



HAL
open science

Caractérisation de la morphologie des discontinuités rocheuses approche spectrale

Sadjia Kecili Laouafa

► **To cite this version:**

Sadjia Kecili Laouafa. Caractérisation de la morphologie des discontinuités rocheuses approche spectrale. Géologie appliquée. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1998. Français. NNT : . tel-00808224

HAL Id: tel-00808224

<https://theses.hal.science/tel-00808224>

Submitted on 5 Apr 2013

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

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

ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DES MINES DE PARIS

CARACTERISATION DE LA MORPHOLOGIE DES
DISCONTINUITES ROCHEUSES
APPROCHE SPECTRALE

ÉCOLE NATIONALE
SUPÉRIEURE DES
MINES
BIBLIOTHÈQUE

THESE

présentée par

Sadjia KECILI LAOUAFA

147.460

CLL. TH 931

pour obtenir le grade de

DOCTEUR

de l'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DES MINES DE PARIS
en
GEOLOGIE DE L'INGENIEUR

Soutenue le 17 décembre 1998 devant le jury composé de :

MM. DEVEUGHELE Michel
EGGER Peter
PIGUET Jack Pierre
ROCHET Louis
THIMUS Jean François

Président
Rapporteur
Rapporteur
Directeur de thèse
Examinateur

CARACTERISATION DE LA MORPHOLOGIE DES DISCONTINUITES ROCHEUSES : APPROCHE SPECTRALE

RESUME : La caractérisation de la morphologie de surface des joints rocheux est d'un intérêt particulier pour une évaluation correcte de la résistance au cisaillement des discontinuités rocheuses. D'un point de vue géométrique, cette dernière est particulièrement caractérisée par une forme très irrégulière des aspérités, définissant ainsi une géométrie polygonale des profils des joints.

Dans ce cadre, une méthode spécifique d'analyse spectrale et d'identification morphologique adaptée au problème de la caractérisation de la géométrie irrégulière des discontinuités rocheuses a été mise au point. Cette méthode repose sur une décomposition en série à partir de fonctions élémentaires triangulaires (méthode dénommée ATM).

Sur le plan expérimental, les relevés des profils des épontes des joints rocheux ont été effectués au moyen d'un rugosimètre 3D en laboratoire, et d'un profilographe à règle pour les mesures in situ, mis au point dans le cadre de cette recherche.

Nos travaux ont porté en premier lieu sur la caractérisation et la description quantitative de la morphologie des joints rocheux à différentes échelles. Diverses simulations sont présentées qui démontrent l'intérêt d'une telle approche notamment, en comparaison avec la méthode d'analyse spectrale par les transformées de Fourier.

En second lieu, on tire profit des informations spectrales pour transposer la géométrie réelle tridimensionnelle en image bidimensionnelle qualitativement équivalente du point de vue du comportement au cisaillement (dilatance).

Ces travaux ont conduit à la mise au point d'un modèle numérique d'analyse et de synthèse spectrale, dénommé MORPHEE. Les caractéristiques et les performances de ce nouvel outil sont exposées et illustrées par l'application de la méthode d'analyse ATM à l'étude de la morphologie des profils de discontinuités rocheuses à différentes échelles. La méthode d'analyse a fait l'objet d'une validation expérimentale par comparaison avec des échantillons soumis à des essais de cisaillement en laboratoire.

Mots-clés : Joint rocheux, discontinuité, morphologie, analyse spectrale, cisaillement, dilatance, rugosité, massif rocheux.

CHARACTERIZATION OF ROCK JOINT MORPHOLOGY : SPECTRAL ANALYSIS

ABSTRACT : The characterization of the morphology of rock joint surfaces is of great interest, in particular for the determination of realistic shear strength of rock joints. From a geometrical point of view, a rock joint surface is characterized by irregular asperities which form polygonal profiles.

In this framework, a new method devoted to morphology characterization has been developed. This new spectral analysis approach appears really suited to the natural features of discontinuities in rock masses. The method is based upon a serial decomposition with triangular functions. It is named ATM method.

Experimentally the measurements of the rock joint microtopography were realized firstly in the laboratory with a three-dimensional roughness apparatus and secondly in situ with a Profilographe rule.

The research work deals firstly with the characterization and the quantitative description of the rock joint morphology at different scale. Many simulations are presented in order to validate and demonstrate the interest and quality of this new method. Some of them are devoted to the comparison with the well known Fourier spectral analysis.

In the second part of this research work, the spectral information issued from the ATM method are taken into account in order to perform a transformation of the initial three-dimensional geometry to a bi-dimensional one. The behaviour of this 2-D morphology is supposed to be quite similar to the real one, notably in shear analysis (Dilatancy phenomenon).

In addition, this work has led to the development of a numerical code, concerned with this new spectral analysis and named MORPHEE. This program is presented and numerical simulations are provided in order to demonstrate its capabilities. Many computations are done in order to establish its superiority by comparison with the Fast Fourier Transform. The numerical results which have been compared with the experimental ones allow to conclude that this new method is well validated.

Keys-words : Rock joint, discontinuity, joint morphology, spectral analysis, shear strength, dilatancy, roughness, rock mass.

ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DES MINES DE PARIS

CARACTERISATION DE LA MORPHOLOGIE DES
DISCONTINUITES ROCHEUSES

APPROCHE SPECTRALE

THESE

présentée par

Sadjia KECILI LAOUAFA

pour obtenir le grade de

DOCTEUR

de l'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DES MINES DE PARIS

en

GEOLOGIE DE L'INGENIEUR

Soutenue le 17 décembre 1998 devant le jury composé de :

MM. DEVEUGHELE Michel
EGGER Peter
PIGUET Jack Pierre
ROCHET Louis
THIMUS Jean François

Président
Rapporteur
Rapporteur
Directeur de thèse
Examinateur

ECOLE NATIONALE
SUPERIEURE DES
MINES
BIBLIOTHEQUE

147.460

CCL. T4 931

50446

« L'abîme m'a appris que nous ne pouvons comprendre un problème que par l'intermédiaire d'un autre problème et à travers lui, comme si l'homme n'avancait pas de l'obscur à la lumière, ainsi qu'on le pense, mais en se dirigeant vers une autre sorte d'obscur, moins épais. Cette différence entre deux obscurités, nous l'appelons lumière. Heureusement pour l'homme et la poésie, il n'existe pas de clarté suffisante pour effacer l'obscur dans l'homme et les choses. Si la clarté devenait maîtresse du monde, la vie en serait altérée, et la poésie défaite. »

ADONIS, *Mémoire du vent*, Gallimard.

AVANT-PROPOS

Le travail présenté dans ce document a été réalisé au Laboratoire des Ponts et Chaussées de Lyon sous la direction de M. Rochet, que je tiens à remercier pour m'avoir fait bénéficier de son expérience, de ses conseils et de son dynamisme, ainsi que pour la confiance qu'il m'a accordée au cours de ce travail de recherche.

Ma reconnaissance s'adresse aussi à M. Montagne, directeur du Laboratoire Régional Rhône-Alpes et à MM. Evrard et Dumont, respectivement précédant et actuel Chef du Groupe Mécanique des Roches, pour la confiance qu'ils m'ont témoignée tout au long de ce travail.

J'exprime mes sincères remerciements et ma profonde gratitude aux membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont bien voulu accorder à ce travail : M. Deveughèle, Directeur du Centre de Géologie de l'Ingénieur, M. Egger, Professeur à l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, M. Piguet, Professeur à l'Institut National Polytechnique de Lorraine et à l'Ecole des Mines de Nancy et M. Thimus, Professeur à l'Université Catholique de Louvain.

J'exprime également ma reconnaissance à M. Arnould, Professeur à l'école des Mines de Paris, M. Cojean, Professeur à l'Ecole des Mines de Paris et à l'école Nationale des Ponts et Chaussées, M. Billotte, Maître de recherche à l'Ecole des Mines de Paris, ainsi qu'à Mame Audiguier, Melle Couzens et M. Lesaffre pour leur aide et leur sympathie.

Mes remerciements s'adressent aussi au personnel du Laboratoire, en particulier à :

M. Richard, pour avoir bien voulu me faire profiter de ses grandes expériences dans le domaine des essais de laboratoire et pour son aide, ainsi qu'à M. Lardet pour la mise en forme et le tirage définitif de ce mémoire.

Je remercie également M. Pruvost, M. Begic, M. Romagny, M. Rozier et M. Benoit.

Je ne saurais terminer sans remercier chaleureusement mes parents, mes sœurs et mes frères qui ont supporté mes préoccupations et mes longues absences tout au long de ces années. Tous m'ont toujours soutenue et encouragée.

Enfin, je tiens à remercier fortement mon mari Farid qui m'a encouragée et réconfortée avec un amour et une patience démesurés. Ce travail n'aurait assurément pu voir le jour sans son soutien sans faille et je lui dédie ce travail.

RESUME

La caractérisation de la morphologie de surface des joints rocheux est d'un intérêt particulier pour une évaluation correcte de la résistance au cisaillement des discontinuités rocheuses. D'un point de vue géométrique, cette dernière est particulièrement caractérisée par une forme très irrégulière des aspérités, définissant ainsi une géométrie polygonale des profils des joints.

Dans ce cadre, une méthode spécifique d'analyse spectrale et d'identification morphologique adaptée au problème de la caractérisation de la géométrie irrégulière des discontinuités rocheuses a été mise au point. Cette méthode repose sur une décomposition en série à partir de fonctions élémentaires triangulaires (méthode dénommée ATM).

Sur le plan expérimental, les relevés des profils des épontes des joints rocheux ont été effectués au moyen d'un rugosimètre 3D en laboratoire, et d'un profilographe à règle pour les mesures in situ, mis au point dans le cadre de cette recherche.

Nos travaux ont porté en premier lieu sur la caractérisation et la description quantitative de la morphologie des joints rocheux à différentes échelles. Diverses simulations sont présentées qui démontrent l'intérêt d'une telle approche notamment, en comparaison avec la méthode d'analyse spectrale par les transformées de Fourier.

En second lieu, on tire profit des informations spectrales pour transposer la géométrie réelle tridimensionnelle en image bidimensionnelle qualitativement équivalente du point de vue du comportement au cisaillement (dilatance).

Ces travaux ont conduit à la mise au point d'un modèle numérique d'analyse et de synthèse spectrale, dénommé MORPHEE. Les caractéristiques et les performances de ce nouvel outil sont exposées et illustrées par l'application de la méthode d'analyse ATM à l'étude de la morphologie des profils de discontinuités rocheuses à différentes échelles. La méthode d'analyse a fait l'objet d'une validation expérimentale par comparaison avec des échantillons soumis à des essais de cisaillement en laboratoire.

Mots-clés : Joint rocheux, discontinuité, morphologie, analyse spectrale, cisaillement, dilatance, rugosité, massif rocheux.

SOMMAIRE

Introduction générale	1
CHAPITRE 1 : LE MASSIF ROCHEUX - SES DISCONTINUITES SON COMPORTEMENT	3
1 INTRODUCTION.....	5
2 LES DISCONTINUITÉS - LEUR DÉFINITION - LEUR NATURE LITHOLOGIQUE.....	7
3 LES DISCONTINUITÉS - LEURS CARACTÉRISTIQUES GÉOMÉTRIQUES.....	8
3.1 <i>Les échelles</i>	8
3.2 <i>Les réseaux</i>	8
3.3 <i>La morphologie</i>	9
4 LES DISCONTINUITÉS - LEURS PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES.....	10
4.1 <i>Caractéristiques de résistance d'un joint</i>	10
4.1.1 Comportement normal d'un joint.....	11
4.1.2 Comportement du joint en cisaillement	13
4.1.2.1 Rigidité tangentielle	15
4.2 <i>Critères de rupture</i>	16
5 INFLUENCE DE CERTAINS PARAMÈTRES SUR LE COMPORTEMENT DES JOINTS ROCHEUX.....	18
5.1 <i>L'altération</i>	18
5.2 <i>Caractéristiques du matériau de remplissage</i>	19
5.3 <i>Effet d'échelle</i>	21
5.4 <i>Morphologie et comportement au cisaillement</i>	22
6. CONCLUSION.....	24
CHAPITRE 2 : CARACTERISATION DE LA RUGOSITE DES JOINTS ROCHEUX : APPROCHES ACTUELLES	25
1 INTRODUCTION.....	27
2 DÉFINITION DES PRINCIPALES MÉTHODES D'ANALYSE DE LA RUGOSITÉ DES JOINTS.....	27
2.1 <i>Analyse statistique - Notion d'indices de rugosité</i>	27
2.2 <i>Paramétrisation empirique (JRC)</i>	29
2.3 <i>Analyse géostatistique</i>	33
2.4 <i>Paramétrisation du degré d'irrégularité de la rugosité par la dimension fractale</i> ...38	
2.5 <i>Analyse spectrale de la rugosité des fractures par les transformées de Fourier</i>41	
2.5.1 Formulation théorique.....	42
2.5.2 Application aux surfaces de fractures	43
3. CONCLUSION.....	46

CHAPITRE 3 : DESCRIPTION ET CARACTÉRISATION DE LA MORPHOLOGIE DES FRACTURES PAR DES FONCTIONS TRIANGULAIRES.....47

1	MOTIVATIONS	49
2	PREMIÈRE APPROXIMATION À L'AIDE D'UNE BASE ORTHOGONALE	50
2.1	<i>Position et données du problème</i>	50
2.2	<i>Présentation de la base orthogonale proposée</i>	51
2.2.1	Notion de longueur d'onde	51
2.2.2	Caractéristiques de la base orthogonale	52
2.2.3	Hypothèses	52
2.3	<i>Formulation théorique</i>	54
2.4	<i>Exemples numériques</i>	57
2.5	<i>Conclusion</i>	64
3	DEUXIÈME APPROXIMATION À L'AIDE DE FONCTIONS NON ORTHOGONALES	65
3.1	<i>Principe de la deuxième approche</i>	65
3.2	<i>Cadre théorique</i>	67
3.2.1	Formulation au sens des moindres carrés	67
3.2.2	Minimisation de l'écart quadratique moyen	68
3.3	<i>Exposé de la méthode de résolution</i>	71
3.3.1	Description de l'algorithme de base utilisé-Méthode de résolution par filtrage	73
3.3.2	Algorithme de base optimisé	76
3.3.2.1	Optimisation du calcul des coefficients d'approximation	76
3.3.2.2	Optimisation du calcul de l'écart quadratique moyen	79
3.4	<i>Applications</i>	81
3.5	<i>Discussions</i>	82
4	EXTENSION DE LA DEUXIÈME APPROCHE : APPROCHE GÉNÉRALE	83
4.1	<i>Introduction</i>	83
4.2	<i>Caractéristiques et hypothèses de l'approche générale</i>	83
4.3	<i>Applications</i>	85
4.4	<i>Représentation spectrale adoptée</i>	90
5	CONCLUSION	94

CHAPITRE 4 : APPLICATION DE L'ATM AUX DISCONTINUITÉS ROCHEUSES À DIFFÉRENTES ÉCHELLES

1	INTRODUCTION	97
2	APPLICATION DE L'ATM AUX PROFILS DE FRACTURES À L'ÉCHELLE DU LABORATOIRE	97
2.1	<i>Acquisition des données morphologiques</i>	98
2.1.1	Techniques actuelles de mesure	98
2.1.2	Description du dispositif de mesure utilisé au laboratoire : rugosimètre 3D	99
2.2	<i>Validation de l'approximation de la morphologie d'un joint rocheux par l'ATM</i>	102
2.2.1	Qualité de l'approximation	102

2.2.2	Simulation de l'influence du paramètre $\Delta\lambda$ sur la vitesse de convergence	104
2.3	<i>Simulations d'analyse des composantes morphologiques des joints rocheux</i>	106
2.3.1	Simulation I : cas d'un joint granitique - profil G1	106
2.3.1.1	Simulation avec l'ATM	106
2.3.1.2	Simulation avec la FFT	113
2.3.1.3	Comparaison entre ATM et FFT	114
2.3.2	Simulation II : cas d'un joint granitique - profil G2	117
2.3.2.1	Simulation avec l'ATM	117
2.3.2.2	Simulation avec la FFT	119
2.3.2.3	Comparaison entre ATM et FFT	120
2.3.3	Simulation III : cas d'un joint de schiste - profil S2	121
2.3.3.1	Simulation avec l'ATM	121
2.3.3.2	Simulation avec la FFT	123
2.3.3.3	Comparaison entre ATM et FFT	124
3	APPLICATION DE L'ATM À L'ÉCHELLE DU TERRAIN	125
3.1	<i>Présentation du site</i>	125
3.2	<i>Cadre géologique</i>	125
3.3	<i>Description du dispositif de mesure utilisé sur le terrain : profilographe à règle</i>	128
3.4	<i>Observation des affleurements</i>	130
3.5	<i>Plan de stratification étudié - Profil de mesure</i>	134
3.6	<i>Analyse morphologique du profil de 16 m</i>	139
4	CONCLUSION	141

CHAPITRE 5 : APPROCHE TRIDIMENSIONNELLE DE LA MORPHOLOGIE DES DISCONTINUITÉS NATURELLES

5.1	MOTIVATIONS	145
5.2	APPROCHE ADOPTÉE	146
5.2.1	<i>Principe</i>	146
5.2.2	<i>Aspects méthodologiques</i>	146
5.2.3	<i>Transposition 3D-2D à partir des spectres</i>	148
5.2.4	<i>Exemples d'application</i>	149
5.3	PRÉPARATION DES DONNÉES MORPHOLOGIQUES	152
5.3.1	<i>Description des échantillons utilisés</i>	152
5.3.2	<i>Préparation des échantillons et leur moulage</i>	153
5.3.3	<i>Description et acquisition des données morphologiques</i>	154
5.3.3.1	Numérisation	154
5.3.3.2	Description de la morphologie des échantillons	154
5.4	ÉTUDE DU COMPORTEMENT AU CISAILLEMENT	159
5.4.1	<i>Description de l'essai de cisaillement</i>	159

5.4.2. Résultats des essais	160
5.4.2.1 Essai n° 1 : Echantillon 1 (schiste).....	161
5.4.2.2 Essai n° 2 : Echantillon 2 (granite).....	162
5.4.2.3 Essai n° 3 : Echantillon 3 (granite).....	162
5.4.2.4 Essai n° 4 : Echantillon 4 (granite).....	163
5.5 APPLICATION DE L'APPROCHE 3D-2D AUX FRACTURES ROCHEUSES.....	164
5.5.1 Surface de référence	164
5.5.2 Transposition 3D-2D	165
5.5.2.1 Résultats obtenus - Profils transposés 3D-2D.....	166
5.5.2.2 Comparaison avec des résultats expérimentaux - Analyse de la dilatance	173
5.6 CONCLUSION.....	175
Conclusion générale	177
Références bibliographiques	183
Annexes	193

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1	: Croquis de masses rocheuses illustrant différentes formes de blocs.	5
Figure 1.2	: Description des irrégularités de surface.	9
Figure 1.3	: Déplacement normal - compression normale.	11
Figure 1.4	: Influence de la rugosité de surface sur l'angle de frottement.	13
Figure 1.5	: Cisaillement d'une discontinuité naturelle.	14
Figure 1.6	: Influence de l'épaisseur d'un remplissage de micas sur la résistance de pic.	19
Figure 1.7	: Profils caractéristiques des discontinuités remplies.	20
Figure 1.8	: Effet d'échelle sur les trois composantes principales influençant le comportement au cisaillement d'un joint.	21
Figure 2.1	: Définition des variables des paramètres Z2 et Z3.	28
Figure 2.2	: Profils de rugosité 'standards' pour des surfaces de joints.	29
Figure 2.3	: Essais de basculement destiné à déterminer le coefficient de rugosité (JRC) d'une surface de joint.	31
Figure 2.4	: Représentation des variables introduites dans le calcul du variogramme.	34
Figure 2.5	: Formes typiques pour les variogrammes au voisinage de $h = 0$.	36
Figure 2.6	: Variogramme d'ordre 0 d'un profil de joint granitique.	37
Figure 2.7	: Courbes de Von Koch.	39
Figure 2.8	: Mise en évidence des différentes irrégularités d'un profil de fracture.	41
Figure 2.9	: Spectre d'un profil sinusoïdal idéal.	43
Figure 2.10	: Spectre d'un profil triangulaire idéal.	44
Figure 2.11	a : Spectre d'énergie d'une série triangulaire.	45
	b : Profil engendré par la translation aléatoire des figures triangulaires.	
Figure 3.1	: Fonction Profil $P(x)$.	50
Figure 3.2	: Fonction triangulaire $f_k(x)$ de longueur d'onde λ_k .	51
Figure 3.3	: Illustration des éléments de la base orthogonale définie pour l'approximation d'un profil de joint donné.	53
Figure 3.4	: Echantillon A.	57
Figure 3.5	: Spectre discret de l'échantillon A.	58
Figure 3.6	: Echantillon B.	59
Figure 3.7	: Spectre discret de l'échantillon B.	61
Figure 3.8	: Profils origine et reconstitué.	61
Figure 3.9	: Echantillon C.	62
Figure 3.10	: Spectre discret de l'échantillon C.	63
Figure 3.11	: Profils origine et reconstitué.	64
Figure 3.12	: Fonction mère et ses fonctions translatées.	65
Figure 3.13	: Algorithme de base.	75
Figure 3.14	: Algorithme Optimisé.	80
Figure 3.15	: La longueur d'onde maximale, λ_{\max}	84
Figure 3.16	a : Diagramme d'amplitude pour l'échantillon B.	87
Figure 3.16	b : Diagramme de phase pour l'échantillon B.	87
Figure 3.17	a : Diagramme d'amplitude pour l'échantillon C.	88
Figure 3.17	b : Diagramme de phase pour l'échantillon C.	89

