau 9.1 à Tableau 9.4) sont souvent comprises dans l'intervalle entre les valeurs minimale et maximale. De plus, pour les essais des groupes G-1 et G-3,  $A_p$  est

supérieur à la valeur moyenne de l'inclinaison des droites de régression. Et pour les essais du groupe G-2,  $A_p$  est inférieur à la moyenne de ces angles.

Toutefois, pour modéliser la relation  $i - U$  au cours des phases IV et V de façon optimale il aurait fallu adopter une fonction permettant la variation de  $A_p$  selon le niveau de contrainte normale, particulièrement pour les essais des groupes G-1 et G-3. Ainsi certaines aspérités contribuent peut-être différemment à l'inclinaison du plan moyen selon la résistance qu'elles offrent lorsque le niveau de contrainte normale n'est pas suffisamment élevé pour causer leur destruction lors du cisaillement.

L'inclinaison apparente du plan moyen des surfaces dans les directions  $-30^\circ$ ,  $60^\circ$  et  $90^\circ$  à l'origine du fait que  $i$  ne tend pas vers zéro à  $U_r = 5$  mm. Il en résulte donc des valeurs  $\tau_r$  différentes pour chaque direction (§ 7).

L'angle de dilatance théorique est calculé pour différents niveaux de contrainte normale variant entre  $\sigma_N = 1$  MPa (0,013Co) et 70 MPa (0,94Co). Ces courbes  $i - U$  théoriques sont présentées à la Figure 9.23. Les valeurs des constantes utilisées sont celles de la direction  $0^\circ$  (Tableau 9.1) où la valeur déterminée pour  $C_1$  lorsque  $\sigma_N = 1$  MPa est appliquée à ce niveau de contrainte et où la valeur définie pour  $\sigma_N = 7$  à 21 MPa est appliquée pour les niveaux  $\sigma_N = 7$  MPa jusqu'à  $\sigma_N = 70$  MPa. On constate que l'éq. (9.7), utilisée avec les constantes empiriques, donne des valeurs à  $i$  diminuant très rapidement initialement et de plus en plus rapidement pour les contraintes normales élevées. L'angle de dilatance ( $i$ ) théorique tend vers  $A_p$  sous l'effet de la déformation tangentielle. Cette tendance est plus rapide aux contraintes élevées et est très lente à  $\sigma_N = 1$  MPa.

Afin de modéliser la résistance post-pic, l'angle de dilatance théorique (éq. (9.7)) est introduit dans une équation similaire à celle résultante des travaux de Rowe et al. (1964) :

$$\tau_{pp} = \sigma_N \operatorname{tg}(\phi_\mu + i) \quad (9.8)$$

où  $\tau_{pp}$  : résistance post-pic ;  
*i* : défini par l'éq. (9.7) ;  
 $\phi_\mu$  : angle de frottement de base.

Direction	Donnée	Angle ( $^{\circ}$ )
$0^{\circ}$	Maximale	1,618
	Moyenne	-0,097
	Minimale	-1,762
$-30^{\circ}$	Maximale	-0,620
	Moyenne	-2,567
	Minimale	-4,509
$60^{\circ}$	Maximale	4,842
	Moyenne	4,077
	Minimale	3,273
$90^{\circ}$	Maximale	6,180
	Moyenne	4,843
	Minimale	3,987

Tableau 9.5 : Valeurs maximales, minimales et moyennes des angles des droites de régression des profils de rugosité des directions  $0^{\circ}$ ,  $-30^{\circ}$ ,  $60^{\circ}$  et  $90^{\circ}$  des épontes originales A et B.

La résistance post-pic calculée avec l'éq. (9.8) est comparée à quelques résultats expérimentaux (données "interpolées") des essais des groupes G-1 et G-3 (Figure 9.24). La résistance résiduelle est bien modélisée, mais ce n'est pas le cas de la phase IV et du début de la phase V où la résistance est sous-estimée. Rappelons qu'au cours de ces phases (IV surtout, et V), des mécanismes tels le cisaillement, le broyage des aspérités cisaillées, etc. s'ajoutent au frottement (et à la dilatance) et contribuent à la résistance. Cette contribution s'amenuise au fur et à mesure que les particules à broyer disparaissent pour laisser le frottement et l'abrasion comme seuls mécanismes (ou à peu près) à opérer. Ainsi l'utilisation d'une valeur constante  $\phi_\mu = 37,4^{\circ}$  est insuffisante puisqu'elle ne tient compte que du frottement-abrasion et néglige tous les autres mécanismes. Ces mécanismes seront pris en compte empiriquement à la section suivante.

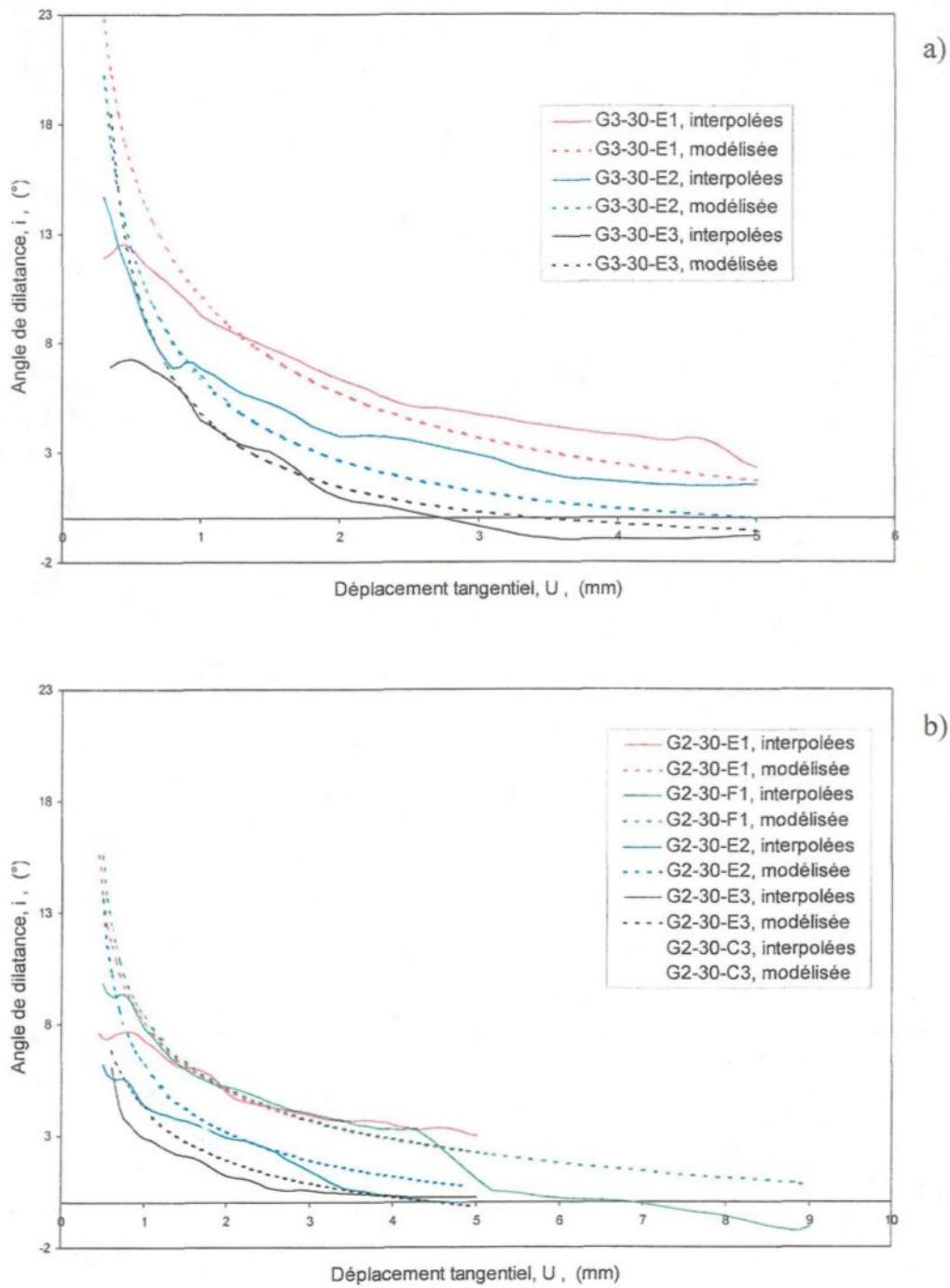


Figure 9.22

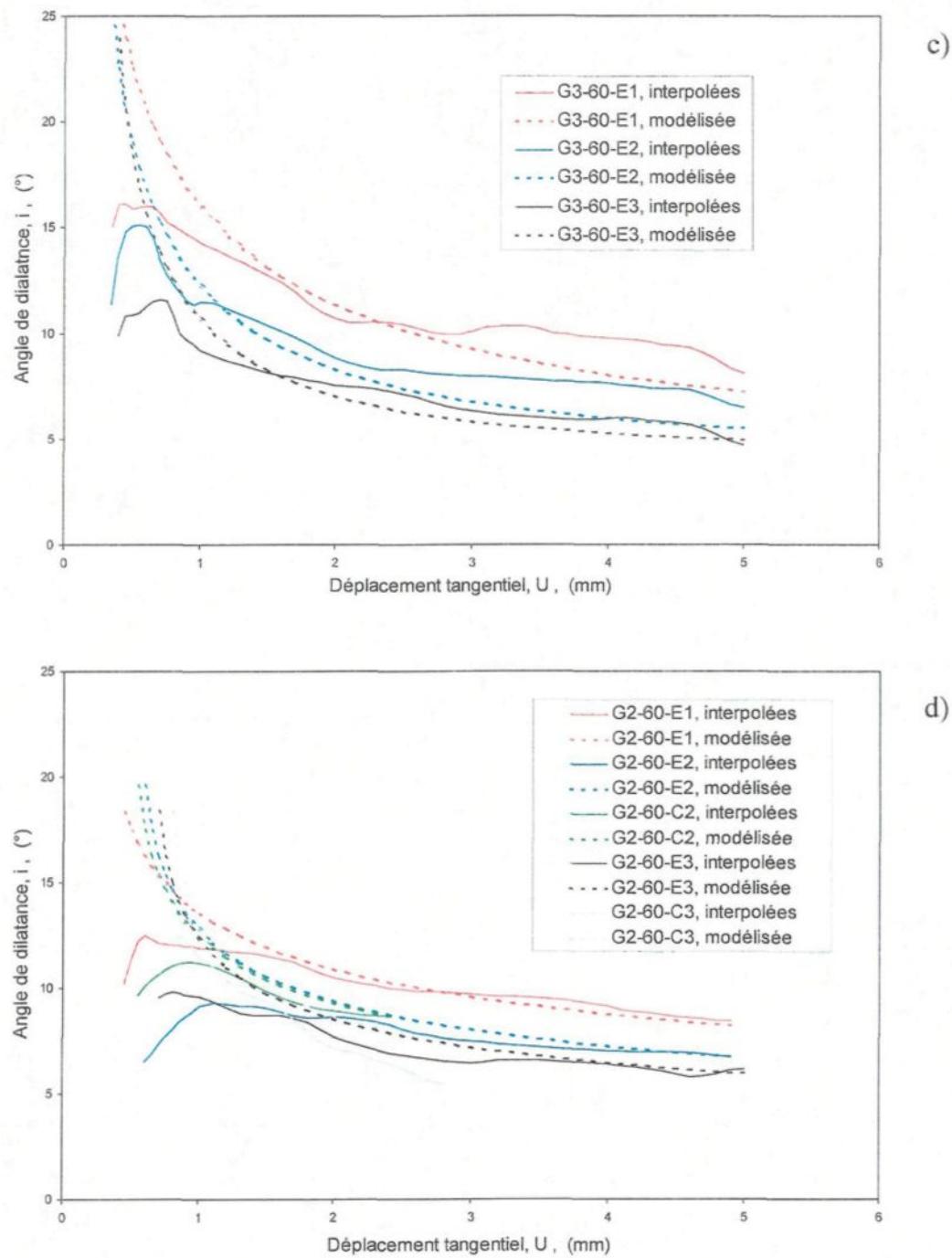


Figure 9.22 (suite)

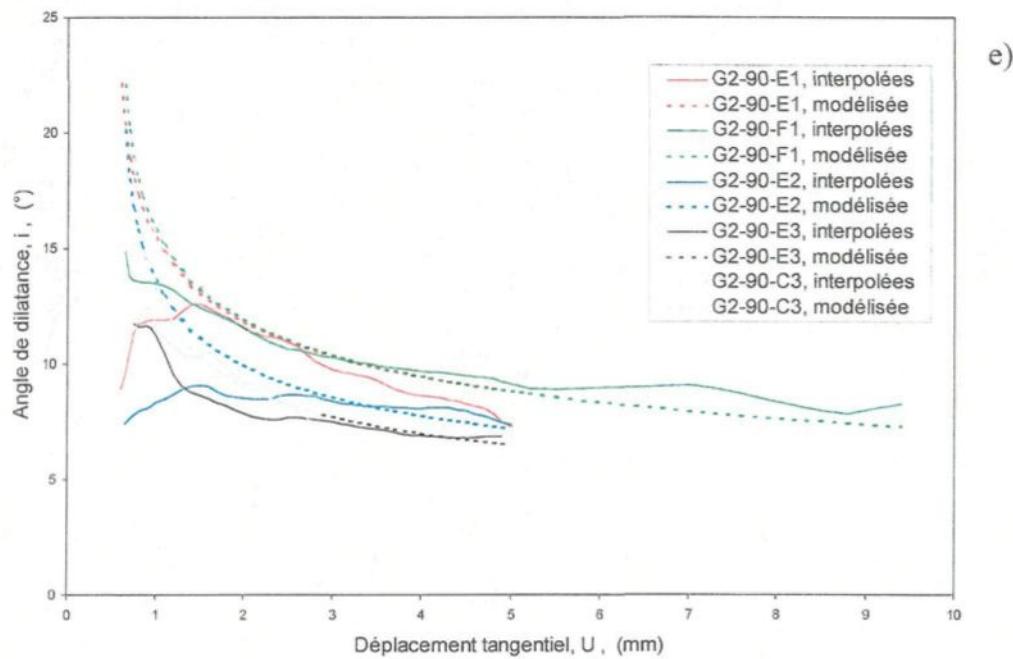


Figure 9.22 : Modélisation de l'angle de dilatance dans les directions  $-30^\circ$  (a et b),  $60^\circ$  (c et d) et  $90^\circ$  (e).

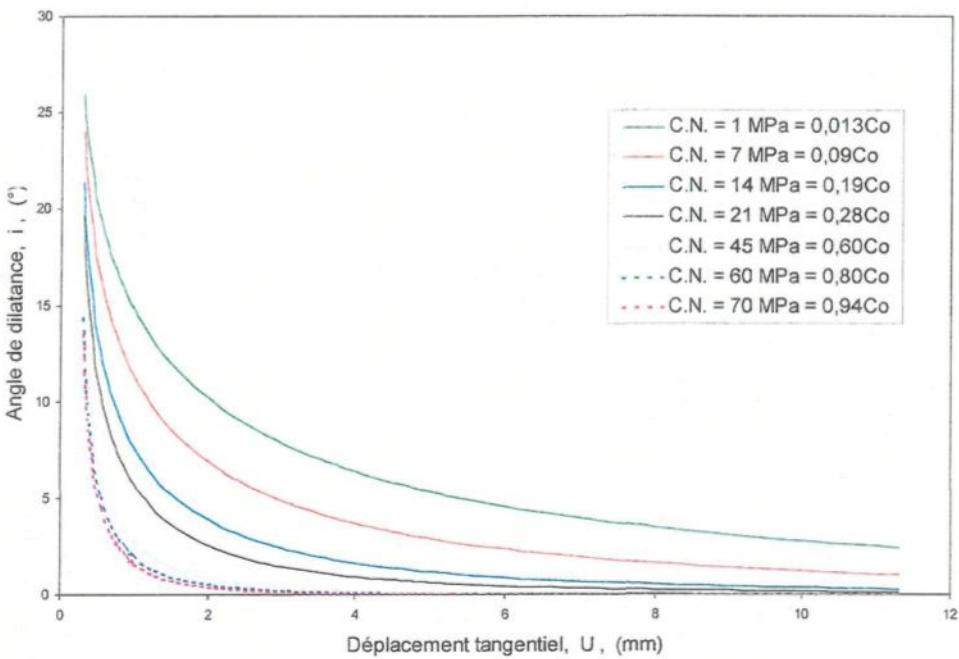


Figure 9.23 : Courbes  $i - U$  théoriques calculées pour les cas où  $A_p$  est égal à zéro, c.-à-d. où le plan moyen de l'échantillon est parallèle au plan moyen de la fracture.

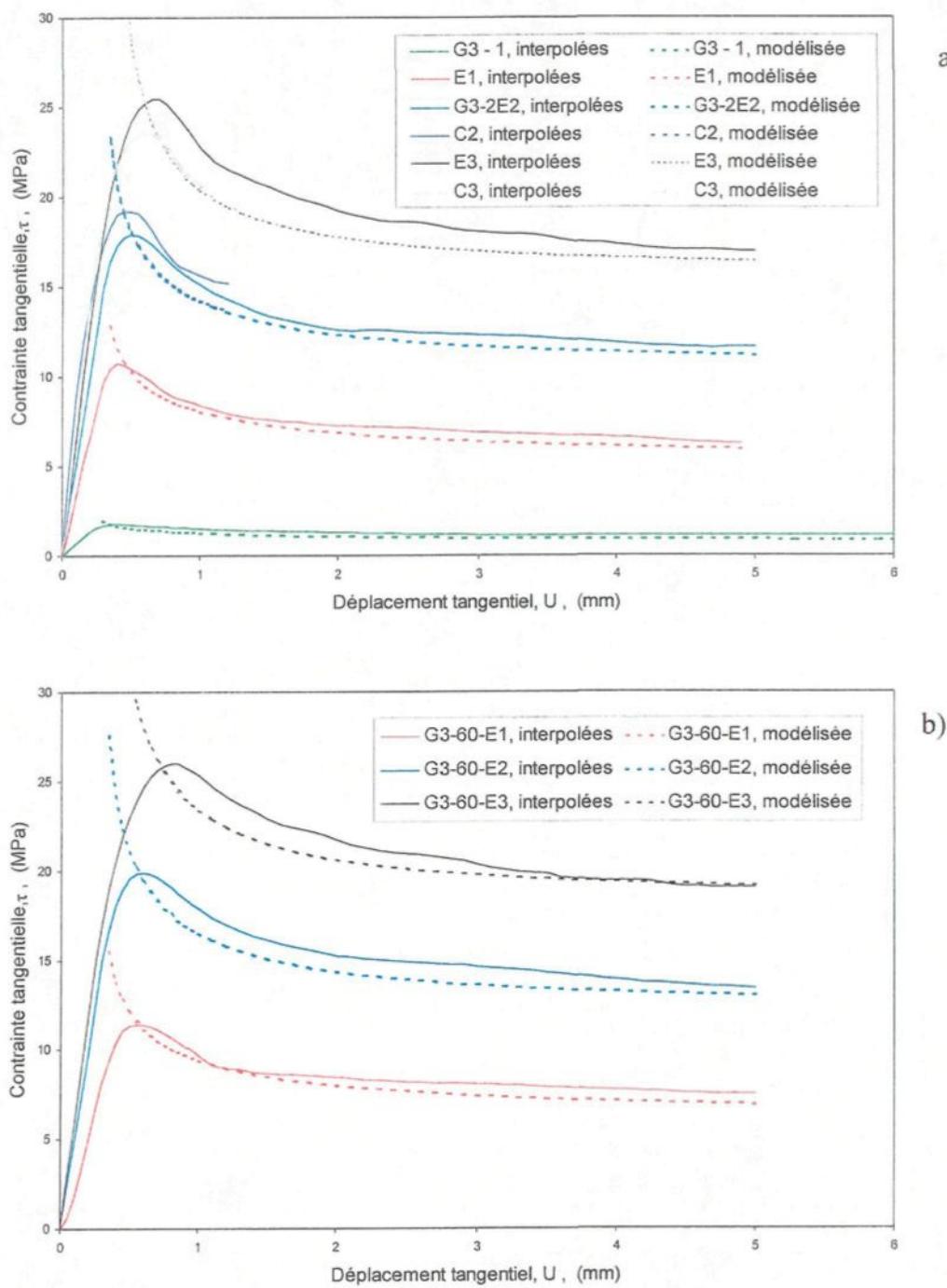


Figure 9.24 : Comparaison de la résistance expérimentale à la résistance théorique calculée avec l'éq. (9.8) où  $\phi_{\mu} = 37,4^\circ$  (constant). a) Direction  $0^\circ$ , G-1 et b) direction  $60^\circ$ , G-3.

### 9.3.3 Proposition d'une équation pour l'angle de frottement interne pour les phases post-pic

Il a été démontré à la section précédente que l'éq. (9.8) employée avec la valeur constante  $\phi_\mu = 37,4^\circ$  sous-estime la résistance lors de la phase IV et au début de la phase V. Pour remédier à cette situation nous proposons de remplacer l'angle de frottement de base par un angle de frottement "interne" ( $\phi_i$ ) :

$$\tau_{pp} = \sigma_N \operatorname{tg}(\phi_i + i) \quad (9.9)$$

La formulation de  $\phi_i$  doit lui permettre d'évoluer au cours du cisaillement : en diminuant à partir d'une valeur maximale pour tendre ensuite vers  $\phi_\mu$ . L'équation proposée est la suivante :

$$\phi_i = [C_3 \exp(C_4 \cdot W_{pr}^{C_5})] + \phi_\mu \quad (9.10)$$

$C_3$ ,  $C_4$  et  $C_5$  sont des paramètres empiriques pour lesquels nous avons déterminé les valeurs suivantes :  $C_3 = 6$  ;  $C_4 = -1,1 / \sigma_N$  et  $C_5 = 0,67$ . Ces valeurs sont valables pour tous les essais modélisés.

Ainsi, l'éq. (9.10) regroupe toutes les composantes de la résistance post-pic, à l'exception de la dilatance. Il s'agit bien sûr d'une simplification de la réalité. La formulation de l'éq. (9.9) est aussi une simplification de la réalité en ce sens qu'elle implique une aire de contact en cisaillement nulle. Rappelons que l'ajout d'une composante de cisaillement, progressant avec  $\sigma_N$ , fait toute la différence entre un modèle physiquement valable (modèle LADAR, § 3.2.3) et le modèle de Patton (§ 3.2.1) reconnu incomplet pour la résistance au pic. Toutefois cette simplification peut se justifier dans les conditions post-pic si on analyse les faits suivants : le cisaillement (des aspérités) n'est pas prédominant et il opère progressivement, c.-à-d. que peu d'aspérités sont cisaillées en

même temps, de sorte qu'à un instant précis la proportion de l'aire de contact cisaillée est minime et peut être négligée.

Cependant, la réalité avec tous ces mécanismes interagissant sur des portions de la surfaces différentes, évoluant pendant le cisaillement et, de plus, dépendants de la morphologie initiale, est très difficilement modélisable à l'aide d'un modèle physiquement valable. C'est pourquoi une simplification de la réalité est d'abord proposée. Mais à mesure que de nouvelles études enrichiront les connaissances actuelles, la simplification proposée pourra progresser vers un modèle physiquement valable.

Les courbes  $\phi_i - U$  sont montrées à la Figure 9.25.

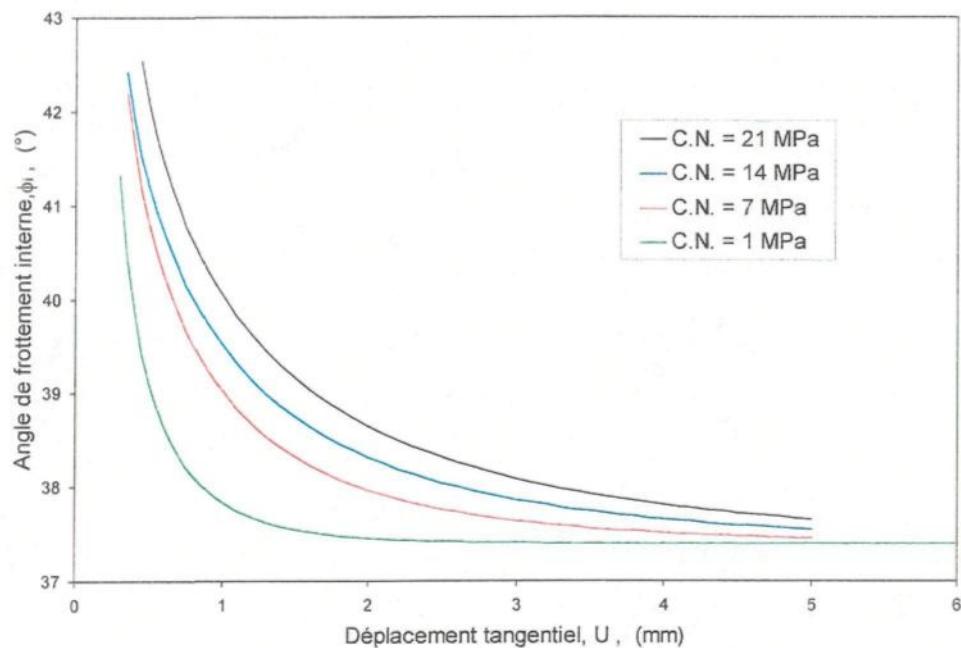


Figure 9.25 : Angle de frottement interne ( $\phi_i$ ) évoluant au cours du cisaillement et fonction de la contrainte normale.

### 9.3.4 Résultats du modèle de résistance post-pic proposé

La résistance théorique est comparée à la résistance expérimentale (données "interpolées") à la Figure 9.26. Toutes les directions et les trois groupes d'essais à CNC y sont représentés. Les calculs de la résistance théorique ont été faits avec les équations (9.9) :  $\tau_{pp}$ , (9.7) :  $i$ , et (9.10) :  $\phi_i$ . Les courbes théoriques de la Figure 9.26, tracées à partir de  $U_e$  où commence le calcul de  $W_{pr}$ , surestiment la résistance pré-pic. Or l'éq. (9.9) n'est valable qu'aux conditions post-pic de sorte que seule la portion à droite de  $U_p$ , et où  $\tau_{pp}$  est inférieure à  $\tau_p$ , constitue la portion applicable du modèle. Cette portion pertinente des courbes théoriques est en général tout à fait représentative des courbes expérimentales, ce qui appuie la démarche entreprise dans cette étude.

Seules quelques courbes théoriques, particulièrement pour les essais du groupe G-2, s'écartent un peu des courbes expérimentales. À cet effet, on se rappellera que les propriétés mécaniques des échantillons des essais du groupe G-2 pouvaient varier d'un échantillon à l'autre et étaient sensiblement différentes des échantillons des essais des groupes G-1 et G-3 (§ 4.2.3.2). De plus, les courbes théoriques des essais du groupe G-2 (Figure 9.26c, e et f) sous-estiment souvent la résistance résiduelle. Ce comportement est une indication supplémentaire que l'angle de frottement de base utilisé ( $\phi_\mu = 37,4^\circ$ ) sous-estime celui des échantillons S-2 (essais du groupe G-2). Donc, en disposant d'une valeur fiable pour  $\phi_\mu$ , le modèle proposé donne des résultats représentatifs dans la zone post-pic quels que soient  $\sigma_N$ ,  $U$  et la morphologie initiale.