Figure 3.16	c : Profils origine et reconstitué pour l'échantillon B.	89
Figure 3.17	c : Profils origine et reconstitué pour l'échantillon C.	90
Figure 3.18	: Simulation I.	91
Figure 3.19	: Simulation II.	92
Figure 3.20	a : Spectre d'analyse pour l'échantillon B.	93
Figure 3.20	b : Diagramme de phase pour l'échantillon B.	93
Figure 4.1	: Saisie d'un profil de fracture au conformateur	98
Figure 4.2	a : Rugosimètre 3D - Vue d'ensemble.	100
Figure 4.2	b : Rugosimètre 3D - Vue de dessus.	100
Figure 4.3	: Rugosimètre 3D - Vue d'ensemble des dispositifs de mesure.	101
Figure 4.4	: Profil S1.	102
Figure 4.5	a : Profils origine et reconstitué.	103
Figure 4.5	b : Détail A.	103
Figure 4.5	c : Détail B.	103
Figure 4.6	a : Evolution de la vitesse de convergence en fonction du pas d'analyse.	105
Figure 4.6	b : Détail du graphe 4.6 a.	105
Figure 4.7	: Profil G1.	106
Figure 4.8	a : Spectre d'analyse pour l'échantillon G1.	107
Figure 4.8	b : Diagramme de phase pour l'échantillon G1.	107
Figure 4.9	a : Spectre de référence du profil G1.	108
Figure 4.9	b : Diagramme de phase de référence du profil G1.	109
Figure 4.10	: Comparaison des profils reconstruits à partir des données du spectre d'analyse et de celles du spectre de référence.	110
Figure 4.11	: Représentation du profil G1 par le premier terme de sa décomposition.	112
Figure 4.12	: Profil G1 défini par rapport à sa droite des moindres carrés	112
Figure 4.13	: Spectre de densité pour l'échantillon G1.	113
Figure 4.14	: Spectre de densité pour l'échantillon G1r.	114
Figure 4.15	: Termes (1, 2, 5 et 10) de la décomposition du profil G1r avec l'ATM.	115
Figure 4.16	: Termes (1, 2, 5 et 10) du développement du profil G1r en série de Fourier.	116
Figure 4.17	: Profil G2.	117
Figure 4.18	: Spectre d'analyse pour l'échantillon G2.	118
Figure 4.19	: Diagramme de phase pour l'échantillon G2.	118
Figure 4.20	a : Spectre de référence pour l'échantillon G2.	118
Figure 4.20	b : Détail du spectre de référence.	119
Figure 4.21	: Spectre de densité pour l'échantillon G2.	119
Figure 4.22	: Termes (1, 5 et 10) de la décomposition du profil G2 avec l'ATM.	120
Figure 4.23	: Termes (1, 5 et 10) du développement de G2 en série de Fourier.	120
Figure 4.24	: Profil S2.	121
Figure 4.25	: Spectre d'analyse pour l'échantillon S2.	122
Figure 4.26	: Diagramme de phase pour l'échantillon S2.	122
Figure 4.27	: Spectre de référence pour l'échantillon S2.	123
Figure 4.28	: Spectre de densité pour l'échantillon S2.	123
Figure 4.29	: Représentation du profil S2 par les 34 termes de sa décomposition avec l'ATM.	124
Figure 4.30	: Représentation du profil S2 par les 34 termes de son développement en série de Fourier.	124
Figure 4.31	: Vue d'ensemble du site de mesure de Culoz (Ain). Stratification régulière inclinée de 38° vers l'Est.	126
Figure 4.32	: Extrait de la carte géologique du massif du Grand Colombier (ref. cartes géologiques au 1/50000 - no 700 et 701 BRGM)	127

Figure 4.33	a : Détail du profilographe.	129
Figure 4.33	b : Profilographe à règle, position de mesure sur un affleurement.	129
Figure 4.33	c : Vue d'ensemble du profilographe en position de mesure sur un bloc rocheux en laboratoire.	129
Figure 4.34	a : Plan de stratification ayant joué au cisaillement.	131
Figure 4.34	b : Vue d'ensemble de la fracturation des dalles calcaires.	131
Figure 4.34	c : Détail de la rugosité d'un joint de stratification non cisailé.	131
Figure 4.35	a : Plan de stratification. Observation de la morphologie suivant la direction du pendage.	132
Figure 4.35	b : Plan de stratification. Détail de la géométrie de surface dans la direction perpendiculaire au pendage.	132
Figure 4.36	: Développement d'une altération de surface sur certains plans par gélifraction et fissuration thermique.	133
Figure 4.37	: Représentation d'ensemble du profil de 16 m de longueur levé sur un plan de stratification.	134
Figure 4.38	: Vue d'ensemble latérale du plan de stratification étudié - La règle matérialise l'axe du profil de mesure, et met en évidence l'aspect général de la morphologie.	135
Figure 4.39	: Plan de stratification étudié et trace du profil de mesure de 16 m de longueur.	136
Figure 4.40	: Echantillonnage de 3 zones de 1 m de longueur dans le profil de 16 m.	137
Figure 4.41	: Echantillonnage de 3 zones de 0.20 m de longueur dans le profil de 16 m.	138
Figure 4.42	a : Spectre d'analyse du profil de 16 m.	139
Figure 4.42	b : Diagramme de phase du profil de 16 m.	139
Figure 4.42	c : Détail de la figure 4.42 a entre 1 et 8 m.	140
Figure 4.42	d : Détail de la figure 4.42 a entre 10 et 90 cm.	140
Figure 4.42	e : Détail de la figure 4.42 a entre 0 et 50 mm..	140
Figure 4.43	: Profils origine et reconstitué pour le profil de 16 m.	141
Figure 5.1	: Morphologie A.	
	a : Description du modèle morphologique 3D.	
	b : Description du modèle morphologique composé 2D.	147
Figure 5.2	: Morphologie B.	
	a : Description du modèle morphologique 3D.	
	b : Description du modèle morphologique composé 2D.	148
Figure 5.3	: Morphologie B.	
	a : Spectre d'analyse - b) Diagramme de phase.	150
Figure 5.4	: Morphologie B.	
	a : Description du modèle morphologique 3D.	
	b : Description du modèle morphologique composé 2D à partir des spectres.	150
Figure 5.5	: Morphologie C.	
	a : Description du modèle morphologique 3D.	
	b : Modèle morphologique 2D.	151
Figure 5.6	: Moulage des échantillons.	153
Figure 5.7	: Vue des épontes inférieures des échantillons.	154
Figure 5.8	a : Description 3D de la morphologie de l'échantillon 1.	155
Figure 5.8	b : Courbes de niveau de l'échantillon 1.	155
Figure 5.9	a : Description 3D de la morphologie de l'échantillon 2.	156
Figure 5.9	b : Courbes de niveau de l'échantillon 2.	156
Figure 5.10	a : Description 3D de la morphologie de l'échantillon 3.	157
Figure 5.10	b : Courbes de niveau de l'échantillon 3.	157

Figure 5.11	a : Description 3D de la morphologie de l'échantillon 4.	158
Figure 5.11	b : Courbes de niveau de l'échantillon 4.	158
Figure 5.12	a : Echantillon scellé dans le béton et prêt à être monté pour l'essai.	159
Figure 5.12	b : Vue de détail de la machine de cisaillement. Boite de cisaillement et vérin d'effort normal.	160
Figure 5.13	: Description des épontes inférieure (à droite) et supérieure de l'échantillon 1 après l'essai.	161
Figure 5.14	: Description des épontes inférieure (à droite) et supérieure de l'échantillon 2 après l'essai.	162
Figure 5.15	: Description des épontes inférieure (à droite) et supérieure de l'échantillon 3 après l'essai.	163
Figure 5.16	: Description des épontes inférieure (à droite) et supérieure de l'échantillon 4 après l'essai.	164
Figure 5.17	a : Représentation 3D de la morphologie de l'échantillon 1 et de son profil transposé.	167
Figure 5.17	b : Transposition 3D-2D de l'échantillon 1.	168
Figure 5.18	a : Représentation 3D de la morphologie de l'échantillon 2 et de son profil transposé.	167
Figure 5.18	b : Transposition 3D-2D de l'échantillon 2.	169
Figure 5.19	a : Représentation 3D de la morphologie de l'échantillon 3 et de son profil transposé.	170
Figure 5.19	b : Transposition 3D-2D de l'échantillon 3.	171
Figure 5.20	a : Représentation 3D de la morphologie de l'échantillon 4 et de son profil transposé.	170
Figure 5.20	b : Transposition 3D-2D de l'échantillon 4.	172
Figure 5.21	a : Comparaison des courbes de dilatance de l'échantillon 1 et de son profil transposé 3D-2D.	173
Figure 5.21	a-c : Comparaison des courbes de dilatance des échantillons 2, 3,4 et des profils transposés 3D-2D correspondants.	174

INTRODUCTION GENERALE

La Mécanique de Roches est la science de l'étude du comportement et de la rupture des roches et des massifs rocheux.

Cette discipline est relativement récente dans l'histoire des sciences de la terre. Depuis longtemps, l'approche dominante était fondée sur une hypothèse de milieux continus. Certes, des théories classiques et aussi simples que l'isotropie et l'élasticité linéaire ont souvent donné des solutions raisonnables pour de nombreux problèmes de la géologie de l'ingénieur. Cependant, des phénomènes comme les éboulements rocheux, les mouvements de terrains ou la rupture de barrages dans le rocher, n'ont pu trouver une explication que dans le cadre de milieux discontinus où la rupture est principalement localisée au niveau des discontinuités. Ces discontinuités constituent, en fait, des plans de faiblesse des massifs rocheux. Ainsi, le comportement de ces derniers est essentiellement gouverné par celui de leurs discontinuités.

La majeure partie des ruptures affectant les massifs rocheux se produisent par glissement le long des discontinuités existantes. Le comportement au cisaillement de ces surfaces constitue donc une donnée fondamentale pour l'étude de la stabilité des massifs rocheux.

En vue de mettre en évidence l'importance des discontinuités dans la résistance et la stabilité des massifs rocheux, divers travaux de recherche ont été effectués. Il ressort de ces études que le comportement au cisaillement est un phénomène complexe lié à de nombreux paramètres (altération, rugosité, remplissage, etc. . .) difficilement quantifiables. En particulier, la morphologie des épontes des joints rocheux joue un rôle fondamental dans le comportement à la rupture. Sa bonne modélisation est donc primordiale pour une estimation correcte du comportement mécanique des discontinuités rocheuses.

Le travail décrit dans cette thèse a pour principal objectif de caractériser la morphologie des joints rocheux. A ce titre, une méthode d'analyse quantitative des caractéristiques géométriques de l'état de surface de ces joints a été mise au point. Cette dernière présente un avantage déterminant par rapport aux méthodes existantes, notamment à l'analyse spectrale par les transformées de Fourier, en permettant de mieux approcher le caractère anguleux des profils de fractures, et par conséquent, de mettre en évidence de manière plus précise les principales structures morphologiques qui interviennent dans le comportement mécanique au cisaillement.

Dans la perspective de la caractérisation de la morphologie tridimensionnelle des joints rocheux, une approche visant à établir les bases d'une méthode permettant de définir un

modèle morphologique bidimensionnel transposé porteur des éléments principaux de la rugosité tridimensionnelle d'une discontinuité a été développée. Cette approche constitue, en fait, une transposition morphologique 3D-2D considérée du point de vue du comportement au cisaillement. Celui-ci traduit, en liaison avec les caractéristiques mécaniques de la roche et les contraintes appliquées, un lien principal entre la rugosité des épontes en contact et la dilatance. Au-delà, et d'une manière plus générale, c'est la relation entre les caractéristiques morphologiques et mécaniques des épontes, et la loi de comportement au cisaillement qui est considérée dans cette démarche.

Par ailleurs, la transposition 3D-2D de la morphologie des discontinuités est également d'un grand intérêt pour l'évaluation de la résistance à la rupture des plans de discontinuité à l'aide du critère de rupture de Barton. Elle permet, en effet, de définir un profil moyen équivalent porteur des éléments principaux de la morphologie tridimensionnelle de la discontinuité qu'on peut ainsi considérer pour estimer sa résistance à la rupture. Ceci devra permettre une estimation plus objective du coefficient de rugosité JRC d'une discontinuité naturelle.

Le présent mémoire est composé de cinq chapitres.

Dans le premier chapitre, nous soulignerons les aspects les plus importants du comportement des massifs rocheux, ainsi que l'importance de la morphologie de surface des discontinuités dans le comportement au cisaillement des joints rocheux. Ces différents aspects ont fait l'objet de plusieurs travaux de recherche réalisés par divers auteurs.

Dans le deuxième chapitre, nous présenterons les principales approches actuelles d'analyse morphologique.

Puis nous proposerons, dans le troisième chapitre, une méthode d'analyse morphologique adaptée à la caractérisation de la morphologie particulièrement irrégulière des joints rocheux. Nous présenterons et développerons les principes de base de cette méthode, ainsi que ses performances relatives.

Dans le quatrième chapitre, nous utiliserons cette méthode pour analyser la morphologie des discontinuités rocheuses de géométrie différente aussi bien à petite échelle (laboratoire) qu'à grande échelle (in situ). Diverses simulations seront présentées qui démontrent l'intérêt d'une telle approche. Une comparaison entre les résultats de la méthode proposée et les résultats obtenus par une autre méthode d'analyse morphologique sera également analysée.

Enfin, dans le dernier chapitre, nous développerons une approche ayant pour but de déterminer la morphologie bidimensionnelle transposée, à partir de la morphologie réelle tridimensionnelle de diverses discontinuités. L'étude a porté sur des discontinuités de type granitique et schisteuse. Les résultats obtenus par le calcul seront exposés et une comparaison de ces résultats avec des résultats expérimentaux d'essais de cisaillement sera présentée.

Chapitre 1

LE MASSIF ROCHEUX SES DISCONTINUITES - SON COMPORTEMENT

Depuis la fin des années soixante, un travail considérable a été mené par les mécaniciens des roches en vue d'analyser le mieux possible le comportement mécanique, particulièrement complexe des massifs rocheux, lequel est fortement lié aux plans de fracturation qui les affectent. Ces plans définissent ce qu'on appelle communément en mécanique des roches les "discontinuités".

La description de ces discontinuités, d'extension généralement variable, constitue une tâche très délicate liée à l'estimation d'un certain nombre de paramètres mécaniques et géométriques difficilement quantifiables. Ces différents paramètres seront explicités dans ce chapitre. Nous aborderons aussi l'aspect relatif aux résultats expérimentaux établis par certains auteurs, associés respectivement aux comportements normal et tangentiel de ces discontinuités.

1 Introduction

Le massif rocheux est un milieu essentiellement discontinu, caractérisé par une fragmentation à grandes mailles (en moyenne supérieure au décimètre) définissant ainsi, des systèmes de discontinuités qui découpent le massif en un ensemble de blocs de formes diverses, tel qu'illustré dans la figure ci-dessous.

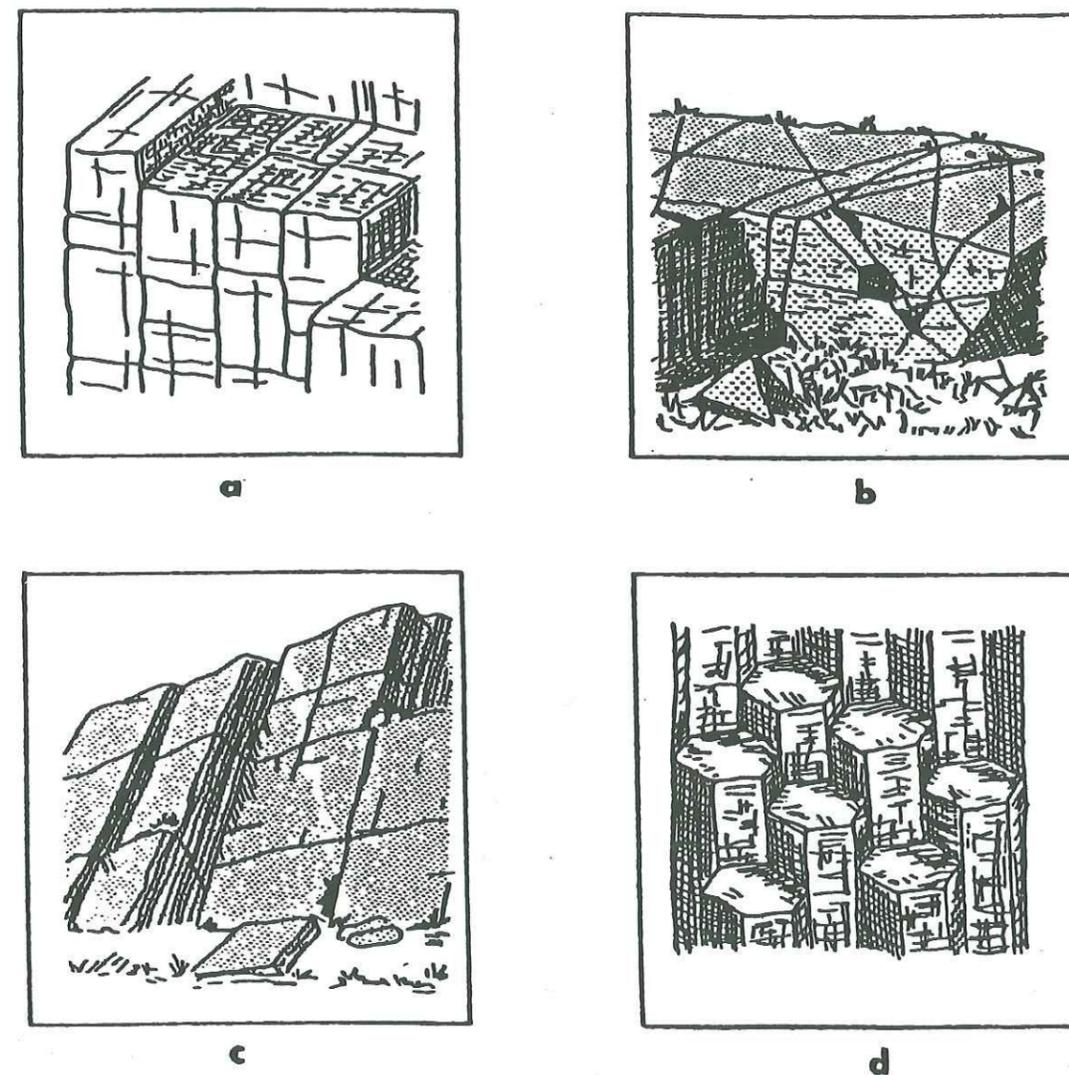


Figure 1.1 : Croquis illustrant différentes formes de masses rocheuses :
 (a) en blocs (b) irrégulières (c) tabulaires (d) en colonnes (d'après Barton [1978]).

D'un point de vue géologique, ce caractère discontinu du massif est directement lié à la genèse des roches et à leur histoire tectonique. Ce contexte structural conduit généralement à l'identifier à un milieu hétérogène, anisotrope et fracturé. La transmission des contraintes dans un tel milieu *non continu*, se traduit par des bulbes de contraintes déformés, en rapport avec les directions d'anisotropie de la fracturation (Cojean [1993]). Par ailleurs, les comportements mécanique et hydraulique d'un massif rocheux sont essentiellement gouvernés par les caractéristiques géométriques et mécaniques de ces réseaux de fracturation (orientation, densité, persistance, rugosité, état d'altération, nature lithologique, etc . . .).

De ce contexte structural complexe du massif, découlent donc des mécanismes de rupture plus ou moins importants. Certains auteurs tel que Hoek et Bray [1981] ont répertorié dans leurs travaux de recherche un certain nombre de mécanismes élémentaires qui peuvent se manifester au sein d'un talus rocheux (annexe I : fig. I.1). Ces mécanismes sont généralement couplés avec les conditions géologiques, hydrauliques et structurales du milieu, et induisent dans le massif des risques d'instabilités cinématiquement possibles. Ces derniers sont évalués par le géotechnicien par une étude de risque sur la stabilité du massif.

Notons toutefois, qu'il est difficile, voir impossible, dans l'état actuel des connaissances des phénomènes, de prédire de façon exacte l'éboulement des masses rocheuses. De plus, il n'est pas aisé d'évaluer l'état réel, et d'apprécier l'évolution des différents paramètres mécaniques et géométriques à l'échelle du massif rocheux. Néanmoins, on dispose actuellement de différentes approches expérimentales, statistiques ou théoriques plus ou moins représentatives visant à analyser et à estimer ces différents paramètres. Ces méthodes ont été établies dans le but d'analyser le comportement des discontinuités et celui du milieu avoisinant. Leur finalité étant évidemment de parvenir à l'élaboration de modèles géomécaniques représentatifs du massif dans l'application considérée.

L'objectif de ce chapitre est d'exposer cette complexité, et de décrire ces objets géologiques auxquels sont attachés de nombreux paramètres aussi bien géométriques que mécaniques, dont la caractérisation aussi complète que possible doit précéder toute modélisation. Dans un premier temps, nous définirons d'abord, ce qu'on appelle des *discontinuités*, leur origine et leur classification, puis nous exposerons leurs caractéristiques géométriques et les définitions correspondantes. Nous présenterons ensuite les principales caractéristiques liées à la résistance des discontinuités dans les roches, ainsi que les principales lois de comportement associées et les modèles existants. Nous discuterons enfin, de l'importance et de l'influence de certains paramètres sur le comportement mécanique des joints rocheux, en particulier le paramètre lié à la morphologie de ces joints, paramètre que nous analyserons et développerons tout au long de ce mémoire.

2 Les discontinuités - leur définition - leur nature lithologique

D'après les recommandations de l'AFTES [1993], « *le terme discontinuité est utilisé en mécanique des roches dans un sens très général, pour désigner toute interruption physique de la continuité du massif rocheux ; il inclut tous les types de fractures, les contacts géologiques, les diaclases, les plans de stratification, de litage, de foliation et de schistosité, les clivages, les failles, etc . . .* ».

L'identification de ces classes de discontinuités se caractérise généralement, par la *nature* des types d'interruptions physiques correspondantes. Celles-ci peuvent être définies suivant la classification géomécanique suivante (Rochet [1992]) :

- *stratification* : elle marque une discontinuité dans le phénomène de sédimentation des formations sédimentaires, souvent soulignée par des joints argileux. Elle présente une très grande continuité et extension.

- *schistosité* : elle regroupe les discontinuités structurales liées à la roche elle-même (schistosité, litage, foliation). Le phénomène affecte la roche entière avec une orientation des minéraux et conduit parfois à un aspect feuilleté. La schistosité présente une continuité et extension importantes et détermine une direction de fragilité matricielle vis à vis de la traction et du cisaillement.

- *diaclasses* : elles sont souvent perpendiculaires ou obliques aux joints de stratification ou à la schistosité. Elles ne présentent pas de traces de mouvement et elles sont de faible extension (direction de fragilité de la roche à l'échelle du bloc).

- *fractures* : elles sont caractérisées par des plans de discontinuité ouverts sans déplacement relatif des épontes, ainsi que par une continuité et une extension variables. Elles sont formées sous l'effet d'une traction subie par la roche ou par le massif au cours de son histoire. Elles sont souvent minéralisées (cristallisation fréquente de calcite ou de quartz).

- *failles* : elles résultent de la rupture d'une zone du massif qui a subi un effort de cisaillement important. Elles définissent ainsi des discontinuités séparant deux grandes entités du massif. Les surfaces de glissement ou miroirs de failles sont généralement striés et permettent de déterminer le sens du déplacement. Elles sont caractérisées par une extension généralement importante et souvent accompagnée d'un remplissage de matériau broyé et altéré d'une épaisseur variable.

En complément des différents types de discontinuités citées ci-dessus qui concernent le massif, il convient d'indiquer également l'existence de discontinuités à plus petite échelle, présentes à l'échelle de l'échantillon et de la matrice rocheuse. Celles-ci sont liées à la structure même de la roche, à sa formation et à son altération mécanique ou physico-chimique.

Soulignons que dans la suite de ce mémoire, par commodité de langage, nous utiliserons indifféremment l'appellation joint, fracture ou fissure pour qualifier une discontinuité.

3 Les discontinuités - leurs caractéristiques géométriques

Composante principale de l'étude géologique et géomécanique, l'analyse de la stabilité d'un massif rocheux passe par la définition de classes-types de discontinuités auxquelles sont rattachés un certain nombre de paramètres géométriques plus ou moins faciles à quantifier. La définition de ces paramètres fait l'objet des sections suivantes.

3.1 Les échelles

Au sein d'un massif, les zones fracturées constituent un lieu préférentiel d'écoulement des fluides, et notamment de la circulation de l'eau dans le massif. La distribution des pressions dans de tels systèmes de discontinuités est très difficile à définir. Pour cela le géologue structuraliste doit donc étudier et définir l'état de fracturation d'un massif rocheux à différentes échelles. Rochet [1992] préconise dans ce cas, les échelles suivantes :

- 1- échelle de la matrice rocheuse (échelle millimétrique) : micro-fissuration, pores, joints de grains ; généralement invisibles à l'œil nu (sauf foliation ou schistosité).
- 2- échelle de l'échantillon (échelle centimétrique) : fissures visibles plus ou moins recimentées.
- 3- échelle du bloc (échelle décimétrique) : diaclases, fissures avec cohésion ou ponts de matière, joints de stratification.
- 4- échelle de la masse rocheuse (échelle métrique) : systèmes de fissuration (ouverts ou fermés), stratification.
- 5- échelle du massif (échelle décamétrique et supérieure) : failles, fractures, stratification.

3.2 Les réseaux

Bien que semblant désordonnées, les discontinuités d'un massif rocheux constituent généralement un ensemble structuré dont les orientations peuvent être réparties en quelques familles directionnelles, où chacune d'elles est décrite par ses paramètres fondamentaux, qui sont l'orientation, le pendage, l'extension, etc . . . Dès lors, un *réseau* de fractures se définira donc, comme l'ensemble des fractures présentes dans un domaine géométrique donné, et qui se décompose en familles (ou jeux) de discontinuités ayant des caractéristiques communes.

Dans le cadre d'une étude géomécanique, il est nécessaire de disposer d'une connaissance correcte des systèmes de discontinuités régnant au sein du massif rocheux, pour être à même d'établir une modélisation géométrique conforme à la réalité. Cette connaissance est nécessaire pour entreprendre une analyse mécanique du comportement de l'assemblage ainsi constitué.

La détermination de la géométrie interne d'un massif rocheux demeure une difficulté majeure. De nombreux travaux expérimentaux et théoriques basés sur des lois de distribution classiques de la statistique ont été conduits dans ce domaine. A ce titre, Baecher & al. [1977], et Warburton [1980] ont montré que la distribution de l'extension des discontinuités peut être représentée par une loi log-normale. Par ailleurs, pour décrire la variation spatiale de la densité d'une famille de discontinuités, Billiaux & al. [1989] et Xu [1991] ont proposé un processus de poisson régionalisé, où la densité est supposée être une fonction aléatoire stationnaire.

Parallèlement, d'autres auteurs tels que Cacas [1989] et Bruel [1990] ont quant à eux opté pour des modèles géométriques plus adaptés aux études hydromécaniques, dans lesquels la connexion des fractures et non leur agencement, domine l'étude des écoulements.

3.3 La morphologie

Du fait de leur origine et de leur formation, les discontinuités naturelles ne sont qu'exceptionnellement planes ou lisses. Elles sont généralement rugueuses et présentent par rapport à leur plan moyen, des irrégularités de surface d'amplitudes et de longueurs variables.

Ces aspects géométriques, caractéristiques de la morphologie des épontes des discontinuités, peuvent être décrits d'une manière générale suivant une classification des irrégularités à différentes échelles (fig. 1.2).

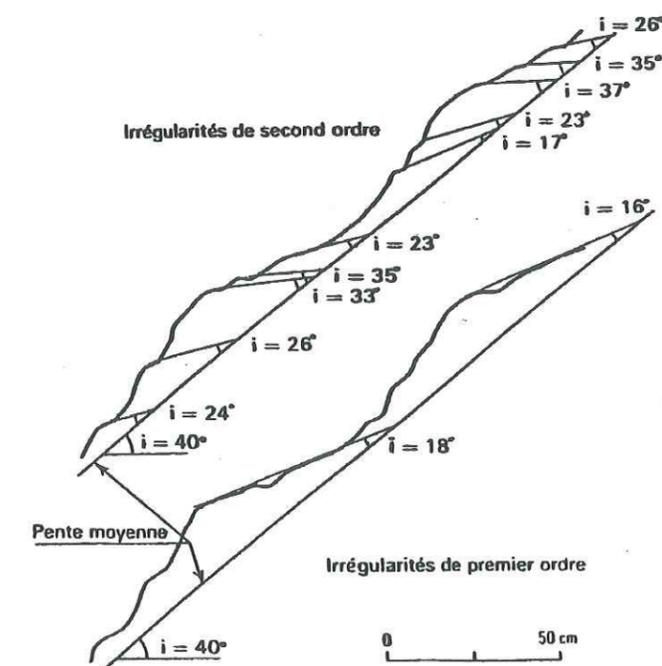


Figure 1.2 : Description des irrégularités de surface (d'après Patton [1966a]).

Cette classification a été introduite par Patton [1966a]. Elle consiste en une description qualitative des irrégularités de surface en se basant sur la notion d'échelle. Dans ce cadre, l'auteur distingue :

- l'échelle de la structure de la roche où les irrégularités sont de faible dimension et à l'échelle des minéraux constitutifs (millimétrique et inférieure). Globalement ces irrégularités définissent la rugosité des épontes.
- l'échelle centimétrique où les irrégularités sont de plus grande amplitude et de plus grande longueur. On peut les définir comme de second ordre ;
- l'échelle décimétrique où les surfaces de discontinuité présentent des ondulations d'amplitude centimétrique qui constituent les irrégularités de premier ordre ;

En raison de l'échelle d'analyse des irrégularités de surface et de leur anisotropie dans le plan de fracture, la notion de morphologie reste à ce jour une notion abstraite et mal définie. Elle englobe en effet des caractéristiques géométriques très différentes, mal maîtrisées et surtout difficilement quantifiables pour définir un coefficient de rugosité unique traduisant les caractéristiques géométriques tridimensionnelles de l'éponte.

Dans ce contexte, des tentatives de description quantitative de la morphologie des surfaces de fractures ont été abordées par les mécaniciens sous différentes approches. De ce fait, un certain nombre d'indices de rugosité ont été définis dans la littérature et particulièrement dans le domaine des métaux. Toutefois, on trouve aussi d'autres méthodes (statistiques, fractales, spectrales, . . .). Ces différentes méthodes seront présentées en détail dans le chapitre 2. Celles-ci ont été établies dans un but ultime de caractériser la morphologie des joints rocheux afin d'établir une relation entre leur rugosité et leurs lois de comportement mécanique. Ces dernières sont exposées dans les paragraphes suivants.

4 Les discontinuités - leurs propriétés mécaniques

4.1 Caractéristiques de résistance d'un joint

En tant que plans de faiblesse, les discontinuités ont une influence directe sur la déformation des massifs rocheux et sur ses mécanismes de rupture. D'un point de vue mécanique, elles sont caractérisées par les trois caractéristiques de résistance suivantes :

- 1- une résistance à la traction dans la direction normale à leur plan, généralement très faible, voire nulle dans les massifs décomprimés ;
- 2- une résistance au cisaillement déterminante, jouant un rôle essentiel dans le comportement à la rupture des massifs rocheux. La transmission des contraintes s'exerce principalement à travers des mécanismes de cisaillement, de frottement et de dilatance qui se développent dans les plans des discontinuités. (cf. section 4.1.2) ;

3- une résistance à la compression définie par celle de la roche formant les épontes de la discontinuité. En particulier, le comportement des joints sous une sollicitation normale par rapport à leur plan moyen est caractérisée par une fermeture des discontinuités ainsi comprimées. Ce mécanisme est analysé ci-dessous.

4.1.1 Comportement normal d'un joint

Les essais mécaniques en compression simple réalisés sur des joints orientés perpendiculairement à la sollicitation mécanique, révèlent toujours une *allure hyperbolique* (déplacement normal - compression normale) qui présente une asymptote traduisant la limite de fermeture du joint (notée : V_{max}).

Dans le cas où la fracture présente des ponts de matière ou du remplissage, il peut y avoir lors de l'ouverture totale du joint, une résistance à la traction non nulle en début d'essai (fig. 1.3).

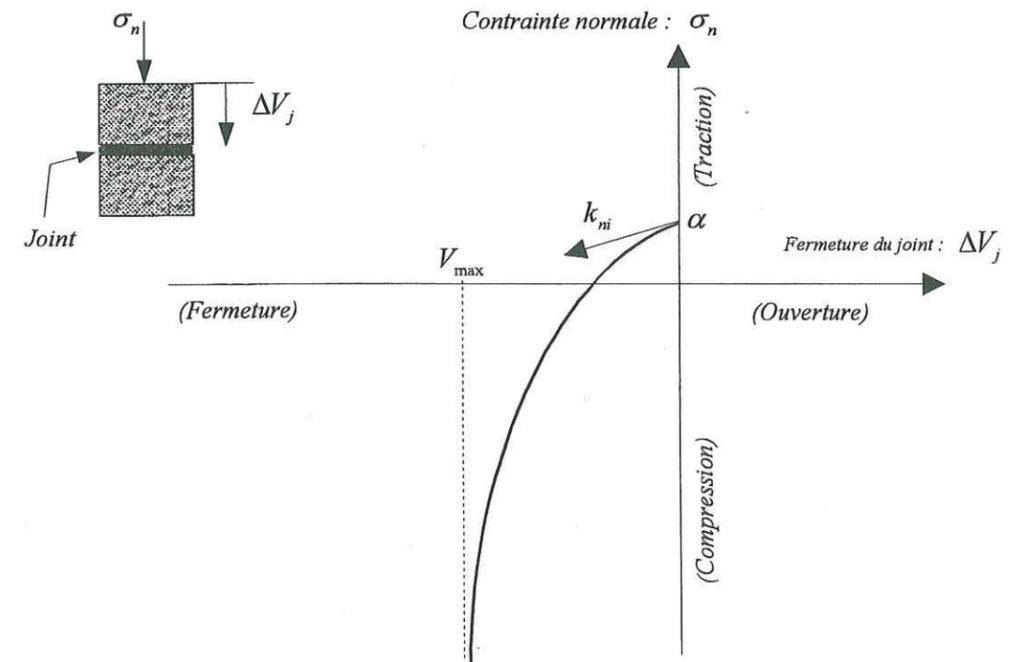


Figure 1.3: Déplacement normal - compression normale.

En se basant sur des essais de laboratoire, de nombreux auteurs ont donc étudié cet aspect du comportement (*i.e.*, les phénomènes d'ouverture - fermeture d'un joint). Ces études ont été menées dans le but de pouvoir exprimer analytiquement une loi de comportement normal du joint traduisant au mieux le comportement réel, c'est à dire l'allure hyperbolique de la courbe expérimentale.

Goodman fut l'un des premiers à étudier les mécanismes de déformation normale d'une fracture soumise à un chargement perpendiculaire à son plan moyen, ceci dans le but de déterminer la raideur normale. En 1968, avec Taylor et Brekke ils introduisent la notion de rigidité normale k_n qui caractérise la pente de la courbe expérimentale (contrainte normale-fermeture du joint). L'objectif est de décrire directement le comportement normal des masses rocheuses à travers la prise en compte de la déformabilité de leurs plans de discontinuité par une approche basée sur la méthode des éléments finis.

Plus tard, les travaux réalisés en 1974, puis affinés en 1976 ont abouti à la proposition d'une *loi empirique* pour approcher la courbe de fermeture d'un joint sous une contrainte de compression. Ces recherches bien que semblant très prometteuses n'ont malheureusement pas révélé un très bon ajustement expérimental.

S'inspirant de ces travaux et de ceux de Duncan & Chang [1970], Bandis & al. [1983] ont par la suite pu aboutir à un meilleur ajustement de la courbe expérimentale. Ils ont, pour cela, proposé les deux relations empiriques suivantes :

$$\sigma_n = k_{ni} V_m \frac{\Delta V_j}{V_m - \Delta V_j} + \alpha \quad (1.1)$$

$$k_n = k_{ni} \frac{V_m^2}{(V_m - \Delta V_j)^2} \quad (1.2)$$

avec

- σ_n : contrainte normale, comptée négative en compression (convention MMC*).
- α : contrainte d'ouverture du joint.
- V_m : fermeture maximale du joint.
- ΔV_j : fermeture du joint pour la contrainte σ_n .
- k_{ni} : rigidité normale initiale du joint.
- k_n : rigidité normale pour une fermeture du joint donnée.

Dans ces deux relations, le paramètre α est déterminé à l'aide d'essais d'ouverture de joints, alors que les deux paramètres V_m et k_{ni} sont déterminés à partir de relations empiriques estimées par ajustement de résultats expérimentaux d'essais de compression (Barton & al. [1985]). Ces relations font intervenir à la fois la morphologie, la nature du joint et son état d'altération.

*Mécanique de Milieux Continus

4.1.2 Comportement du joint en cisaillement

La stabilité et le comportement mécanique d'un massif rocheux dépendent essentiellement du comportement au cisaillement de ses discontinuités. Entre autres éléments influençant la résistance au cisaillement de ces plans de faiblesse, la rugosité de surface des épontes constitue une caractéristique déterminante des propriétés de frottement.

Dans la pratique, pour des raisons de mise en oeuvre et de coût, on étudie ce phénomène généralement à l'aide d'essais de cisaillement limités à l'échelle du laboratoire.

L'essai mécanique de cisaillement, consiste à mesurer l'évolution de la contrainte tangentielle en fonction du déplacement relatif des épontes, sous une charge normale constante et à vitesse de cisaillement imposée.

Dans le cas particulier d'un joint plan et lisse, c'est à dire dépourvu d'aspérités et de cohésion (ce joint pouvant être obtenu artificiellement par sciage), la condition d'équilibre dans le plan du mouvement relatif est habituellement décrite par le critère de Coulomb :

$$\tau = \sigma_n \operatorname{tg} \phi_b \quad (1.3)$$

dans lequel $\operatorname{tg} \phi_b$ et ϕ_b représentent respectivement le coefficient de frottement et l'angle de frottement de base du joint, τ la contrainte tangentielle et σ_n la contrainte normale. L'essai est en général conduit à différentes charges normales, ce qui permet de tracer le critère de rupture dans un plan de Mohr, tel qu'illustré dans la figure 1.4 -1.

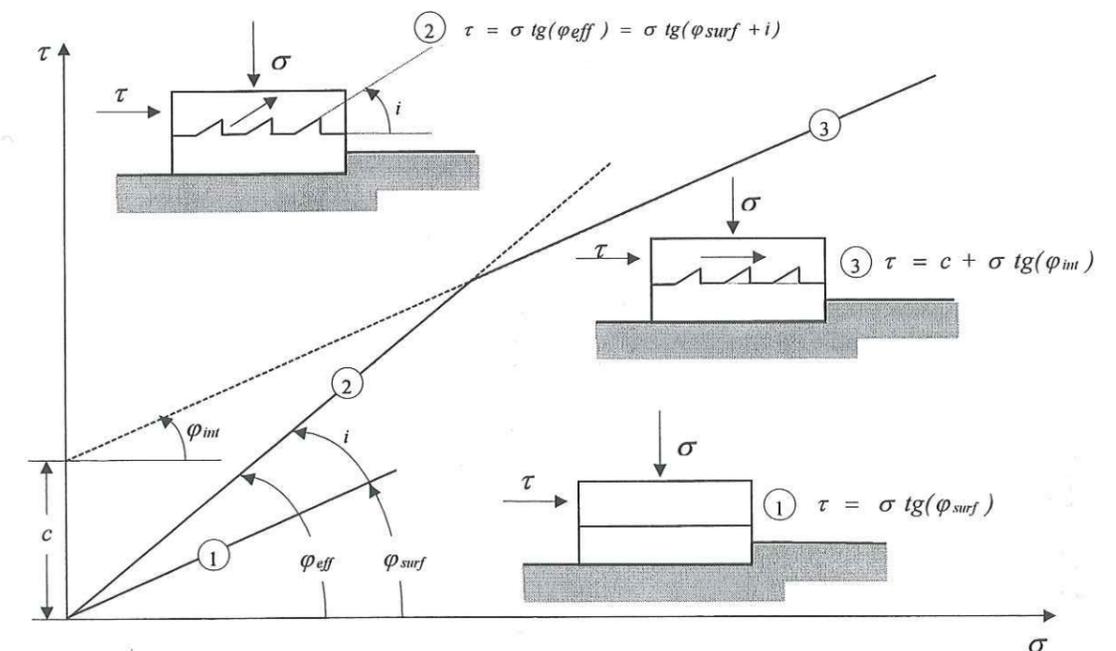


Figure 1.4 : Influence de la rugosité de surface sur l'angle de frottement (d'après Patton [1966b]).

Soulignons toutefois, que le modèle simple de la fissure lisse présenté précédemment n'est qu'une schématisation très grossière de l'état de surface des plans de discontinuité. En effet, les discontinuités naturelles présentent en général une géométrie de surface très irrégulière avec une superposition de différentes échelles de rugosité. Les mécanismes de déformation qui interviennent dans ce cas, sont généralement de plusieurs natures et sont couplés les uns aux autres selon l'état de rugosité et le degré d'imbrication des épontes considérées.

En effet, le comportement au cisaillement d'une discontinuité naturelle fait apparaître, comme le montre la figure 1.5 trois éléments fondamentaux.

La résistance au cisaillement qui peut être caractérisée par deux paramètres particuliers (fig. 1.5-a), définis par :

- la résistance de pic correspondant à la contrainte de cisaillement maximum τ_p . Cette résistance correspond au cisaillement des aspérités.
- la résistance résiduelle τ_r qui caractérise le frottement des surfaces en contact.

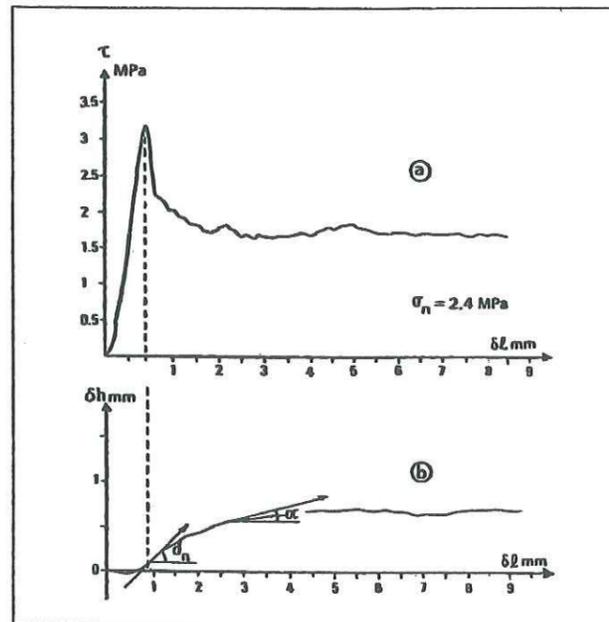


Figure 1.5 : Cisaillement d'une discontinuité naturelle (d'après Rochet [1976]).

Le troisième élément est la dilatance. Celle-ci est définie par le déplacement dans la direction normale à la fissure. Elle est généralement associée à un mécanisme de destruction partielle de la rugosité accompagnant simultanément le déplacement tangentiel.