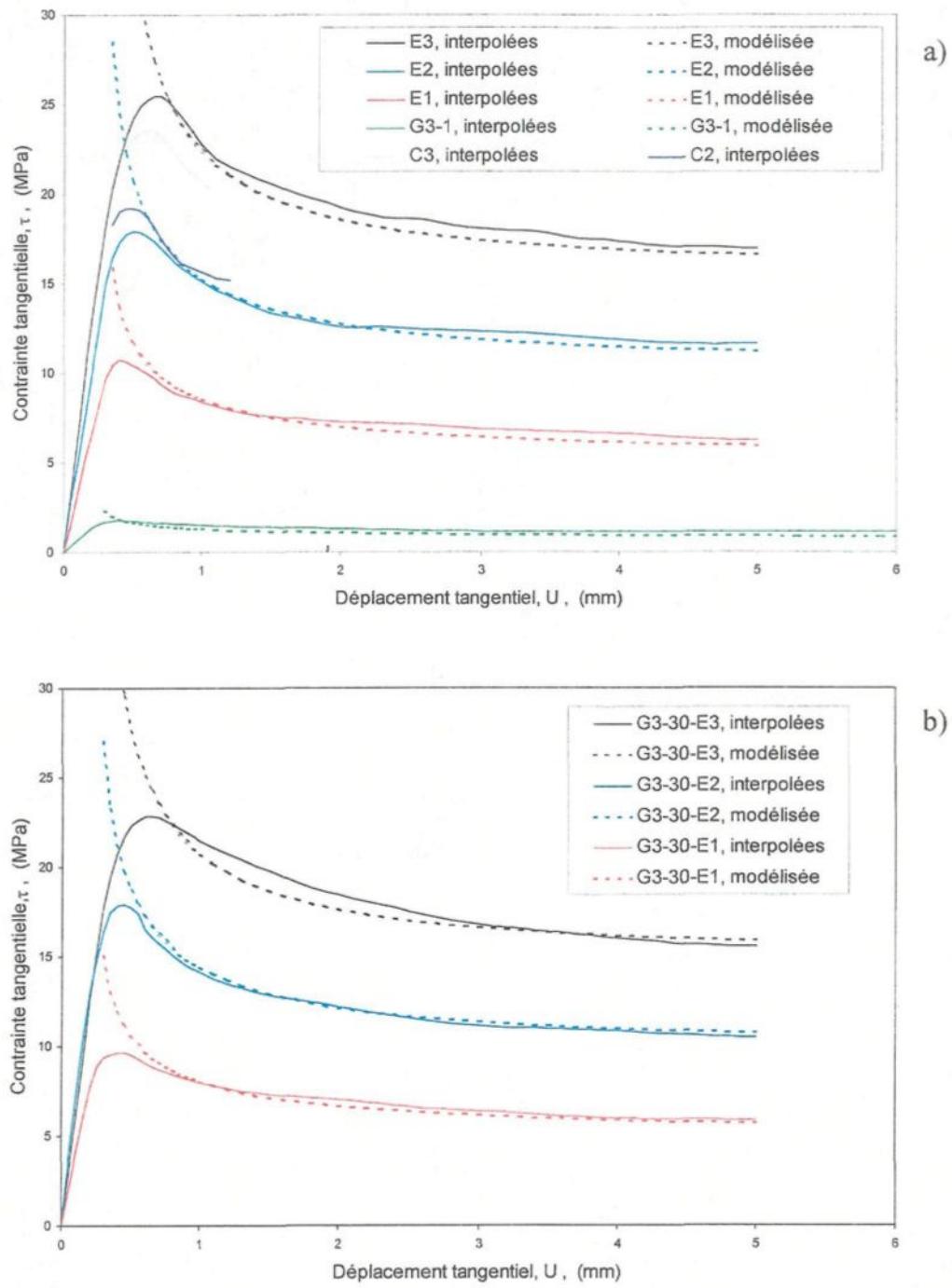


Figure 9.26

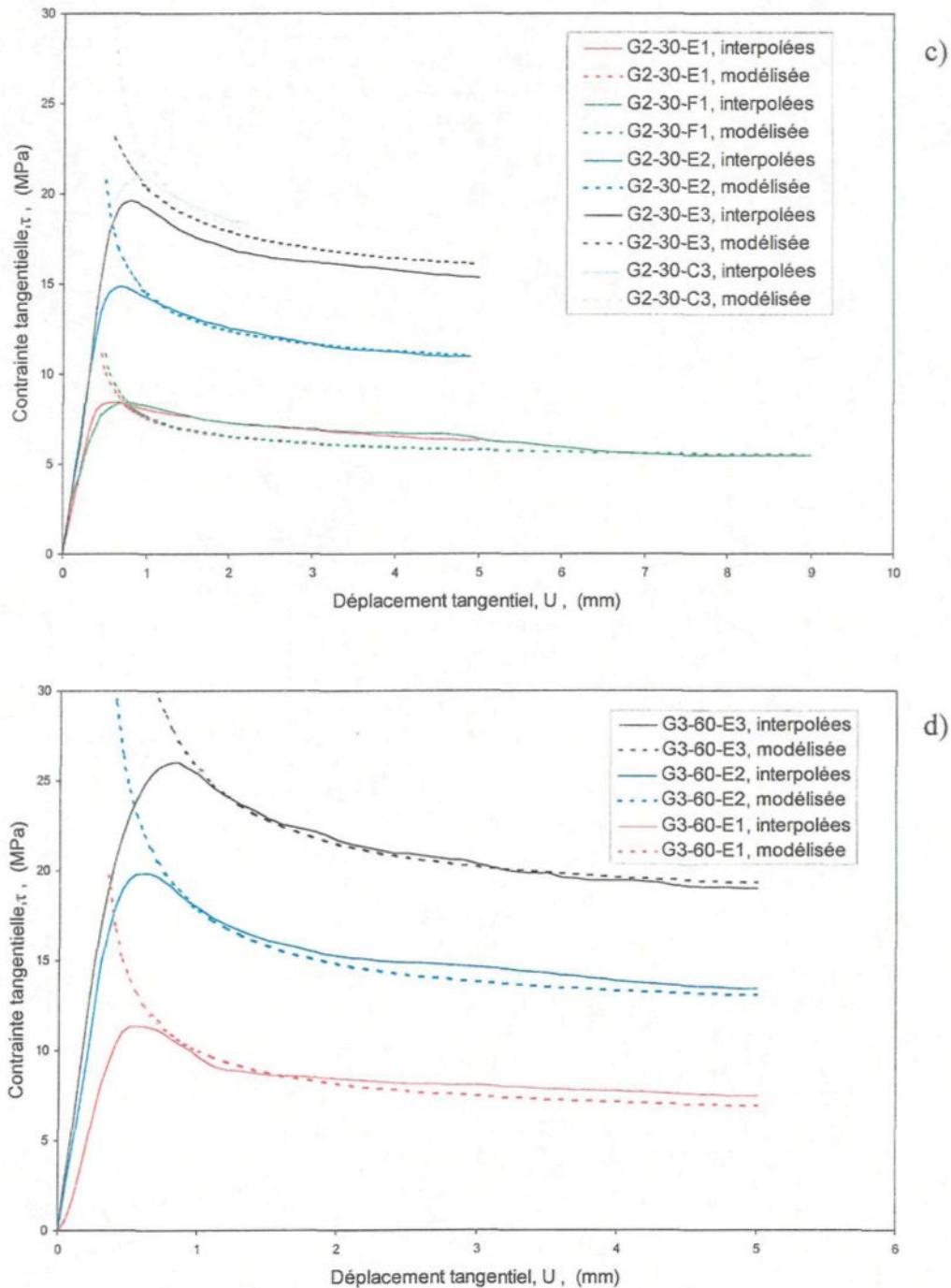


Figure 9.26 (suite)

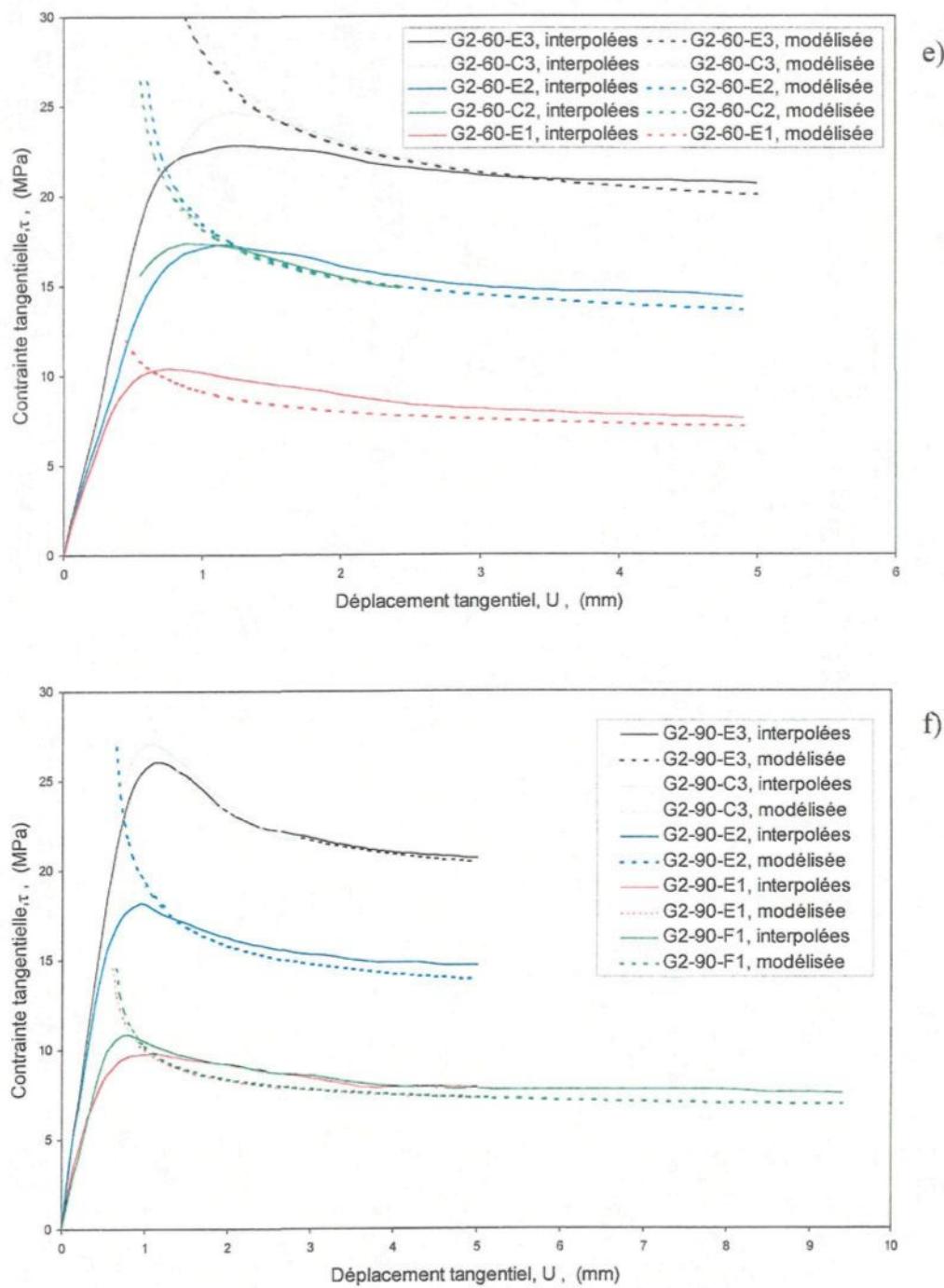


Figure 9.26 : Comparaison de la résistance théorique, calculée avec les éq. (9.9), (9.7) et (9.10), à la résistance expérimentale. a) Direction  $0^\circ$ , b) et c) direction  $-30^\circ$ , d) et e) direction  $60^\circ$  et f) direction  $90^\circ$ .

## 9.4 Discussion et conclusion

Ce chapitre consacré à l'étude et à la modélisation du comportement post-pic d'une fracture rocheuse en cisaillement a permis diverses observations qualitatives, une approche pour la modélisation de certains paramètres ( $i$ ,  $\phi_i$  et  $\tau_{pp}$ ), et a soulevé de nouvelles questions dont les réponses exigeront de nouvelles études.

L'analyse des facteurs affectant la forme et la localisation des zones endommagées (§ 9.2.1) a mis en évidence que les zones endommagées ne sont pas distribuées aléatoirement sur la surface. Leur localisation et leur forme sont étroitement liées à la direction de cisaillement par rapport aux structures de la morphologie des surfaces

L'évolution de certains paramètres de rugosité au cours du cisaillement (CLA, MSV,  $Z_2$  et  $\theta_2(+)$  moyen) ne démontre pas le même comportement (§ 9.2.3.2 à § 9.2.3.4). Les indices de rugosité CLA et MSV centré montrent en général une très légère diminution, mais relativement constante, au cours du cisaillement peu importe la contrainte normale et la direction, ce qui est fort préoccupant pour l'utilisation de ces paramètres pour la caractérisation de la morphologie des surfaces de la fracture.

Les paramètres  $Z_2$  et  $\theta_2(+)$  moyen, liés à la pente des facettes, se comportent de façon semblable entre eux mais fort différente de celle du CLA et du MSV centré.  $Z_2$  et  $\theta_2(+)$  moyen diminuent d'abord très rapidement puis cette diminution tend par la suite à se stabiliser ( $Z_2$ ) ou à décroître lentement ( $\theta_2(+)$  moyen). La régression de  $Z_2$  et de  $\theta_2(+)$  moyen semble affectée par la compétence du matériau des épontes.

L'angle de dilatance ( $i$ ) évolue également beaucoup au cours du cisaillement (§ 9.2.3.5), il diminue d'abord très rapidement puis tend vers une valeur constante fonction de l'inclinaison apparente du plan moyen de la surface dans la direction de cisaillement. Sur les courbes  $i - U$ ,  $i$  diminue avec l'augmentation de la contrainte normale. Les courbes  $i - W_{pr}$  montrent que  $W_{pr}$  semble prendre en compte tous les effets liés à  $\sigma_N$ ,  $U$  et aux

propriétés mécaniques du matériau sur l'évolution de  $i$  au cours du cisaillement (sauf près du pic où la morphologie initiale des épontes encore emboîtées a davantage le contrôle sur  $i$  que la dégradation).

Toutes ces observations faites à partir des différents paramètres (CLA, MSV,  $Z_2$ ,  $\theta_2(+)$  moyen et  $i$ ) sont valables dans les quatre directions en dépit du fait que la localisation et la forme des zones endommagées dépendent de la direction de cisaillement par rapport aux structures de la morphologie.

Les variogrammes moyens des hauteurs des épontes A (§ 9.2.4) ont confirmé que, en règle générale, la portée augmente et le palier diminue au cours du cisaillement à mesure que la contrainte normale et/ou le déplacement tangentiel augmentent. Cette tendance a été observée sur les variogrammes moyens dans les quatre directions de cisaillement. Dans certaines directions, la structure majeure (au sens géostatistique) peut disparaître presque complètement sous l'action du cisaillement.

Le matériau plaqué à la surface de l'éponte opposée lors du cisaillement (§ 9.2.5) peut expliquer pourquoi les paramètres CLA et MSV diminuent très lentement et de façon constante, de même que la diminution initiale très rapide de  $Z_2$  et  $\theta_2(+)$  moyen suivie d'une décroissance beaucoup plus lente.

Les modélisations ont produit un modèle constitué de trois équations empiriques pour  $i$ ,  $\phi_i$  et  $\tau_{pp}$ , elles-mêmes constituées de paramètres et de constantes empiriques. La plupart des valeurs attribuées aux constantes demeurent inchangées peu importe la direction. Dans le modèle proposé, inspiré des travaux de Rowe et al. (1964), toutes les composantes de résistance, autres que la dilatance, sont comprises dans l'angle de frottement interne  $\phi_i$ .

Comme pour  $i_p$  au Chapitre 8, la modélisation de  $i$  a nécessité de tenir compte de l'inclinaison du plan moyen des épontes afin que les résultats de cette modélisation soient

représentatifs des données déduites des résultats expérimentaux. La petite taille des surfaces de cisaillement utilisées (diamètre = 90 mm) est responsable de l'inclinaison du plan moyen de ces surfaces ; on présume qu'une surface d'échantillon plus grande aurait permis un plan moyen horizontal dans toutes les directions.

Or tel qu'observé au Chapitre 7, les valeurs expérimentales de  $U_p$  sont très petites, peu importe la direction, et elles sont beaucoup plus petites que la taille de la structure morphologique de grandes dimensions à l'origine de l'inclinaison du plan moyen. Donc même avec une surface assez grande pour éliminer l'inclinaison du plan moyen des échantillons il y a lieu de croire que les grandes structures, et leur effet sur  $U_p$ ,  $i_p$  et donc  $\tau_p$ , demeurent. Dans ce cas non pas l'inclinaison du plan moyen mais celle des grandes ondulations doit être prise en compte dans la modélisation de  $i_p$  et/ou  $i$ .

Ainsi l'ensemble de la problématique de la caractérisation morphologique des fractures rocheuses et des failles afin d'en modéliser le comportement en cisaillement, particulièrement à partir d'échantillons relativement petits, repose en grande partie sur la façon de pouvoir inclure l'inclinaison des structures morphologiques de grandes dimensions (ondulation de la surface) dans les modèles. La nécessité de tenir compte de cette inclinaison, indépendamment mais en complément de l'angularité des facettes d'aspérités, nous ramène à la méthode initialement proposée par Patton (Panet et al., 1976) qui considérait deux ordres d'irrégularités :

- premier ordre (inclinaison des grandes structures) :  $A_p$  ;
- second ordre (inclinaison des facettes) :  $i_p$ .

L'effet des structures morphologiques de grandes dimensions sur la résistance en cisaillement de fractures rocheuses devra donc être davantage étudié en laboratoire, à partir d'échantillons relativement restreints mais suffisamment grands pour éviter l'inclinaison du plan moyen, afin de le quantifier adéquatement et d'en tenir compte dans les modèles.

## CHAPITRE 10

### ESSAIS À RIGIDITÉ NORMALE CONSTANTE : VÉRIFICATION DE L'ALGORITHME DE FORTIN

#### 10.1 Introduction

Bien que la présente étude porte principalement sur le comportement d'une fracture en cisaillement dans les conditions de contrainte normale constante (CNC), nous avons aussi réalisé six essais à rigidité normale constante (RNC) afin de vérifier expérimentalement l'algorithme proposé par Fortin (1987) et Fortin et al. (1988, 1990). Cet algorithme prédit la résistance d'une fracture en cisaillement se retrouvant dans un environnement à RNC à partir de résultats d'essais à CNC.

La vérification convenable d'un algorithme tel que celui de Fortin requiert de pouvoir reproduire les conditions des essais à CNC dans les conditions de départ des essais à RNC. Ces conditions sont l'état (morphologie et résistance) des surfaces et les paramètres d'essais ( $\sigma_{Ni}$ , vitesse de cisaillement). Or la méthode de fabrication en série de répliques identiques à l'échantillon original préconisée dans cette étude (§ 4.2.3) et la machine de cisaillement utilisée (§ 4.3) permettent de reproduire ces conditions de départ, en plus de simuler un milieu naturel à rigidité constante. La vérification expérimentale d'un tel algorithme est donc pleinement justifiée dans le cadre de cette étude.

Le programme expérimental des essais à RNC est présenté au Chapitre 4 (§ 4.4.1.4) et l'algorithme de Fortin est décrit au Chapitre 3 (§ 3.4.1). Les conditions d'essais à RNC sont rappelées au Tableau 10.1.

Essai	Rigidité (MPa/mm)	$\sigma_{Ni}$ (MPa)	U arrêté (mm)
K1C1	K1 = 10	7	1
K1D1	K1 = 10	7	2
K1E1	K1 = 10	7	5
K2E1	K2 = 20	7	5
K3E1	K3 = 30	7	5
K1E2	K1 = 10	14	5

Tableau 10.1 : Conditions d'essais à rigidité normale constante.

## 10.2 Courbe de consolidation

La méthode graphique de Goodman (1989), dont l'algorithme de Fortin est une généralisation, nécessite l'emploi de la courbe de consolidation de la fracture. La courbe de consolidation représente la fermeture de la fracture sous l'effet d'une contrainte normale. La fermeture de la fracture est calculée avec l'équation suivante :

$$V_j = V_t - V_r \quad (10.1)$$

où  $V_j$  : fermeture de la fracture sous l'effet de la contrainte normale ;

$V_t$  : déformation totale moyenne (roche + fracture) ;

$V_r$  : déformation de la roche (mortier) intacte.

La courbe de la déformation totale moyenne ( $V_t$ ) provient d'un essai de déformabilité normale de la fracture avec quatre capteurs où  $V_t$  est la moyenne des quatre capteurs. Cet essai de déformabilité normale a été exécuté sur une réplique en mortier. La courbe de déformation du mortier ( $V_r$ ) a été calculée à partir de la valeur moyenne du module de Young du mortier rose ( $E$  moyen = 32420 MPa ; § 4.2.2). La courbe de consolidation de la fracture utilisée dans cette étude est montrée à la Figure 10.1.

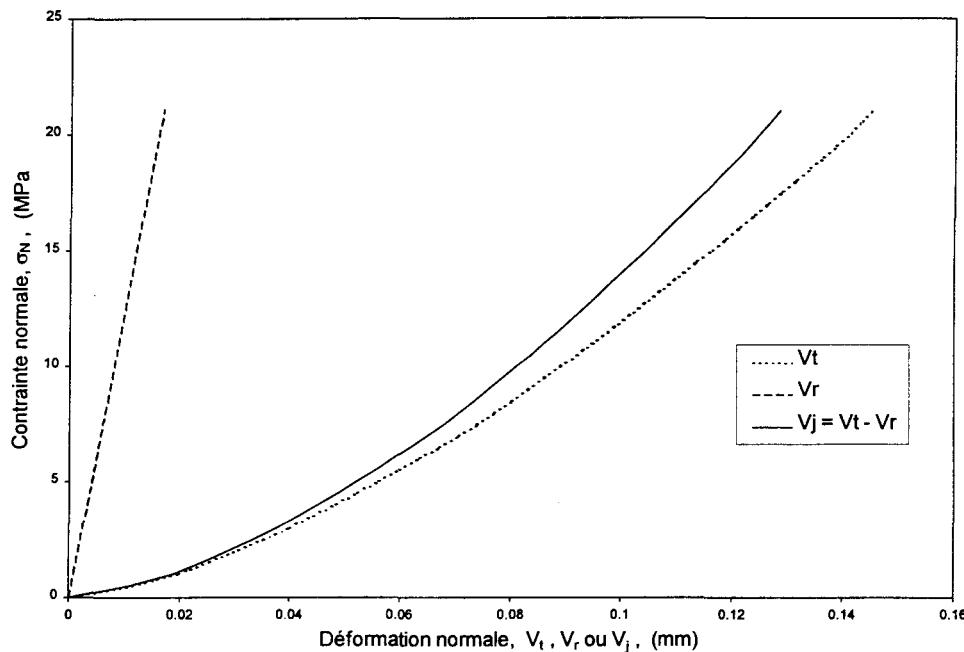


Figure 10.1 : Courbes contrainte – déformation d'une réplique en mortier.  $V_j$  : courbe de consolidation.

### 10.3 Résultats des essais à RNC et essais à CNC associés

#### 10.3.1 Résultats des essais à RNC

Les courbes  $\tau - U$ ,  $\sigma_N - U$  et  $V - U$  des six essais à RNC sont montrés à la Figure 10.2. Tel que prévu, les contraintes tangentielles et normales augmentent avec l'intensification de la rigidité du milieu et avec l'accroissement de la contrainte normale initiale. Lorsque la rigidité est suffisamment élevée ( $K_2$  et  $K_3$ ), la résistance dans la phase V progresse en augmentant en réaction à la dilatance. La contrainte normale passe presque du simple au double entre  $U = 0$  et  $U = 5$  mm pour l'essai K1E1 ( $K_1 = 10$  MPa/mm et  $\sigma_{N_i} = 7$  MPa) alors qu'elle augmente d'un facteur 2,5 pour l'essai K3E1 ( $K_3 = 30$  MPa/mm et  $\sigma_{N_i} = 7$  MPa). Également, la dilatance mesurée diminue avec l'augmentation de la rigidité environnante et de la contrainte normale initiale.

Les essais K2E1 et K3E1 ont donné des résultats similaires pour les contraintes tangentielle et normale mobilisées mais forts différents pour la dilatance mesurée où celle de l'essai K3E1 est considérablement inférieure à celle de l'essai K2E1. Ces comportements peuvent être partiellement expliqués par la qualité des échantillons : l'essai K2E1 semble avoir été fait avec un échantillon de plus grande résistance donnant une résistance tangentielle et une dilatance (voisine de celle de l'essai K1E1) supérieures, alors qu'à l'inverse les résultats de l'essai K3E1 reflètent l'utilisation d'un échantillon de moindre qualité ("faible" résistance tangentielle et dilatance peu élevée). De plus, la courbe  $V - U$  de l'essai K3E1 montre une fermeture initiale de la fracture s'achevant au début de l'essai. Cette fermeture a eu l'effet marqué de diminuer la contrainte normale à partir du début de l'essai (Figure 10.2b) et donc de modifier les résultats par la suite : diminution de la contrainte normale et donc de la résistance.

Les essais K1C1, K1D1 et K1E1 ont été faits dans les mêmes conditions mais avec des échantillons distincts. Il existe une certaine variabilité des résultats entre ces essais, c'est normal, par contre cette variabilité n'est pas grande (Figure 10.2). De plus, tel que discuté au Chapitre 4 (§ 4.2.3.3) les échantillons des séries S-1 et S-3 (utilisés pour les essais CNC et RNC) montrent des comportements similaires. Cette similitude des comportements est nécessaire pour la poursuite des travaux.

Les courbes expérimentales de la Figure 10.2 comportent beaucoup moins de données que le nombre de points mesurés au cours des essais à cause d'une procédure ajoutée au programme d'acquisition des données afin de diminuer la taille des fichiers de sauvegarde des résultats. C'est pourquoi sur les courbes  $\tau - U$  de la Figure 10.2 il semble ne pas avoir de pic de la résistance puisque ces points n'ont pas été conservés. Les graphiques de la Figure 10.3 montrent des exemples où la courbe des données mesurées lors des essais est comparée aux courbes des fichiers de sauvegarde des résultats. Le pic, lorsque présent, apparaît alors clairement. Les courbes des données mesurées ont été numérisées à partir d'une copie imprimée de l'écran du système d'acquisition des données de la machine de cisaillement à la fin des essais.