La figure 1.5-b représente la courbe typique de la variation de cette dilatance au cours du cisaillement. L'angle de dilatation à la rupture d_n est exprimé par :

$$d_n = \arctg \frac{\delta h}{\delta l} \quad (1.4)$$

Il est maximum au point d'inflexion de la courbe de dilatance (b), point correspondant au pic de la courbe de cisaillement (a). Au-delà, la dilatance se poursuit en général suivant un angle plus faible α , défini par l'inclinaison moyenne des aspérités les plus résistantes, à bases larges et à pentes faibles. Expérimentalement, ce paramètre présente une influence importante sur le comportement au cisaillement d'un joint irrégulier, et détermine un accroissement caractéristique de sa résistance au cisaillement apparente.

En relation avec la rugosité des épontes, cette notion de dilatance a été initialement introduite par Patton (1966 a, b). Pour étudier ce phénomène, cet auteur a considéré un modèle de discontinuité artificielle indentée de façon régulière. Ainsi, pour une faible valeur de l'effort normal, il a déduit que le frottement entre les deux surfaces de la discontinuité est régi par le critère suivant, où i représente l'angle d'inclinaison des dents :

$$\tau = \sigma_n \operatorname{tg}(\phi_b + i) \quad (1.5)$$

Ce critère correspond à une loi de comportement de type Coulomb modifié, faisant intervenir en plus de l'angle de frottement intrinsèque, un angle de frottement apparent caractérisant le mouvement relatif des surfaces suivant l'inclinaison i (fig. 1.4-2).

Par ailleurs, pour des valeurs élevées de l'effort normal, la rupture des dents a lieu dès le début du cisaillement et ce pour un effort de cisaillement maximal correspondant à la résistance de pic. Ensuite, la résistance décroît pour atteindre un palier résiduel (ϕ_r). Dans ce cas particulier de chargement, le phénomène de dilatance disparaît. Patton (1966 b) a formulé la résistance au pic dans ce cas, par un critère de Mohr-Coulomb du type :

$$\tau_{pic} = C + \sigma_n \operatorname{tg}\phi_r \quad (1.6)$$

et a spécifié par conséquent, que la cohésion C ainsi déterminée par extrapolation de la courbe 3 de la figure 1.4, n'est pas une cohésion véritable mais une cohésion fictive ou apparente. Elle exprime non pas une propriété intrinsèque liée au matériau des épontes, mais l'influence particulière des irrégularités de surface sur le comportement au cisaillement de la discontinuité.

4.1.2.1 Rigidité tangentielle

Le comportement mécanique des masses rocheuses est généralement modélisé en considérant un assemblage de blocs rigides qui interagissent entre eux à travers un système d'interfaces déformables constitués par les joints. Cette approche connue sous le nom de la méthode des éléments distincts, repose sur les concepts développés initialement par Cundall en 1971, et repris depuis lors par de nombreux auteurs, tels que Belytschko [1984], Hornby et Lawrence [1987], Hart et al. [1988], qui ont amélioré et affiné cet outil numérique.

En vertu de ces hypothèses, la loi de déformation élastique de ces masses rocheuses est décrite, tout simplement par l'intermédiaire des lois de comportement de leurs joints. Soit d'une part, par leur rigidité normale K_n définie précédemment par l'essai de fermeture normale et d'autre part, par leur rigidité tangentielle K_t . Cette dernière a été introduite initialement par Goodman et al. [1968] pour caractériser la déformation tangentielle d'un joint.

A ce propos, à partir d'une campagne d'essais de cisaillement réalisée sur 136 échantillons, Barton et Choubey [1977] ont estimé que le déplacement tangentiel au pic, nécessaire pour atteindre τ_{pic} , est de l'ordre de 1% de la longueur L du joint (L est exprimée en mètre). Ils ont alors formulé la rigidité tangentielle au pic par la relation empirique suivante :

$$K_t = \frac{100}{L} \cdot \sigma_n \cdot \text{tg} \left[JRC \cdot \log_{10} \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right) + \phi_r \right] \quad (1.7)$$

Notons que cette relation doit être utilisée avec beaucoup de précaution, car elle suppose un déplacement au pic constant ($\approx 0.01L$) et un modèle linéaire de comportement du joint.

4.2 Critères de rupture

Revenons aux équations (1.5) et (1.6) exposées précédemment. Notons que ces équations, telles que définies, ont un domaine de validité restreint par les hypothèses suivantes :

1) le mouvement relatif des deux épontes est supposé se traduire par glissement suivant la pente des dents sous l'effet de faibles valeurs de l'effort normal ;

2) le cisaillement des dents à leur base est supposé intervenir rapidement dès le début de l'essai sous un effort normal très élevé.

Or, ces hypothèses sont rarement vérifiées par les mécanismes réels. Dans la pratique, lors du cisaillement, on observe une rupture à travers les aspérités du joint. Celle-ci n'intervient de plus, qu'après un déplacement tangentiel donné. On constate donc une modification de l'aire des surfaces en contact au cours du cisaillement entraînant en conséquence, une concentration des contraintes au niveau des différentes zones de contact qui conduit naturellement à la rupture.

Ainsi, pour tenir compte d'un tel effet et de la proportion d'aspérités cisillées, Ladanyi et Archambault [1970] se sont inspiré du modèle de Rowe & al. [1964] et ont introduit dans l'expression du critère, un paramètre prenant en compte la proportion d'aspérités cisillées. Ils ont donc proposé une nouvelle formulation de la résistance au pic définie par l'expression suivante :

$$\tau_{pic} = \frac{\sigma_n (1 - a_s)(\dot{\nu} + \tan(\phi_\mu)) + a_s S_r}{1 - (1 - a_s)(\dot{\nu} \tan(\phi_\mu))} \quad (1.8)$$

avec

- a_s : surface spécifique de cisaillement (rapport de la surface cisillée à la surface totale du joint).

- $\dot{\nu}$: taux de dilatance au pic ($\dot{\nu} = \frac{\delta h}{\delta l}$).

- S_r : résistance au cisaillement des aspérités.

- ϕ_μ : angle de frottement moyen pour les plans de contact des discontinuités.

Une autre approche du mode de rupture au cisaillement des discontinuités, repose sur le critère de Barton. En 1971, cet auteur a réalisé et analysé des essais de cisaillement de fractures réelles, obtenues par traction sur différents matériaux de roches. Ses travaux ont permis de mettre en évidence une relation entre la résistance au pic τ_{pic} , la contrainte normale σ_n , la résistance à la compression uniaxiale σ_c et l'angle maximum de dilatation d_n . Cette relation adopte la forme analytique suivante :

$$\tau_{pic} = \sigma_n \text{tg}(\phi_r + kd_n) \quad (1.9)$$

$$d_n = F\left(\frac{\sigma_n}{\sigma_c}\right)$$

où k est une constante dépendant de la nature et de la rugosité des épontes, et F désigne une fonction décroissante traduisant la corrélation entre l'angle maximum de dilatation d_n et le rapport des contraintes (σ_n / σ_c).

Plus tard, les recherches poursuivies par Barton [1973, 1976] ont montré que pour un joint rugueux, la relation (1.9) se généralise simplement en introduisant un angle de dilatance qui rend compte du degré de rugosité des aspérités (JRC), de leur résistance (JCS) et de la contrainte normale appliquée sur le joint σ_n . Ces auteurs proposent donc une loi semi-empirique définie par l'équation (1.10) :

$$\begin{cases} \tau = \sigma_n \text{tg} \left(\phi_r + JRC \log_{10} \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right) \right) \\ 1 \leq \frac{JCS}{\sigma_n} < 100 \end{cases} \quad (1.10)$$

avec

- τ : résistance au cisaillement au pic.

- σ_n : contrainte normale effective.

- JRC : coefficient sans dimension relié à la rugosité et à la taille du joint (cf. chapitre 2).

- JCS : résistance en compression de la roche constituant les aspérités (cf. section 5).

- ϕ_r : angle de frottement résiduel.

L'équation de Barton a malheureusement ses limites. Pour des valeurs très faibles de la contrainte normale ($\frac{JCS}{\sigma_n} \geq 100$), la fonction $\text{tg} \left(JRC \log_{10} \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right) + \phi_r \right)$ croît rapidement et

les valeurs ainsi obtenues ne sont plus réalistes. Pour avoir une enveloppe de rupture plus conforme à la réalité Barton [1973] a suggéré l'utilisation de l'équation simplifiée (1.11) pour les cas de faibles valeurs de la contrainte normale :

$$\tau = \sigma_n \text{tg} 70^\circ \quad (1.11)$$

Une approche différente de la formulation analytique du critère de rupture, a été étudiée et introduite initialement par Hoek et Brown [1980]. Plus tard, les travaux poursuivis par Hoek [1983] ont permis l'élaboration du critère suivant :

$$\tau = [\cotg\phi_i - \cos\phi_i] \frac{m \sigma_c}{8} \quad (1.12)$$

avec

- τ : résistance au cisaillement au pic.
- σ_c : résistance à la compression simple.
- ϕ_i : angle de frottement instantané au point (τ, σ_n) .
- m : constante adimensionnelle

On remarque que l'approche de Hoek ne considère pas explicitement la morphologie des épontes, toutefois celle-ci intervient cependant par l'intermédiaire de l'angle de frottement instantané ϕ_i .

5 Influence de certains paramètres sur le comportement des joints rocheux

5.1 L'altération

Une des conséquences importantes de l'effet de l'altération sur les propriétés des surfaces de discontinuité est que, même faible, celle-ci peut provoquer une diminution significative de la résistance mécanique de la roche.

Les travaux menés par Deer et Patton [1971], Barton[1973] ont montré que l'altération des roches conduit essentiellement à la réduction de la résistance en compression de la roche formant les épontes. Ceci entraîne par conséquent, une diminution des caractéristiques au cisaillement du joint. En valeur relative, cette réduction est d'autant plus importante que la contrainte normale est plus faible du fait de la plus forte contribution des aspérités à faible contrainte normale.

L'influence de l'état d'altération d'une discontinuité est caractérisée par la résistance à la compression simple des épontes, notée JCS (Joint wall Compressive Strength). Celle-ci est égale à la résistance à la compression simple de la roche saine σ_c si le joint n'est pas altéré. Par contre, dans le cas d'un joint altéré, la valeur de JCS est inférieure à celle de σ_c . D'après Barton et Choubey [1977], la valeur JCS peut être déterminée directement par un essai en compression simple lorsque les états d'altération du joint et de la matrice rocheuse sont similaires. Dans le cas contraire, un autre mode d'essai est nécessaire : le test au marteau de Schmidt (cf. chapitre 2).

5.2 Caractéristiques du matériau de remplissage

L'interprétation des mécanismes de cisaillement des joints avec remplissage, doit se faire en tenant compte non seulement, de l'épaisseur du matériau de remplissage contenu entre les épontes et de sa nature (calcite, chlorite, quartz, argiles, etc...), mais aussi de la hauteur des aspérités du joint. L'analyse de l'influence de ces différents paramètres, généralement couplés, sur la résistance au cisaillement d'un joint, a donc suscité l'intérêt de différents auteurs tels que Barton [1974], Ladanyi et Archambault [1977], Lama (1978), Howing et Kutter [1985] et Phien-Wej et al. [1990].

En particulier, la présence d'une forte épaisseur de remplissage, joue un rôle particulièrement défavorable dans la résistance au cisaillement d'un massif rocheux. Les résultats obtenus par Goodman [1969] sur un modèle artificiel avec un remplissage de micas corroborent bien ce résultat (fig. 1.6).

En effet, on remarque que la résistance de pic du joint diminue au fur et à mesure que l'épaisseur relative du remplissage augmente (rapport entre l'épaisseur du matériau de remplissage et la hauteur des aspérités), pour atteindre finalement une valeur minimale correspondant au cisaillement du matériau de remplissage seul.

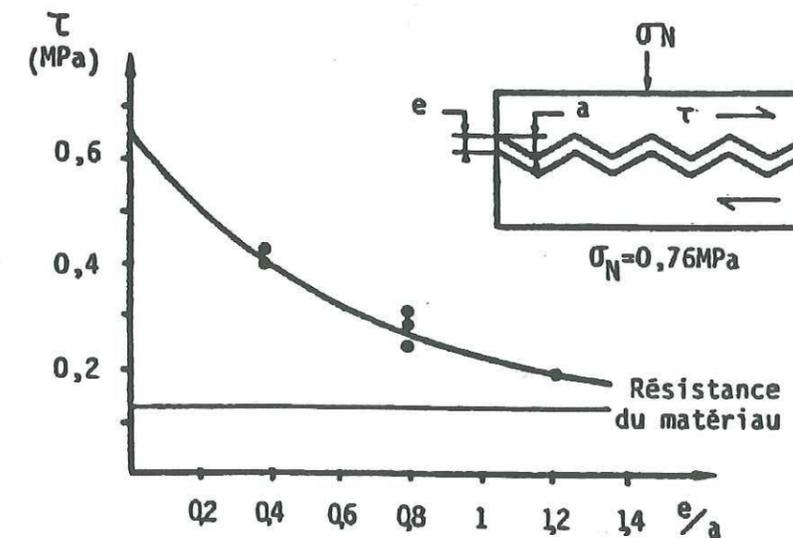


Figure 1.6 : Influence de l'épaisseur d'un remplissage de micas sur la résistance de pic (d'après Goodman [1969]).

En général, le matériau de remplissage réduit la résistance du joint et impose selon les cas, des mécanismes de déformation et de rupture très différents. Barton [1974] distingue quatre types caractéristiques de joints remplis (fig. 1.7).

Le comportement des joints du type A ou B est proche du comportement du joint vide, avec une plus grande déformabilité pour le joint du type B.

Dans le cas où le contact entre les aspérités est perdu (type C) la résistance dépend de la vitesse d'application de la charge. Enfin le comportement du joint D ne dépend que des propriétés du matériau de remplissage.

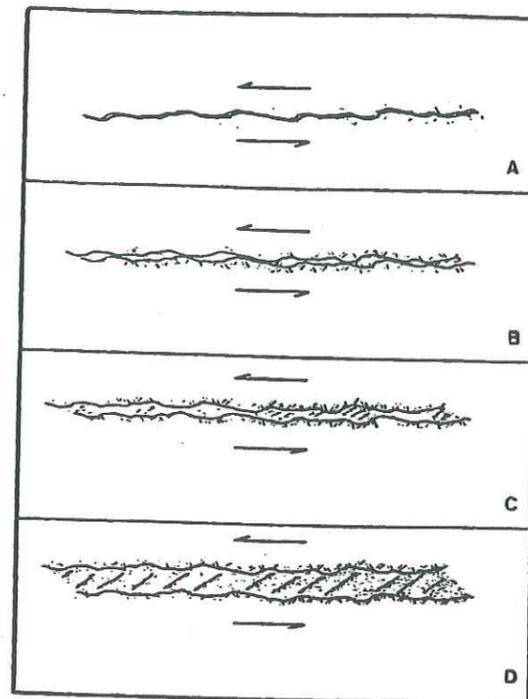


Figure 1.7 : Profils caractéristiques de discontinuités remplies (d'après Barton [1974]).

D'autre part, d'après des essais de cisaillement de blocs naturels réalisés par Tulinov et Molokov [1971], il semble que sous de fortes charges et avec un état plastique du matériau de remplissage, celui-ci peut être extrudé. Les aspérités des épontes rentrent alors en contact et la résistance au cisaillement des discontinuités s'accroît brusquement. Cet aspect du comportement a été également souligné et affiné par les travaux de De Toledo et al. [1993].

Parallèlement, en s'inspirant des travaux de Ladanyi et Archambault [1977], Papaliangas et al. [1993] ont suggéré une formulation analytique, permettant de prédire le coefficient de frottement de pic et résiduel d'un joint avec remplissage. Cette relation établie à partir de résultats expérimentaux, est exprimée par l'équation suivante :

$$\mu = \mu_{min} + (\mu_{max} - \mu_{min})^n \quad (1.13)$$

où

$$n = \left[1 - \frac{1}{c} \left(\frac{f}{a} \right) \right]^m$$

$\frac{f}{a}$: rapport de l'épaisseur du matériau de remplissage à la hauteur des aspérités.

μ : coefficient de frottement en (%).

μ_{max} : correspond au coefficient de frottement de la discontinuité saine.

μ_{min} : exprime le coefficient de frottement minimum de la discontinuité avec le remplissage (%).

c, m : sont des constantes expérimentales, établies à partir de la série des tests.

Ces auteurs ont ainsi attribué la valeur de 1.5 à c et 1.0 à m , concernant le calcul de la résistance au pic, ainsi que la valeur de 0.75 à m pour le calcul de la résistance au cisaillement résiduelle. Précisons toutefois que ces valeurs sont liées aux types d'échantillons utilisés par ces différents auteurs. Ces derniers ne proposent pas une généralisation de ces valeurs à des discontinuités quelconques.

5.3 Effet d'échelle

Le comportement au cisaillement des discontinuités naturelles est étroitement lié à l'effet d'échelle. Les travaux de Bandis et al. [1981] ont montré (fig. 1.8) que ce comportement varie de fragile avec un pic très bien marqué, pour des échantillons de petite taille, (échelle du laboratoire), à plastique, sans pic, pour les échantillons de grandes tailles (échelle du bloc).

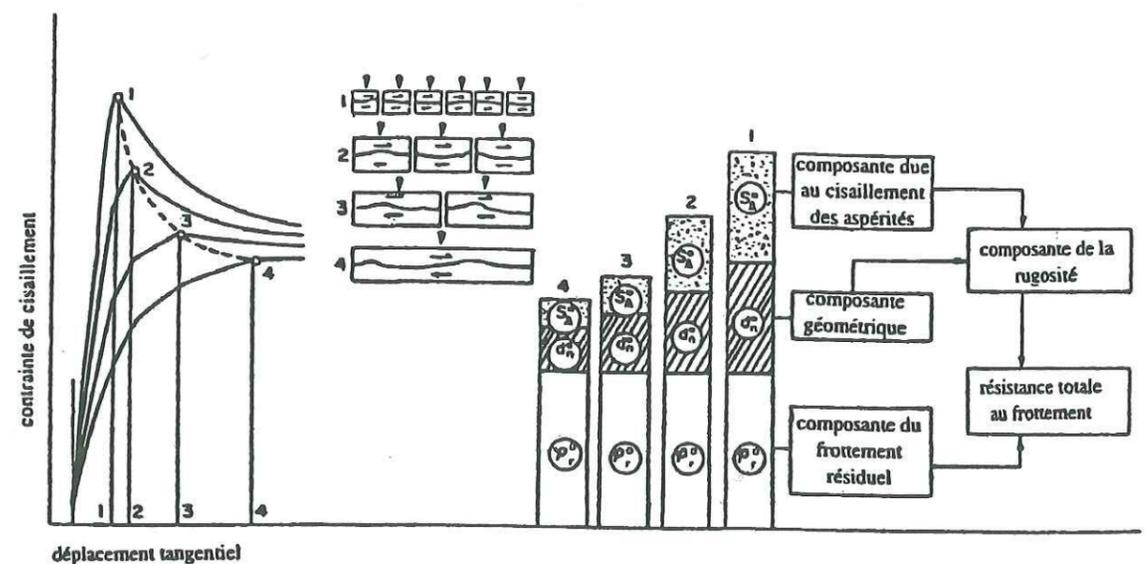


Figure 1.8 : Effet d'échelle sur les trois composantes principales influençant le comportement au cisaillement d'un joint (d'après Bandis et al. [1981]).

Des essais de cisaillement réalisés en vraie grandeur ont par ailleurs montré que la résistance résiduelle était peu sensible à l'effet d'échelle et pouvait donc être déterminée par des essais de laboratoire ; la raison semble être liée à la prépondérance du mécanisme de frottement au niveau de la résistance résiduelle. La résistance de pic, au contraire, traduit

l'importance des mécanismes de rupture des aspérités et dépend principalement des caractéristiques mécaniques et géométriques des surfaces de discontinuité ; elle est donc sensible de ce fait à l'effet d'échelle. Devant ces difficultés, des développements ont été menés par certains auteurs pour tenter d'extrapoler, à l'échelle des massifs rocheux, les résultats obtenus au laboratoire.

Barton & Bandis [1982] proposent alors, à partir d'observations expérimentales les lois d'échelle suivantes (relation (1.14)) sur les coefficients JRC et JCS qui interviennent dans la formulation analytique du critère de rupture de Barton (relation (1.10)).

$$\begin{cases} JRC_n = JRC_0 \left(\frac{L_n}{L_0} \right)^{-0.02 JRC_0} \\ JCS_n = JCS_0 \left(\frac{L_n}{L_0} \right)^{-0.03 JRC_0} \end{cases} \quad (1.14)$$

où,

JRC_0, JCS_0 : coefficients de rugosité et de résistance en compression d'un joint de longueur L_0 .

JRC_n, JCS_n : coefficients de rugosité et de résistance en compression d'un joint de longueur L_n .

L_n, L_0 : sont respectivement la longueur totale d'un joint continu (in situ) et la longueur de référence testée (au laboratoire), $L_n > L_0$.

5.4 Morphologie et comportement au cisaillement

• Prédire le cisaillement à partir de la morphologie réelle : un problème difficile

Prédire le comportement au cisaillement d'une discontinuité naturelle à partir de la caractérisation précise de la morphologie réelle, est un des problèmes difficiles et importants de la mécanique des roches ou plus généralement de la mécanique des milieux discontinus. Certes, les critères formulés précédemment ont l'avantage d'être relativement simples et pratiques d'utilisation pour l'ingénieur. Malheureusement, ils sont tous basés sur des lois empiriques qui ne rendent pas compte de la variabilité spatiale des irrégularités de surface et aussi de la réalité des mécanismes mis en jeu lors du cisaillement (le comportement post-pic, l'évolution des zones de contact en fonction du déplacement tangentiel, l'abrasion ...). Ce sont essentiellement des critères de rupture en contrainte, qui ne permettent de calculer que des caractéristiques de résistance au pic. De plus, on remarque que l'approche de Hoek ne considère pas explicitement la morphologie des épontes. Les développements plus récents apportés par Hoek & Brown [1988] et Hoek & al. [1992] conservent cette même approche. Ceci constitue par conséquent, une limitation dont on doit tenir compte.

Une description plus satisfaisante du comportement au cisaillement des fractures, doit normalement tenir compte de l'évolution de la contrainte tangentielle τ et du déplacement normal u_n (dilatance) en fonction du déplacement tangentiel u_t sous une contrainte normale σ_n . Cette loi de comportement peut être exprimée à l'aide de deux fonctions F et G qui sont couplées (Rochet [1990]) :

$$\begin{cases} \tau = F(\sigma_n, u_t) \\ u_n = G(\sigma_n, u_t) \end{cases} \quad (1.15)$$

Cette formulation décrit l'état limite en contrainte et en déplacement. Elle intègre dans sa constitution le rôle essentiel de la dilatance dans le comportement au cisaillement des massifs rocheux, induit par la présence des discontinuités.

Ainsi, en vue d'approcher le comportement des fractures, la modélisation du comportement tangentiel de ces dernières en fonction de leur morphologie a fait l'objet de nombreuses publications qu'il est difficile de résumer dans le cadre de ce chapitre. Sans vouloir être exhaustif, on peut citer quelques modèles, tels que le modèle de Swan *et al.* [1985]. Basé sur la théorie de Hertz, ce modèle considère des aspérités hémisphériques, qui à notre avis représentent une approximation très grossière de la rugosité réelle des joints rocheux. De plus, ce modèle est limité aux fractures non altérées, sans remplissage et l'effet d'échelle n'est que partiellement pris en compte.

Une autre approche théorique plus représentative du comportement des aspérités en contact et de leur dégradation, est le modèle élastoplastique de Plesha [1985, 1987], dont se sont inspirés Hutson & al. [1990], Dowding & al. [1991] et Qui *et al.* [1993]. Par rapport aux critères cités précédemment, ces différents modèles sont fondés sur la base de lois de comportement relativement intéressantes, permettant de rendre compte des états de déformations des aspérités en contact, ainsi que de leur rupture et de l'accumulation des débris dans les creux au cours du cisaillement.

Malheureusement, bien qu'ils permettent parfois, de traduire un véritable essai de cisaillement, ils n'utilisent malgré tout que des morphologies simplifiées schématisées par une représentation sinusoïdale ou en dents de scie. Cette modélisation ne permet évidemment pas de rendre compte du comportement au cisaillement d'une fracture naturelle en fonction de sa morphologie réelle. Cette dernière est généralement très irrégulière, par conséquent complexe à analyser et surtout difficilement quantifiable. Ce dernier point explique donc l'utilisation, de la part de divers auteurs, de schémas simplifiés de la rugosité dans les modèles de simulation du cisaillement.

Ces différents aspects relatifs à la morphologie des discontinuités naturelles, constituent une des motivations du choix des orientations que nous avons suivies dans le cadre du présent mémoire.

6 Conclusion

L'objectif central de notre travail sera donc principalement axé sur la description et la caractérisation de la morphologie, particulièrement *irrégulière*, des joints rocheux.

Par ailleurs, cette étude bibliographique permet de souligner quelques points particuliers liés au comportement mécanique des discontinuités dans les roches :

1. le comportement à la déformation, et à la rupture complexe et contrasté des joints rocheux selon la nature des sollicitations appliquées ;
2. l'influence de l'état de rugosité des épontes d'une discontinuité, de son altération, de la présence ou non d'un matériau de remplissage, de son état hydrique et des conditions expérimentales, sur l'estimation de la résistance au cisaillement d'un joint rocheux ;
3. l'importance de la prise en compte de l'effet d'échelle dans l'exploitation des résultats expérimentaux déterminés en laboratoire, si on veut interpréter ces derniers à l'échelle du massif rocheux.
4. la morphologie complexe des joints rocheux.

C'est à ce dernier point, particulièrement complexe, que nous nous intéresserons dans le prochain chapitre et que nous analyserons tout au long de ce travail de recherche.

Chapitre 2

CARACTERISATION DE LA MORPHOLOGIE DES JOINTS ROCHEUX -APPROCHES ACTUELLES-

Dans ce chapitre, on se propose d'exposer et de décrire, différentes approches d'analyse morphologique de la morphologie de surface des joints rocheux. Ce chapitre ne se veut pas exhaustif. Il a pour but de montrer les principales approches répertoriées dans la bibliographie en précisant dans chaque cas leurs qualités et leurs défauts.

Nous verrons au travers de cet exposé, qu'il ressort en général des différentes approches présentées, deux natures d'informations caractérisant la rugosité des joints. Il y a celles relatives aux informations locales qui résultent de données ponctuelles et dont le traitement est principalement statistique, et puis celles spécifiques aux informations spatiales, particulièrement mises en évidence par les méthodes d'analyse spectrale, géostatistique ou encore par la paramétrisation fractale. Nous nous efforcerons donc de commenter ces différents aspects, et nous verrons combien il est difficile de caractériser et de décrire judicieusement la morphologie de surface des discontinuités naturelles, que ce soit avec un seul ou avec plusieurs paramètre(s) de rugosité.

1 Introduction

La modélisation de la rugosité des discontinuités naturelles est *a priori* très difficile à réaliser. Cette difficulté est naturellement liée à la complexité des variations spatiales des irrégularités de surface. Ces aspects géométriques induisent au sein des discontinuités une rugosité qui est souvent très complexe à caractériser, résultant de nombreux processus géologiques et mécaniques : nature de la roche, fracture, frottement, usure, altération etc Pour les fractures d'origine mécanique cependant, quelques auteurs ont montré (cf. section 2.4) que la rugosité des surfaces de fractures pouvait être décrite par des surfaces auto-affines. Cette description quantitative, même si elle permet une analyse globale de la morphologie des joints, n'est encore pas parfaitement maîtrisée et ressort toujours du domaine de la recherche. Par conséquent, elle n'est pas réellement utilisée dans la pratique pour caractériser la rugosité des joints rocheux.

Du fait de la complexité du problème et de son caractère multiéchelle, les mécaniciens des roches utilisent, en général, pour caractériser la rugosité des discontinuités, des analyses partielles de nature statistique, spectrale ou autre que nous décrirons ci-après. Cependant l'approche la plus communément utilisée à ce jour et ce malgré son caractère subjectif, est celle basée sur le coefficient de rugosité (JRC) proposé par Barton [1973] et adopté par l'ISRM [1978].

Avant d'aborder ces différentes méthodes d'analyse morphologique, il nous paraît essentiel de définir ce que l'on entend par profil, terme que nous avons déjà utilisé au chapitre 1, et que nous rencontrerons souvent tout au long de ce mémoire. Défini comme la trace de l'intersection de la surface de fracture et d'un plan vertical (perpendiculaire au plan moyen de la fracture), un profil d'une fracture donnée constitue fondamentalement une donnée préalable pour le calcul des différents paramètres ou fonctions tels que, la hauteur des aspérités, leurs angles, la fonction de densité spectrale ou autres. Du point de vue géométrique, il s'agit d'une information bidimensionnelle correspondant aux altitudes des points d'une éponte, échantillonnés à intervalles généralement réguliers le long d'un profil donné de la fracture (hauteur $z(x)$, abscisse x). Ces coordonnées constituent principalement les données morphologiques obtenues expérimentalement à l'aide d'appareils de mesure de rugosité (mécaniques, optiques et autres). Nous reviendrons en détail dans le chapitre 4, sur les différentes caractéristiques de ces appareils, ainsi que sur les procédés de mesure que nous avons mis au point dans le cadre de notre travail de recherche.

2 Définition des principales méthodes d'analyse de la rugosité des joints

2.1 Analyse statistique - Notion d'indices de rugosité

Dans le domaine de la description quantitative de la morphologie des surfaces, nous recensons dans la littérature plusieurs indices visant à décrire la *rugosité* des profils de fractures. Ces paramètres sont couramment utilisés dans le domaine de la conception et de la caractérisation des surfaces dans les métaux, et permettent d'analyser entre autres les distributions des angles des aspérités ainsi que leurs hauteurs.

L'ensemble des indices ne seront évidemment pas développés dans cette section, seuls les indices couramment employés en mécanique des roches seront exposés. Considérons la série constituée de n valeurs discrètes : $z_1, \dots, z_i, \dots, z_n$, échantillonnées à intervalles réguliers ($x_i, x_i + \Delta x$) le long d'un profil. Sa moyenne arithmétique ou CLA (*Centre-Line-Average*) a pour expression :

$$\bar{z} = CLA = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n z_i \quad (2.1)$$

où, z_i représentent les amplitudes aux points de mesure x_i de la rugosité, échantillonnées à intervalles réguliers Δx .

On choisit généralement, de calculer ce paramètre par rapport à la direction générale du profil de fracture (droite des moindres carrés).

Sous la dénomination, RMS (Root Mean Square) noté aussi Z_1 , on détermine la racine carrée de la moyenne arithmétique des carrés des hauteurs par rapport à la ligne centrale, soit :

$$Z_1 = RMS = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (z_i - \bar{z})^2} \quad (2.2)$$

En considérant le coefficient RMS comme paramètre de base pour la caractérisation de la rugosité de surface, Myers [1962] propose deux autres indices permettant de mettre en évidence certaines caractéristiques de la rugosité de surface. Il utilise pour cela la racine carrée de la moyenne quadratique respectivement, de la dérivée première et de la dérivée seconde de $z(x)$. Ils sont dénommés Z_2 et Z_3 .

Les deux équations qui régissent ces deux indices de rugosité sont :

$$Z_2 = \frac{1}{L} \sqrt{\int_{x=0}^{x=L} \left(\frac{dz}{dx}\right)^2 dx} \quad (2.3)$$

$$Z_3 = \frac{1}{L} \sqrt{\int_{x=0}^{x=L} \left(\frac{d^2z}{dx^2}\right)^2 dx} \quad (2.4)$$

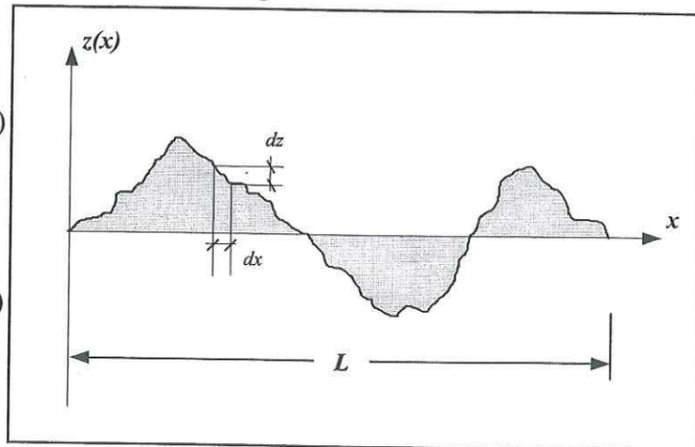


Figure 2.1 : Définition des variables des paramètres Z_2 et Z_3 .

La figure 2.1 illustre les variables introduites dans le calcul de ces paramètres.

Le paramètre Z_2 correspondant à la racine carrée de la moyenne quadratique des pentes des segments du profil défini suivant le pas dx , est surtout lié à "l'angularité" du profil, alors que Z_3 représente une mesure du degré d'arrondi des aspérités.

Parallèlement, en considérant divers échantillons de joints rocheux, Myers [1962] a réalisé une étude visant à corréler le coefficient de frottement aux paramètres de rugosité RMS, Z_2 et Z_3 . Les résultats de ses travaux ont abouti à une meilleure corrélation avec le coefficient Z_2 , à cause sans aucun doute de l'étroite sensibilité de ce dernier aux fluctuations des angularités (pics-creux) du profil.

2.2 Paramétrisation empirique (JRC)

Le paramètre-type de cette analyse, est celui établi par Barton et Choubey [1977]. Ces deux auteurs ont défini un coefficient de rugosité noté JRC (Joint Roughness Coefficient), à partir d'essais de glissement de surfaces de fractures l'une sur l'autre. Ils ont proposé ainsi, une gamme de dix profils types de 10 cm de long, classés selon des valeurs croissantes de JRC, allant de 0 pour des joints lisses, à 20 pour des joints très rugueux (fig. 2.2).

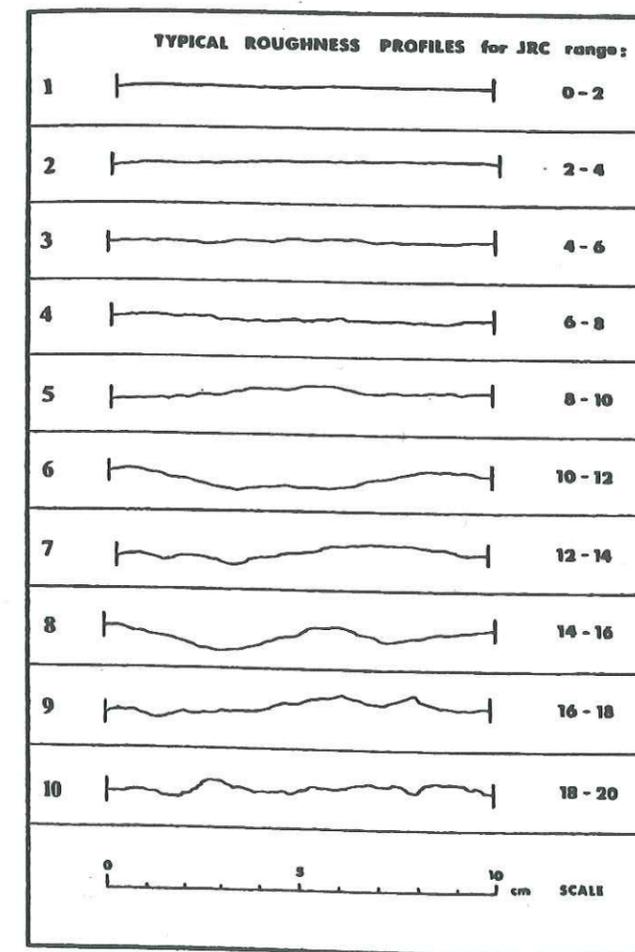


Figure 2.2 : Profils de rugosité "standards" pour des surfaces de joints (d'après Barton et Choubey [1977]).

Depuis la définition de cette charte (fig. 2.2), la caractérisation de la rugosité des joints à partir du coefficient JRC, a été très fréquemment utilisée, en particulier pour l'estimation de la résistance à la rupture au cisaillement des discontinuités dans les roches en utilisant le critère de rupture de Barton (cf. section 4.1.2 du chapitre 1).

Dans la pratique, le coefficient de rugosité est en principe estimé par comparaison visuelle de la morphologie d'un profil de fracture aux dix profils "standards" proposés par Barton et Choubey (fig. 2.2). Ce type d'estimation est sans aucun doute imprécis et inévitablement entaché d'une certaine subjectivité. Soulignons de plus qu'à chaque profil "standard" est associé, non pas une valeur de JRC, mais un intervalle de valeurs de deux unités.

Par contre, si on veut opter pour une détermination directe du coefficient de rugosité JRC à partir des essais de glissements, on peut utiliser la relation empirique préconisée par Barton et Choubey [1977] :

$$JRC = \frac{\alpha - \phi_b}{\log\left(\frac{JCS}{\sigma'_n}\right)} \quad (2.5)$$

où :

- α représente l'angle d'inclinaison à partir duquel l'éponte supérieure commence à glisser.
- σ'_n correspond à la contrainte normale effective (due au poids de l'éponte supérieure) au moment où s'amorce le glissement.
- JCS (Joint wall Compressive Strength), représente la résistance à la compression des épontes du joint.
- ϕ_b est l'angle de frottement de base des épontes.

Pour la détermination des différents paramètres intervenant dans la relation (2.5), ces auteurs préconisent de réaliser les trois essais suivants :

1) - Un essai au marteau de Schmidt pour déterminer JCS :

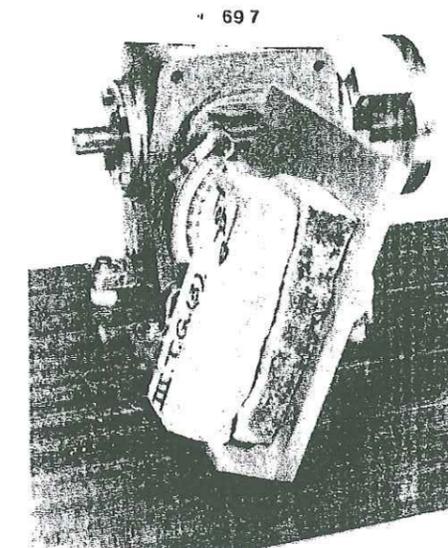
L'essai au marteau de Schmidt permet de générer un choc mécanique sur la surface de la roche en libérant la tige de percussion sur la surface à caractériser. La valeur numérique indicatrice du rebond est repéré par la position d'un index sur une échelle graduée. Ce rebond est naturellement fonction de l'état d'altération de la roche et de la résistance à la compression.

2) - Deux essais de glissements :

Ces essais sont effectués d'une part sur des échantillons de la discontinuité naturelle considérée et d'autre part sur des joints artificiels sains obtenus par sciage.

- Le premier test est un test pour déterminer l'inclinaison α :

Le principe est relativement simple. On fait basculer un bâti contenant une fracture dont les épontes sont initialement emboîtées, jusqu'à ce que l'éponte supérieure de l'échantillon fracturé amorce un glissement (fig. 2.3). L'angle d'inclinaison pour lequel s'initialise le glissement est l'angle α .



- Le second test est mené pour déterminer l'angle de frottement de base ϕ_b . On scie d'abord un bloc de roche afin de réaliser une fracture saine et plane. On superpose ensuite les deux surfaces sciées après les avoir minutieusement lavées et séchées afin d'éliminer tous les débris solides qui pourraient perturber les mesures.

Figure 2.3 : Essais de basculement destiné à déterminer le coefficient de rugosité (JRC) d'une surface de joint (d'après Barton et Choubey [1977]).

On procède ensuite à un essai de glissement suivant le même procédé que pour la discontinuité naturelle. On peut mesurer ainsi l'angle ϕ_b correspondant à l'inclinaison limite.

Le dernier essai décrit ci-dessus détermine un angle de frottement de base, défini pour une roche saine et des surfaces lisses. Or l'état de surface des fractures est généralement rugueux et altéré, de sorte que la couche d'altération contrôle la résistance au cisaillement post-pic jusqu'au stade résiduel : l'angle de frottement mis en jeu dans ce cas est l'angle de frottement résiduel ϕ_r . L'équation (2.5) devient donc :

$$JRC = \frac{\alpha - \phi_r}{\log\left(\frac{JCS}{\sigma'_n}\right)} \quad (2.6)$$

Pour déterminer ϕ_r , Barton et Choubey [1977] proposent une relation empirique permettant d'estimer la valeur de l'angle de frottement résiduel à partir de ϕ_b (relation (2.7)). Son étroite dépendance avec le degré d'altération, a permis à ces auteurs de le relier au test de rebondissement du marteau de Schmidt. Ils ont donc proposé l'expression suivante pour l'angle de frottement résiduel :

$$\phi_r = (\phi_b - 20^\circ) + 20 \left(\frac{r_{sat}}{R_{sec}} \right) \quad (2.7)$$

avec

- ϕ_b : angle de frottement de base estimé à partir du test d'inclinaison sur les surfaces sciées, séchées et non altérées (ou, à partir de la liste des 31 valeurs tabulées par Barton et Choubey [1977]).
- R_{sec} : indice de rebond du marteau de Schmidt sur une surface sciée, séchée et non altérée.
- r_{sat} : indice de rebond du marteau de Schmidt sur une surface de joint mouillée.

Par rapport à la charte des profils "standards", cette façon d'estimer le coefficient de rugosité permet certes, de déterminer une valeur numérique unique du coefficient JRC pour l'échantillon considéré, mais elle n'est pas à l'abri d'erreurs. En particulier, les tests au marteau de Schmidt (pour déterminer JCS) doivent être faits avec beaucoup de précaution, car la résistance à la compression estimée sera fonction de l'irrégularité de la surface à l'endroit du choc. Selon Shehata et Eissa [1985], cette résistance dépend non seulement du type de marteau mais également de la taille de l'échantillon et de la nature du socle sur lequel il repose.

Ainsi, pour éviter la subjectivité de l'estimation du coefficient de rugosité (JRC) et en vue de déterminer une formulation analytique plus fiable de ce paramètre, Tse et Cruden [1979] effectuent à partir des 10 profils types de Barton et Choubey, des analyses en régression linéaire entre le coefficient JRC et certains paramètres statistiques, tels que CLA , Z_2 et Z_3 . Le meilleur coefficient de corrélation a été obtenu avec $\log_{10}(Z_2)$, soit :

$$JRC = 32.20 + 32.47 \log_{10}(Z_2) \quad (2.8)$$

avec un coefficient de corrélation R égal à 0.986.

Là encore, malgré cette expression simple d'utilisation, l'adoption du coefficient JRC comme paramètre de rugosité doit être considérée avec beaucoup de précaution. Ceci est dû au fait qu'il caractérise l'état de rugosité d'un profil donné et par conséquent, il ne peut traduire la variation spatiale de la rugosité de l'éponte d'un joint rocheux dans son ensemble. Par conséquent, l'évaluation par le calcul de la résistance au cisaillement au pic τ_p d'une discontinuité donnée à l'aide du critère de rupture de Barton, cité dans le chapitre 1 (relation 1.10), se heurte à la difficulté du choix de la valeur du coefficient de rugosité à prendre en compte qui soit convenablement représentative de l'ensemble de la surface des épontes.