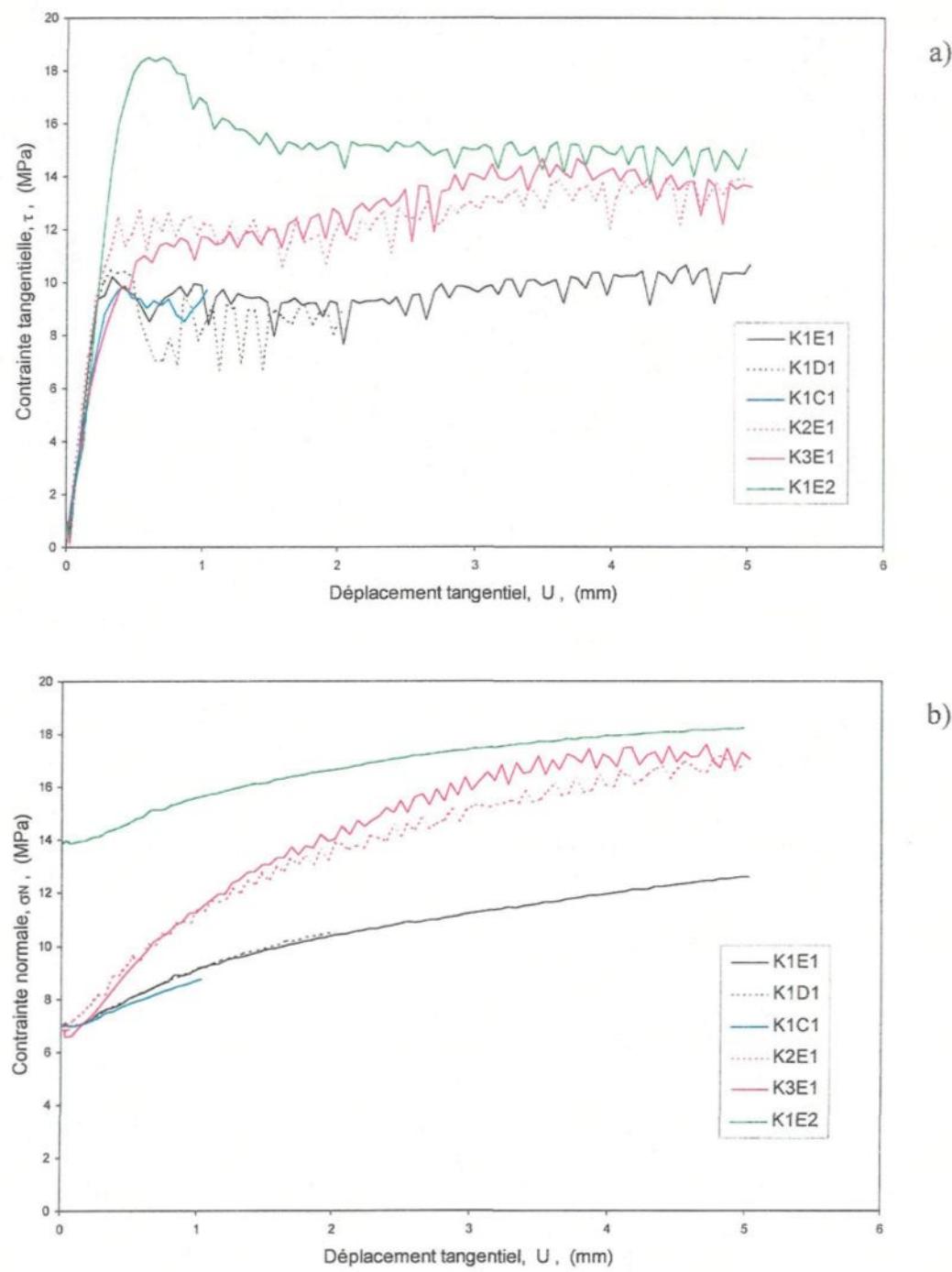


Figure 10.2

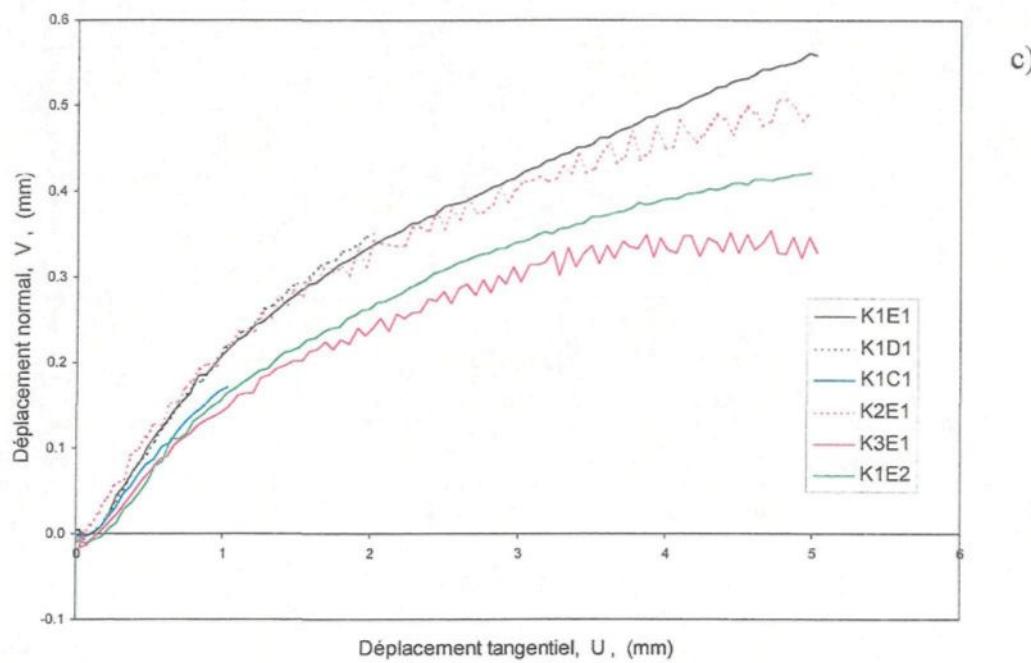


Figure 10.2 : Courbes expérimentales des essais à RNC. a) Courbes  $\tau - U$ , b) courbes  $\sigma_N - U$  et c) courbes  $V - U$ .

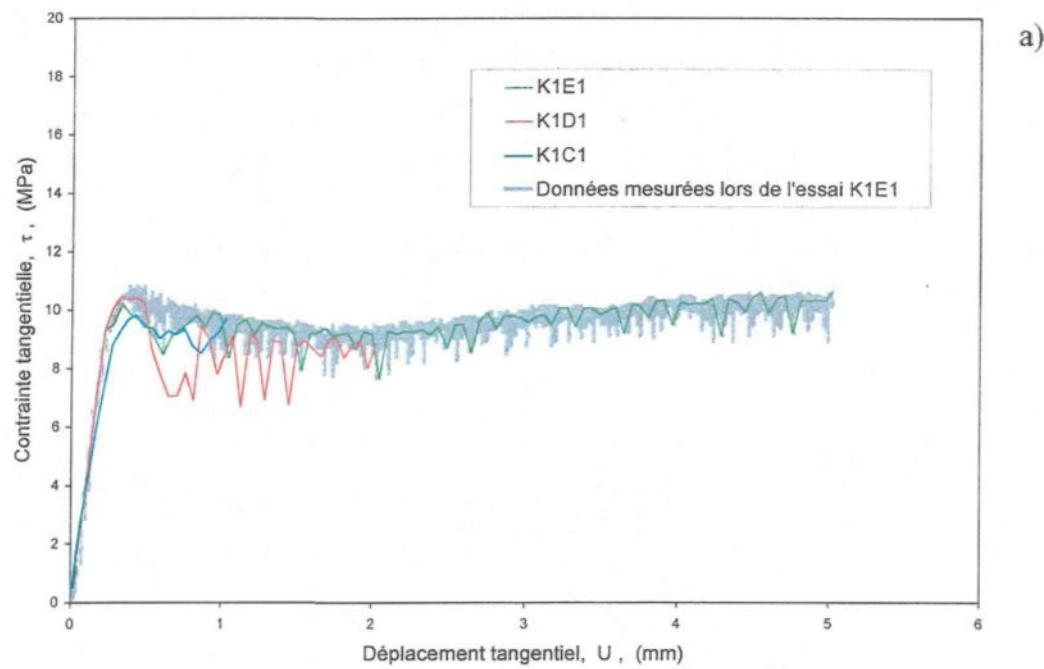


Figure 10.3

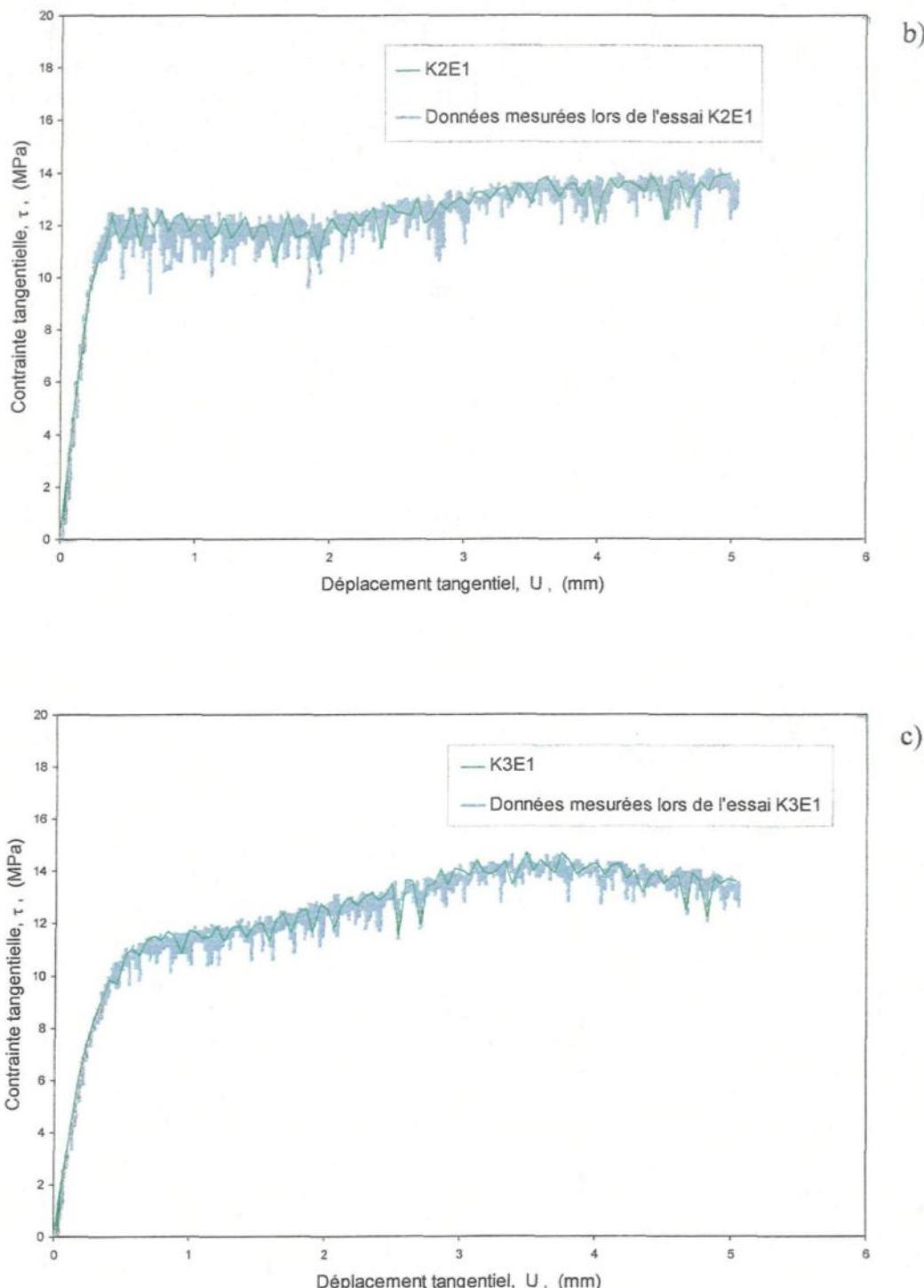


Figure 10.3 : Superposition des courbes des données sauvegardées suite aux essais à RNC à la courbe numérisée contenant toutes les données mesurées. a) Essai K1E1, b) essai K2E1 et c) essai K3E1.

### 10.3.2 Essais à CNC utilisés dans les simulations

Les essais à CNC servant de données de base sont ceux du G-1 et du G-3 exécutés dans la direction  $0^\circ$  ( $\sigma_N = 1, 7, 14$  et  $21 \text{ MPa}$ ). L'algorithme nécessite cependant une répartition uniforme des données selon  $U$  pour l'ensemble des essais (CNC) utilisés dans les simulations. Pour cette raison, les données dites "interpolées", calculées au Chapitre 9, sont utilisées dans les simulations.

Ces courbes des données interpolées sont présentées à la Figure 10.4. Les courbes de résistance ont été utilisées telle quelles. Cependant, les courbes de dilatance ont dû subir trois modifications avant d'être utilisées.

D'abord, lorsqu'il y avait lieu, la contractance initiale de l'échantillon a été supprimée de façon à ne pas perdre d'information postérieure à la contractance. Cette contractance, attribuée à l'emboîtement optimal des épontes au cours de la phase I (§ 7.2), a été enlevée (sans modifier la dilatance totale) en positionnant la valeur  $V = 0$  au point le plus bas de la courbe (Figure 10.5), donc en décalant la courbe vers le haut.

La deuxième modification relève de l'observation faite au Chapitre 7 à propos d'une légère différence de comportement entre les séries d'échantillons S-1 et S-3 : la dilatance survient un peu plus tard lors des essais du G-1 (échantillons S-1) par rapport aux essais du G-3 (échantillons S-3). De plus, la dilatance des essais à RNC (G-4, échantillons S-3 ; Figure 10.2c) semble s'amorcer aussi tôt qu'aux essais G-3 (S-3, CNC). Aussi, les courbes de dilatance à CNC utilisées (échantillons S-1, essais G-1) ont dû être décalées vers les valeurs de faible déplacement tangentiel (jusqu'à ce que la dilatance des essais G-1 s'amorce au même déplacement tangentiel qu'aux essais G-3) afin que les résultats des essais à CNC soient davantage représentatifs du comportement des échantillons de la série S-3.

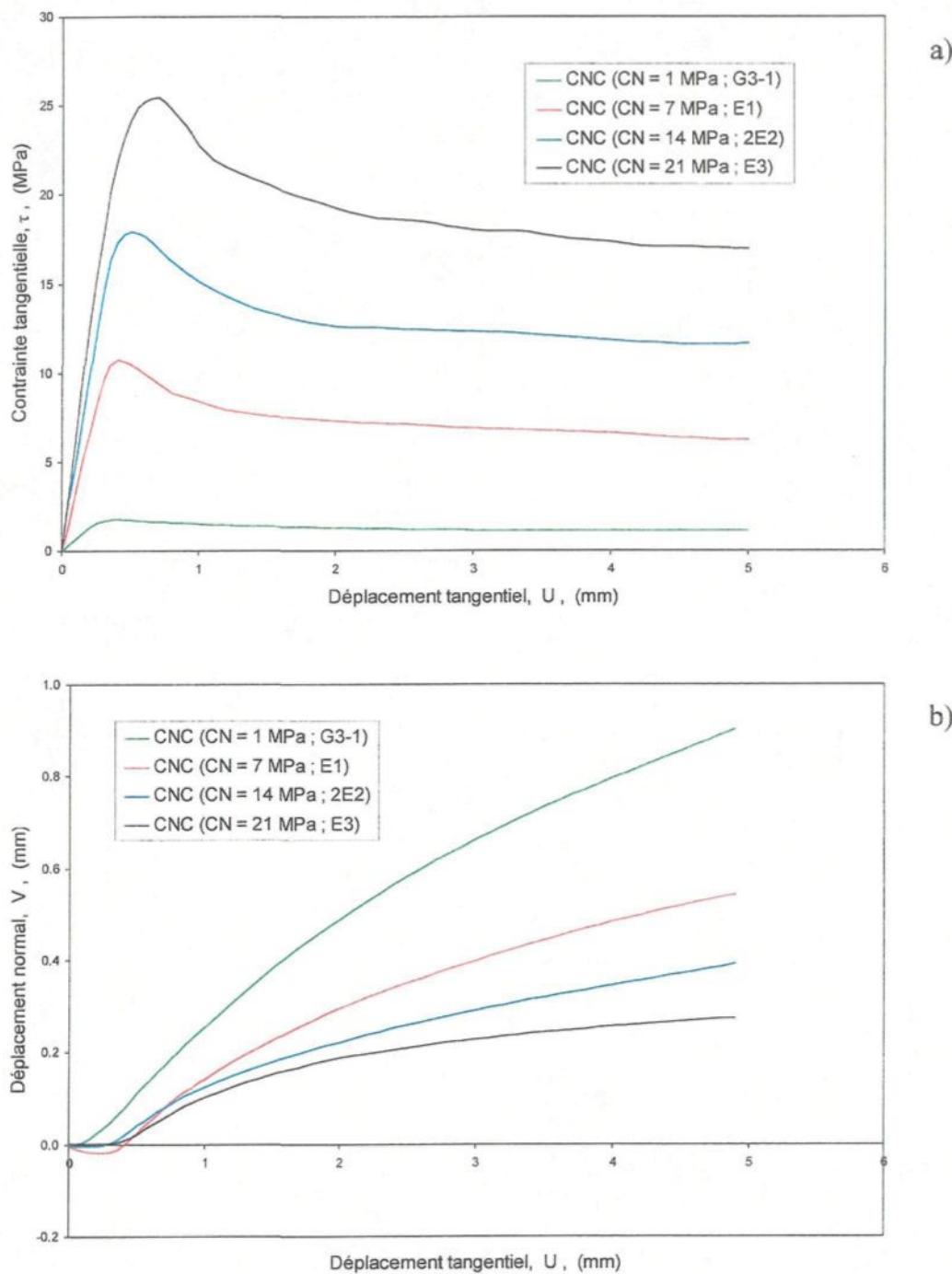


Figure 10.4 : Courbes des données interpolées (CNC, direction  $0^\circ$ ) utilisées dans les simulations. a) Courbes  $\tau - U$  et b) courbes  $V - U$  avant modification. Les courbes  $\tau - U$  ont été utilisées telle quelles.

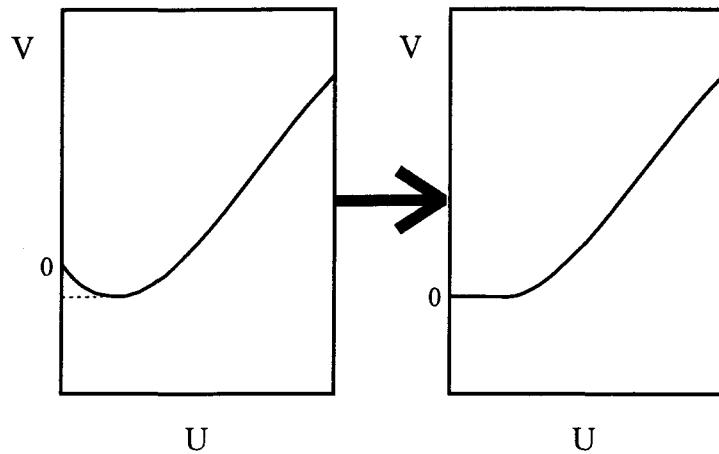


Figure 10.5 : Représentation agrandie de la phase I montrant schématiquement l'ajustement apporté aux courbes de dilatance présentant une consolidation initiale de la fracture (ou emboîtement optimal des épontes) et utilisées dans les simulations des essais à RNC.

La troisième modification apportée aux courbes de dilatance a pour but d'ajuster ces dernières en fonction de la courbe de consolidation (Figure 10.1). Cette modification a été faite en additionnant la valeur appropriée de la fermeture de la fracture (d'après la courbe de consolidation et selon le niveau de la contrainte normale) à chaque courbe de dilatance. Évidemment la valeur de la fermeture ainsi ajoutée change avec le niveau de la contrainte normale. Les courbes de dilatance issues de ces modifications et utilisées dans les simulations sont présentées à la Figure 10.6.

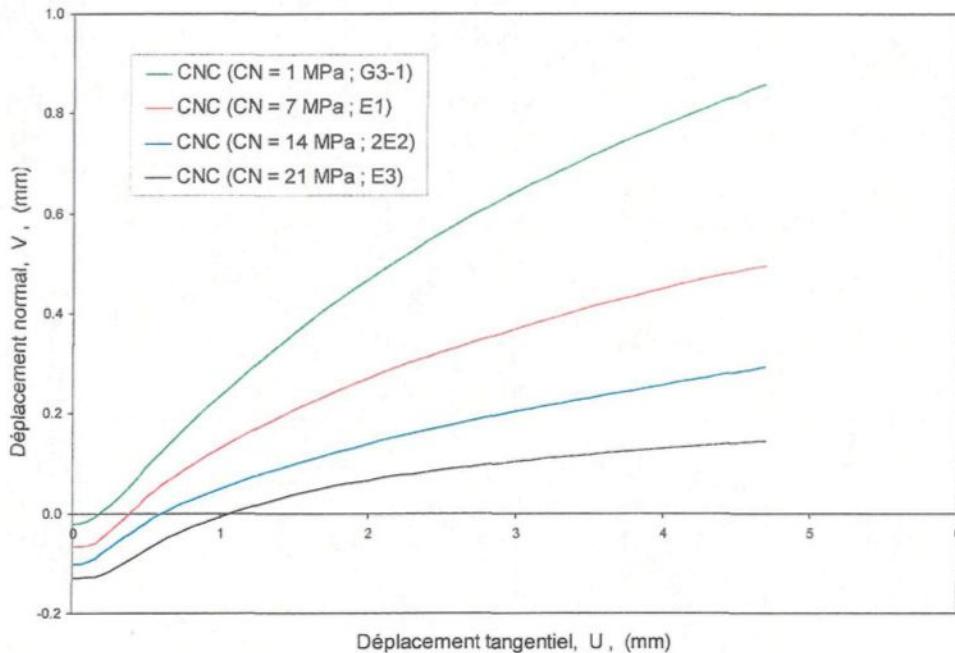


Figure 10.6 : Courbes de dilatance (données interpolées) après modifications et utilisées dans les simulations des essais à RNC.

#### 10.4 Simulations des essais à RNC

Rappelons que l'algorithme de Fortin procède au calcul simultané de la dilatance et de la contrainte normale mobilisées via un processus itératif (§ 3.4.1). Ce processus itératif cesse lorsque la différence entre la valeur de l'incrément de dilatance calculé et l'incrément de dilatance déduit de la contrainte normale calculée est inférieure à une valeur (tolérance) imposée.

La valeur de tolérance utilisée dans les calculs est égale à 0,0005 mm. Les quatre courbes à CNC sont utilisées à chaque interpolation ; les interpolations sont de degré 3.

Les résultats de la simulation des essais à RNC sont comparés aux résultats expérimentaux dans les Figures 10.7 à 10.10. Ces figures comportent les courbes  $\tau - U$ ,  $\sigma_N - U$  et  $V - U$  calculées et expérimentales. À noter que les courbes de dilatance calculées tiennent compte de la consolidation de la fracture alors que les données des courbes

expérimentales ont été mesurées après consolidation de la fracture. C'est ce qui explique l'ampleur du décalage entre les deux types de courbes (Figures 10.7b à 10.10b). Pour mieux comparer les deux types de données, la courbe simulée a été reproduite mais décalée vers le haut pour s'ajuster à la courbe expérimentale. Ces courbes décalées sont représentées en traits pointillés. De façon générale, les courbes simulées représentent plutôt bien les courbes expérimentales, c'est particulièrement le cas avec l'essai K1E2 (Figure 10.10).

Les courbes de résistance  $\tau - U$  calculées sont représentatives des courbes expérimentales. L'ajustement entre les courbes des deux types de données est particulièrement bon pour les déplacements compris entre  $U = 1 \text{ mm}$  et  $U = 3 \text{ mm}$  environ. Dans la phase "résiduelle", les courbes expérimentales montrent une augmentation de la résistance apparaissant également sur les courbes issues des simulations. Les meilleurs ajustements sont obtenus pour les essais faits avec la plus faible rigidité du milieu (K1E1 et K1E2 ;  $K_1 = 10 \text{ MPa/mm}$ ).

La contrainte normale simulée est également proche des résultats expérimentaux. Les valeurs simulées ( $\tau$ ,  $\sigma_N$  et  $V$ ) sont cependant systématiquement inférieures aux données expérimentales après le pic de la résistance. Malgré cela l'augmentation de la contrainte normale, induite par la restriction de la dilatance, est bien apparente sur les courbes calculées. La contrainte normale augmente donc avec l'accroissement de la rigidité environnante. De plus, l'augmentation relative de la contrainte normale est moins importante quand la contrainte normale initiale est plus élevée (essai K1E2 avec  $\sigma_{Ni} = 14 \text{ MPa}$  versus l'essai K1E1 avec  $\sigma_{Ni} = 7 \text{ MPa}$ ).

Les courbes de dilatance simulées et décalées (Figures 10.7b à 10.10b) s'ajustent bien aux données expérimentales, mais cet ajustement se détériore progressivement à partir de  $U \geq 1 \text{ mm}$  où la dilatance calculée est systématiquement inférieure à la dilatance expérimentale. Cependant dans l'intervalle de déplacement testé ( $U = 0 \text{ à } 5 \text{ mm}$ ), les

ajustements et l'allure des courbes calculées demeurent représentatifs des résultats expérimentaux.

Les résultats expérimentaux des essais K1C1, K1D1 et K1E1 sont comparés aux résultats simulés à la Figure 10.7. La perte d'informations au pic (Figure 10.7a), due à l'élimination de certaines données lors de la sauvegarde de ces dernières à la fin des essais, est déplorable mais celles conservées montrent quand même des résultats expérimentaux peu dispersés. Les résultats simulés collent particulièrement bien aux résultats expérimentaux de l'essai K1C1 (courbes  $\sigma_N - U$  et  $V - U$ ). Les résultats simulés semblent compris dans l'intervalle des données expérimentales, mais puisque certains résultats expérimentaux sont assez limités (essai K1C1), nous ne pouvons confirmer la validité de cette tendance jusqu'à  $U = 5$  mm.

Les résultats simulés sont comparés aux courbes des essais CNC utilisés dans les simulations à la Figure 10.11. L'augmentation progressive de la résistance (pic et "résiduelle") avec l'accroissement de la valeur de rigidité du milieu environnant est remarquable. De plus lorsque la rigidité est suffisamment élevée (K2 et K3), la résistance dans la phase V progresse en augmentant en réaction à la dilatance. Les courbes de dilatance simulées montrent également l'évolution de ce paramètre par rapport à l'augmentation de la rigidité du milieu. L'effet de la rigidité environnante est cependant davantage marqué lorsque le niveau de la contrainte normale initiale est moins élevé.

Pour essayer d'améliorer les ajustements, nous avons mené d'autres simulations en utilisant une valeur de tolérance plus élevée (0,005). Nous avons aussi fait des simulations avec interpolations de degré 2 en n'utilisant que trois courbes à CNC ( $\sigma_{Ni} = 7, 14$  et  $21$  MPa). Mais ces simulations n'ont pas donné de résultats sensiblement différents de ceux présentés précédemment.

Finalement, les résultats obtenus des simulations comparés aux résultats expérimentaux permettent de conclure que l'algorithme de Fortin est un outil valable et

efficace pour simuler les conditions de terrain où la dilatance des fractures en cisaillement est partiellement ou complètement restreinte.

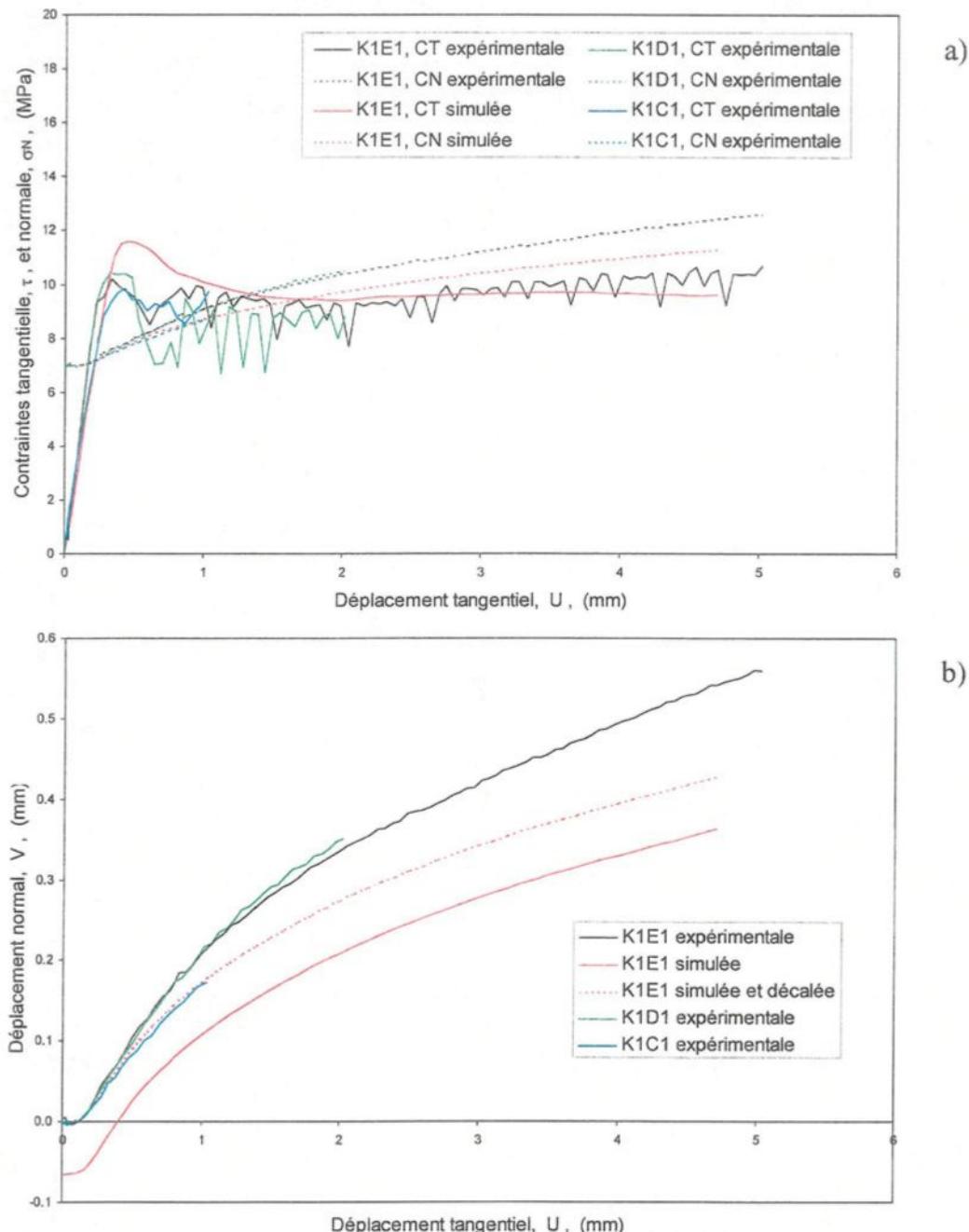


Figure 10.7 : Comparaison des résultats expérimentaux et simulés à RNC obtenus à partir des conditions initiales :  $K = K_1 = 10 \text{ MPa/mm}$  et  $\sigma_{Ni} = 7 \text{ MPa}$ . CN pour  $\sigma_N$  et CT pour  $\tau$ . a) Courbes  $\tau - U$  et  $\sigma_N - U$ , et b) courbes  $V - U$ .