Cette question a fait l'objet d'une étude expérimentale sur des échantillons de discontinuités naturelles de schistes compacts (Kecili [1993]). La géométrie des épontes a été déterminée par un relevé au moyen d'un banc de mesure et caractérisée par des séries de profils numérisés. Pour chaque échantillon ont été calculées les valeurs de JRC associées aux différents profils. Parallèlement les échantillons ont été soumis à des essais de cisaillement direct en laboratoire. La comparaison entre les valeurs de la résistance au cisaillement au pic τ_p mesurée et les valeurs calculées à partir du critère de Barton et des différentes valeurs du coefficient de rugosité JRC correspondant aux différents profils, a permis de mettre en évidence :

- une forte dispersion des valeurs τ_p calculées, liée à une importante variation des valeurs de JRC entre les différents profils d'un même échantillon ;

- l'hétérogénéité et la variation des zones de contact entre les épontes au cours du cisaillement ;

- le poids prépondérant dans la mobilisation de la résistance au cisaillement des zones à plus forte rugosité, et par suite, des profils à coefficient de rugosité les plus élevés.

En analysant les résultats de cette étude, il ressort que les profils pour lesquels une meilleure concordance a été obtenue entre les valeurs de résistance à la rupture estimées par le calcul et les valeurs expérimentales, ne sont autres que les profils associés à ces zones de contact.

Nous reviendrons plus longuement dans le chapitre 5 sur ce résultat, que nous utiliserons pour traiter de la prise en compte des aspects tridimensionnels de la morphologie, en vue d'une caractérisation simplifiée de celle-ci susceptible d'être ultérieurement intégrée dans un modèle de simulation numérique du cisaillement.

2.3 Analyse géostatistique

L'analyse géostatistique a été développée dans les années 60 par (G. Matheron [1965],[1970]), pour désigner l'ensemble des méthodes de nature probabiliste, utilisées comme outils de décision dans l'industrie minière dans le cadre de la reconnaissance, de l'estimation et de l'exploitation des gisements miniers. Plus concrètement, la géostatistique repose sur une constatation de base considérant que les variables étudiées d'un phénomène donné, ne sont pas toujours distribuées de façon aléatoire dans l'espace mais peuvent présenter un certain degré de corrélation spatiale que l'on appelle *structure*. On dit alors que les variables qui possèdent ces caractéristiques sont régionalisées.

D'un point de vue mathématique, une variable régionalisée (VR) est simplement une fonction $Z(x)$ du point x , qui est en général irrégulière. Sa distribution dans l'espace présente un caractère mixte, partiellement aléatoire et partiellement structuré. De là est née alors l'idée d'interpréter la variable en terme de fonction aléatoire. Ceci définit l'esprit de la géostatistique qui se traduit par ces deux points :

- 1- Localement, à chaque point x_i de l'espace, on associera une variable aléatoire $Z(x_i)$.
- 2- Pour deux points différents x_i et x_i+h on aura deux VR, $Z(x_i)$ et $Z(x_i+h)$ différentes mais non indépendantes. Et c'est leur degré de corrélation qui sera chargé de refléter la plus ou moins grande continuité du phénomène régionalisé.

La nature particulière des variables régionalisées impose un formalisme qui ne soit ni purement fonctionnel ni fondé sur la théorie des variables indépendantes : la théorie des probabilités contient un objet mathématique adéquat, la fonction aléatoire (F.A).

Le concept de F.A qui prend ainsi en charge, à la fois et synthétiquement, ces deux aspects aléatoire et structural de la réalité complexe, apparaît bien comme un outil adapté à la description de nombreux phénomènes. Les sciences de la terre, entre autres, en fournissent de nombreux exemples.

Dans le cas des discontinuités rocheuses, la constatation que la fonction $Z(x)$, représentant les amplitudes d'un profil, possède elle aussi une *structure* quantifiable, a conduit certains auteurs tels que Gentier [1986] à appliquer les méthodes de la géostatistique à la rugosité des épontes. Ceci, en vue de mettre en évidence la taille des structures à prendre en compte dans les modélisations mécaniques et hydromécaniques. Pour caractériser la distribution spatiale des joints dans un massif rocheux, des méthodes similaires ont été également utilisées par Loiseau [1987] et Billiaux [1990].

- Le variogramme : définition

Afin de pouvoir exprimer ces corrélations, la géostatistique s'appuie sur une fonction $\gamma(h)$ appelé variogramme (ou parfois demi-variogramme) représentant les variations du demi écart quadratique moyen de la variable régionalisée Z , entre deux points distants d'une distance h (fig. 2.4).

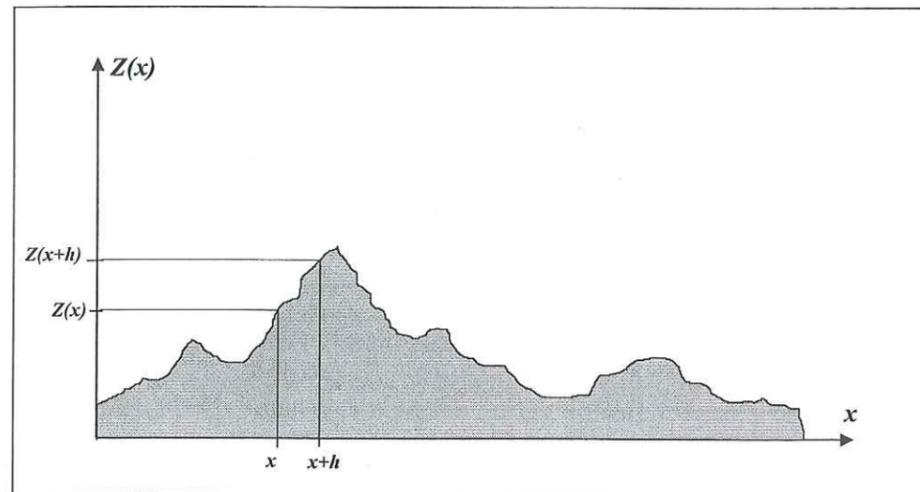


Figure 2.4 : Représentation des variables introduites dans le calcul du variogramme (cas d'un profil de fracture rocheuse).

L'expression du variogramme $\gamma(h)$ est la suivante :

$$\gamma(h) = \frac{1}{2} E [Z(x+h) - Z(x)]^2 \quad (2.9)$$

où, E désigne l'espérance mathématique.

Le modèle probabiliste correspondant est celui de la fonction aléatoire intrinsèque qui suppose les accroissements $(Z(x+h) - Z(x))$ stationnaires d'ordre 2 c'est à dire le cas où :

- L'espérance mathématique des accroissements existe et ne dépend plus de x_i (cas de la moyenne constante).

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

- La variance de l'incrément de la variable aléatoire $Z(x)$, entre les points x et $x+h$ existe et ne dépend que de la distance $h = (x+h) - x$.

$$V [Z(x+h) - Z(x)] = 2 \gamma(h)$$

Le variogramme $\gamma(h)$ peut donc, compte tenu de ces deux expressions, être calculé soit par :

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

ou bien

$$\gamma(h) = \frac{1}{2} V [Z(x+h) - Z(x)] \quad (2.10)$$

La fonction variogramme (2.10) présentée ci-dessus est l'outil de base en géostatistique linéaire, où la fonction aléatoire vérifie l'hypothèse intrinsèque : $E[Z(x)] = m \equiv \text{constante}$.

Il arrive cependant, assez fréquemment, qu'un phénomène réel présente une tendance générale linéaire, parabolique ou autre. Dans ce cas la moyenne n'est manifestement pas constante mais varie en fonction de la longueur du support, on dit alors qu'il y a dérive. Dans ce cas, on définit un variogramme généralisé $\Gamma(h)$ (Chiles [1979]). Il établit la variance de l'accroissement d'ordre k , par la relation suivante :

$$\Gamma_k(h) = \frac{1}{M_k} \text{Var} \left[\sum_{q=0}^{k+1} (-1)^q C_{k+1}^q Z(x + (k+1-q)h) \right] \quad (2.11)$$

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

Plus précisément, on dit que $\Gamma_k(h)$ est :

- d'ordre 1 si la dérive est linéaire
- d'ordre 2 si la dérive est parabolique

Comme on le verra ultérieurement, on peut observer en général, différents types de variogrammes correspondant chacun à une structure particulière. L'analyse de la continuité et de la régularité spatiale d'une variable Z , est bien exprimée par le comportement du variogramme au voisinage de l'origine qui reflète la plus ou moins grande continuité du phénomène dans l'espace. Magnan [1982] donne dans son ouvrage quatre formes typiques de variogrammes (fig. 2.5).

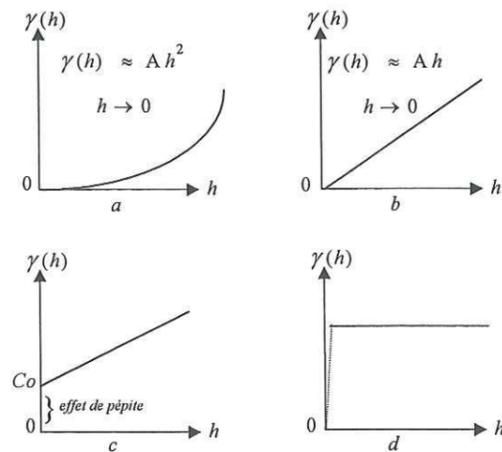


Figure 2.5 : Formes typiques pour les variogrammes au voisinage de $h = 0$ (d'après Magnan [1982]).

Une des principales caractéristiques d'un variogramme est qu'il part toujours de l'origine, son évolution croissante plus ou moins rapide traduit la manière dont se dégrade l'influence d'un échantillon ponctuel sur des zones de plus en plus lointaines. Le variogramme peut continuer à croître indéfiniment ou se stabiliser au voisinage d'une valeur appelée *palier* qui n'est autre que la variance globale du phénomène. La distance à laquelle on atteint le palier est appelée *portée*, elle renseigne sur la distance d'influence d'un point au-delà duquel il n'y a plus de corrélation.

- Variogramme expérimental : calcul du variogramme

Après ces quelques considérations théoriques générales, il nous reste à montrer l'utilisation pratique de ces techniques géostatistiques dans le cas de l'étude de profils de rugosité de surfaces de joints rocheux. Dans ce cas de figure, les informations sont échantillonnées le long d'un profil de manière discrète, avec un pas de mesure Δx constant. Le variogramme expérimental est donc déterminé pour des valeurs de h multiples du pas Δx , par les relations suivantes :

1- Cas d'un variogramme d'ordre 0.

$$\gamma(h) = \frac{1}{2N(h)} \sum_{i=1}^{N(h)} [Z(x_i + h) - Z(x_i)]^2 \quad (2.12)$$

avec :

- $Z(x_i)$: amplitude le long du profil aux points x_i .
- $N(h)$: nombre de paires de points distants de la longueur h .

2- Cas du variogramme généralisé

$$\text{pour } k=1 : \Gamma_1(h) = \frac{1}{6N(2h)} \sum_{i=1}^{N(2h)} [Z(x_i + 2h) - 2Z(x_i + h) + Z(x_i)]^2 \quad (2.13)$$

$$\text{pour } k=2 : \Gamma_2(h) = \frac{1}{20N(3h)} \sum_{i=1}^{N(3h)} [Z(x_i + 3h) - 3Z(x_i + 2h) + 3Z(x_i + h) - Z(x_i)]^2$$

Du point de vue de la modélisation, la distribution spatiale des valeurs $Z(x_i)$ de la rugosité des surfaces de fractures est une donnée extrêmement importante pour simuler le comportement mécanique et hydromécanique des discontinuités dans les roches. Dans ce domaine la paramétrisation géostatistique a pour but de mettre en évidence les différences dans les *structures* constituant une morphologie donnée et de les quantifier. La figure 2.6 présente une allure typique d'un variogramme pour un profil de fracture rocheuse (Gentier [1986]).

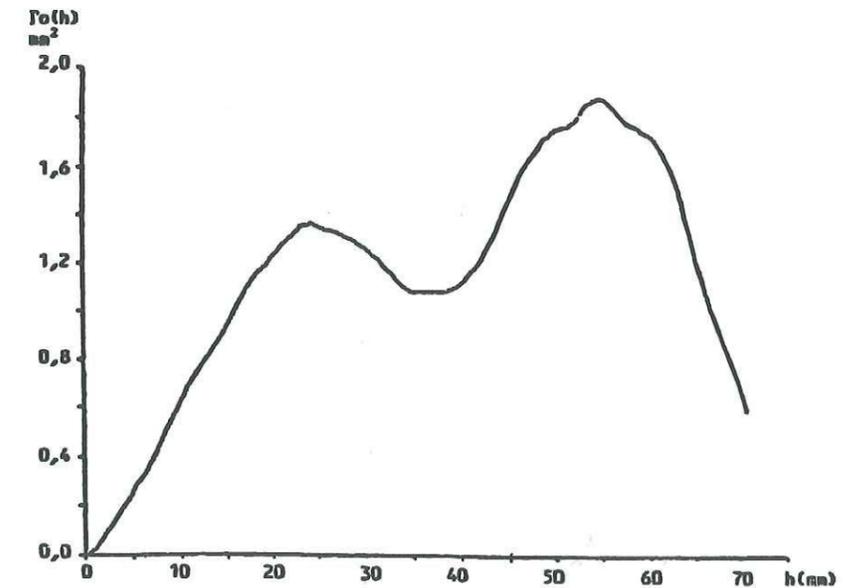


Figure 2.6 : Variogramme d'ordre 0 d'un profil de joint granitique (d'après Gentier [1986]).

L'allure de ce variogramme montre un comportement à l'origine linéaire, ce qui correspond à une variable moins régulière mais qui est néanmoins continue. Elle fait également apparaître un effet de trou, avec une première portée de 23 mm et à une seconde à 48 mm pour des variances respectives de 1.35 et 0.35 mm² (Gentier [1986]).

Il peut y avoir, par ailleurs, plusieurs paliers pour un même variogramme. Cela traduit l'existence de plusieurs structures d'échelle différente, responsables de ces corrélations. C'est l'allure typique du variogramme en escalier qui a été également mis en évidence par Gentier [1986]. En d'autres termes, plus les profils considérés sont grands, plus la possibilité de trouver plusieurs *structures* augmente (effet d'échelle).

2.4 Paramétrisation du degré d'irrégularité de la rugosité par la dimension fractale

La découverte, par Benoît Mandelbrot [1975], de l'existence de la géométrie fractale dans la nature apporte une contribution scientifique importante dans le domaine de l'analyse morphologique.

Etablie par ce dernier, cette théorie a pour but l'étude d'objets mathématiques, de formes complexes, caractérisés particulièrement par une géométrie très irrégulière (fonctions non différentiables). Il s'agit en particulier d'ensembles (la plupart sont des ensembles fractals) dont on peut percevoir la complexité, souvent répétitive, en grossissant, par étapes successives une configuration locale sélectionnée.

L'analyse principale des fonctions fractales repose essentiellement sur la notion de dimension fractale, notée D . Elle mesure le degré d'irrégularité des courbes et est exprimée par l'équation suivante :

$$D(r) = \frac{\log N(r)}{\log \frac{1}{r}} \quad (2.14)$$

où, r est le rapport d'auto-similarité (ou d'homothétie) et N le nombre de segments.

Par son application dans de nombreux phénomènes physiques, la géométrie fractale a connu un extraordinaire développement depuis, et notamment dans le domaine de la mécanique des roches. Dans ce cadre, de nombreux auteurs tels que Brown et Scholz [1985], Lee et al. [1990], Sakellariou et al. [1991] ont utilisé cette théorie en vue de déterminer une dimension fractale de la rugosité de la surface des joints. Cette approche permet de définir un coefficient de rugosité unique prenant en compte la variabilité spatiale des irrégularités de l'ensemble d'une éponte de fracture donnée.

Cependant, avant d'aborder et de commenter les différentes applications entreprises par ces auteurs, il nous semble utile, dans un but de clarification, de rappeler les caractères principaux de ce concept, afin d'explicitier le calcul de la dimension fractale D .

Par définition, un objet fractal est un objet qui a la même forme géométrique par invariance d'échelle. C'est à dire, qu'il se compose d'un même motif géométrique et ce quelque soit l'échelle d'observation considérée.

La figure 2.7-I montre un exemple typique d'objet fractal, la courbe de Von Koch (Mandelbrot [1975]). Elle est obtenue de la manière suivante :

- on part d'un segment [a] de longueur unité (par exemple), que l'on remplace par la ligne brisée montrée en [b], qui est constituée de huit segments de longueur égale au quart de celle du segment initial ($r = 1/4$).

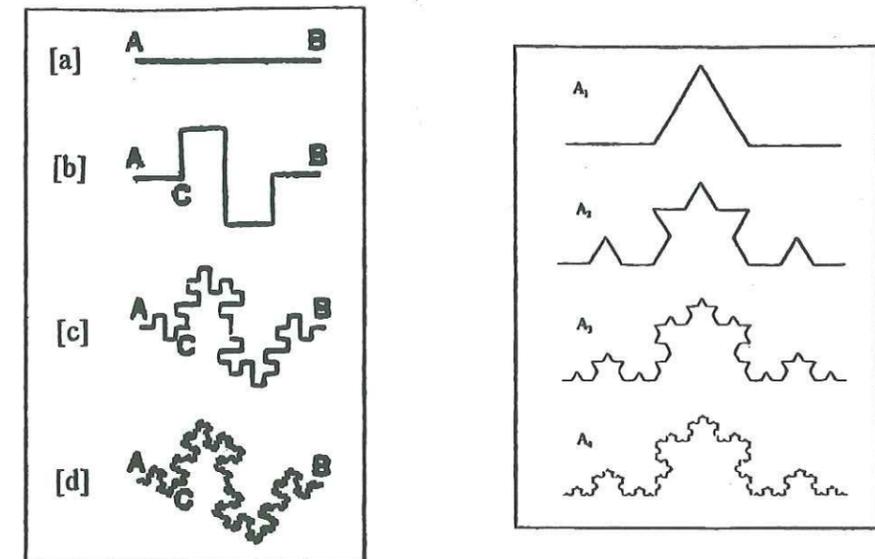


Figure 2.7 : Courbes de Von Koch.

On obtient donc un segment [AB] de longueur $L(r) = L(1/4) = 8 \times 1/4 = 2$. Puis on répète cette opération sur chacun de ces huit segments. On obtient la figure géométrique [c], dont chaque segment est de longueur $1/16$. Au stade suivant, la longueur élémentaire est $1/64$.

Remarquons alors qu'à chaque étape de la construction de la figure géométrique, la longueur augmente en étant multipliée par 2. Ainsi, les longueurs successives valent :

$$L(r) = L(1) = 1, L(r) = L(1/4) = 2, \text{ ensuite } L(r) = L(1/16) = 64 \times 1/16 = 4, \text{ etc...}$$

En répétant cette opération un nombre infini de fois, on construit une courbe de longueur infinie. Cette courbe de Von Koch, qui est de longueur infinie, reste enfermée dans un espace de dimension finie. Autrement dit, bien que le périmètre tende vers l'infini, le contenu de l'ensemble fermé par une courbe fractale reste fini.

Un autre exemple de la courbe de Von Koch est la courbe triangulaire. Elle est obtenue de la même manière que la courbe quadratique, par une suite infinie de découpages. A la différence, on a, à la 1^{ère} itération, un objet de $N(r) = 4$ [segments ou éléments] de longueur $r = 1/3$ de la longueur initiale.

D'un point de vue pratique, les dimensions fractales qui seraient rattachées aux deux courbes de « Von Koch » quadratique et triangulaire, sont respectivement, d'après l'équation (2.14) ; $D = \log 8 / \log 4 = 1.5$ et $D = \log 4 / \log 3 = 1.2618$.

Notons par ailleurs, que la courbe de Von Koch possède une propriété géométrique particulière : celle de *similitude interne* (propriété d'un objet d'être exactement semblable à lui même, à une dilatation près).

Dans le vocabulaire de la théorie des fractals, une géométrie qui présente cette propriété de similitude interne est qualifiée d'*auto-similaire* (ou *self-similaire*).

Une autre famille de géométries fractales, est la géométrie où les différentes directions de l'espace jouent des rôles différents. Elles sont connues sous le nom de fractales *auto-affines*. Par rapport aux fractales *auto-similaires*, elles résultent d'un processus dit non déterministe (le hasard intervient dans leur construction).

Ainsi, il faut garder en mémoire la différence entre fractale auto-similaire, où le rapport d'auto-similitude r est unique, et fractale auto-affine, où r est variable au cours des itérations. Dans ce deuxième cas, la notion de similitude interne n'est valable que sur une gamme limitée d'échelles.

Dans le domaine de l'application de l'analyse fractale aux surfaces de fractures rocheuses, il existe dans la littérature de nombreux travaux plus ou moins prometteurs basés sur des méthodes permettant de calculer la dimension fractale suivant les deux hypothèses suivantes :

1. *Hypothèse de fractures auto-similaires :*

Dans ce cas, la dimension fractale est estimée à partir de la pente de la droite obtenue par corrélation en valeurs logarithmiques entre la longueur approchée du profil irrégulier et la taille du segment de mesure r . Cette méthode a été utilisée par plusieurs auteurs tels que Turk et al. [1987], Maerz et Franklin [1990] ainsi que par Lee et al. [1990] et Sakellariou et al. [1991] qui ont numérisé les dix profils standards de la charte de Barton, puis calculé les dimensions fractales correspondantes. Les résultats de leurs investigations ont malheureusement abouti à des valeurs de D faibles par comparaison aux coefficients de rugosité des profils, caractérisés par des dimensions fractales proches de l'unité (dimension fractale d'une ligne droite). Les auteurs expliquent ces résultats en soulignant que la taille de résolution du segment de mesure peut être supérieure à celles des ondulations du profil, dans ce cas, la longueur du profil mesurée est alors sensiblement celle d'une ligne droite ($D=1$). Ils précisent par ailleurs, que cet effet est d'autant plus prononcé que le profil est plus régulier. Cette étroite dépendance de D par rapport au choix de la taille du segment de mesure a été également mise en évidence par Maerz et Franklin [1990].