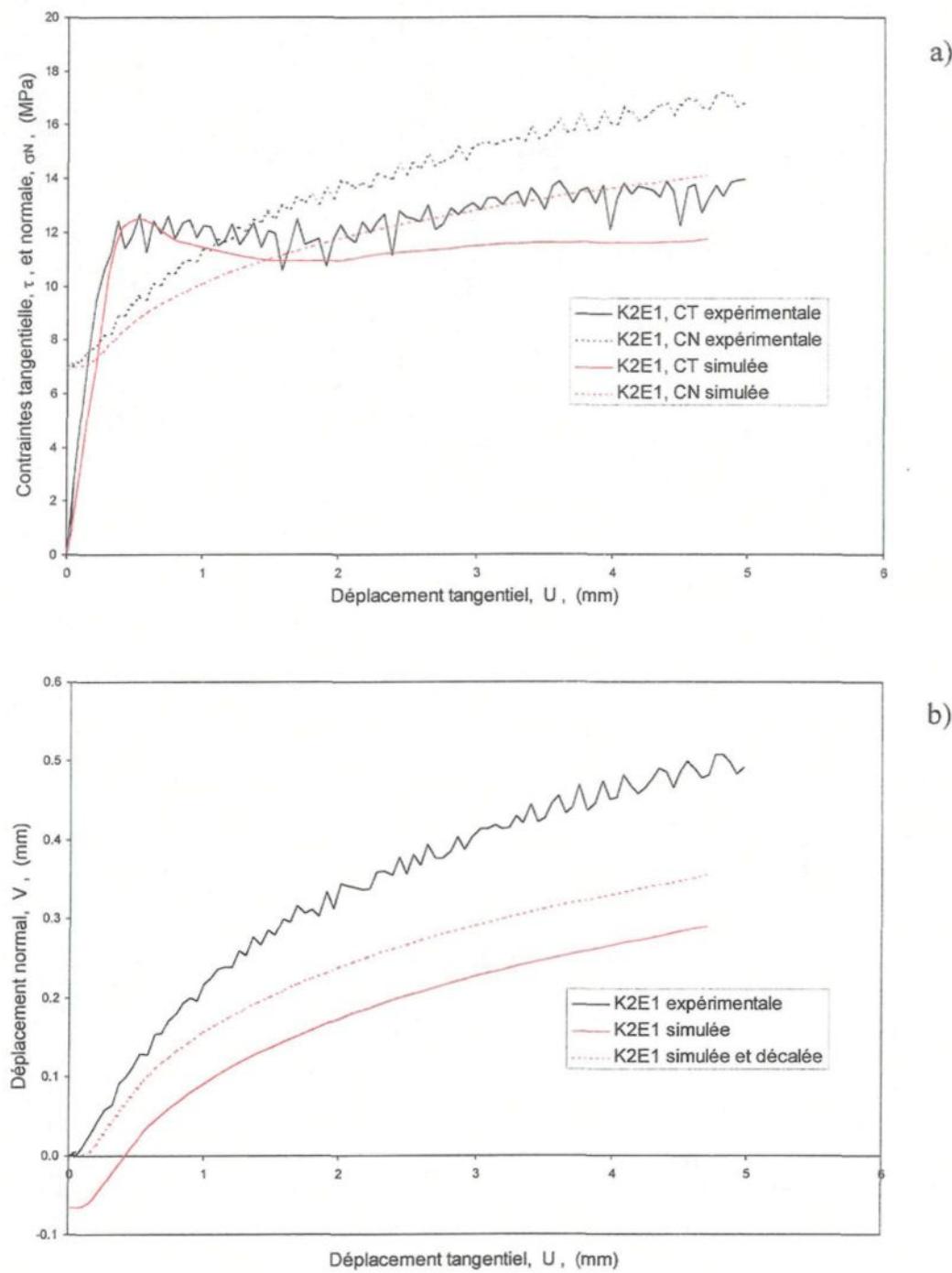


Figure 10.8 : Comparaison des résultats expérimentaux et simulés à RNC obtenus à partir des conditions initiales :  $K = K_2 = 20 \text{ MPa/mm}$  et  $\sigma_{Ni} = 7 \text{ MPa}$ . CN pour  $\sigma_N$  et CT pour  $\tau$ . a) Courbes  $\tau - U$  et  $\sigma_N - U$ , et b) courbes  $V - U$ .

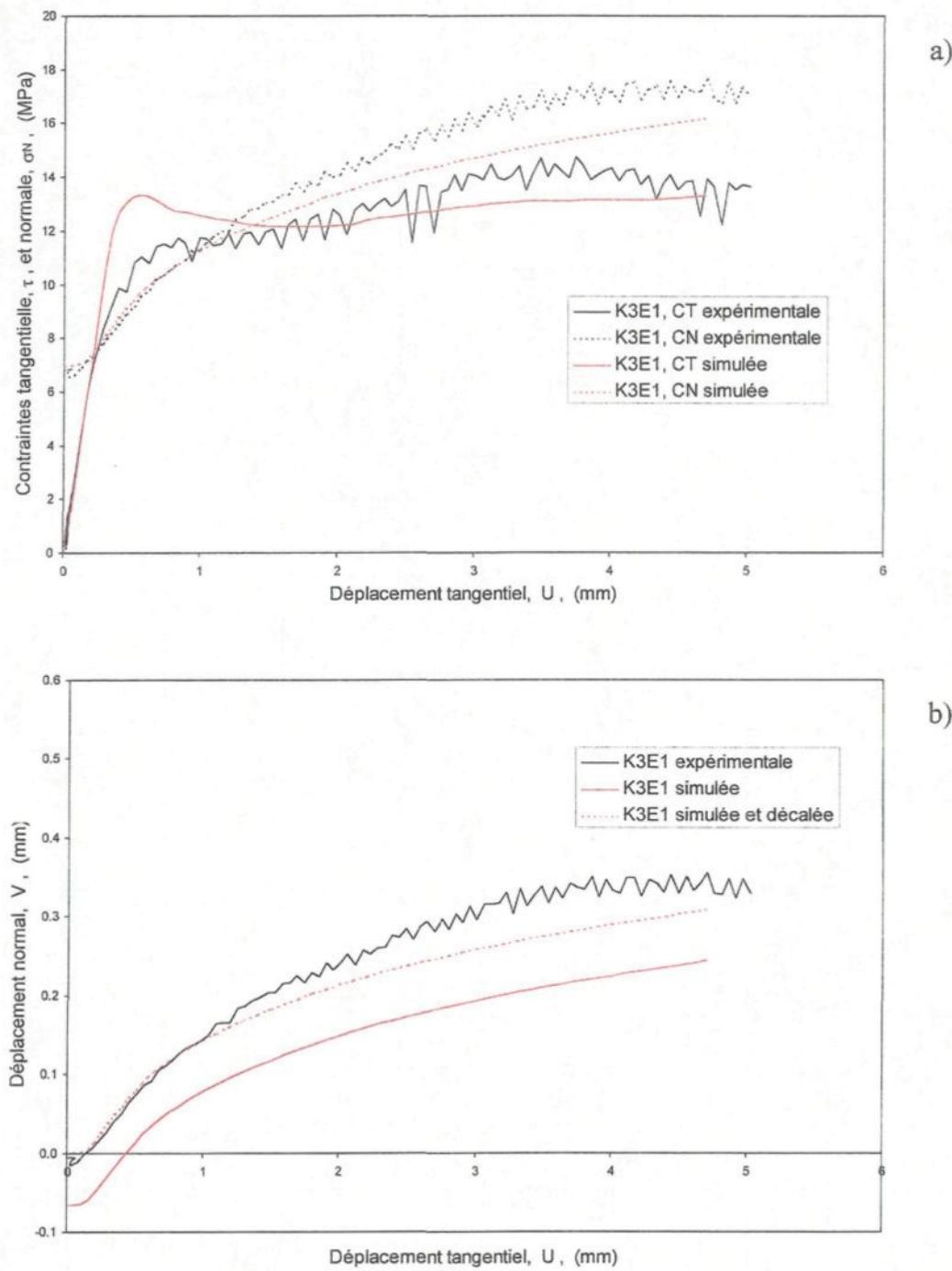


Figure 10.9 : Comparaison des résultats expérimentaux et simulés à RNC obtenus à partir des conditions initiales :  $K = K_3 = 30 \text{ MPa/mm}$  et  $\sigma_{Ni} = 7 \text{ MPa}$ . CN pour  $\sigma_N$  et CT pour  $\tau$ . a) Courbes  $\tau - U$  et  $\sigma_N - U$ , et b) courbes  $V - U$ .

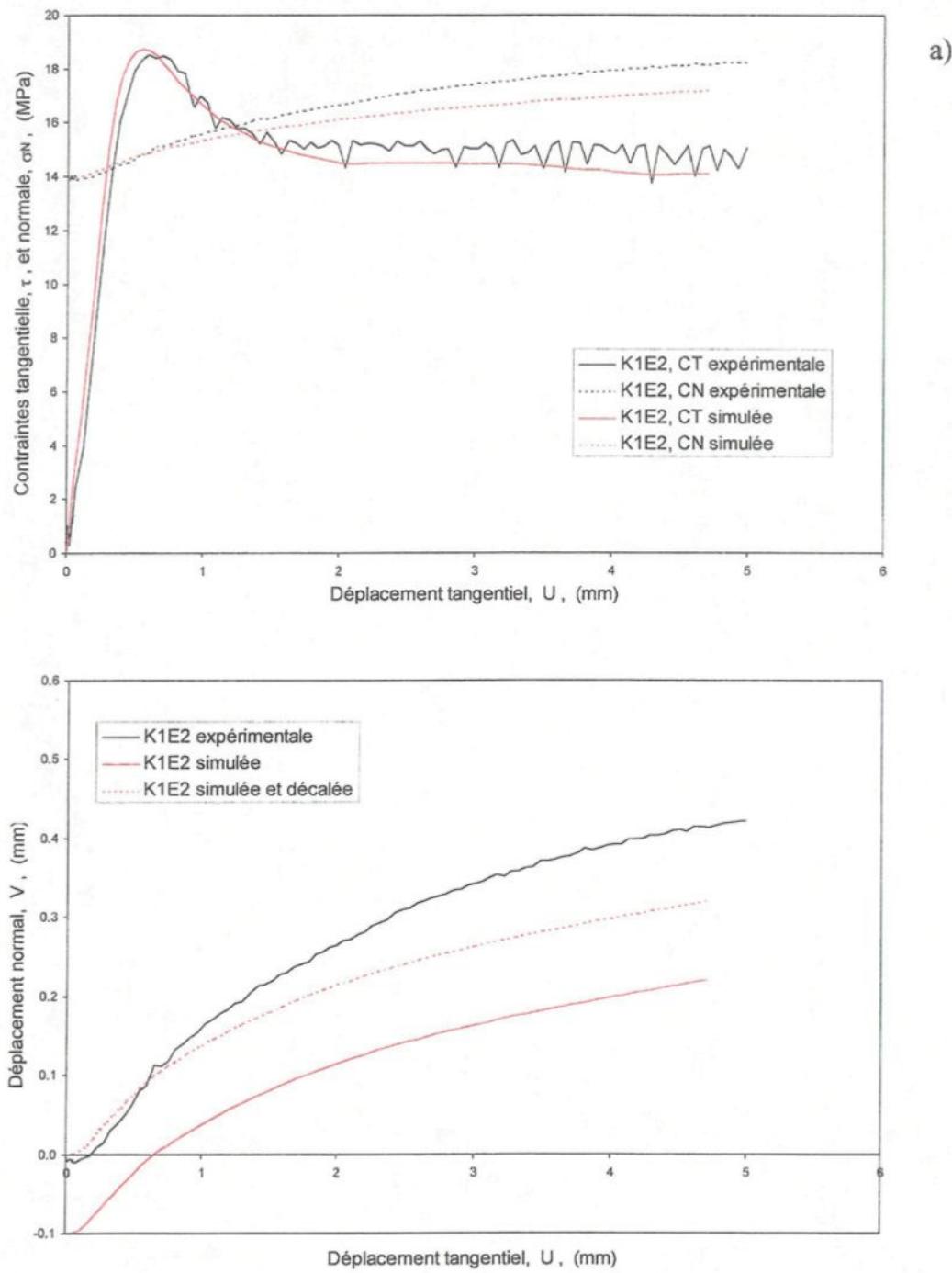


Figure 10.10 : Comparaison des résultats expérimentaux et simulés à RNC ob b) à partir des conditions initiales :  $K = K_1 = 10 \text{ MPa/mm}$  et  $\sigma_{Ni} = 14 \text{ MPa}$ . CN pour  $\sigma_N$  et CT pour  $\tau$ . a) Courbes  $\tau - U$  et  $\sigma_N - U$ , et b) courbes  $V - U$ .

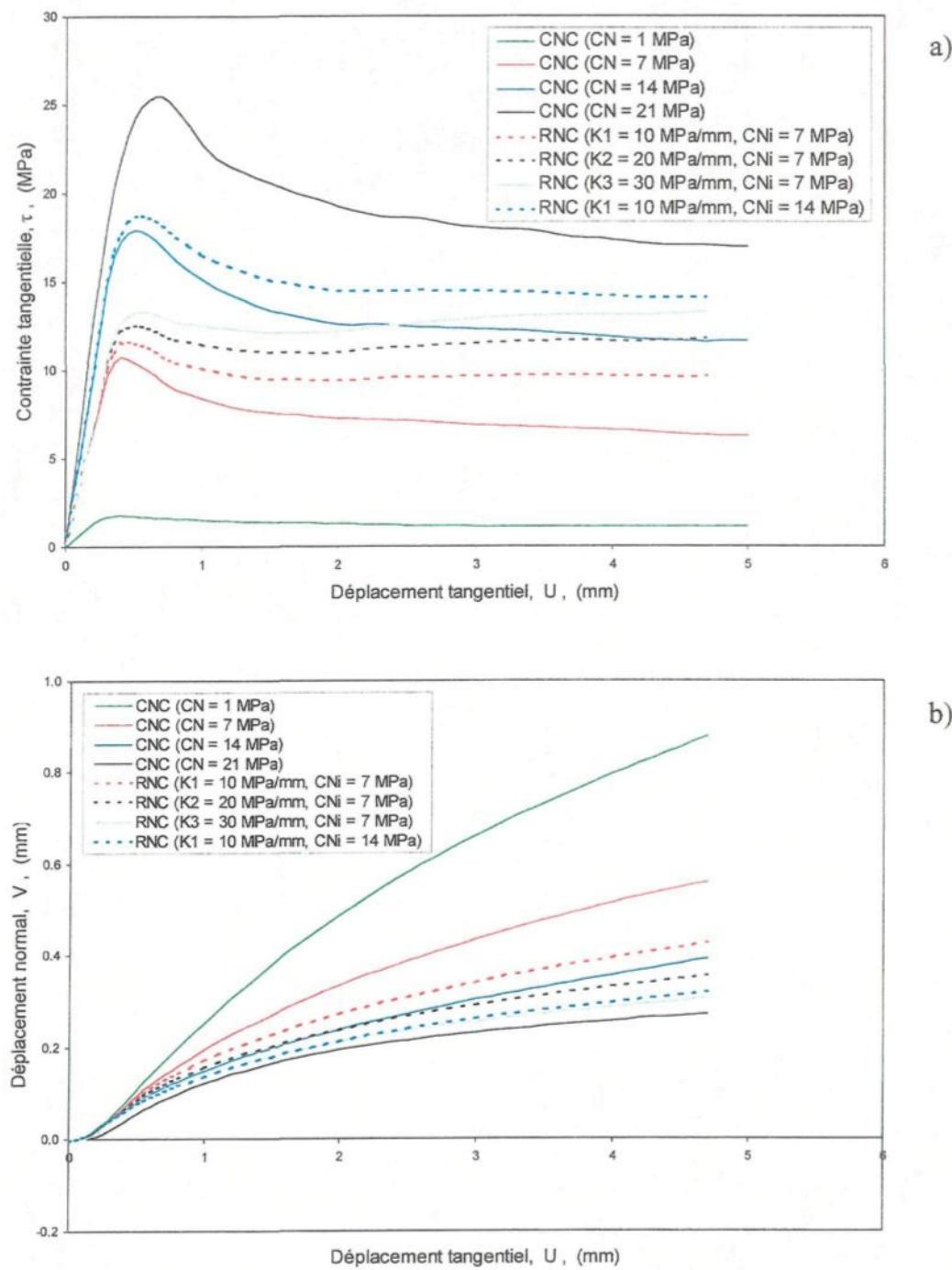


Figure 10.11 : Résultats des simulations à RNC comparés aux courbes des essais à CNC utilisées dans ces simulations. a) Courbes  $\tau$  –  $U$  et b) courbes  $V$  –  $U$ .

## CHAPITRE 11

### CONCLUSION GÉNÉRALE

#### **11.1 Buts visés par cette étude**

Le but général de ce projet de recherche était de caractériser les paramètres intervenant dans le cisaillement de joints rocheux à surface irrégulière et de contribuer à valider expérimentalement un modèle de comportement mécanique par des essais de cisaillement direct sur des répliques d'une fracture naturelle. Pour que ce modèle soit physiquement valable, il doit être élaboré de façon à combiner l'action des phénomènes suivants :

- la dilatance contrôlée par les caractéristiques morphologiques de la rugosité des surfaces ;
- la contrainte normale par son action sur la dilatance, le frottement et l'endommagement progressif des aspérités ; et
- la dégradation progressive des aspérités après le pic en fonction du déplacement tangentiel.

Le projet devait également vérifier expérimentalement l'algorithme de Fortin (1987) établi afin de prédire le comportement de joints en cisaillement dans des conditions de contrainte normale variable à partir d'une série d'essais à contrainte normale constante.

#### **11.2 Observations, résultats expérimentaux et acquis scientifiques**

Rappelons que la fracture d'où provient l'échantillon original utilisé dans cette étude est caractérisée par des aspérités et des vallées relativement petites superposées à une structure morphologique de grandes dimensions. Due à la petite taille des échantillons,

cette structure se manifeste par une zone de " forte " pente située entre deux " paliers " de hauteurs différentes.

Les indices de rugosité calculés dans les quatre directions ont résulté en un certain nombre d'observations inattendues. Les indices de rugosité basés sur la hauteur des surfaces (CLA, MSV et RMS) sont affectés par la structure de grandes dimensions : les valeurs sont minimales dans la direction  $0^\circ$  et maximales dans la direction  $90^\circ$ . L'analyse par profil de ces indices a révélé que peu de valeurs maximales proviennent des profils 6 et 7 passant par les zones les plus endommagées après cisaillement. De plus, la zone dite de forte pente n'a que très peu d'influence sur les paramètres de rugosité liés à l'inclinaison des facettes ( $Z_2$  et  $R_L$ ).

La structure de grandes dimensions, combinée avec la petite taille des échantillons, a également pour effet d'engendrer l'inclinaison du plan moyen des surfaces d'échantillon. L'inclinaison apparente du plan moyen varie dans chaque direction ; en valeur absolue, l'inclinaison augmente de la direction  $0^\circ$  à la direction  $90^\circ$ .

L'analyse des distributions statistiques des angles apparents (2D) et vrais (3D) des facettes montre que l'angle 2D " total " est affecté par la zone de forte pente : il est minimal dans la direction  $0^\circ$  et maximal dans la direction  $60^\circ$  (et non à  $90^\circ$ ). Les angles 3D moyens et médians augmentent à mesure que la direction d'enregistrement devient perpendiculaire à la direction  $0^\circ$  et les  $\theta_3$  moyens sont nettement supérieurs aux  $\theta_2$  positifs et négatifs moyens, se rapprochant donc davantage des angles  $i_p$  expérimentaux. Toutefois, les surfaces de l'échantillon utilisé ne répondent pas aux conditions d'applicabilité de la méthode de Scriven et Williams (1965) permettant le calcul de colatitudes 3D ( $\theta_3$ ). Les distributions de colatitudes  $\theta_3$  reconstruites ne peuvent donc prétendre à une quelconque représentation de la réalité de la fracture.

Les variogrammes des hauteurs, calculés par profil ou moyens, mettent en évidence quatre familles principales de structures. Ces quatre familles se répètent dans chaque

direction et presque à chaque profil, malgré des différences significatives entre les profils et entre les directions. La variance de ces structures varie toutefois beaucoup, même pour les structures appartenant à la même famille. Le constat général dégagé est à l'effet que les variogrammes moyens des hauteurs d'ordre 0, 1 et 2 apportent à peu près la même information que l'ensemble des variogrammes des profils et que ceux d'une seule direction (direction  $0^\circ$ ) peuvent suffire à fournir les principales structures au sens géostatistique (paliers). Aussi seuls les variogrammes de la direction  $0^\circ$  sont nécessaires au krigage des surfaces.

Les résultats expérimentaux présentés au Chapitre 7 ont permis de diviser la relation contrainte – déplacement en cinq phases où interagissent divers mécanismes. Les paramètres mécaniques classiques ( $\tau_p$ ,  $\tau_r$ ,  $U_p$ ,  $K_s$  et  $i_p$ ) ont été mesurés à partir des données des courbes expérimentales. Ils montrent clairement l'effet du niveau de contrainte normale, de la résistance et de la morphologie des épontes sur ces paramètres, en particulier sur  $U_p$  et  $K_s$ .

Cette étude a permis d'analyser divers phénomènes agissant au pic ou avant ce dernier. Une remodélisation majeure a entraîné la formulation de nouvelles équations, comportant toutes une part d'empirisme. Pour la résistance au cours des phases I et II, nous proposons une équation empirique, soit celle d'une parabole concave vers le bas, nécessitant la modélisation des paramètres  $U_p$  et  $\tau_p$ . Les données expérimentales générées lors de nos travaux sont toutefois insuffisantes pour permettre l'élaboration d'un modèle universel pour  $U_p$ .

Nous proposons également des équations, dont certaines nouvelles, pour différents paramètres tels : la proportion de l'aire des vides initiale ( $a_{vo}$ ), la proportion d'aire de contact au pic ( $a_{cp}$ ), la proportion de l'aire de contact cisaillée au pic ( $a_{csp}$ ) et l'angle de dilatance au pic ( $i_p$ ). Pour  $i_p$  trois équations sont formulées dont deux établissent la relation entre  $i_p$  et les distributions statistiques de l'inclinaison des facettes 2D et 3D

respectivement. Ces paramètres sont essentiels à la modélisation de la résistance au pic et sont établis à partir de données expérimentales d'une fracture irrégulière.

Notre recherche a permis diverses observations qualitatives ainsi qu'une modélisation empirique de la résistance après le pic en fonction du travail plastique résiduel ( $W_{pr}$ ) et de la morphologie des épontes.

Les images des surfaces après cisaillement révèlent que les zones endommagées ne sont pas distribuées aléatoirement mais que leur localisation et leur forme sont liées à la direction de cisaillement par rapport aux structures de la morphologie des surfaces (Riss et al., 1997). Les zones endommagées ont tendance à former des bandes plus ou moins continues à peu près perpendiculaires à la direction de cisaillement dont la taille et le regroupement augmentent avec l'accroissement du niveau de contrainte normale et/ou du déplacement tangentiel.

Les paramètres de rugosité n'évoluent pas tous de la même façon lors du cisaillement. CLA et MSV centré, liés à la hauteur des aspérités, montrent en général une très légère diminution au cours du cisaillement peu importe le niveau de contrainte normale et la direction.  $Z_2$  et  $\theta_2(+)$  moyen, liés à la pente des facettes, diminuent d'abord très rapidement puis tendent soit à se stabiliser ( $Z_2$ ) ou à continuer à décroître plus lentement ( $\theta_2(+)$  moyen).  $Z_2$  et  $\theta_2(+)$  moyen semblent affectés par la compétence du matériau des épontes.

L'angle de dilatance ( $i$ ) évolue également beaucoup au cours du cisaillement : après le pic, il diminue d'abord très rapidement puis tend vers un angle constant en fonction de la pente du plan moyen de la surface dans la direction de cisaillement. Plesha (1987) suggère que l'endommagement est dépendant de la quantité d'énergie ( $W_p$ ) dissipée lors du cisaillement. Nos données expérimentales permettent de tracer les courbes  $i - W_{pr}$ . Pour des essais comparables (même matériau et même direction), les courbes  $i - W_{pr}$  se superposent. Ainsi pour la première fois nous avons démontré que différentes

combinaisons de  $\sigma_N$  et U, résultant en la même quantité d'énergie dissipée, peuvent engendrer la même diminution de l'angle de dilatance.

L'analyse des variogrammes moyens des hauteurs des surfaces cisailées a confirmé que la portée des structures augmente et que le palier diminue en général sous l'effet de l'augmentation de la contrainte normale et/ou du déplacement tangentiel. Dans certaines directions, la structure majeure (au sens géostatistique) peut disparaître presque complètement du variogramme d'ordre 0 au cours du cisaillement tellement sa variance diminue. Toutefois nos travaux montrent que l'utilisation des variogrammes requiert une certaine prudence à cause des exceptions possibles.

L'étude des profils de rugosité a montré l'influence de la résistance des épontes ; l'endommagement est plus prononcé quand la résistance des surfaces est moins grande. Le matériel arraché et plaqué sur l'éponge opposée modifie significativement les profils et ça explique le comportement des indices CLA, MSV et  $Z_2$  ainsi que  $\theta_2(+)$  moyen.

La résistance post-pic a pu être modélisée avec succès. Le modèle proposé, inspiré des travaux de Rowe et al. (1964) et appuyé de résultats expérimentaux, comprend trois équations empiriques. Dans ce modèle, la résistance dépend du niveau de contrainte normale, de l'angle de dilatance ( $i$ ) et de l'angle de frottement interne de la fracture ( $\phi_i$ ). Les équations développées pour  $i$  et  $\phi_i$  tiennent compte de la résistance des épontes et de l'énergie dissipée en travail tangentiel au cours du cisaillement. Ainsi, bien qu'empiriques et malgré le postulat nécessaire pour justifier  $\phi_i$ , les équations du modèle tiennent compte de tous les facteurs reconnus pour influencer l'endommagement. Des travaux supplémentaires sont toutefois requis afin de mieux comprendre l'influence des grandes ondulations des surfaces sur le comportement post-pic.

Ainsi le présent travail de recherche a permis d'étudier divers aspects du comportement d'une fracture rocheuse (irrégulière) en cisaillement dans des conditions de contrainte normale constante. Trois formulations appuyées de plusieurs données

expérimentales, valables pour les phases I et II (pré-pic), la phase III (pic) et les phases IV et V (post-pic) respectivement, permettent de modéliser la résistance jusqu'à la résistance résiduelle (Figure 11.1, les portions en trait plein indiquent les zones applicables). Pour les phases III à V, ces modèles sont établis de façon à tenir compte de la morphologie initiale irrégulière, de la dilatance, du niveau de contrainte normale et de la dégradation des surfaces. Les objectifs visés initialement sont donc atteints.

Nos travaux ont également permis de vérifier l'algorithme de Fortin (1987) à partir d'essais à RNC dont les résultats furent comparés à ceux d'essais comparables à CNC. D'après nos résultats, l'algorithme semble être un outil valable et efficace.

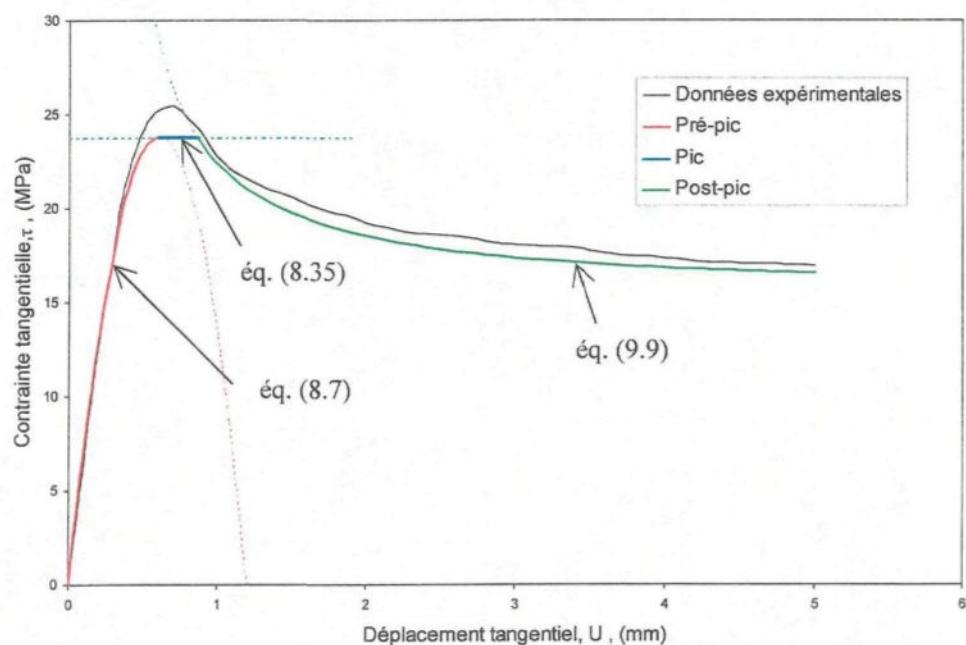


Figure 11.1 : Modélisation de la résistance tangentielle d'une fracture rocheuse irrégulière jusqu'à la résistance résiduelle à l'aide des équations développées au cours de cette étude. Phases I et II : éq. (8.7), phase III : éq. (8.35) et phases IV et V : éq. (9.9).

### 11.3 Applications

Les nombreuses observations faites sur les paramètres de rugosité, les profils de rugosité après cisaillement, les différentes courbes expérimentales et l'analyse de l'évolution de la localisation et de la forme des zones dégradées ont permis de mieux comprendre les phénomènes impliqués au cours des cinq phases du cisaillement. Il est important de bien comprendre ces phénomènes afin de pouvoir en tenir compte dans toute modélisation.

Lorsqu'une ou des discontinuités majeures, dont les propriétés contrôlent le comportement d'un massif rocheux, risquent de compromettre la stabilité d'une excavation, il est essentiel de prévoir le plus précisément possible la résistance au pic de ces discontinuités. Quand un soutènement est jugé nécessaire, la relation contrainte – déformation des discontinuités majeures devient nécessaire pour établir les interactions entre le massif et le système de soutènement afin de dimensionner un soutènement efficace.

Quand la stabilité et/ou le comportement à long terme d'une excavation sont en cause, la résistance aux grands déplacements mais aussi la dégradation des aspérités à cause de son influence sur la perméabilité du massif rocheux sont primordiales, particulièrement lorsque l'excavation est dédiée à l'entreposage de matières dangereuses pour l'humain et son environnement. Les formulations proposées permettent le calcul de la résistance aux petits comme aux grands déplacements tangentiels.

Les codes informatiques permettant les modélisations numériques nécessitent des formulations permettant le calcul de la résistance à différents incrémentés de déplacement tangentiel. Les formulations développées au cours de cette étude permettent un tel calcul incrémenté.

## 11.4 Recommandations

Malgré les percées significatives dans la compréhension et la modélisation de la résistance en cisaillement de fractures rocheuses, des travaux supplémentaires sont toutefois nécessaires afin de compléter ou d'améliorer les nouveaux modèles proposés.

L'ensemble des équations proposées doivent être validées pour des surfaces très différentes de celle utilisée dans notre étude (e.g. échantillons prélevés dans un schiste, un basalte, etc.). Aussi, d'autres séries d'essais sur répliques sont recommandées.

Nous avons déterminé les facteurs d'influence de  $U_p$ , mais la modélisation adéquate de ce paramètre ne peut se faire qu'avec différentes séries d'essais utilisant des répliques de propriétés mécaniques différentes à chaque série.

Une part importante de l'empirisme des équations proposées trouve son origine dans l'intervalle de contrainte normale testé qui est malheureusement trop restreint, particulièrement pour les équations de  $i_p$  et de  $a_{csp}$ . Des essais aux contraintes normales très faibles ( $<0,1 C_0$ ) et élevées ( $0,3C_0 < \sigma_N < a_{cp}C_0$ ) sont requis pour corriger cette situation.

Des essais de compression normale avec film plastique pour mesurer  $a_{vo}$  sont requis afin de mieux définir les paramètres de l'équation de  $a_{vo}$ . Toute amélioration apportée à la formulation de  $a_{vo}$  permettra d'améliorer celle des paramètres  $a_{cp}$ ,  $a_{csp}$ ,  $i_p$  et  $\tau_p$ .

Un des problèmes rencontrés, limitant peut-être la validité des nouvelles équations proposées, est issu de la structure morphologique de grandes dimensions. Cette structure engendre une inclinaison du plan moyen des surfaces qui complique la modélisation et implique un paramètre additionnel ( $A_p$ ). Dans la perspective d'essais supplémentaires, le plan moyen de l'échantillon original choisit ne devrait pas être incliné ( $A_p \sim 0^\circ$  dans toutes les directions). Cependant l'ondulation des surfaces est une des caractéristiques de certaines fractures naturelles, il ne faut donc pas l'éviter systématiquement mais s'en

affranchir en utilisant des échantillons assez grands pour que  $A_p \approx 0^\circ$ . De tels échantillons permettraient de vérifier si l'ondulation peut être prise en compte efficacement par les distributions statistiques des angles des facettes ou si le paramètre  $A_p$  est vraiment justifié dans les différentes équations.

## RÉFÉRENCES

- ARCHAMBAULT, G. 1972. Comportement mécanique des massifs fracturés. Thèse de doctorat, École Polytechnique, Montréal.
- ARCHAMBAULT, G., FLAMAND, R., GENTIER, S., RISS, J. et SIRIEIX, C. 1996a. Joint shear behavior revised on the basis of morphology 3D modelling and shear displacement. In Proc. of the 2<sup>nd</sup> North Mechanics Symposium : NARMS'96, Aubertin, Hassani et Mitri (eds), Balkema, pp. 1223-1229.
- ARCHAMBAULT, G., FLAMAND, R., GENTIER, S., RISS, J. et SIRIEIX, C. 1996b. Rock joint shear mechanical behavior with 3D surfaces morphology and degradation during shear displacement. In Prediction and Performance in Rock Mechanics and Rock Engineering, Eurock'96, Barla (ed.), Balkema, pp. 247-254.
- ARCHAMBAULT, G., FORTIN, M., GILL, D.E., AUBERTIN, M. et LADANYI, B. 1990. Experimental investigations for an algorithm simulating the effect of variable normal stiffness on discontinuities shear strength. Rock Joints, Barton & Stephansson (eds), pp. 141-148.
- ARCHARD, J.F. 1980. Wear theory and mechanisms. Wear control handbook, ASME, New York, pp. 35-80.
- BANDIS, S. 1980. Experimental studies of scale effects on shear strength, and deformation of rock joints. Ph.D. Thesis, University of Leeds, Dept. of Earth Sciences.
- BANDIS, S.C., LUMSDEN, A.C. et BARTON, N.R. 1983. Fundamentals of rock joint deformation. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., **20** : 249-268.
- BANDIS, S.C., LUMSDEN, A.C. et BARTON, N.R. 1981. Experimental studies of scale effects on the shear behavior of rock joints. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., **18** : 1-21.
- BARTON, N. 1971. A relationship between joint roughness and joint shear strength. Proc. Int. Symp. on rock fracture (ISRM), Nancy, paper 1-8.
- BARTON, N. 1973. Review of a new shear-strength criterion for rock joints. Engineering Geology, **7** : 287-332.

- BARTON, N. 1976. The shear strength of rock and rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, **13** : 255-279.
- BARTON, N., BANDIS, S. et BAKHTAR, K. 1985. Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, **22** : 121-140.
- BARTON, N. et CHOUBEY, V. 1977. The shear strength of rock joints in theory and practice. *Rock Mechanics*, **10** : 1-54.
- BOUGNOUX, A. 1995. Modélisation thermo-hydro-mécanique des massifs fracturés à moyenne ou grande échelle. Thèse de doctorat, École nationale supérieure des mines de Paris.
- BROWN, S.R. 1987. Fluid flow through rock joints : the effect of surface roughness. *J. Geophys. Res.*, **92** : 1337-1347.
- BYERLEE, J.D. 1968. Brittle-ductile transition in rocks. *J. Geophys. Res.*, **73** : 4741-4750.
- CHILÈS, J.P. 1979. Le variogramme généralisé. Rapport interne, N-612, Centre de Géostatistiques, Fontainebleau.
- CHILÈS, J.P. et GENTIER, S. 1992. Geostatistical modelling of a single fracture. Proc. Geostatistics Tróia '92, Amilcar Soares Ed., Kluwer Academic Publishers, **1** : 95-108.
- DELHOMME, J.P. 1978. Application de la théorie des variables régionalisées dans les sciences de l'eau, Bulletin du B.R.G.M. (deuxième série) section III, n° 4-1978, pp. 341-375.
- FAIRHURST, C. (1964). On the validity of brazilian test for brittle materials. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, **1** : 535-546.
- FECKER, E. et RENGERS, N. 1971. Measurement of large scale roughness of rock planes by means of profilograph and geological compass. Proc. Int. Symp. on rock fracture (ISRM), Nancy, paper 1-18.
- FEDER, J. 1988. Fractals. Plenum Press, New York.
- FORTIN, M. 1987. Développement d'un outil informatique pour la prévision des effets d'une rigidité normale sur les relations contrainte-déplacement des discontinuités dilatantes. Rapport du CERM, Université du Québec à Chicoutimi.

- FORTIN, M., ARCHAMBAULT, G., AUBERTIN, M., et GILL, D.E. 1988. An algorithm for predicting the effect of variable normal stiffness on shear strength of discontinuities. Proc. 15<sup>th</sup> Can. Rock Mech. Symp., Toronto, 109-117.
- FORTIN, M., GILL, D.E., LADANYI, B., AUBERTIN, M. et ARCHAMBAULT, G. 1990. Simulating the effect of a variable normal stiffness on shear behavior of discontinuities. Mechanics of Jointed and Faulted Rocks, Rossmanith (ed.), 381-388.
- GENTIER, S. 1987. Morphologie et comportement hydromécanique d'une fracture dans un granite sous contrainte normale. Documents du BRGM, no 134, B.R.G.M., Orléans.
- GENTIER, S., CHILES, J.P. et RISS, J. 1987. Reconstitution d'une surface de fracture rocheuse par krigeage. *J. Microsc. Spectrosc Electron*, **12** : 169-172.
- GENTIER, S., CHILES, J.P. et RISS, J. 1991. Analyse et simulation d'une surface de fracture rocheuse. Compte-rendu des Journées de Géostatistique, 6-7 juin, Fontainebleau, pp. 77-87.
- GENTIER, S. et RISS, J. 1987. Spherical distribution of fracture surface elements from linear and/or areal roughness. *Acta Stereol.*, **6** : 877-882.
- GERRARD, C. 1986. Shear failure of rock joints: appropriate constraints for empirical relations. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, **23** : 421-429.
- GOODMAN, R.E. 1989. Introduction to Rock Mechanics. 2<sup>nd</sup> ed., Wiley, New York.
- GOODMAN, R.E. 1976. Methods of geological engineering in discontinuous rocks. West Publishing Company.
- GOODMAN, R.E. 1974. The mechanical properties of joints. Proc. 3rd Congr. ISRM, Denver, **1A** : 127-140.
- GOODMAN, R.E. et DUBOIS, J. 1972. Duplication of dilatancy in analysis of jointed rocks. *Journal of the Soil and Foundation Division, ASCE*, **98** : 399-422.
- HABERFIELD, C.M. et JOHNSTON, I.W. 1994. A mechanistically-based model for rough rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. abstr.*, **31** : 279-292.
- HANDANYAN, J.M., DANEK, E.R., D'ANDREA, R.A. et SAGE, J.D. 1990. The role of tension in failure of jointed rock. *Rock Joints*, Barton & Stephansson (eds), pp.195-202.

- HENCHER, S.R., TOY, J.P. et LUMSDEN, A.C. 1993. Scale dependent shear strength of rock joints. *Scale Effects in Rock Masses 93*. Pinto da Cunha (ed.), Balkema, Rotterdam, pp. 233-240.
- HEUZÉ, F.E. 1979. Dilatant effects of rock joints. *Proc. 4th Congr. ISRM, Montreux*, **1** : 169-173.
- HOEK, E. et BROWN, E.T. 1980. *Underground excavations in rock*. The Institution of Mining and Metallurgy, London.
- HOPKINS, D.L. 1992. An analytical model for stress concentration and failure along fault planes. In *Proc. of the Int. Symp. on Rock Mechanics*, Tillerson & Wawersik (eds), Balkema, pp. 131-140.
- HOPKINS, D.L. 1995. The effect of joint geometry and composite surface roughness on shear strength and failure. In *proc. of the conference on fractured and jointed rock masses, Lake Tahoe, USA, 3-5 June 1992*, pp. 399-406.
- HOPKINS, D.L., COOK, N.G.W. et MYER, L.R. 1990. Normal joint stiffness as a function of spatial geometry and surface roughness. In *Proc. of the Int. Symp. on Rock Joints*, Barton & Stephansson (eds), Balkema, pp. 203-210.
- HUANG, X., HAIMSON, B.C., PLESCHA, M.E. et QIU, X. 1993. An investigation of the mechanics of rock joints - Part I. Laboratory investigation. *Int. J. Rock Mech. Min. and Geomech. Abstr.*, **30** : 257-269.
- HUTSON, R.W. et DOWDING, C.H. 1990. Joint asperity degradation during cyclic shear. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, **27** : 109-119.
- ISAAKS, E.H. et SRIVASTAVA, R.M. 1989. *An Introduction to Applied Geostatistics*. Oxford University Press.
- JAEGER, J.C. 1971. Friction of rocks and stability of rock slopes. *Géotechnique*, **21** : 97-134.
- JAEGER, J.C. et COOK, N.G.W. 1979. *Fundamental of rock mechanics*. Chapman and Hall.
- JING, L., NORLUND, E. et STEPHANSSON, O. 1992. An experimental study on the anisotropy and stress-dependency of the strength and deformability of rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, **29** : 535-542.

- LADANYI, B. 1960. Étude des relations entre les contraintes et les déformations lors du cisaillement des sols pulvérulents. *Annales des travaux publics de Belgique*, n° 3.
- LADANYI, B. et ARCHAMBAULT, G. 1970. Similation of shear behavior of a jointed rock mass. In Proc. 11th Symp. on Rock Mech., Berkeley, AIME, New York, pp. 105-125.
- LADANYI, B. et ARCHAMBAULT, G. 1972. Evaluation de la résistance au cisaillement d'un massif rocheux fragmenté. 24th Int. Geological Congress, section 13, pp. 249-260.
- LADANYI, B. et ARCHAMBAULT, G. 1980. Direct and indirect determination of shear strength of rock mass. AIME Annual Meeting, Soc. Mining Eng. of AIME, preprint number 80-25.
- LADANYI, B., LAROCHELLE, P. et TANGUAY, L. 1965. Some factors controlling the predictability of stress-strain behavior of clay. *Can. Geotech. J.*, 2, 60-83.
- LAMA, R.D. et VUTUKURI, V.S. 1978. Handbook on mechanical properties of rocks. Vol. 4, Trans Tech Publications.
- LAMONTAGNE, É. 2000. Étude hydromécanique d'une fracture en cisaillement. Thèse de doctorat, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi.
- LEE, Y.-H., CARR, J.R., BARR, D.J. et HAAS, C.J. 1990. The fractal dimension as a measure of the roughness of rock discontinuity profiles. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 27 : 453-464.
- LEICHNITZ, W. 1985. Mechanical properties of rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. and Geomech. Abstr.*, 22 : 313-321.
- LOPEZ, P. 2000. Comportement mécanique d'une fracture en cisaillement : analyse par plan d'expériences des données mécaniques et morphologiques connues sur une fracture. Thèse de doctorat en cours de rédaction, Université de Bordeaux 1, Bordeaux.
- MAGNAN, J.-P. 1982. Les méthodes statistiques et probabilistes en mécanique des sols. Presses de l'École Nationale des Ponts et Chaussées, Paris.
- MARDIA, K.V. 1972. Statistics of directional data. Academic Press, London.
- MATHERON, G. 1970. La théorie des variables régionalisées et ses applications. *Les cahiers du Centre de Morphologie Mathématique de Fontainebleau*, Fascicule 5.

- MOGI, K., 1966. Pressure Dependence of Rock Strength and Transition from Brittle Fracture to Ductile Flow. *Bulletin, Earthquake Research Institute, Tokyo University*, **44** : 215-232.
- OHNISHI, Y., HERDA, H. et YOSHINAKA, R. 1993. Shear strength scale effect and the geometry of single and repeated rock joints. *Scale Effects in Rock Masses 93*, Pinto da Cunha (ed.), pp. 167-173.
- PANET, M., FOURMAINTRAUX, D., GAUDIN, B., RICARD, A., ROCHE, L. et ROTHEVAL, J.-P. 1976. La mécanique des roches appliquée aux ouvrages du génie civil. *École Nationale des Ponts et Chaussées*.
- PATTON, F.D. 1966. Multiple modes of shear failure in rock. *Proc. 1<sup>st</sup> Cong. ISRM (Lisbon)*, **1**, 509-513.
- PÉRAMI, R. 1971. Contribution à l'étude expérimentale de la microfissuration des roches sous actions mécaniques et thermiques. *Thèse de doctorat, Université Paul Sabatier, Toulouse*.
- PLESHA, M.E. 1987. Constitutive models for rock discontinuities with dilatancy and surface degradation. *Int. J. Numer. Analyt. Meth. Geomech.*, **11** : 345-362.
- POIRIER, S. 1996. Étude expérimentale du comportement de la pression intersticielle et de son influence sur le comportement physico-mécanique d'un matériau poreux intact ou fracturé par essais triaxiaux non-drainés. *Mémoire de maîtrise, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi*.
- POWER, W.L. et TULLIS, T.E. 1991. Euclidean and fractal models for the description of rock surface roughness. *J. Geophys. Res.*, **96** : 415-424.
- QIU, X. et PLESHA, M.E. 1991. A theory of dry wear based on energy. *Journal of tribology*, **113**, 442-451.
- QIU, X., PLESHA, M.E., HUANG, X. et HAIMSON, B.C. 1993. An investigation of the mechanics of rock joints - Part II. Analytical investigation. *Int. J. Rock Mech. Min. and Geomech. Abstr.*, **30** : 271-287.
- RISS, J. et GENTIER, S. 1990. Description quantitative et modélisation de la morphologie de fractures rocheuses. *Geoprobe 90 : Approche probabiliste des problèmes en géomécanique*, Bruxelle, 13 février, pp. 8-1 - 8-8.

- RISS, J. et GENTIER, S. 1989. Linear and areal roughness of non planar rock surfaces of fracture. *Acta Stereol.*, **8** : 677-682.
- RISS, J., GENTIER, S., ARCHAMBAULT, G. et FLAMAND, R. 1997. Sheared rock joints : dependence of damage zones on morphological anisotropy. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, **34** : 3-4, paper No. 258.
- ROBERDS, W.J. et EINSTEIN, H.H. 1978. Comprehensive model for rock discontinuities. *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, **104** : 553-569.
- ROKO, R.O., DAEMEN, J.J.K. et MYERS, D.E. 1997. Variogram characterization of joint surface morphology and asperity deformation during shearing. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, **34** : 71-84.
- ROWE, P.W., BARDEN, L. et LEE, I.K. 1964. Energy components during the triaxial cell and direct shear tests. *Géotechnique*, **14** : 242-261.
- RUDNICKI, J.W. 1984. Effect of dilatant hardening on the development of concentrated shear deformation in fissured rock masses. *J. Geophys. Res., B*, **89** : 9259-9270.
- SABBADINI, S. 1994. Analyses géostatistique et fractale de l'évolution de la morphologie de discontinuités au cours du cisaillement. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine, Nancy.
- SAEB, S. 1990. A variance on the Ladanyi and Archambault's shear strength criterion. In Proc. of the Int. Symp. on Rock joints, Barton & Stephansson (eds), pp. 701-705.
- SAEB, S. et AMADEI, B. 1992. Modelling rock joints under shear and normal loading. *Int. J. Rock Mech. Min. and Geomech. Abstr.*, **29** : 267-278.
- SCRIVEN, R.A. et WILLIAMS, H.D. 1965. The derivation of angular distribution of planes by sectioning methods. *Trans. of the Metallurgical Society of AIME*, **233** : 1593-1602.
- SOULEY, M., HOMAND, F. et AMADEI, B. 1995. An extension to the Saeb and Amadei constitutive model for rock joints to include cyclic loading paths. *Int. J. Rock Mech. Min. and Geomech. Abstr.*, **32** : 101-109.
- TABOR, D. 1959. Junction growth in metallic friction : the role of combined stresses and surface contamination. *Proc. Roy. Soc. London, Series A*, **251**, 378-393.

- TSE, R. et CRUDEN, D. 1979. Estimating joint roughness coefficient. *Int. J. Rock Mech. Min. and Geomech. Abstr.*, **16** : 303-307.
- VERREAULT, N. 2000. Élaboration d'une méthode de caractérisation de la dilatance d'une fracture rocheuse en fonction de son déplacement en cisaillement. Mémoire de maîtrise, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi.
- WIBOWO, J., AMADEI, B., STURE, S., ROBERTSON, A. B. et PRICE, R. 1994. Effect of boundary conditions on the strength and deformability of replicas of natural fractures in welded tuff : data analysis. Sandia Rept 93-7079.
- WILLIAMS, J.A. 1994. Engineering Tribology. Oxford University Press.
- XU, S. et de FREITAS, M.H. 1990. Kinematic mechanisms of shear deformation and the validity of Barton's shear models. *Proc. Int. Symp. on Rock Joints*, Barton & Stephansson (eds), pp. 767-775.

## ANNEXE 1

### RÉSUMÉ DE LA MÉTHODE DE SCRIVEN ET WILLIAMS

Scriven et Williams (1965) ont mis au point une méthode de reconstruction d'une distribution des colatitudes vraies,  $\theta_3$ , à partir de la distribution des colatitudes apparentes,  $\theta_2$ , pour des surfaces répondant aux critères suivants :

- la surface admet un axe de symétrie qui est la normale au plan moyen ;
- les inclinaisons vraies  $\theta$  et les azimuts  $\phi$  des facettes sont des variables indépendantes ;
- les azimuts  $\phi$  des facettes suivent une loi de distribution uniforme sur  $[0, 2\pi]$  ;
- les facettes ont des dimensions finies ;
- la distribution des colatitudes  $\theta$  est symétrique par rapport à la normale à l'axe Z ( $\theta$  et  $\pi - \theta = \theta_3$  sont équiprobables). La distribution des  $\theta$  est donc comprise entre 0 et  $\pi/2$ .

À noter que les colatitudes  $\theta_2$  et  $\theta_3$  ne correspondent pas tout à fait aux angles  $\psi$  et  $\theta$  respectivement de Scriven et Williams.  $\theta_2$  est le complément de  $\psi$  et  $\theta_3$  est le complément de  $\theta$ . Cette différence est sans conséquence puisque selon la cinquième condition, donnée précédemment,  $\theta$  et  $\pi - \theta = \theta_3$  sont équiprobables. La notation utilisée par Scriven et Williams (1965) est respectée dans ce résumé. Les axes et les angles sont définis à la Figure A1.1.

L'enregistrement des profils de rugosité est fait selon le système d'axes perpendiculaires O(x, y, z). L'axe z correspond à la direction d'application de  $\sigma_N$  et est perpendiculaire au plan moyen de la fracture. Le plan Oxz est celui contenant le profil de

rugosité. Le système d'axes perpendiculaires  $O(X, Y, Z)$  est lié à la géométrie des facettes :  $OX$  et  $OY$  reposent dans le plan de la facette et  $OZ$  est la normale à la facette. L'axe  $OX$  est contenu dans le plan  $Oxz$  et correspond donc au pendage apparent.

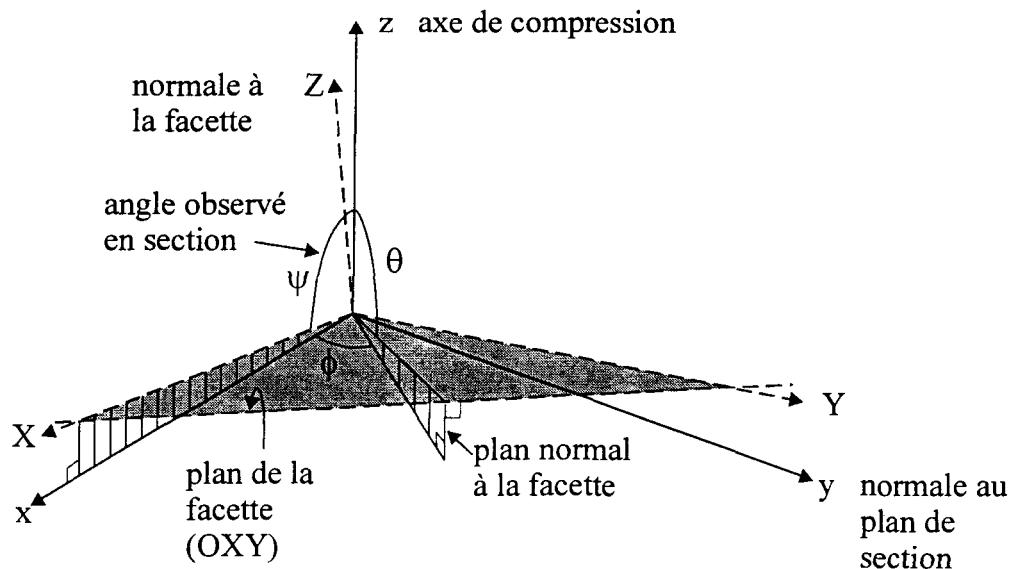


Figure A1.1 : Définition des axes et des angles (d'après Scriven et Williams, 1965).

Les facettes sont considérées distribuées uniformément autour de l'axe  $z$ , i.e. que l'azimut  $\phi$  est une variable aléatoire indépendante de  $\theta$ . La distribution des facettes est alors définie dans l'espace par la distribution des angles vrais  $p(\theta)$ . L'intersection du plan d'échantillonnage avec une facette donne une ligne inclinée d'un angle  $\psi$  apparent par rapport à l'axe  $z$ . La distribution des angles mesurés  $\psi$  est notée  $f(\psi)$ .

Dû aux dimensions finies des facettes et de leur orientation générale, il n'y a qu'une chance limitée qu'un plan vertical coupe la facette. Cette probabilité,  $q(\theta, \phi)$ , est égale à la longueur projetée de la facette dans la direction  $y$ ,  $y_p$ , divisée par sa dimension maximale,  $l$ , dans son propre plan :

$$q(\theta, \phi) = \frac{\sin\theta}{\sin\psi} \frac{Y_p}{l} = \frac{y_p}{l} \quad (\text{A1.1})$$

d'après la relation géométrique

$$Y \sin \theta = y \sin \psi \quad (\text{A1.2})$$

$Y_p$  est la longueur de la facette dans la direction  $Y$  perpendiculaire au plan d'échantillonnage. Le facteur  $Y_p/l$  dépend de la forme des facettes et est égal à 1 pour les facettes circulaires, autrement il est inférieur à l'unité.