A l'inverse, en analysant la rugosité de joints de surfaces naturelles, Brown et Scholz [1985] conclurent que les profils de fractures ne sont pas auto-similaires à toutes les échelles, et qu'il n'existe aucune loi d'échelle simple pour les décrire. De même, les résultats des recherches de Maerz et Franklin [1990] convergent vers les mêmes constatations, mettant ainsi en cause l'étroite sensibilité de la rugosité des joints à l'effet d'échelle.

2. *Hypothèse de fractures auto-affines :*

Dans cette hypothèse, les méthodes d'analyse employées pour déterminer la dimension fractale D des surfaces auto-affines sont essentiellement d'ordre statistique et spectral (FFT). A ce titre, Huang et al. [1992] ont testé ces différentes méthodes sur des échantillons de quartzite et de diorite. Les résultats de leurs travaux ont abouti à des valeurs manifestement trop élevées de la dimension fractale et ce particulièrement avec la méthode d'analyse

spectrale ($D > 1.5$). Ils expliquent ce phénomène par l'étroite sensibilité de cette dernière au caractère non-stationnaire des profils de fractures.

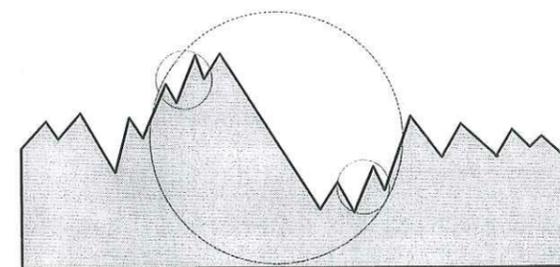
Globalement, par rapport aux deux hypothèses évoquées ci-dessus, de nombreux résultats établis respectivement par Brown [1987], Power & al. [1987] ainsi que par Power et Tullis [1991] convergent vers l'hypothèse d'auto-affinité des surfaces de fractures rocheuses.

A l'opposé, Cox et Wang [1993] trouvent des résultats très disparates de la dimension fractale selon la méthode d'analyse utilisée (corde, densité spectrale, variogramme, etc...). Ils conseillent alors d'utiliser avec prudence l'universalité des lois d'échelles sur des discontinuités naturelles, à cause des limites et de l'état actuel des connaissances encore mal établies de cette nouvelle théorie.

2.5 *Analyse spectrale de la rugosité des fractures par les transformées de Fourier*

Une tout autre approche de caractérisation quantitative de la morphologie, a été appliquée aux profils de surfaces rugueuses par Passoja & Amborski [1978] et Brock [1983]. Il s'agit d'une analyse spectrale de la rugosité des profils dans les métaux, basée sur les transformées de Fourier.

Reposant sur la notion de longueur d'onde, l'analyse spectrale qui, au sens large du terme, est utilisée pour décomposer tout signal en une somme de signaux élémentaires facilement manipulables et *dérivables*, offre un cadre théorique intéressant pour caractériser la rugosité des surfaces de fractures rocheuses. Cette rugosité comme on l'a déjà mentionné, englobe essentiellement des caractéristiques morphologiques multi-échelles très variées. A ce titre, l'analyse spectrale par les transformées de Fourier aura donc pour rôle d'identifier les composantes morphologiques principales de la rugosité d'un profil donné, caractérisées par des irrégularités de faible dimension masquées par des irrégularités plus grandes (fig. 2.8).



----- : grande irrégularité.
 ----- : irrégularité de faible dimension masquée par une irrégularité plus grande.

Figure 2.8 : Mise en évidence des différentes irrégularités d'un profil de fracture.

L'application de cette approche aux profils de fractures rocheuses fait l'objet de la section 2.5.2. D'abord, explicitons le cadre théorique de cette analyse.

2.5.1 Formulation théorique

- Transformée de Fourier continue $T(f)$:

Soit $t(x)$ une fonction de la variable x . Sous certaines conditions on démontre l'égalité suivante:

$$t(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} T(f) e^{i2\pi fx} df \quad (2.15)$$

avec
$$T(f) = \int_{-\infty}^{+\infty} t(x) e^{-i2\pi fx} dx \quad (2.16)$$

La fonction $T(f)$ est la transformée de Fourier de la fonction $t(x)$. Elle également dénommée spectre de la fonction $t(x)$.

- Transformée de Fourier discrète (T.F.D.) $T^\Delta(f)$:

La transformée de Fourier discrète constitue dans de très nombreux cas concrets d'analyse spectrale, le moyen privilégié de calcul de la transformée de Fourier d'une fonction, à l'aide, en général, d'un calculateur numérique.

Pour toute fonction $t(x)$, continue sur un intervalle $[0, X]$ on peut lui associer :

1-une séquence discrète de nombres $t(n\Delta x)$ qui représentent un échantillonnage à intervalles réguliers Δx de la fonction $t(x)$;

2-une valeur finie de l'ensemble des nombres sur lesquels portent les calculs N ($N=0, 1, \dots, N-1$).

L'échantillonnage de $t(x)$ fournit alors des nombres $T^\Delta(f)$ définis par :

$$T^\Delta(f) = \sum_{n=0}^{N-1} t(n\Delta x) e^{-i2\pi fn\Delta x}$$

Pour des raisons de taille de mémoire, le système de calcul numérique ne peut fournir ces résultats que pour un nombre limité de valeurs de la fréquence f , qu'il est naturel de choisir multiple d'un certain pas de fréquence Δf qui correspond en pratique, à une période égale à la longueur de l'enregistrement. Cette fréquence porte l'appellation de fréquence fondamentale de la fonction $t(x)$. On a alors :

$$T^\Delta(k\Delta f) = \sum_{n=0}^{N-1} t(n\Delta x) e^{-i2\pi nk\Delta f n\Delta x}$$

Ainsi, dans le cadre pratique de l'analyse spectrale et pour une bonne approximation des valeurs recherchées, le choix simplificateur intéressant de l'échantillonnage consiste donc à prendre comme :

- échantillonnage en abscisse : $\Delta x = \frac{X}{N}$

- échantillonnage en fréquence : $\Delta f = \frac{1}{X} = \frac{1}{N\Delta x}$

L'intérêt de la T.F.D. réside dans l'existence d'algorithmes de calcul rapides et précis des transformées de Fourier dénommés "T.F.D." ou encore "F.F.T." (Fast Fourier Transform). Ces algorithmes ont été découverts à partir de 1965 par Cooley et Tukey, ils ont permis d'utiliser dans la pratique la transformée de Fourier discrète en introduisant un cas intéressant : celui de $N = 2^m$. Ce qui a conduit à des algorithmes peu complexes, rapides et particulièrement efficaces.

2.5.2 Application aux surfaces de fractures

En utilisant l'analyse spectrale par les transformées de Fourier, Brock [1983] a étudié un profil purement sinusoïdal, contenant une seule longueur d'onde. Ainsi, de la représentation spectrale (fig. 2.9), il ressort effectivement un seul pic, soit une unique composante de base correspondant à la longueur d'onde ou période du profil.

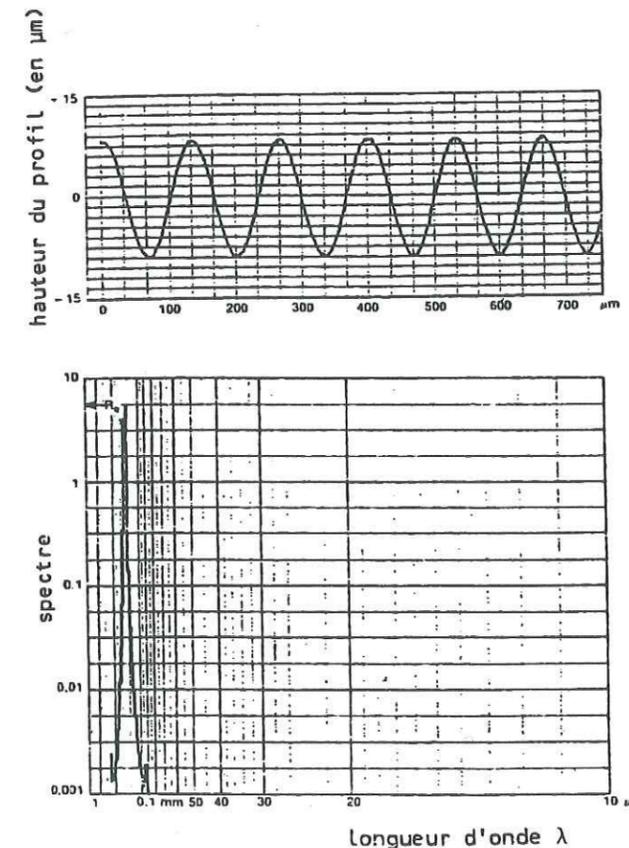


Figure 2.9 : Spectre d'un profil sinusoïdal idéal (d'après Brock [1983]).

Dans une autre analyse, ayant pour but de proposer une interprétation morphologique de spectres correspondant à des profils de fractures de géométrie non différentiable, Brock [1983] considère le cas d'un profil triangulaire périodique.

Son étude montre que, contrairement à un profil sinusoïdal parfait de même longueur d'onde, le spectre correspondant au profil triangulaire fait apparaître non pas un seul pic mais plusieurs pics décroissants lorsque la fréquence augmente (fig. 2.10). Contrairement à un profil sinusoïdal périodique, plusieurs fréquences sont manifestement nécessaires pour synthétiser un profil triangulaire périodique simple de même période.

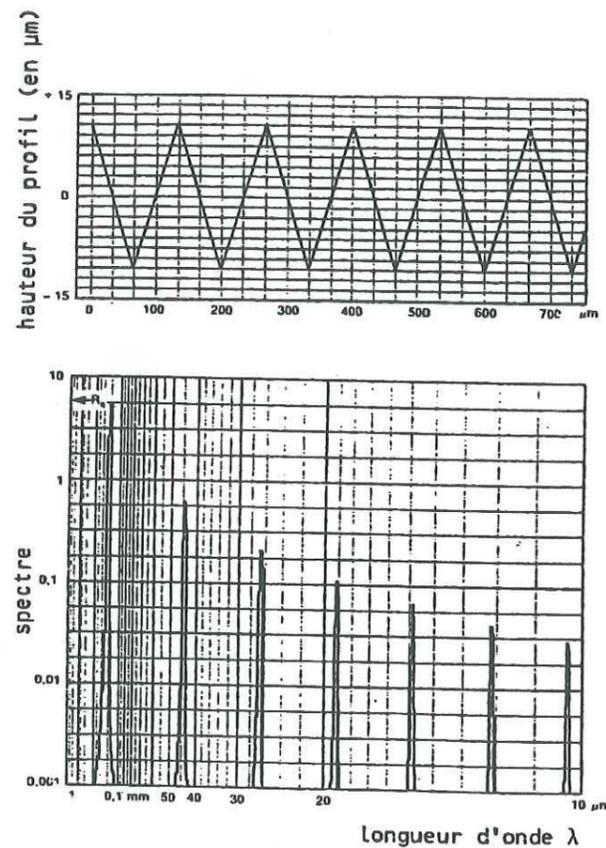


Figure 2.10 : Spectre d'un profil triangulaire idéal (d'après Brock [1983]).

Toujours dans le cadre de l'application de l'analyse spectrale par les transformées de Fourier aux fractures rocheuses, Passoja et Amborski [1978] ont montré que pour un profil périodique triangulaire constitué à l'aide de triangles caractérisés par une base de longueur λ et des angles α et β , le spectre obtenu est décroissant et présente des lacunes systématiques pour certaines fréquences, fonction du choix des angles α et β , (fig. 2.11).

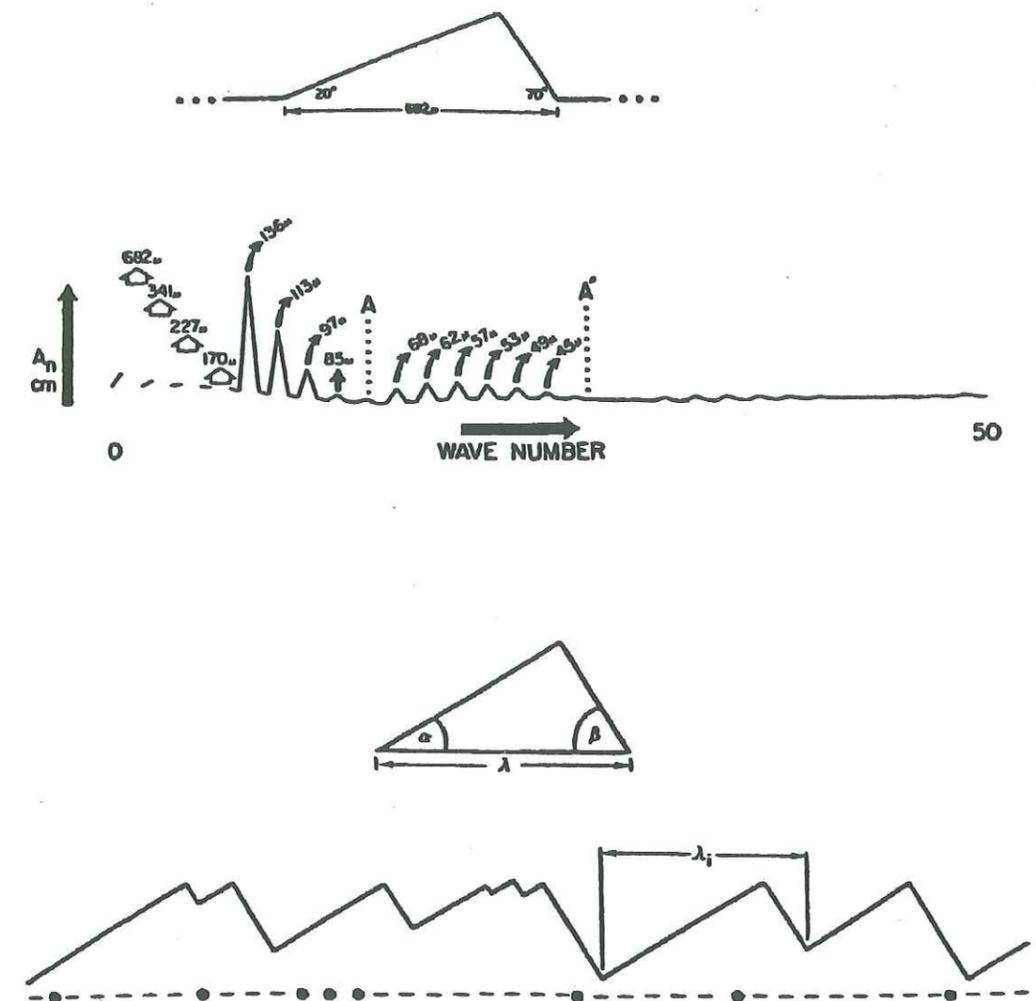


Figure 2.11 : a) Spectre d'énergie d'une série triangulaire
b) Profil engendré par la translation aléatoire des figures triangulaires (d'après Passoja et Amborski [1978]).

Nous concluons en soulignant que la caractérisation de la morphologie des profils de fractures à l'aide de l'analyse spectrale par les transformées de Fourier conduit à des résultats très différents selon la forme des aspérités sur des profils de même longueur d'onde. Il ressort de toute évidence que l'allure des spectres est fortement influencée par la forme géométrique des profils triangulaires (forme angulaire des aspérités et position aléatoire de ces dernières le long du profil) de sorte que plusieurs fréquences sont nécessaires pour synthétiser un profil triangulaire périodique. Ceci est dû probablement au fait, que les fonctions profils triangulaires et les fonctions d'approximation considérées dans l'analyse de Fourier sont d'un point de vue mathématique des fonctions de nature différente. Les premières sont des fonctions non différentiables alors que les fonctions trigonométriques sont des fonctions continûment dérivables.

3 Conclusion

L'étude des différentes méthodes d'analyse quantitative de la rugosité des surfaces de fractures nous a permis, de mieux cerner les limites de certaines approches. Cette étude met en évidence trois types d'informations différentes, fonction de la méthode d'analyse utilisée.

- Il y a, d'une part, les informations *locales* décrites par des paramètres statistiques, à partir des données discrètes des hauteurs d'aspérités aux points de mesure. Leur limitation principale est qu'elles décrivent la rugosité à l'échelle des aspérités sans prendre en compte les éventuelles corrélations existant entre ces dernières. Cependant, si on veut étudier par exemple la distribution des hauteurs d'une série de profils donnés, elles permettent de fournir des informations intéressantes, d'un point de vue comparatif. En particulier, le paramètre Z_2 permet une bonne estimation du coefficient *JRC* introduit dans le critère de rupture de Barton.

- D'autre part, il y a les informations *spatiales* qui résultent d'analyses plus globales telles que les méthodes spectrale ou géostatistique. Celles-ci traduisent essentiellement l'existence éventuelle de relations entre les informations locales dans leur ensemble. Par rapport à ces dernières, elles permettent de caractériser les structures morphologiques, lesquelles interviennent dans le comportement mécanique et hydraulique des joints rocheux. Toutefois certaines précautions d'emploi sont nécessaires à cause du processus non stationnaire de certains profils de fracture.

- Révélée par la dimension fractale, la troisième information présente quant à elle l'intérêt de permettre une description globale de la morphologie de l'éponte par un coefficient de rugosité unique. Mais comme nous l'avons vu précédemment, l'universalité de la description auto-affine des surfaces de fractures est une constatation expérimentale récente, dont les limites sont encore malheureusement mal connues.

On peut de plus s'interroger sur les insuffisances du paramètre *D* pour différencier deux morphologies distinctes. En effet la dimension fractale d'une fonction continue telle que la fonction sinus, est 1 (Mandelbrot [1982]), donc la même que celle d'une ligne droite. Ceci constitue de toute évidence un défaut de cette théorie pour une éventuelle application à la description quantitative du degré de rugosité des discontinuités dans les roches.

En conclusion, parmi les différentes méthodes analysées dans ce chapitre, l'analyse spectrale nous paraît actuellement la mieux adaptée pour décrire les différentes irrégularités de surface que peuvent présenter les épontes des discontinuités naturelles dans les roches. En effet, l'analyse spectrale se prête particulièrement bien à la mise en évidence des différentes fluctuations à tendance périodique constituant les composantes morphologiques principales, caractéristiques des différentes échelles de rugosité des épontes, et dont le rôle est déterminant dans le comportement mécanique et hydraulique des discontinuités rocheuses.

Malheureusement, l'analyse spectrale par les transformées de Fourier, semble moins bien adaptée à la description de la géométrie généralement irrégulière et angulaire présentée par les profils des joints rocheux. Cela constitue une des motivations de la présente recherche en vue de l'élaboration d'une méthode d'analyse morphologique plus pertinente et mieux adaptée à la caractérisation de la morphologie très irrégulière des discontinuités naturelles dans les roches.

Chapitre 3

DESCRIPTION ET CARACTERISATION DE LA MORPHOLOGIE DES FRACTURES PAR DES FONCTIONS TRIANGULAIRES

L'objet de ce chapitre est la mise au point d'une méthode nouvelle d'analyse morphologique de la rugosité des fractures rocheuses. Après avoir posé le problème, nous présenterons l'approche adoptée afin d'obtenir les informations relatives à la quantification des composantes morphologiques principales d'une fracture. La caractérisation de celles-ci constitue une donnée essentielle dont la prise en compte est nécessaire dans toute modélisation du comportement mécanique et hydraulique des discontinuités rocheuses. Nous utiliserons pour cela une méthode qui détermine le meilleur estimateur de la fonction profil $P(x)$, cette méthode est basée sur la notion d'approximation au sens des moindres carrés. Elle utilise comme fonctions d'approximation des éléments que nous avons déterminés. Il s'agit de fonctions dites triangulaires, celles-ci seront décrites, ainsi que la contribution de leur géométrie sur la qualité de l'approximation de la fonction $P(x)$, et par suite, sur une quantification rigoureuse des composantes morphologiques principales d'un profil de joint donné.

Après avoir présenté ce formalisme et introduit un certain nombre d'hypothèses sur les fonctions d'approximation considérées, nous exposerons et nous commenterons les principales étapes ainsi que les différentes directions que nous avons suivies afin de mettre au point la méthode d'analyse proposée. Les algorithmes de résolution mis en oeuvre seront également détaillés. Enfin, ce chapitre sera ponctué d'exemples numériques ayant pour but de montrer la performance de ces différents algorithmes.

1 Motivations

Le choix de l'approximation de la fonction profil $P(x)$ par une somme de fonctions triangulaires, pour la modélisation de la rugosité des profils de discontinuités rocheuses, nous est en quelque sorte dicté par la nature même de la morphologie de la surface de ces discontinuités. Cette dernière se caractérise en effet par une géométrie très irrégulière.

Du point de vue mathématique, la fonction profil $P(x)$ est une fonction continue mais non dérivable en un nombre fini de points géométriques (fig. 3.1). Par rapport aux méthodes d'analyse morphologique existantes, évoquées au chapitre précédent et en particulier à l'analyse spectrale par les transformées de Fourier, l'esprit de la nouvelle approche adoptée ici pourrait trouver sa justification dans le fait qu'à l'opposé des fonctions d'approximation de Fourier (fonctions sinusoïdales), elle considère des fonctions d'approximation non différentiables, de même nature que les fonctions profils. Ce critère constitue naturellement un des points forts de cette approche que nous dénommons *Approximation Triangulaire de la Morphologie* (ATM). Du fait de leur configuration géométrique, les fonctions d'approximation choisies (fonctions triangulaires) sont qualitativement plus à même de modéliser les singularités géométriques présentées par les profils de fractures naturelles, et de quantifier convenablement leurs principales structures.

Les applications pratiques qui découlent de cette approche pour la caractérisation de la géométrie des surfaces de fractures sont importantes. Elles se caractérisent entre autres par :

- 1- la détection d'une périodicité noyée dans un profil de rugosité d'apparence quelconque.
- 2- l'extraction et la quantification des échelles principales de rugosité d'une surface de discontinuité dans un profil de rugosité d'apparence quelconque.
- 3- la représentation spectrale des composantes morphologiques principales d'un profil de fracture donné.