Si on délimite un volume de matière compris entre deux plans parallèles au plan d'échantillonnage et distants de  $l$ , il y a alors un nombre total de facettes,  $N$ , contenues dans ce volume. Avec l'hypothèse que les facettes soient orientées aléatoirement autour de l'axe  $z$  (i.e.  $\phi$  aléatoire), le nombre de facettes dont la normale est comprise dans l'intervalle angulaire  $(\Omega, \Omega + d\Omega)$  est :

$$N p(\theta) \frac{d\Omega}{4\pi} \quad \text{avec} \quad d\Omega = \cos\theta d\theta d\phi \quad (\text{A1.3})$$

$$\text{donc } N p(\theta) \frac{\cos\theta}{4\pi} d\theta d\phi$$

Une distribution de facettes complètement aléatoire (i.e. sur  $\theta$  et  $\phi$ ) signifie que  $p(\theta)$  est indépendant de  $\theta$  aussi bien que de  $\phi$ . Évidemment, la distribution  $p(\theta)$  sera alors symétrique par rapport au plan  $xOy$ , et si  $\psi$  est toujours mesuré dans le sens positif aigu, alors seul l'octant positif  $0 \leq (\theta, \phi) \leq \pi/2$  peut être considéré. Le facteur  $4\pi$  dans l'équation (A1.3) peut alors être remplacé par  $\pi/2$ .

Pour une valeur donnée  $\theta$ , une fraction  $2d\phi/\pi$  tombe dans l'intervalle angulaire  $(\phi, \phi + d\phi)$ . D'après la relation géométrique  $\cotan\psi = \cotan\theta \cos\phi$ , l'incrément  $d\phi$  correspond à un incrément  $d\psi$  où  $\cosec^2\psi d\psi = \cotan\theta \sin\phi d\phi$  c.-à-d. :

$$\frac{2d\phi}{\pi} = \frac{2}{N} \frac{\cosec^2\psi d\psi}{\sqrt{\cotan^2\theta - \cotan^2\psi}}, \quad \text{avec } \psi > \theta \quad (\text{A1.4})$$

La dernière équation représente le nombre d'intersections comprises dans l'intervalle  $(\psi, \psi + d\psi)$  pour une valeur  $\theta$  donnée, considérant que les facettes concernées sont coupées par le plan d'échantillonnage. Le nombre total d'intersections observées dans l'intervalle  $(\psi, \psi + d\psi)$ , appelé  $F(\psi)d\psi$ , est donné par l'éq. (A1.4) multipliée par  $N p(\theta) q(\theta, \psi) \cos\theta d\theta$  et intégrée pour toutes les valeurs  $\theta$  contribuant à cette valeur de  $\psi$  particulière, soit l'intervalle  $0 \leq \theta \leq \psi$ . Ainsi à partir de l'éq. (A1.1), avec  $Y_p/l = 1$ , et de l'éq. (A1.4) on obtient :

$$F(\psi) = \frac{2N}{\pi} \cosec^3\psi \int_0^\psi \frac{p(\theta) \sin\theta \cos\theta}{\sqrt{\cot^2\theta - \cot^2\psi}} d\theta \quad (\text{A1.5})$$

Pour l'évaluation de la distribution  $p(\theta)$ , Scriven et Williams proposent un développement basé sur le fait que l'éq. (A1.5) est une " intégrale de Volterra de la première espèce " dont la solution pour  $p(\theta)$  en terme de  $F(\psi)$  donne :

$$N p(\theta) = \frac{1}{\sin\theta \cos\theta} \frac{d}{d\theta} \int_0^\theta \frac{F(\psi) \cos\psi d\psi}{\sqrt{\cot^2\psi - \cot^2\theta}} \quad (\text{A1.6})$$

où la condition de normalisation est telle que :

$$\int_0^{\pi/2} p(\theta) \cos \theta d\theta = 1 \quad (\text{A1.7})$$

Scriven et Williams développent ensuite une équation pour le nombre total de facettes observées :

$$F_{\text{tot}} = \int_0^{\pi/2} F(\psi) d\psi = \int_0^1 \frac{F(\xi) d\xi}{\sqrt{1 - \xi^2}} \quad (\text{A1.8})$$

où  $\xi = \sin \psi$ . La distribution de fréquence normalisée,  $f(\psi)$ , est égale à  $F(\psi)/F_{\text{tot}}$ .

En pratique toutefois, on ne peut que mesurer le nombre total d'intersections dont l'angle  $\psi$  tombe dans des intervalles finis précis  $\psi_{r-1} < \psi < \psi_r$ ,  $r = 1, 2, \dots, n$ . Ainsi, au lieu de la distribution  $F(\psi)$ , les mesures donnent l'histogramme des valeurs :

$$G_r = \int_{\psi_{r-1}}^{\psi_r} F(\psi) d\psi, \quad r = 1, 2, \dots, n \quad (\text{A1.9})$$

et les histogrammes des valeurs de  $\theta$  correspondants sont :

$$P_r = \int_{\theta_{r-1}}^{\theta_r} p(\theta) d\theta \quad \text{et} \quad Q_r = \int_{\theta_{r-1}}^{\theta_r} p(\theta) \cos \theta d\theta, \quad r = 1, 2, \dots, n \quad (\text{A1.10})$$

Ces histogrammes définissent sous forme discrète les distributions par unité d'angle et par unité d'intervalle angulaire respectivement.

Dans l'analyse que font Scriven et Williams, les mêmes subdivisions sont données aux angles  $\theta$  et  $\psi$  et toutes les subdivisions sont de largeur  $h$  constante suffisamment petite de sorte que l'équation (A1.9) peut être remplacée par :

$$G_r = hF(\psi_{r-1/2}) \quad (A1.11)$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} \psi_{r-1/2} = \frac{1}{2}(\psi_{r-1} + \psi_r) : \text{centre de classe} \\ \theta_r = \psi_r = rh, \quad r = 1, 2, \dots, n \\ nh = \frac{\pi}{2} \\ r : \text{numéro de classe} \\ n : \text{nombre de classes} \end{array} \right.$$

Pour calculer  $Q_r$  en terme de  $G_r$ , il est nécessaire d'évaluer les distributions cumulées  $P(\theta)$  et  $Q(\theta)$  qui, une fois transformées, se mettent sous la forme suivante tel que démontré par Scriven et Williams :

$$P(\theta) = \frac{1}{N} \int_0^\theta F(\psi) \frac{\partial g(\psi, \theta)}{\partial \psi} d\psi \quad (A1.12)$$

où  $g(\psi, \theta) = \sin \psi \cos^{-1} \left( \frac{\tan \psi}{\tan \theta} \right) - 2 \cos^{-1} \left( \frac{\cos \theta}{\cos \psi} \right)$

$$Q(\theta) = \frac{1}{N} \int_0^\theta F(\psi) \frac{\partial j(\psi, \theta)}{\partial \psi} d\psi. \quad (A1.13)$$

$$\text{où } j(\psi, \theta) = \sin \psi \cos^{-1} \left( \frac{\sin \psi}{\sin \theta} \right) - 2(\sin^2 \theta - \sin^2 \psi)^{1/2}$$

Avec  $Q(\pi/2) = 1$  (d'après éq. (A1.7)), la valeur de  $N$  est donnée par :

$$N = \int_0^{\pi/2} F(\psi) \frac{\partial j(\psi, \pi/2)}{\partial \psi} d\psi \quad (\text{A1.14})$$

$$\text{et } j\left(\psi, \frac{\pi}{2}\right) = \left(\frac{\pi}{2} - \psi\right) \sin \psi - 2 \cos \psi$$

Scriven et Williams développent la formulation des histogrammes en réécrivant d'abord la distribution  $P(\theta)$  au point  $\theta = \theta_r = rh$ , éq. (A1.12) comme suit :

$$\begin{aligned} P(rh) &= \frac{1}{N} \sum_{s=1}^r \int_{(s-1)h}^{sh} F(\psi) \frac{\partial g(\psi, rh)}{\partial \psi} d\psi \\ &\equiv \frac{1}{N} \sum_{s=1}^r F(\psi_{s-1/2}) \int_{(s-1)h}^{sh} \frac{\partial g(\psi, rh)}{\partial \psi} d\psi \end{aligned} \quad (\text{A1.15})$$

En utilisant l'éq. (A1.11),  $P(rh)$  est finalement donnée par :

$$P(rh) = \frac{1}{N} \sum_{s=1}^r a_{rs} G_s \quad (\text{A1.16})$$

$$\text{où } a_{rs} = \frac{1}{h} \{g[sh, rh] - g[(s-1)h, rh]\}$$

Les coefficients  $a_{rs}$  ( $s = 1, 2, \dots, r$ ;  $r = 1, 2, \dots, 18$ ), pour le cas  $n = 18$  et  $h = 5^\circ$ , sont donnés au Tableau A1.1.

De façon similaire on obtient :

$$Q(rh) = \frac{1}{N} \sum_{s=1}^r b_{rs} G_s \quad (\text{A1.17})$$

$$\text{où } b_{rs} = \frac{1}{h} \{j[sh, rh] - j[(s-1)h, rh]\}$$

Les  $G_s$  sont les valeurs expérimentales pour  $r = s$  de l'histogramme ( $n$  classes de largeur  $h$  tel que  $\psi_{r-1} < \psi < \psi_r$ ) obtenu en pratique à la place de la distribution  $F(\psi)$ . À partir de l'éq. (A1.14), pour des classes de largeur  $h = 5^\circ$  ( $r = 18$ ),  $N$  est défini par :

$$N = \sum_{s=1}^{18} b_{18,s} G_s \quad (\text{A1.18})$$

Les coefficients  $b_{rs}$  sont donnés au Tableau A1.2 pour le cas  $h = 5^\circ$ . Ainsi à partir de l'éq. (A1.17) :

$$P(rh) = \sum_{s=1}^r a_{rs} G_s \Big/ \sum_{s=1}^{18} b_{18,s} G_s \quad (\text{A1.19})$$

et les ordonnées des histogrammes pour  $p(\theta)$  (éq. (A1.10)) sont obtenues à partir de :

$$\begin{aligned} P_r &= P(rh) - P[(r-1)h], \quad r = 1, 2, \dots, 18 \\ P(0) &= 0 \end{aligned} \quad (\text{A1.20})$$

s\r	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
1	2,000	1,583	1,573	1,571	1,570	1,570	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569
2		2,417	1,629	1,584	1,571	1,566	1,563	1,561	1,560	1,559	1,559	1,559	1,558	1,558	1,557	1,557	1,557	1,557
3			2,798	1,697	1,608	1,577	1,562	1,553	1,548	1,545	1,542	1,540	1,538	1,537	1,536	1,535	1,534	1,533
4				3,148	1,771	1,636	1,584	1,557	1,541	1,531	1,523	1,517	1,513	1,509	1,506	1,503	1,500	1,498
5					3,480	1,848	1,667	1,592	1,551	1,525	1,508	1,495	1,485	1,477	1,469	1,463	1,457	1,451
6						3,804	1,926	1,698	1,598	1,542	1,505	1,478	1,458	1,442	1,428	1,416	1,404	1,393
7							4,129	2,007	1,730	1,603	1,528	1,477	1,440	1,410	1,386	1,364	1,344	1,324
8								4,462	2,090	1,761	1,604	1,507	1,440	1,389	1,347	1,311	1,278	1,246
9									4,812	2,175	1,789	1,597	1,476	1,389	1,320	1,261	1,208	1,158
10										5,190	2,264	1,813	1,581	1,429	1,315	1,222	1,139	1,061
11											5,610	2,355	1,828	1,547	1,355	1,205	1,076	0,956
12												6,091	2,449	1,828	1,482	1,233	1,029	0,844
13													6,663	2,540	1,793	1,353	1,020	0,725
14														7,376	2,614	1,683	1,092	0,601
15															8,324	2,619	1,371	0,472
16																9,708	2,342	0,340
17																	12,082	0,205
18																		18,069
$\sum_{s=1}^r$	2,0	4,0	6,0	8,0	10,0	12,0	14,0	16,0	18,0	20,0	22,0	24,0	26,0	28,0	30,0	32,0	34,0	36,0
Diff.	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0

Tableau A1.1 : Valeurs des coefficients  $a_{rs}$  pour  $h = 5^\circ$  (d'après Scriven et Williams, 1965).

De la même manière :

$$Q_r = Q(rh) - Q[(r-1)h] \quad (A1.21)$$

$$Q(0) = 0$$

Scriven et Williams font remarquer que physiquement il est préférable de travailler avec les valeurs de  $P_r$  au lieu des  $Q_r$  bien que ces dernières soient moins susceptibles d'erreurs numériques.

s \ r	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
1	1,997	1,558	1,592	1,570	1,570	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569	1,569
2		2,398	1,623	1,581	1,569	1,564	1,561	1,560	1,559	1,559	1,558	1,558	1,558	1,558	1,558	1,558	1,558	1,558
3			2,736	1,676	1,594	1,567	1,554	1,548	1,544	1,541	1,540	1,539	1,538	1,538	1,537	1,537	1,537	1,537
4				3,011	1,724	1,605	1,561	1,539	1,528	1,521	1,516	1,513	1,511	1,509	1,508	1,508	1,507	1,507
5					3,228	1,761	1,608	1,548	1,518	1,501	1,490	1,484	1,479	1,476	1,473	1,472	1,471	1,471
6						3,394	1,785	1,603	1,529	1,490	1,468	1,454	1,444	1,438	1,434	1,431	1,430	1,429
7							3,507	1,793	1,587	1,501	1,455	1,428	1,411	1,399	1,392	1,387	1,385	1,384
8								3,572	1,785	1,561	1,465	1,413	1,382	1,362	1,349	1,342	1,337	1,336
9									3,587	1,760	1,523	1,419	1,363	1,330	1,309	1,296	1,289	1,287
10										3,554	1,718	1,474	1,366	1,308	1,273	1,253	1,242	1,238
11											3,471	1,659	1,414	1,305	1,247	1,214	1,197	1,192
12												3,339	1,583	1,342	1,237	1,183	1,156	1,148
13													3,154	1,490	1,262	1,166	1,122	1,109
14														2,913	1,380	1,175	1,096	1,075
15															2,609	1,253	1,086	1,046
16																2,228	1,115	1,024
17																	1,735	1,009
18																		1,001

Tableau A1.2 : Valeurs des coefficients  $b_{rs}$  pour  $h = 5^\circ$  (d'après Scriven et Williams, 1965).

## ANNEXE 2

### MODÈLE LADAR : EFFET DE LA DIMINUTION DU DEGRÉ D'ENCHEVÊTREMENT DES ÉPONTES

Dans le modèle LADAR (§ 3.2.3), on a considéré implicitement que, au moment de l’application de la contrainte de cisaillement, les deux épontes étaient parfaitement emboîtées. Cependant, dans la réalité les joints soumis aux actions de la nature (séismes, relâchement des contraintes, gel de l’eau dans les ouvertures, etc) ne sont pas toujours aussi bien emboîtés. C’est pour tenir compte de cette réalité que Ladanyi et Archambault (1970) ont adapté leur modèle aux joints ainsi qu’aux massifs rocheux désenchevêtrez.

Tel qu’illustré à la Figure A2.1a, si la surface totale projetée est égale à  $A$ , après un déplacement tangentiel  $\Delta x$ , la vraie surface projetée,  $A_t$ , est seulement égale à :

$$A_t = \sum \Delta A_t = A \left( 1 - \frac{\Delta x}{\Delta L} \right) = A\eta \quad (\text{A2.1})$$

où  $\Delta L$  correspond à la longueur projetée de la portion ascendante de l’aspérité dans le sens du cisaillement, et  $\eta = (1 - \Delta x / \Delta L) = A_t/A$  est appelé le " degré d’enchevêtrement ".

Il est clair que pour une surface irrégulière, le degré d’emboîtement initial peut être plus difficile à déterminer que précédemment. Mais, selon Ladanyi et Archambault (1970), si  $\Delta L$  est remplacé par une moyenne (estimée) de la longueur des irrégularités, la définition de  $\eta$  de l’éq. (A2.1) demeure valable.

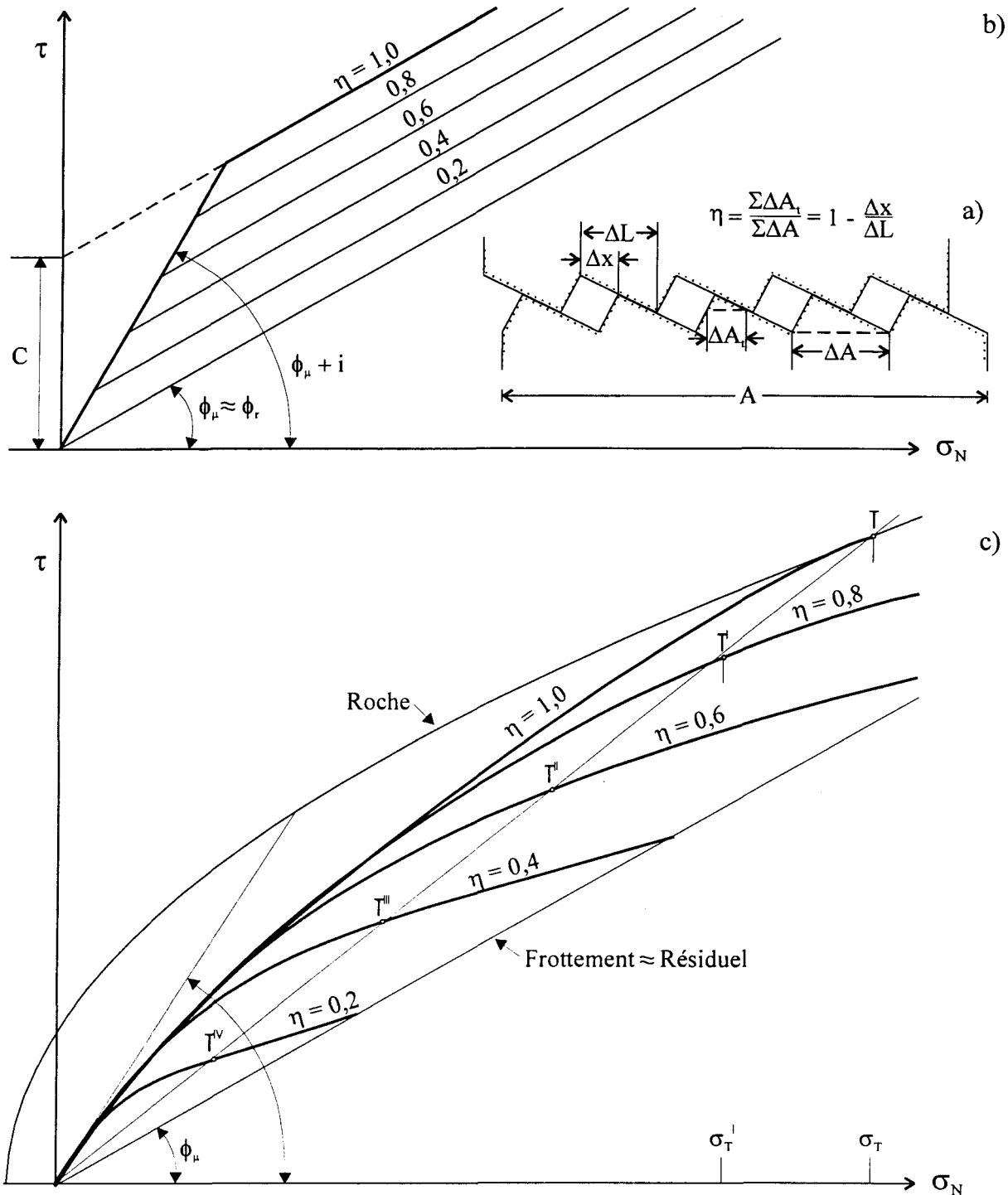


Figure A2.1 : Effet de la diminution du degré d'enchevêtrement des aspérités sur la résistance en cisaillement des surfaces irrégulières. a) Définition du degré d'emboîtement  $\eta$ , b) résultats selon le modèle bilinéaire, et c) résultats selon le modèle LADAR adapté. (d'après Ladanyi et Archambault, 1970).

Comme les contraintes conventionnelles  $\sigma_N$  et  $\tau$  qui ont été définies par  $\sigma_N = N / A$  et  $\tau = S / A$ , les vraies contraintes  $\sigma_t$  et  $\tau_t$ , appliquées sur la surface cisaillée réduite  $A_t$ , sont définies par :

$$\begin{aligned}\sigma_t &= \sigma_N / \eta \\ \text{et} \\ \tau_t &= \tau / \eta\end{aligned}\tag{A2.2}$$

Dans le cas d'un enchevêtrement incomplet, les quatre composantes de la résistance comprises dans l'éq. (3.15) deviennent :

$$S_1 = N \dot{v} = \sigma_t A_t \dot{v}\tag{A2.3}$$

$$S_2 = S \dot{v} \tan \phi_\mu = \tau_t A_t \dot{v} \tan \phi_\mu\tag{A2.4}$$

$$S_3 = N \tan \phi_\mu = \sigma_t A_t \tan \phi_\mu\tag{A2.5}$$

$$S_4 = A_t C_o \frac{m-1}{n} \left( 1 + n \frac{\sigma_t}{C_o} \right)^{1/2}\tag{A2.6}$$

ou, avec le critère de Mohr-Coulomb :

$$S_4 = A_t C + \sigma_t A_t \tan \phi_\mu\tag{A2.7}$$

En substituant les éq. (A2.3) à (A2.6) dans l'éq. (3.15), en divisant par  $A$ , et en respectant les éq. (A2.1) et (A2.2), on obtient :

$$\begin{aligned} \tau_p &= S/A = (1 - a_s)(\sigma_N \dot{v} + \tau_p \dot{v} \tan \phi_\mu + \sigma_N \tan \phi_\mu) + a_s \left( \eta C_o \frac{m-1}{n} \left( 1 + n \frac{\sigma_N}{\eta C_o} \right) \right)^{1/2} \\ &= \frac{\sigma_N (1 - a_s) (\dot{v} + \tan \phi_\mu) + a_s \eta C_o \frac{m-1}{n} \left( 1 + n \frac{\sigma_N}{\eta C_o} \right)}{1 - (1 - a_s) \dot{v} \tan \phi_\mu} \end{aligned} \quad (A2.8)$$

ou en utilisant le critère de Mohr-Coulomb :

$$\tau_p = \frac{\sigma_N (1 - a_s) (\dot{v} + \tan \phi_\mu) + a_s (\sigma_N \tan \phi_\mu + \eta \cdot C)}{1 - (1 - a_s) \dot{v} \tan \phi_\mu} \quad (A2.9)$$

De la même manière, puisque  $\sigma_T$  est une vraie contrainte, les éq. (3.17) et (3.18) deviennent :

$$a_s = A_s / A_t \approx 1 - \left( 1 - \frac{\sigma_N}{\eta \sigma_T} \right)^{k_1} \quad (A2.10)$$

$$\dot{v} \approx \left( 1 - \frac{\sigma_N}{\eta \sigma_T} \right)^{k_2} \tan i_o \quad (A2.11)$$

Dans ces équations,  $\sigma_N$  et  $\tau_p$  sont des contraintes conventionnelles où les forces sont divisées par la surface totale projetée,  $A$ , alors que  $C$ ,  $\phi_\mu$ ,  $C_o$ ,  $T_o$  et  $\sigma_T$  réfèrent à la vraie surface de cisaillement,  $A_t$ , et sont définis comme auparavant.

Pour une surface à géométrie régulière cisaillée sous une  $\sigma_N$  faible ( $a_s = 0$  et  $\dot{v} = \tan i_o$ ), l'éq. (A2.9) devient identique à l'éq. (3.5). Cependant, aux  $\sigma_N$  élevées ( $a_s = 1$ ), l'éq. (A2.9) devient :

$$\tau_p = \sigma_N \tan \phi_u + \eta \cdot C \quad (A2.12)$$

La Figure A2.1b montre différentes enveloppes bilinéaires obtenues pour des surfaces à géométrie régulière ayant différentes valeurs de degré d'emboîtement  $\eta$ .

Dans le cas des surfaces irrégulières, l'éq. (3.45) ou l'éq. (3.46), dans lesquelles la variation de  $a_s$  et  $v$  sont décrites par les éq. (3.47) et (3.48), donne la série de courbes de la Figure A2.1c.

### ANNEXE 3

## DONNÉES MORPHOLOGIQUES COMPLÉMENTAIRES SUR LES ÉPONTES ORIGINALES A ET B

### A3.1 Indices de rugosité de l'éponge originale B

Indice de rugosité	Direction 0° ; éponte originale B						
	Profil n°						
	1	2	3	4	5	6	Moyenne
CLA	1,440	1,736	1,384	1,422	1,613	2,146	1,624
CLA centré	0,531	0,445	0,569	0,609	0,820	0,582	0,593
MSV centré	0,364	0,354	0,476	0,529	0,877	0,511	0,519
RMS centré	0,604	0,595	0,690	0,727	0,937	0,715	0,711
R <sub>L</sub>	1,029	1,032	1,031	1,034	1,029	1,045	1,034
Z <sub>2</sub>	0,244	0,257	0,255	0,270	0,247	0,309	0,265
Z <sub>3</sub>	0,586	0,524	0,585	0,476	0,535	0,586	0,550
Z <sub>4</sub>	0,158	0,157	- 0,032	- 0,015	- 0,046	- 0,002	0,034

Tableau A3.1 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction 0° de l'éponge originale B.

Indice de rugosité	Direction -30° ; éponte originale B							
	Profil n°							
	1	2	3	4	5	6	7	Moyenne
CLA	1,567	3,341	3,185	1,924	1,908	2,664	3,428	2,574
CLA centré	0,674	1,841	1,117	1,077	0,815	0,755	1,234	1,073
MSV centré	0,635	4,017	1,796	1,541	0,943	0,893	2,120	1,706
RMS centré	0,797	2,004	1,340	1,241	0,971	0,945	1,456	1,251
R <sub>L</sub>	1,042	1,040	1,032	1,033	1,041	1,026	1,031	1,035
Z <sub>2</sub>	0,297	0,294	0,260	0,264	0,293	0,230	0,258	0,270
Z <sub>3</sub>	0,611	0,531	0,513	0,605	0,600	0,465	0,509	0,548
Z <sub>4</sub>	- 0,093	- 0,176	- 0,157	- 0,024	- 0,011	- 0,209	- 0,308	- 0,143

Tableau A3.2 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction -30° de l'éponge originale B.

Indice de rugosité	Direction +60° ; éponte originale B							
	Profil n°							
	1	2	3	4	5	6	7	Moyenne
CLA	2,579	2,734	3,117	2,546	2,504	2,916	2,884	2,754
CLA centré	1,047	1,815	2,012	1,724	1,152	1,574	1,388	1,530
MSV centré	1,468	3,885	4,964	4,335	1,949	3,713	2,811	3,304
RMS centré	1,212	1,971	2,228	2,082	1,396	1,927	1,677	1,785
R <sub>L</sub>	1,043	1,029	1,031	1,039	1,039	1,033	1,036	1,035
Z <sub>2</sub>	0,308	0,249	0,253	0,288	0,285	0,262	0,275	0,272
Z <sub>3</sub>	0,582	0,507	0,522	0,505	0,474	0,417	0,478	0,499
Z <sub>4</sub>	0,099	0,096	0,255	0,244	0,197	0,221	0,066	0,172

Tableau A3.3 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction +60° de l'éponte originale B.

Indice de rugosité	Direction +90° ; éponte originale B							
	Profil n°							
	1	2	3	4	5	6	7	Moyenne
CLA	1,947	3,028	3,481	4,068	2,642	2,893	3,077	3,019
CLA centré	1,206	1,901	2,224	2,155	1,860	1,779	1,984	1,873
MSV centré	1,927	4,302	6,144	5,946	4,376	3,951	4,898	4,506
RMS centré	1,388	2,074	2,479	2,438	2,092	1,988	2,213	2,096
R <sub>L</sub>	1,037	1,037	1,042	1,050	1,032	1,030	1,039	1,039
Z <sub>2</sub>	0,280	0,282	0,297	0,330	0,258	0,252	0,286	0,285
Z <sub>3</sub>	0,567	0,577	0,524	0,580	0,477	0,480	0,495	0,530
Z <sub>4</sub>	0,133	0,101	0,160	0,118	0,349	0,146	0,061	0,145

Tableau A3.4 : Indices de rugosité calculés par profils dans la direction +90° de l'éponte originale B.

### A3.2 Angularité 2D des facettes de l'éponge originale A

Type d'angle	Direction 0° ; éponge originale A						
	Profil n°						
	1	2	3	4	5	6	Moyenne
Angle total (°)	0,7	0,8	-1,5	-0,6	-1,3	0,1	-0,3
Angle positif (°)	9,3	10,4	10,1	11,7	7,7	12,8	10,5
Angle négatif (°)	-11,1	-10,6	-11,3	-12,8	-9,8	-11,9	-11,3

Tableau A3.5 : Angles facettes 2D tels que calculés à partir des profils de rugosité recalculés de la direction 0° de l'éponge originale A.

Type d'angle	Direction -30° ; éponge originale A							
	Profil n°							
	1	2	3	4	5	6	7	Moyenne
Angle total (°)	-0,6	-3,2	-2,5	-1,8	-0,3	-1,9	-3,2	-2,0
Angle positif (°)	13,1	11,6	9,4	9,6	12,0	10,3	9,8	10,7
Angle négatif (°)	-11,7	-12,7	-13,7	-13,3	-12,6	-10,7	-11,4	-12,3

Tableau A3.6 : Angles facettes 2D tels que calculés à partir des profils de rugosité recalculés de la direction -30° de l'éponge originale A.

Type d'angle	Direction +60° ; éponge originale A							
	Profil n°							
	1	2	3	4	5	6	7	Moyenne
Angle total (°)	1,9	2,5	3,4	3,4	2,0	3,6	2,1	2,8
Angle positif (°)	14,6	12,9	11,7	13,4	12,8	12,3	12,6	12,8
Angle négatif (°)	-11,0	-8,1	-10,1	-10,9	-12,6	-9,8	-11,9	-10,5

Tableau A3.7 : Angles facettes 2D tels que calculés à partir des profils de rugosité recalculés de la direction +60° de l'éponge originale A.

Type d'angle	Direction +90° ; éponge originale A							
	Profil n°							
	1	2	3	4	5	6	7	Moyenne
Angle total (°)	3,3	2,3	1,5	2,9	5,1	2,2	1,5	2,5
Angle positif (°)	13,2	12,3	12,3	14,5	11,8	11,4	12,5	12,6
Angle négatif (°)	-9,6	-10,5	-12,5	-11,6	-9,4	-9,8	-12,1	-11,1

Tableau A3.8 : Angles facettes 2D tels que calculés à partir des profils de rugosité recalculés de la direction +90° de l'éponge originale A.

### A3.3 Angularité 2D des facettes de l'éponge originale B

Type d'angle	Direction 0° ; éponge originale B						
	Profil n°						
	1	2	3	4	5	6	Moyenne
Angle total	0,8	0,9	-1,5	-0,3	-0,8	0,2	-0,1
Angle positif	10,2	10,6	9,8	11,4	9,4	13,0	10,8
Angle négatif	-12,1	-12,6	-12,0	-11,8	-10,3	-12,7	-12,0

Tableau A3.9 : Angles facettes 2D tels que calculés à partir des profils de rugosité recalculés de la direction 0° de l'éponge originale B.

Type d'angle	Direction -30° ; éponge originale B							
	Profil n°							
	1	2	3	4	5	6	7	Moyenne
Angle total	-1,0	-3,6	-3,3	-1,5	-1,0	-2,3	-3,4	-2,4
Angle positif	13,5	10,6	9,3	9,9	11,8	10,2	10,9	10,8
Angle négatif	-12,9	-13,7	-12,6	-12,4	-13,5	-10,4	-10,8	-12,3

Tableau A3.10 : Angles facettes 2D tels que calculés à partir des profils de rugosité recalculés de la direction -30° de l'éponge originale B.

Type d'angle	Direction +60° ; éponge originale B							
	Profil n°							
	1	2	3	4	5	6	7	Moyenne
Angle total	2,0	2,4	3,9	3,9	2,3	3,9	2,4	3,1
Angle positif	13,0	11,7	12,1	12,9	12,3	12,4	13,5	12,5
Angle négatif	-11,1	-8,5	-10,0	-10,9	-12,6	-9,2	-10,1	-10,2

Tableau A3.11 : Angles facettes 2D tels que calculés à partir des profils de rugosité recalculés de la direction +60° de l'éponge originale B.

Type d'angle	Direction +90° ; éponge originale B							
	Profil n°							
	1	2	3	4	5	6	7	Moyenne
Angle total	3,4	2,5	1,9	3,2	5,2	2,1	1,7	2,7
Angle positif	13,6	13,1	12,7	15,2	12,7	11,3	13,4	13,1
Angle négatif	-9,8	-10,3	-13,1	-12,0	-10,2	-10,3	-11,3	-11,1

Tableau A3.12 : Angles facettes 2D tels que calculés à partir des profils de rugosité recalculés de la direction +90° de l'éponge originale B.

### A3.4 Angularité 3D de l'éponge originale B

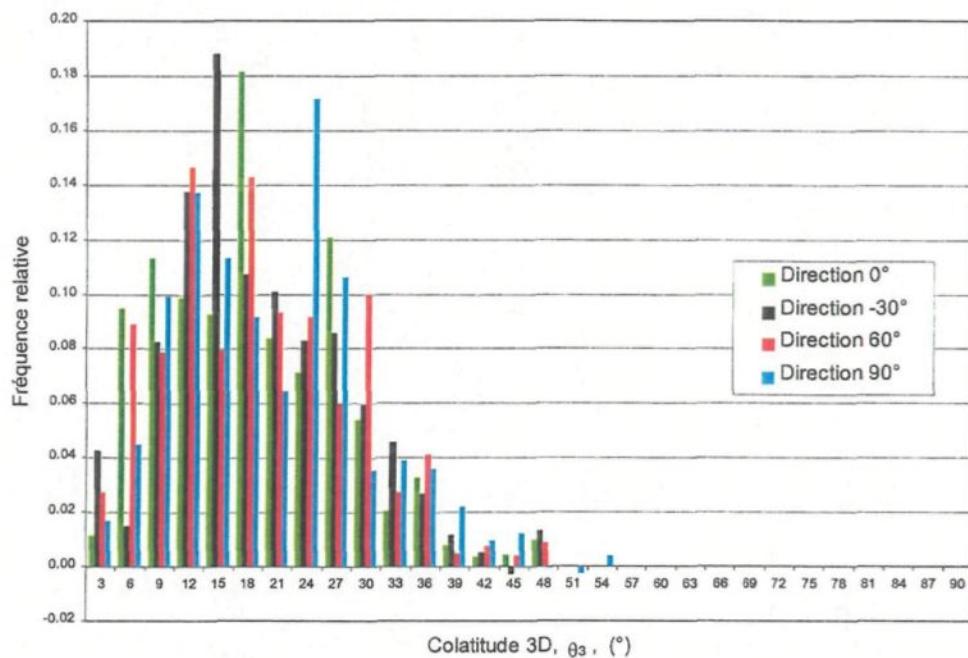


Figure A3.1 : Colatitudes 3D " expérimentales " calculées à partir des données des profils de rugosité dans les quatre directions. Classes de 3°.

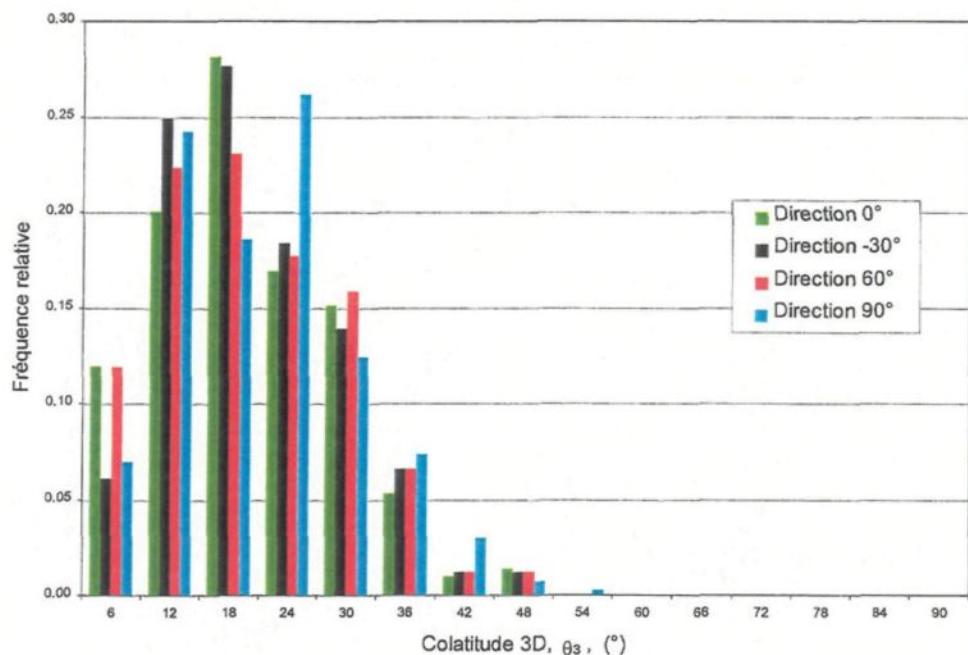


Figure A3.2 : Colatitudes 3D " expérimentales " calculées à partir des données des profils de rugosité dans les quatre directions. Classes de 6°.

Colatitudes 3D expérimentales ; éponte originale B							
Direction 0°		Direction -30°		Direction +60°		Direction +90°	
Classe	Fréq. rel.	Classe	Fréq. rel.	Classe	Fréq. rel.	Classe	Fréq. rel.
3	0,01130	3	0,04257	3	0,02701	3	0,01692
6	0,09458	6	0,01489	6	0,08892	6	0,04485
9	0,11311	9	0,08245	9	0,07842	9	0,09893
12	0,09860	12	0,13744	12	0,14628	12	0,13730
15	0,09269	15	0,18794	15	0,07938	15	0,11324
18	0,18112	18	0,10747	18	0,14273	18	0,09167
21	0,08358	21	0,10056	21	0,09304	21	0,06441
24	0,07132	24	0,08280	24	0,09162	24	0,17115
27	0,12078	27	0,08560	27	0,05979	27	0,10604
30	0,05401	30	0,05920	30	0,09994	30	0,03531
33	0,02052	33	0,04574	33	0,02727	33	0,03909
36	0,03271	36	0,02664	36	0,04095	36	0,03567
39	0,00788	39	0,01131	39	0,00466	39	0,02217
42	0,00361	42	0,00517	42	0,00745	42	0,00950
45	0,00445	45	-0,00265	45	0,00394	45	0,01214
48	0,00972	48	0,01286	48	0,00861	48	-0,00030
51	0	51	0	51	0	51	-0,00216
54	0	54	0	54	0	54	0,00407
57	0	57	0	57	0	57	0
60	0	60	0	60	0	60	0
63	0	63	0	63	0	63	0
66	0	66	0	66	0	66	0
69	0	69	0	69	0	69	0
72	0	72	0	72	0	72	0
75	0	75	0	75	0	75	0
78	0	78	0	78	0	78	0
81	0	81	0	81	0	81	0
84	0	84	0	84	0	84	0
87	0	87	0	87	0	87	0
90	0	90	0	90	0	90	0
Moyenne	17,3°	Moyenne	17,7°	Moyenne	17,5°	Moyenne	18,5°

Tableau A3.13 : Fréquences relatives des colatitudes 3D calculées et regroupées en classes de 3° pour les quatre directions. Moyenne et médiane de chacune des distributions expérimentales. Éponte originale B.

### A3.5 Variogrammes moyens de l'éponge originale B

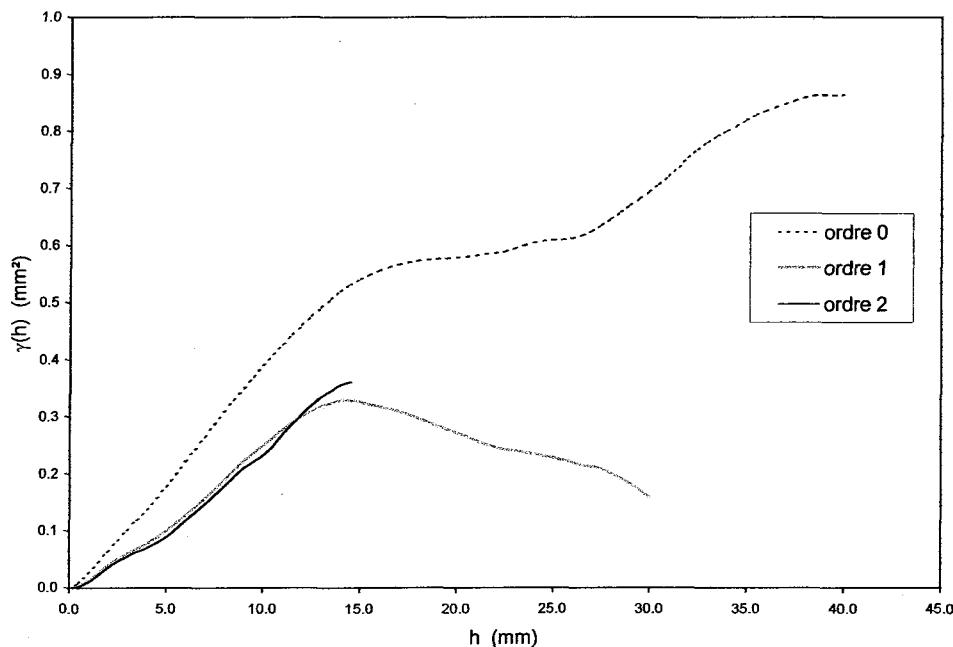


Figure A3.3 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction  $0^\circ$  de l'éponge originale B.

Famille	Structures interprétées dans la direction $0^\circ$		
	$h$ (mm)	$\gamma(h)$ ( $\text{mm}^2$ )	ordre
A	39	0,250	0
B	25	0,030	0
C	19,5	0,580	0
C	14,5	0,260	1
	14,5	0,135	2
D	10	0,160	2
E	4,5	0,070	1
	4	0,065	2

Tableau A3.14 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction  $0^\circ$  de l'éponge originale B.

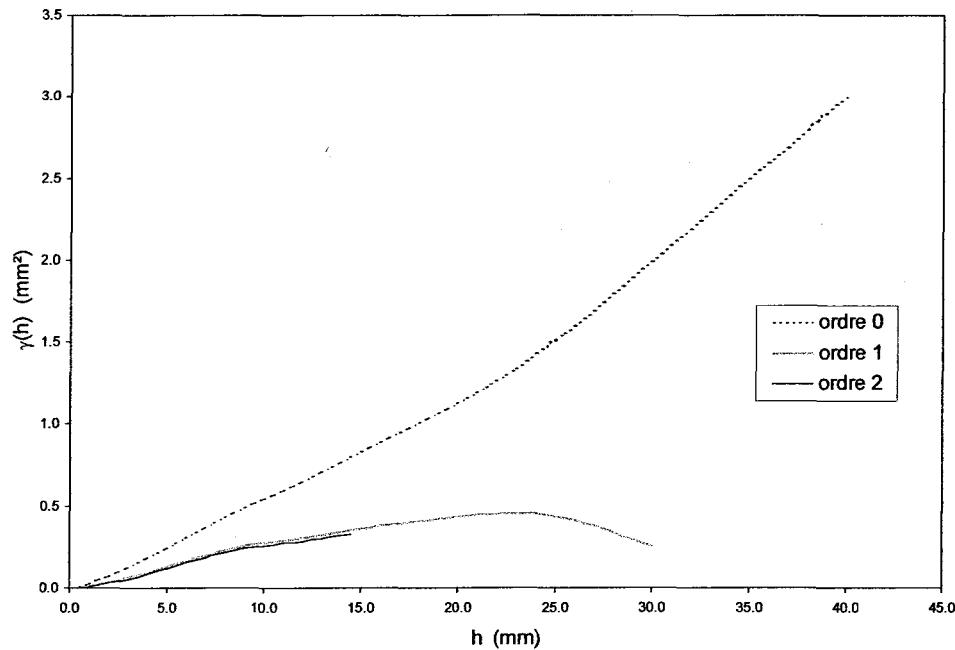


Figure A3.4 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction -30° de l'éponge originale B.

Famille	Structures interprétées dans la direction -30°		
	h (mm)	$\gamma(h)$ (mm²)	ordre
B	24,5	1,350	0
	23	0,165	1
D	11	0,285	1
	10,4	0,190	2
E	4	0,070	2

Tableau A3.15 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction -30° de l'éponge originale B.

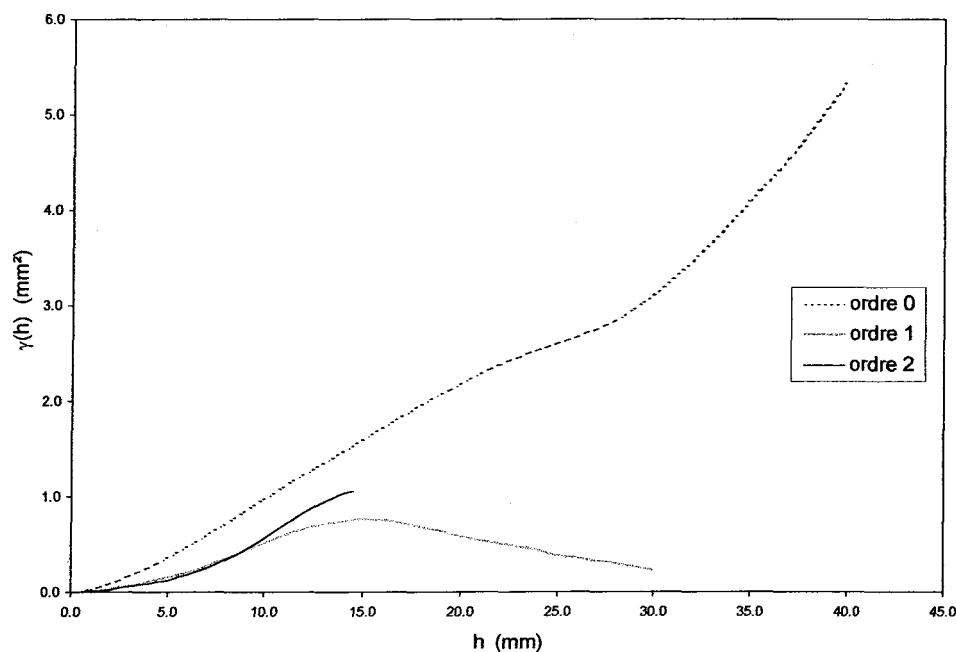


Figure A3.5 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction +60° de l'éponge originale B.

Famille	Structures interprétées dans la direction +60°		
	h (mm)	$\gamma(h)$ (mm <sup>2</sup> )	ordre
B	28	2,80	0
C	15	0,76	1

Tableau A3.16 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction +60° de l'éponge originale B.

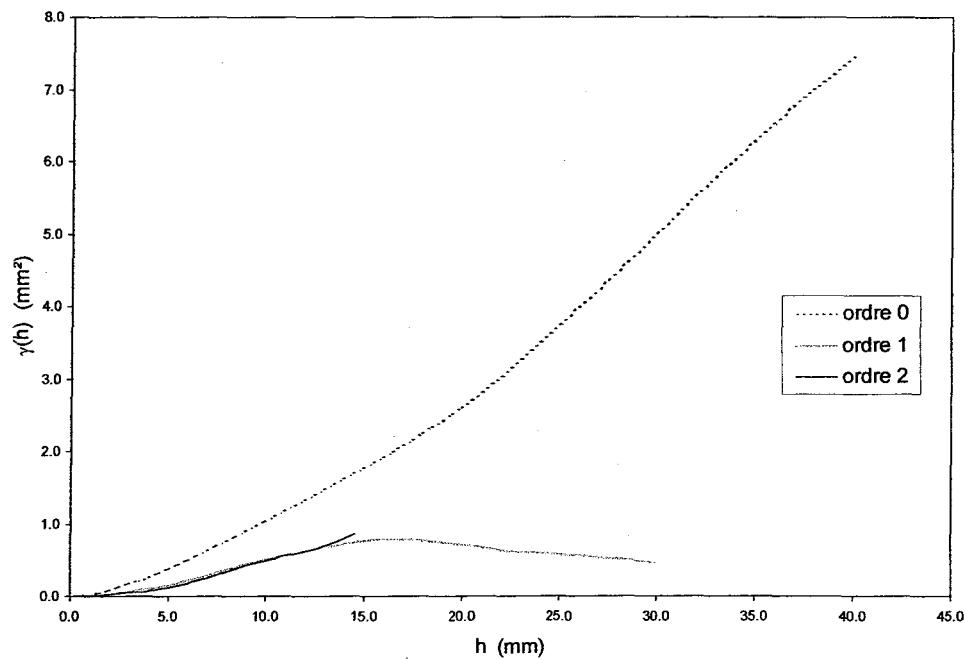


Figure A3.6 : Variogrammes moyens des hauteurs d'ordres 0, 1 et 2 de la direction +90° de l'éponge originale B.

Famille	Structures interprétées dans la direction +90°		
	h (mm)	$\gamma(h)$ (mm <sup>2</sup> )	ordre
C	21	2,60	0
	16,5	0,79	1
D	11,2	0,46	2
E	4,2	0,09	2

Tableau A3.17 : Structures interprétées à partir des variogrammes moyens des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) de la direction +90° de l'éponge originale B.

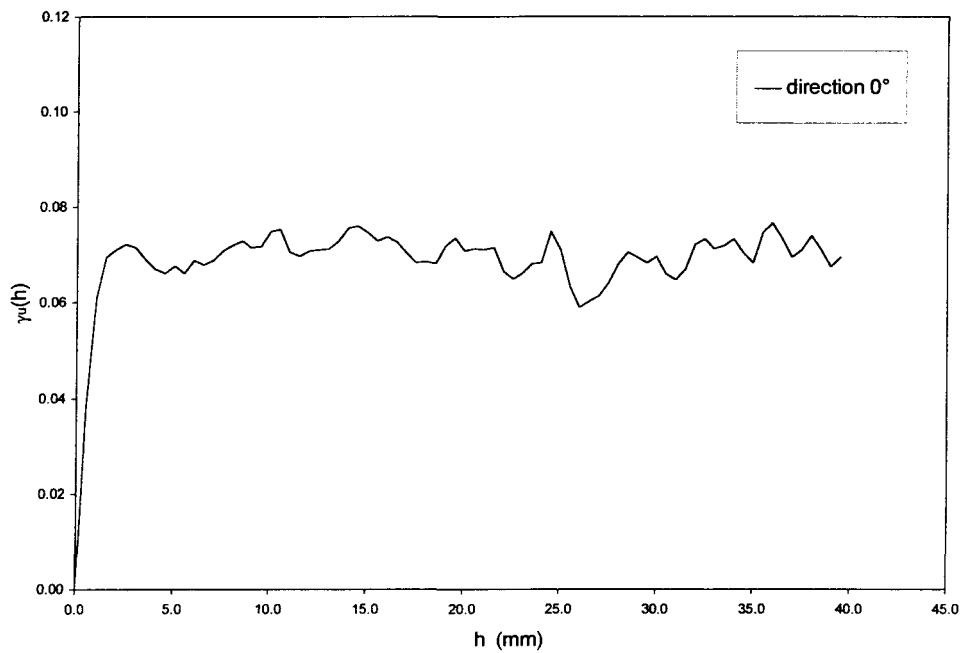


Figure A3.7 : Variogrammes moyens de la dérivée première d'ordre 0 des quatre directions de l'éponge originale B.

### A3.6 Variogrammes des hauteurs des profils de la direction +90° de l'éponge originale A

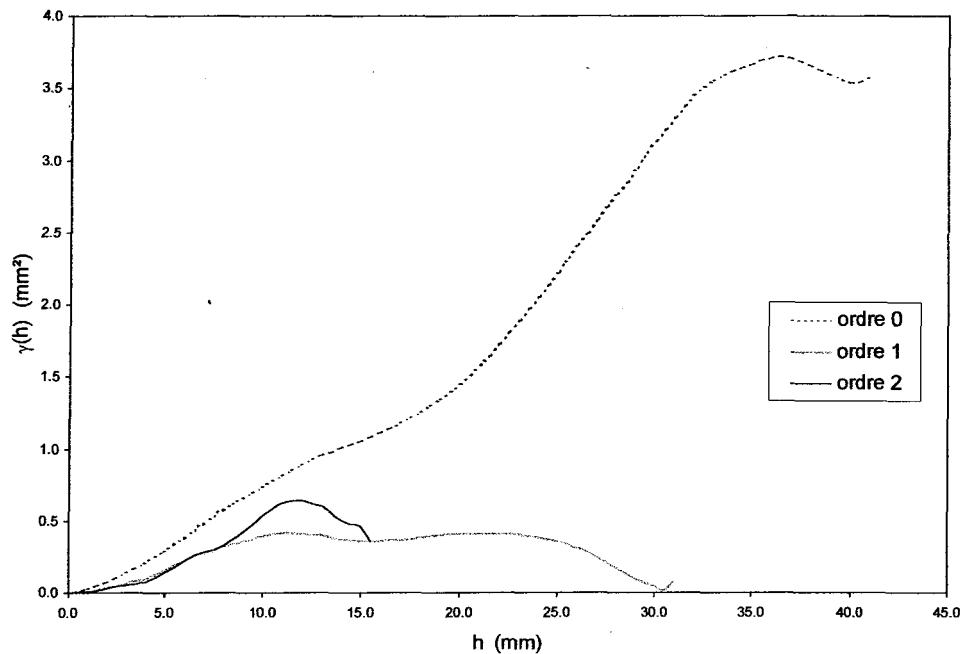


Figure A3.8 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 1 de l'éponge originale A dans la direction +90°.

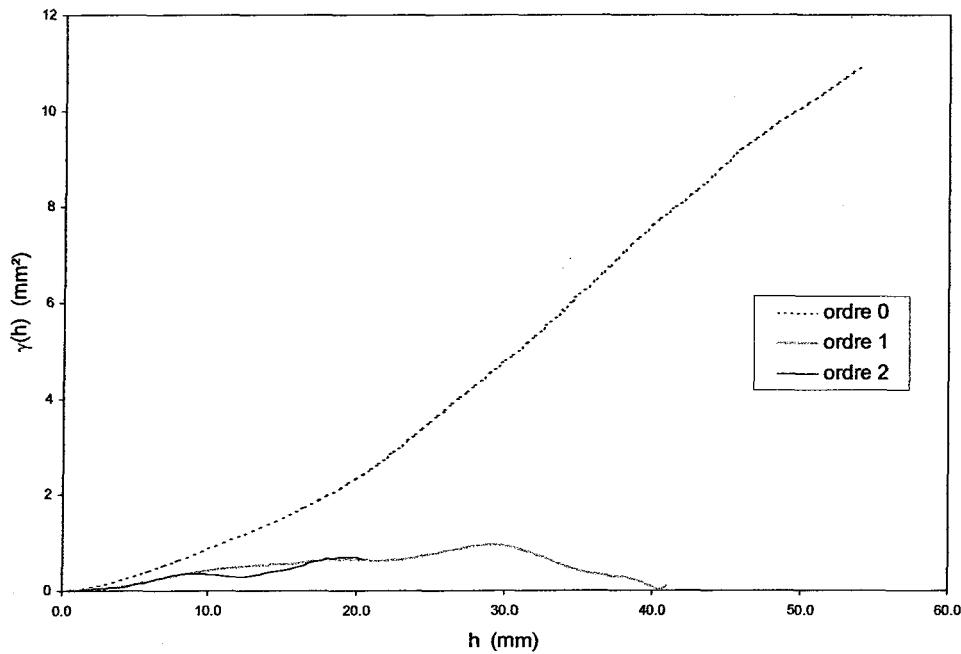


Figure A3.9 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 2 de l'éponge originale A dans la direction +90°.

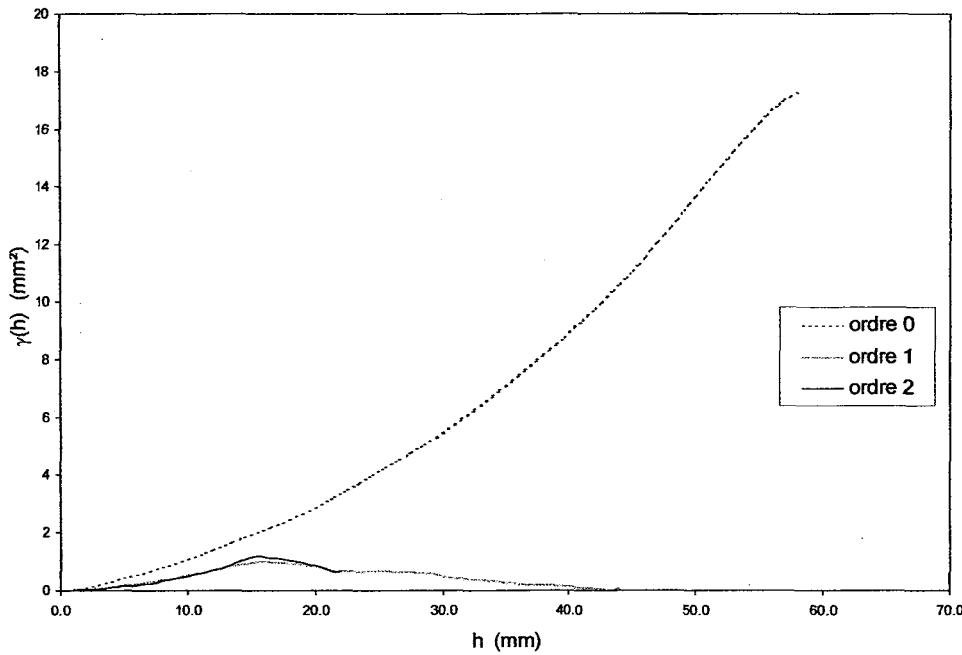


Figure A3.10 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 3 de l'éponge originale A dans la direction +90°.

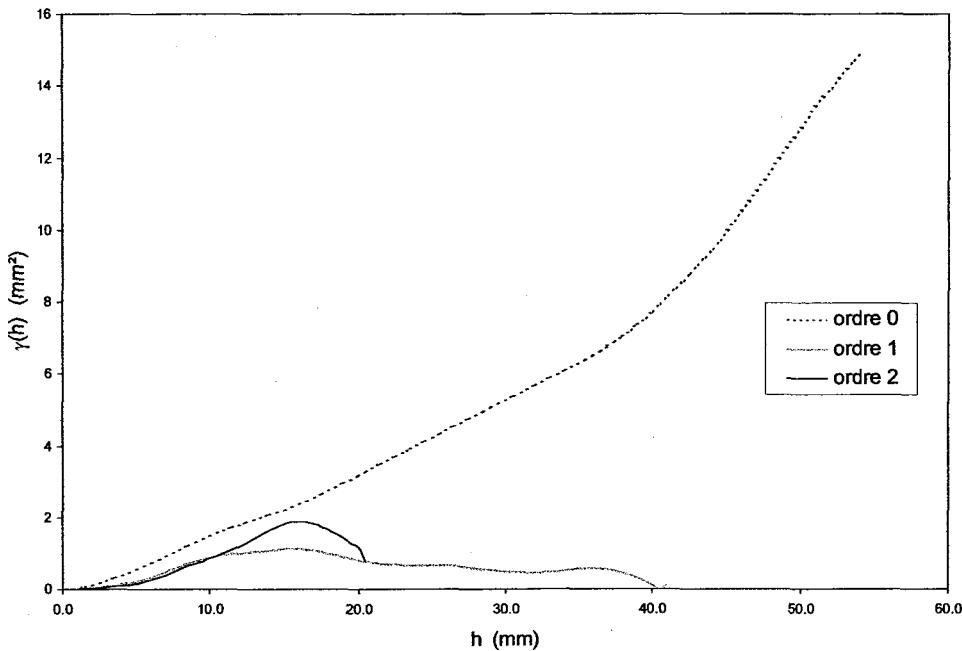


Figure A3.11 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 4 de l'éponge originale A dans la direction +90°.

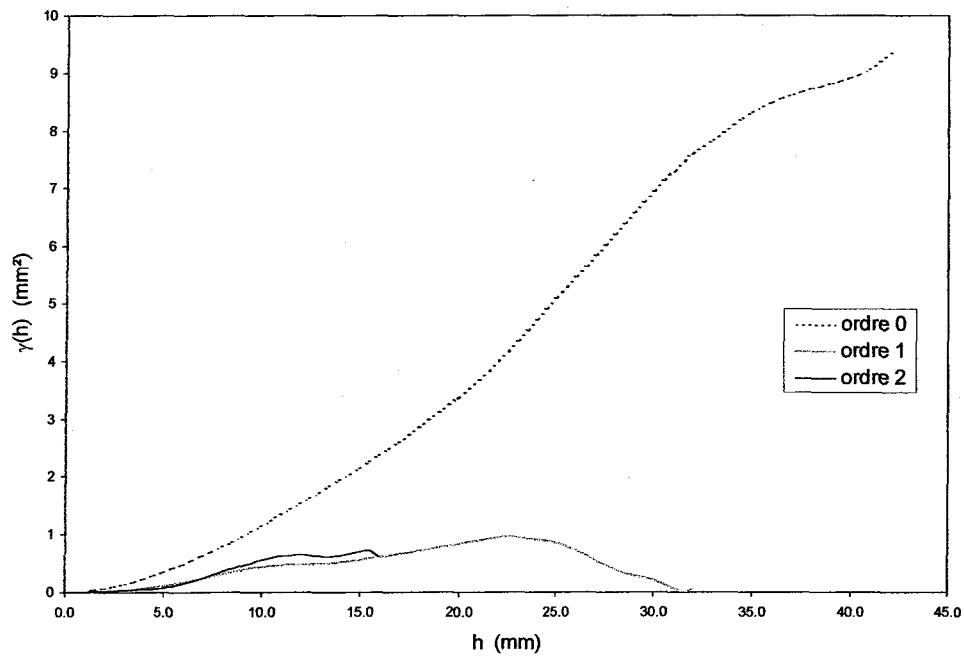


Figure A3.12 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 5 de l'éponge originale A dans la direction  $+90^\circ$ .

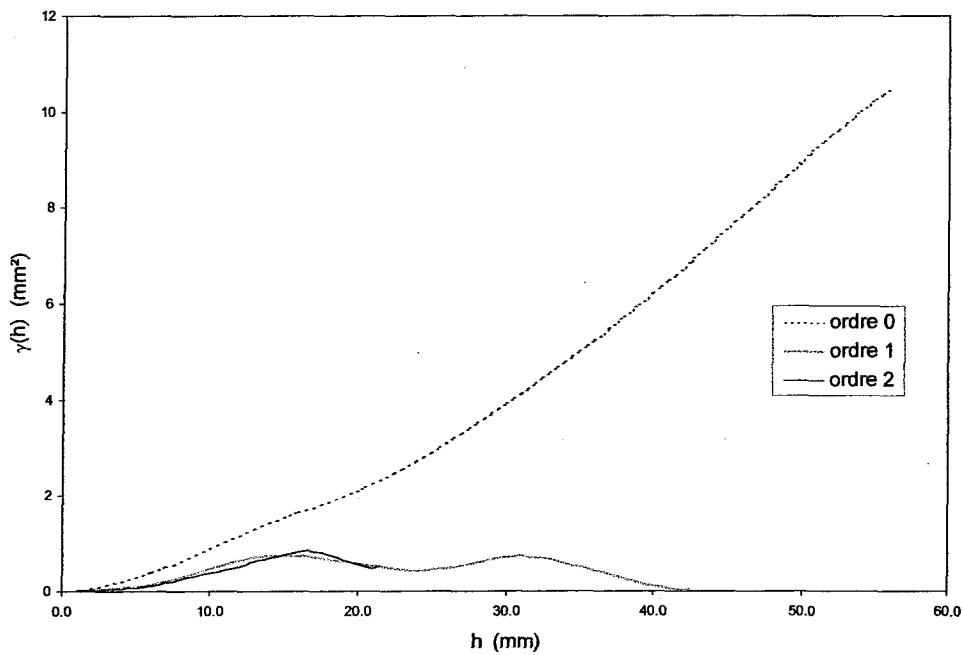


Figure A3.13 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 6 de l'éponge originale A dans la direction  $+90^\circ$ .

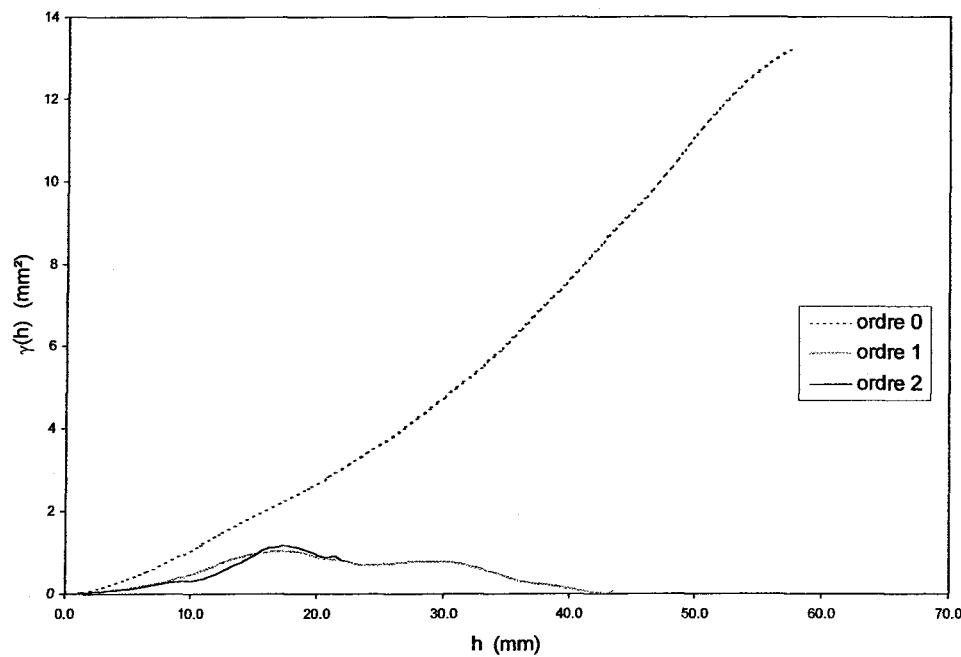


Figure A3.14 : Variogrammes des hauteurs (ordres 0, 1 et 2) du profil 7 de l'éponte originale A dans la direction  $+90^\circ$ .

Famille	Profils													
	1		2		3		4		5		6		7	
	h (mm) (ordre)	$\gamma(h)$ (mm <sup>2</sup> )												
A	(0) 36,5	2,65			(0) 37	6,4	(0) 40	6,8						
B			(1) 29,5	0,31					(1) 22,5	0,47				
C	(0) 16	1,05					(0) 14	2,0			(0) 17	1,7		
	(1) 11,4	0,16	(1) 18	0,08	(1) 15,5	0,97	(1) 16	0,10			(1) 14,5	0,74	(1) 17	1,04
			(1) 14,5	0,56			(1) 13	1,02						
	(2) 11,6	0,35	(2) 18,5	0,26	(2) 15,5	1,02	(2) 16	1,88	(2) 15,5	0,67	(2) 16,5	0,48	(2) 17,5	0,86
			(2) 14,5	0,06										
D	(1) 6,8	0,25			(1) 5,5	0,2			(1) 12,5	0,49				
	(2) 7,4	0,24	(2) 9	0,30	(2) 5,5	0,13			(2) 12	0,63	(2) 10	0,31	(2) 9,5	0,30
E	(2) 3,2	0,05	(2) 3,5	0,05	(2) 2,5	0,03			(2) 2,5	0,02	(2) 4	0,05		

Tableau A3.18 : Portées et variances interprétées sur les variogrammes des hauteurs des profils des la direction +90° de l'éponge originale A.

### A3.7 Profils de rugosité de l'éponge originale A

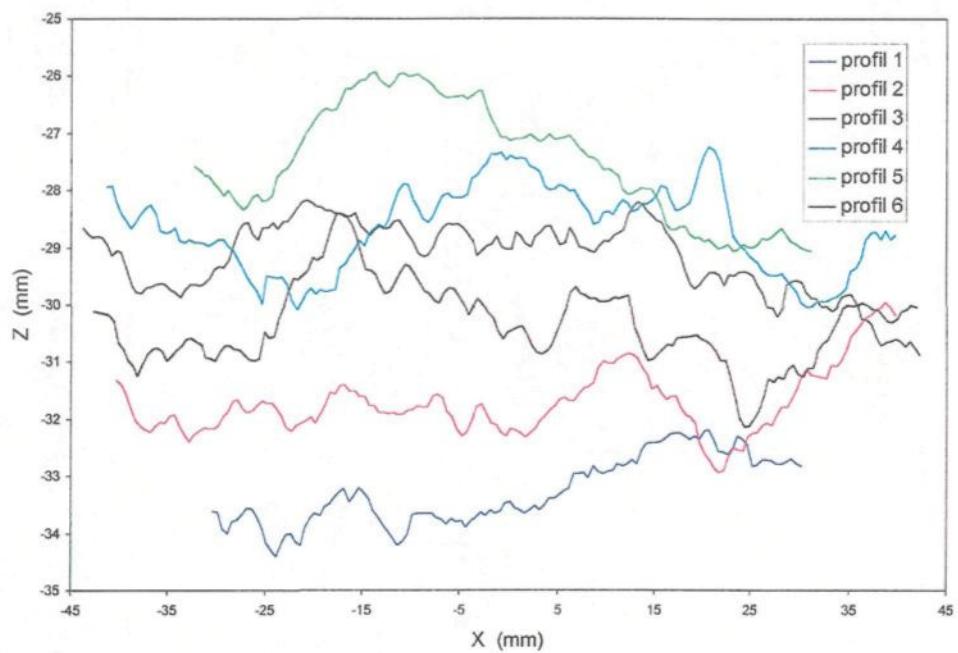


Figure A3.15 : Profils de rugosité recalculés de l'éponge originale A enregistrés dans la direction  $0^\circ$ .

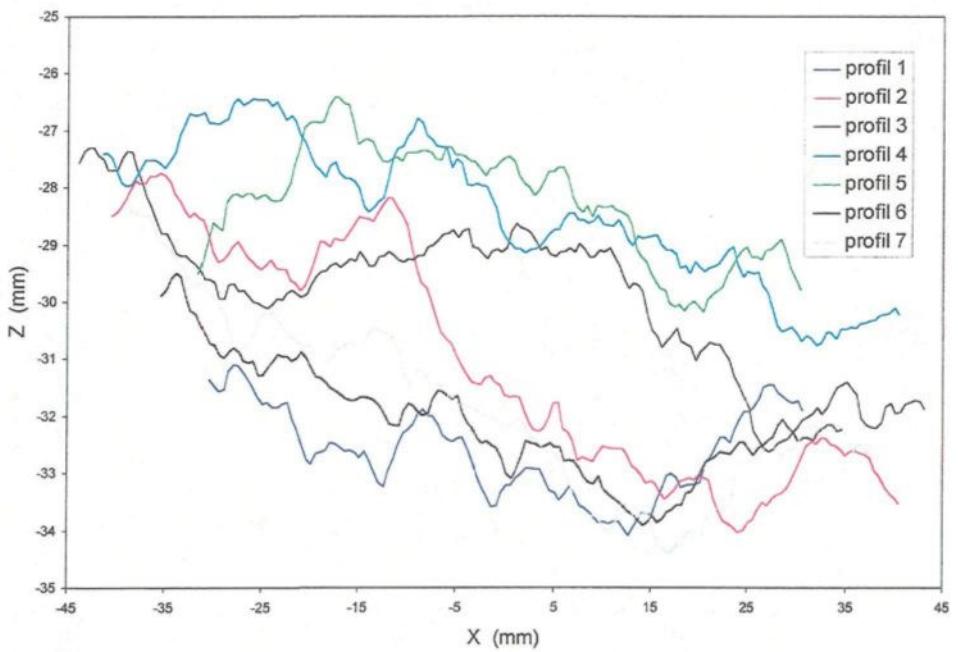


Figure A3.16 : Profils de rugosité recalculés de l'éponge originale A enregistrés dans la direction  $-30^\circ$ .

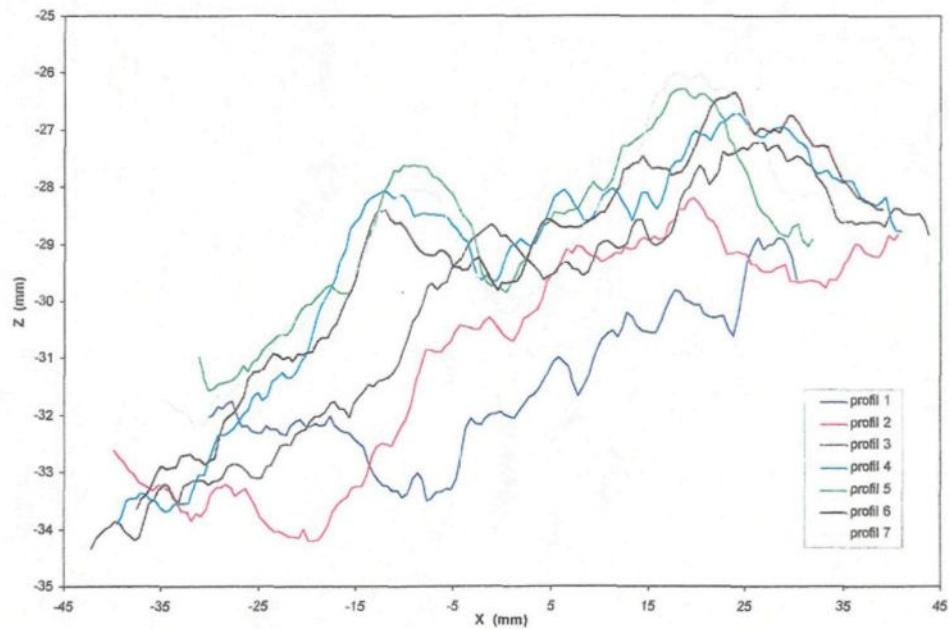


Figure A3.17 : Profils de rugosité recalculés de l'éponge originale A enregistrés dans la direction  $+60^\circ$ .

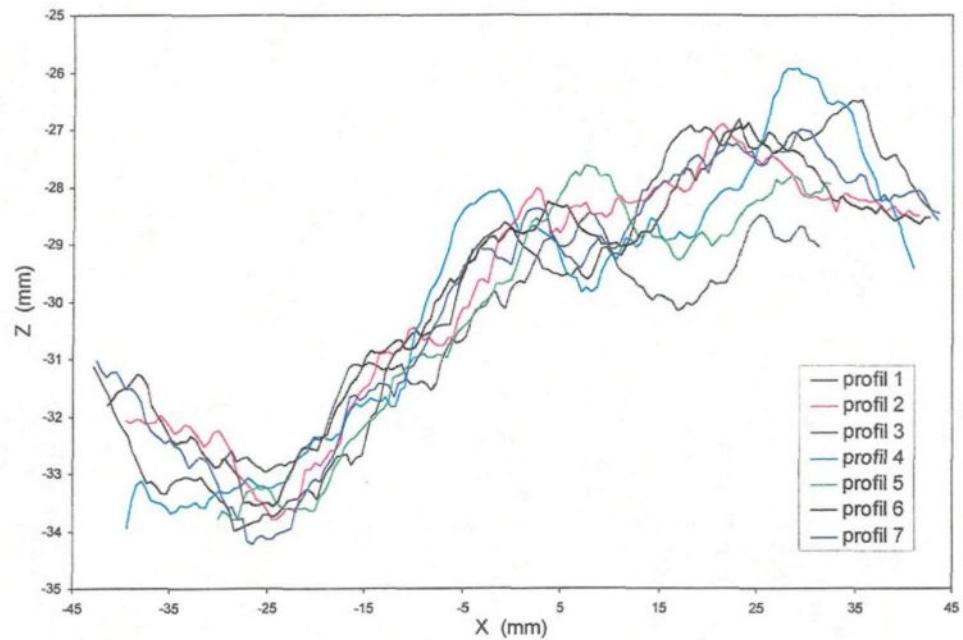


Figure A3.18 : Profils de rugosité recalculés de l'éponge originale A enregistrés dans la direction  $+90^\circ$ .

### A3.8 Profils de rugosité de l'éponge originale B

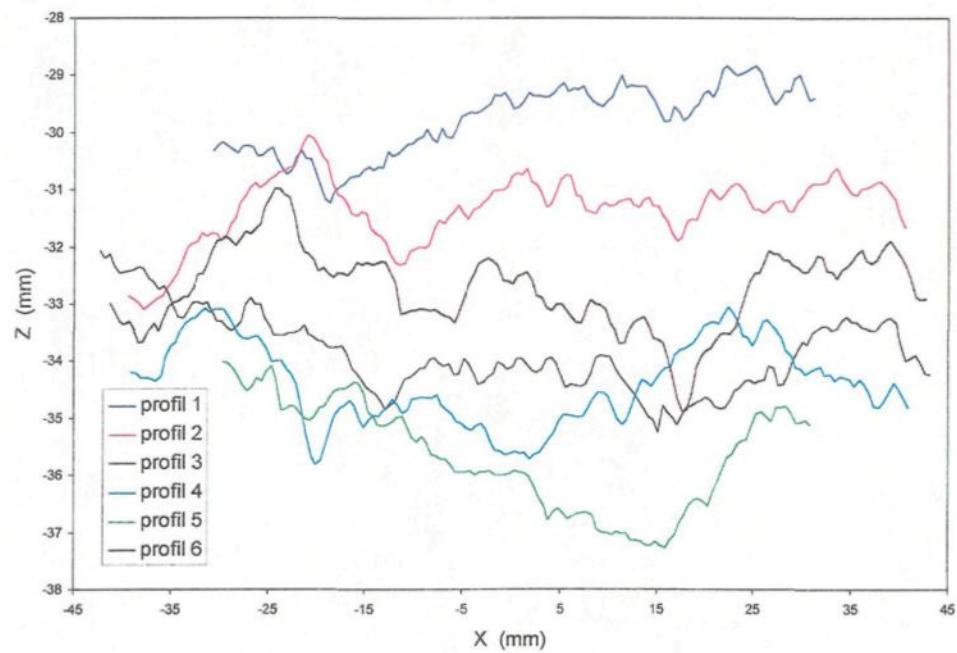


Figure A3.19 : Profils de rugosité recalculés de l'éponge originale B enregistrés dans la direction  $0^\circ$ .

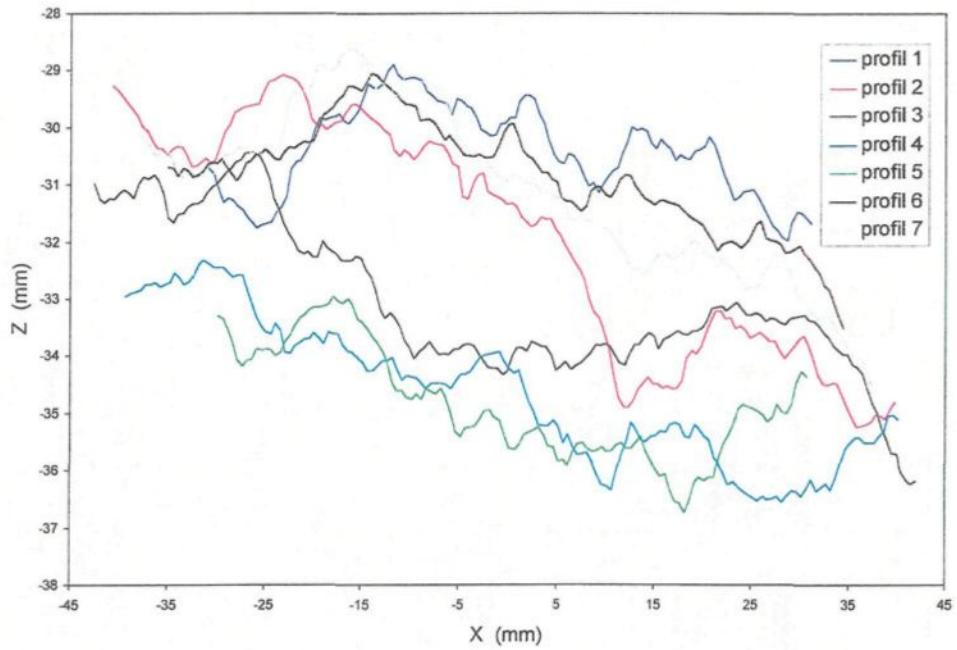


Figure A3.20 : Profils de rugosité recalculés de l'éponge originale B enregistrés dans la direction  $-30^\circ$ .

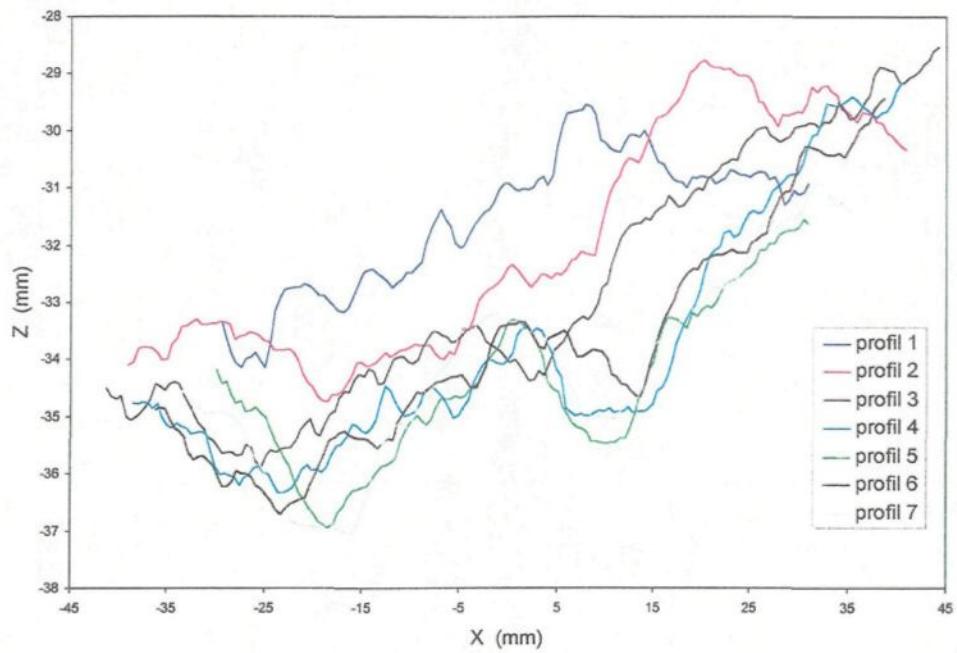


Figure A3.21 : Profils de rugosité recalculés de l'éponge originale B enregistrés dans la direction  $+60^\circ$ .

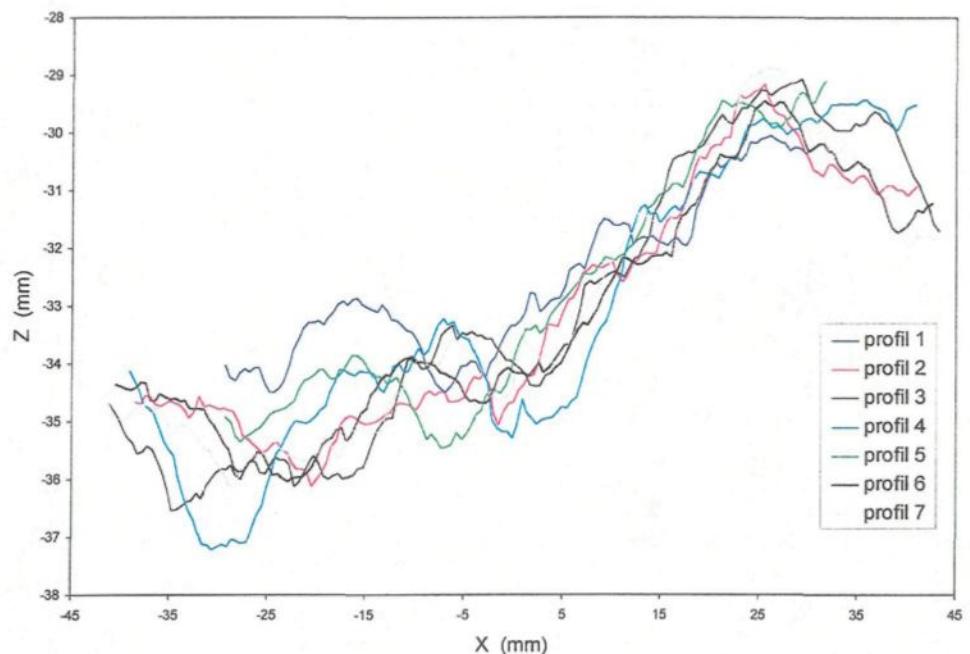


Figure A3.22 : Profils de rugosité recalculés de l'éponge originale B enregistrés dans la direction  $+90^\circ$ .