Le lecteur découvrira donc tout au long de ce chapitre ces différents points, ainsi que les différentes étapes que nous avons considérées pour la mise en oeuvre de cette nouvelle approche. Ce travail nous a conduit à l'élaboration d'une méthode d'analyse morphologique adaptée à la caractérisation de la morphologie des discontinuités rocheuses et à la mise au point d'un outil spécifique de traitement informatique (code de calcul) dénommé *MORPHEE* (abréviation de MORPHologie Elaborée).

Nous présenterons dans ce qui suit ces différentes étapes. Celles-ci s'articulent autour de trois approches principales (c.f. sections 2, 3 et 4) dont chacune d'elles constitue à chaque étape une variante plus élaborée de la précédente. La présentation de ces phases successives nous a semblé nécessaire car elles illustrent clairement le cheminement des idées que nous avons exploitées, les problèmes qui se sont posés et la manière dont nous les avons résolus pour parvenir à la mise au point finale de la méthode d'analyse morphologique présentée ici, essentiellement adaptée à la caractérisation de la morphologie particulièrement irrégulière des joints rocheux.

2 Première approximation à l'aide d'une base orthogonale

2.1 Position et données du problème

Appelons $P(x)$ la fonction réelle à variable réelle, représentant la géométrie d'un profil de fracture donné (x étant la variable spatiale) (fig. 3.1).

Et soit $f_k(x)$ ($k \in \{1, 2, \dots, N\}$), un ensemble de fonctions triangulaires, périodiques formant une base orthogonale. Nous cherchons à approcher $P(x)$ à l'aide de l'ensemble de ces fonctions, aux points de données $(x_0, z_0), (x_1, z_1), \dots, (x_n, z_n)$, points d'échantillonnage du profil considéré, de telle manière que les valeurs calculées de z_i vérifient $z_i = P(x_i)$.

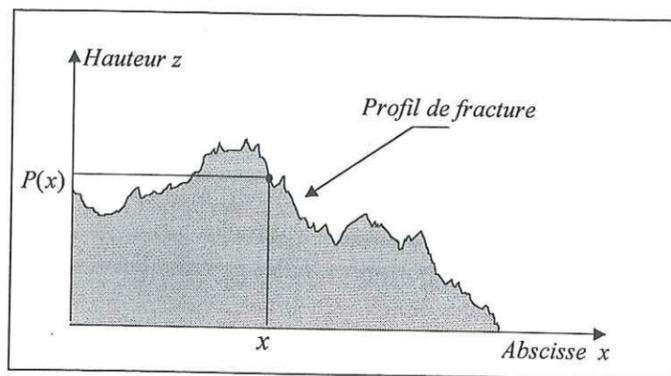


Figure 3.1 : Fonction Profil $P(x)$.

On cherche en effet une combinaison linéaire du type :

$$\hat{P}(x) = \sum_{i=0}^N \beta_i f_i(x) \quad (3.1)$$

telle que $\hat{P}(x)$ soit la meilleure estimation en moyenne quadratique de $P(x)$. Cela revient à déterminer $(\beta_0, \beta_1, \beta_2, \dots, \beta_N)$, composantes de $\hat{P}(x)$ dans la base des $f_i(x)$. Pour l'étude de ce problème, nous chercherons à minimiser l'écart quadratique moyen tel que :

$$\varepsilon = E\left\{(P(x) - \hat{P}(x))^2\right\} \text{ minimum} \quad (3.2)$$

La solution de ce problème peut être établie en utilisant le théorème de la projection orthogonale que nous développerons dans la section 2.3. Explicitons tout d'abord les caractéristiques de la base orthogonale que nous avons choisie.

2.2 Présentation de la base orthogonale proposée

Contrairement aux fonctions sinusoïdales (série de Fourier), les fonctions triangulaires $f_k(x)$ ($k \in \{1, 2, \dots, N\}$) que nous considérons pour l'approximation d'une fonction profil, ne sont pas dérivables en un nombre fini de points géométriques. Elles sont de ce fait qualitativement plus à même de représenter les singularités géométriques que présente la morphologie des profils de discontinuités naturelles.

2.2.1 Notion de longueur d'onde

Les fonctions $f_k(x)$ sont des fonctions triangulaires, linéaires par morceaux et périodiques de longueur d'onde λ_k . Nous appelons longueur d'onde λ_k , la longueur ou distance géométrique entre deux pics ou deux creux successifs ou plus généralement la distance λ tel que :

$$f_k(x + \lambda) = f_k(x) \quad \forall x \in \text{Domaine géométrique}$$

Un exemple de fonction $f_k(x)$ est représenté sur la figure ci-dessous.

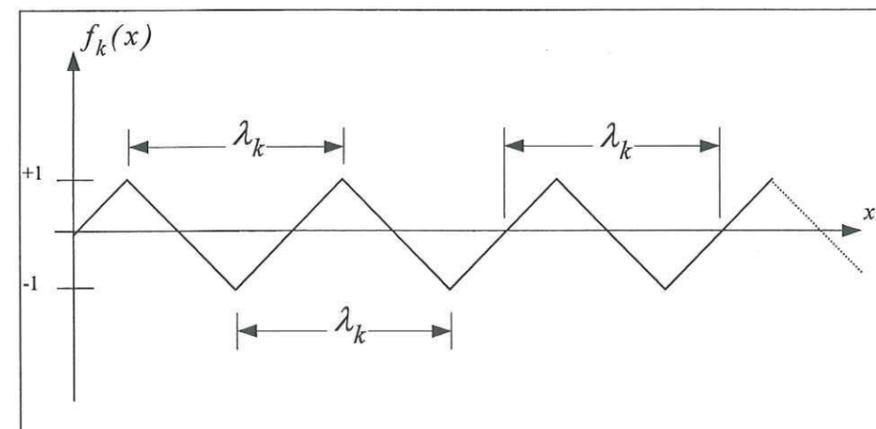


Figure 3.2 : Fonction triangulaire $f_k(x)$ de longueur d'onde λ_k .

2.2.2 Caractéristiques de la base orthogonale

L'espace vectoriel est donc engendré par une base orthogonale (orthogonalité dans le sens du produit scalaire que nous choisirons). Les éléments de la base sont les fonctions $f_k(x)$.

Les N éléments $f_k(x)$ de la base suivent une progression géométrique de raison $\frac{1}{2}$. Ces éléments sont de la forme :

$$\lambda_k = \frac{\lambda_{max}}{2^{k-1}} \quad \forall k \in \{1, 2, \dots, N\} \quad (3.3)$$

Nous obtenons ainsi pour ;

$$k=1 \quad \Rightarrow \quad \lambda_1 = \lambda_{max}$$

$$k=N \quad \Rightarrow \quad \lambda_N = \lambda_{min}$$

avec $\lambda_{max} = 2L$ (L étant la longueur de l'échantillon).

2.2.3 Hypothèses

Comme énoncé plus haut, les longueurs d'ondes rattachées aux fonctions triangulaires $f_k(x)$ ($k \in \{1, 2, \dots, N\}$), présentent deux bornes λ_{min} et λ_{max} , soit donc une borne inférieure et supérieure qui délimitent un ensemble de dimension finie de fonctions à considérer. Par rapport aux profils des joints rocheux, le choix de la valeur de ces bornes est fixé de manière à prendre en compte deux paramètres :

- le pas d'échantillonnage
- la taille de l'échantillon

• La borne inférieure étant fixée par la plus petite résolution de mesure, soit de l'ordre du pas de numérisation du profil.

• La borne supérieure est imposée par la taille de l'échantillon, soit deux fois la longueur du profil, ce qui représente une demi-longueur d'onde sur la longueur de l'échantillon. Ceci vise à tenir compte de la morphologie particulière que peut présenter un échantillon de joint donné qui peut être caractérisée par une forme "bombée".

Dans la figure ci-dessous (fig. 3.3), est représenté un exemple de *fonctions triangulaires orthogonales*. Trois fonctions ($k=1, k=2, k=3, k=N$) sont données à titre d'illustration.

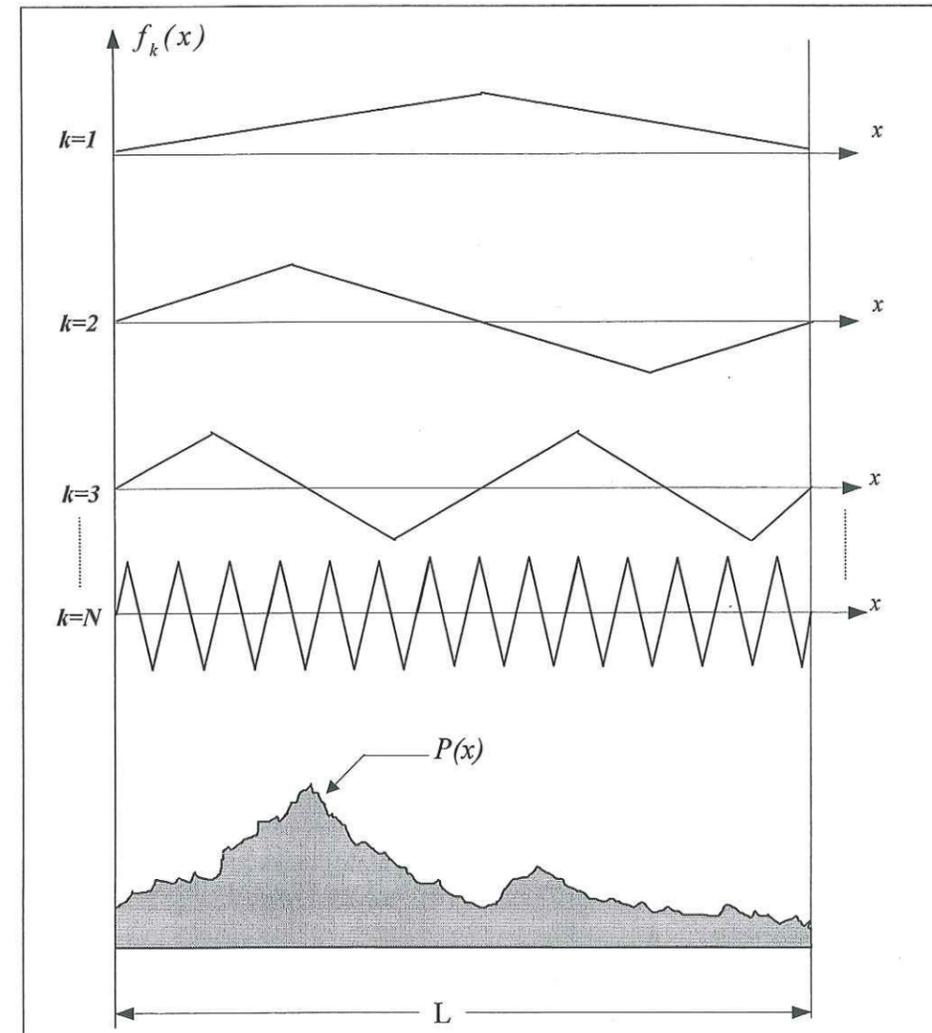


Figure 3.3 : Illustration des éléments de la base orthogonale définie pour l'approximation d'un profil de joint donné.

Les fonctions $f_k(x)$ ($k \in \{1, 2, \dots, N\}$) sont donc continues mais non dérivables en un nombre fini de points. Ce nombre de points correspond au nombre de sommets. L'expression analytique de ces fonctions est la suivante :

$$\forall k \in \{1, 2, \dots, N\}; n \in [0, k-1]$$

$$f_k(x) = \begin{cases} \frac{4}{\lambda_k}(x - n\lambda_k) & \forall x \in \left[n\lambda_k, n\lambda_k + \frac{\lambda_k}{4} \right] \\ 2 - \frac{4}{\lambda_k}(x - n\lambda_k) & \forall x \in \left[n\lambda_k + \frac{\lambda_k}{4}, n\lambda_k + \frac{3\lambda_k}{4} \right] \\ -4 + \frac{4}{\lambda_k}(x - n\lambda_k) & \forall x \in \left[n\lambda_k + \frac{3\lambda_k}{4}, (n+1)\lambda_k \right] \end{cases} \quad (3.4)$$

Une autre caractéristique des éléments constitutifs de la base orthogonale, est que toutes les fonctions présentent une moyenne générale nulle, c'est à dire :

$$\frac{1}{L} \int_0^L f_k(x) dx = 0 \quad \forall k \in \{1, 2, \dots, N\} \quad (3.5)$$

Cette caractéristique est due à la périodicité de ces fonctions.

Nous allons à présent exposer des éléments théoriques de la formulation adoptée.

2.3 Formulation théorique

En utilisant le théorème de la projection orthogonale, on procédera dans cette première approche à la projection de la fonction profil $P(x)$ sur la base orthogonale composée des fonctions $f_k(x)$ ($k \in \{0, 1, 2, \dots, N\}$).

Soit \mathbf{E} l'espace fonctionnel des fonctions de carré intégrable sur l'intervalle $[0, L]$, $[0, L]$ étant un intervalle fixé :

$$\mathbf{E} = \left\{ f_k(x), x \in [0, L] \text{ tel que } \int_0^L |f_k(x)|^2 dx < +\infty \right\} \quad \forall k \in \{0, 1, 2, \dots, N\}$$

Cet espace est muni du produit scalaire $(\cdot, \cdot)_{\mathbf{E}}$ défini par :

$$(f, g)_{\mathbf{E}} = \int_0^L f(x) \cdot g(x) dx$$

ainsi que de la norme associée à ce produit scalaire $\| \cdot \|_{\mathbf{E}}$, définie par :

$$\|f\|_{\mathbf{E}} = \sqrt{(f, f)_{\mathbf{E}}} = \sqrt{\int_0^L f(x) \cdot f(x) dx}$$

Considérons la famille des fonctions orthogonales de \mathbf{E} , $f_0, f_1, f_2, \dots, f_N$. L'orthogonalité au sens du produit scalaire sur \mathbf{E} , $(\cdot, \cdot)_{\mathbf{E}}$ se traduit par :

$$\forall i, j \in \{0, 1, \dots, N\}^2 \quad (f_i, f_j)_{\mathbf{E}} = \int_0^L f_i(x) \cdot f_j(x) dx = 0 \quad \forall i \neq j$$

A ce stade du développement, précisons que la fonction $f_0(x)$ est la fonction identité :

$$f_0(x) = 1 \quad \forall x \in [0, L]$$

Soit \mathbf{F} le sous-espace de \mathbf{E} engendré par cette base, \mathbf{R} son supplémentaire dans \mathbf{E} :

$$\mathbf{E} = \mathbf{F} \oplus \mathbf{R}$$

(\mathbf{E} est somme directe topologique des deux sous-espaces vectoriels orthogonaux \mathbf{F} et \mathbf{R})

Pour N suffisamment grand chaque élément $P(x)$ de \mathbf{E} peut se décomposer donc de manière unique sous la forme suivante :

$$P(x) = \beta_0 f_0(x) + \beta_1 f_1(x) + \dots + \beta_N f_N(x) + R_N(x)$$

avec :

$$R_N(x) \in \mathbf{R}$$

$$\beta_i \in \mathbf{R}, \quad \forall i \in \{0, 1, \dots, N\}$$

en d'autres termes, nous exprimerons la fonction profil $P(x)$ comme résultant de la somme de $N+1$ fonctions $f_i(x)$ et d'une composante $R_N(x)$ orthogonale à ces $N+1$ fonctions.

$$P(x) = \sum_{i=0}^N \beta_i f_i(x) + R_N(x)$$

En vertu des propriétés des éléments de \mathbf{R} nous avons la relation,

$$(R_N, f_k)_{\mathbf{E}} = \int_0^L R_N(x) \cdot f_k(x) dx = 0 \quad \forall k \in \{0, 1, \dots, N\}$$

En exprimant $R_N(x) \in \mathbf{R}$ en fonction de $P(x)$ et des $\beta_i f_i(x)$ ($i \in \{0, 1, \dots, N\}$), la relation ci-dessus se traduira explicitement par :

$$(R_N, f_k)_E = \left((P(x) - (\beta_0 f_0(x) + \beta_1 f_1(x) + \dots + \beta_N f_N(x))), f_k \right)_E = 0 \quad \forall k \in \{0, 1, \dots, N\}$$

En développant ce produit scalaire,

$$(R_N, f_k)_E = (P, f_k)_E - \sum_{i=0}^{k-1} \beta_i (f_i, f_k)_E - \beta_k (f_k, f_k)_E - \sum_{i=k+1}^N \beta_i (f_i, f_k)_E = 0$$

et en tenant compte de l'orthogonalité des différentes fonctions ainsi que du fait que ces fonctions sont à intégrale nulle sur l'intervalle $[0, L]$, nous obtenons finalement la relation :

$$(P, f_k)_E - \beta_k (f_k, f_k)_E = 0$$

et par suite la valeur β_k :

$$\beta_k = \frac{(P, f_k)_E}{(f_k, f_k)_E} = \frac{(P, f_k)_E}{\|f_k\|_E^2} = \frac{\int_0^L P(x) \cdot f_k(x) dx}{\int_0^L f_k^2(x) dx}$$

Les coefficients d'approximation sont alors déterminés par :

$$\beta_k = \frac{(P, f_k)_E}{\|f_k\|_E^2} \quad k = 0, 1, \dots, N \quad (3.6)$$

où, P représente la fonction profil, et f_k une fonction élémentaire de longueur d'onde λ_k donnée.

Dans le cas où la surface de fracture ne présenterait aucune rugosité, donc si cette dernière se caractériserait par une surface plane lisse, l'approximation d'une telle géométrie est représentée dans la base orthogonale par la constante β_0 :

$$\beta_0 = \frac{(P, f_0)_E}{(f_0, f_0)_E} = \frac{(P, f_0)_E}{\|f_0\|_E^2} = \frac{\int_0^L P(x) dx}{\int_0^L dx} = \frac{1}{L} \int_0^L P(x) dx \quad (3.7)$$

Nous constatons aussi que la constante β_0 représente la ligne moyenne d'un profil de fracture donné.

Nous pouvons donc maintenant formuler explicitement l'expression de la fonction profil $P(x)$

en fonction de la somme des produits $\beta_k f_k$ où, les termes β_k représentent les *coefficients d'approximation* définis précédemment.

Nous avons donc :

$$P(x) \approx \beta_0 f_0(x) + \beta_1 f_1(x) + \dots + \beta_N f_N(x)$$

Soit :

$$P(x) \approx \sum_{k=0}^N \frac{(P, f_k)_E}{\|f_k\|_E^2} f_k(x) \quad x \in [0, L] \quad (3.8)$$

2.4 Exemples numériques

Afin de valider l'approche exposée ci-dessus, on applique cette dernière sur des profils tests. L'avantage de ce choix particulier porte sur le fait que ces profils présentent une morphologie simple, ce qui nous permettra de vérifier la précision de l'approximation proposée avant de l'appliquer sur des cas réels (discontinuités naturelles).

Application A

On considère un cas théorique de surface de fracture de longueur 12 cm, dont la section longitudinale présente un profil triangulaire périodique et de longueur d'onde égale à 3cm (fig. 3.4). Le pas d'échantillonnage de ce profil est de 0.75 cm.

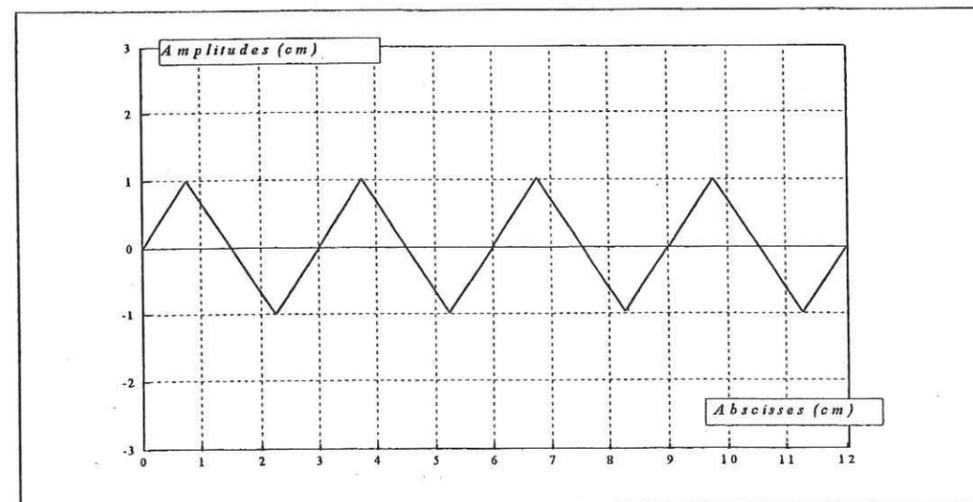


Figure 3.4 : Echantillon A.

Caractéristiques de la simulation :

- $N = 6$
- $\lambda_{max} = 2L = 24 \text{ cm}$
- $\lambda_{min} = \frac{\lambda_{max}}{2^{N-1}} = \frac{24}{2^5} = 0.75 \text{ cm}$

Les coefficients β_k déterminés à l'aide de la relation (3.6) sont représentés dans le tableau ci-dessous (tableau 3. a).

k	1	2	3	4	5	6
2^{k-1}	1	2	4	8	16	32
$\lambda_k \text{ (cm)}$	24	12.00	6.00	3.00	1.50	0.75
β_k	0	0	0	1	0	0

Tableau 3. a

La représentation graphique des composantes morphologiques principales caractérisant la morphologie d'un échantillon donné, est représentée par un diagramme en bâtons. C'est un spectre discret formé de raies d'amplitudes $|\beta_k|$, localisées sur les longueurs d'onde λ_k associées à la suite des fonctions orthogonales $f_k(x)$.

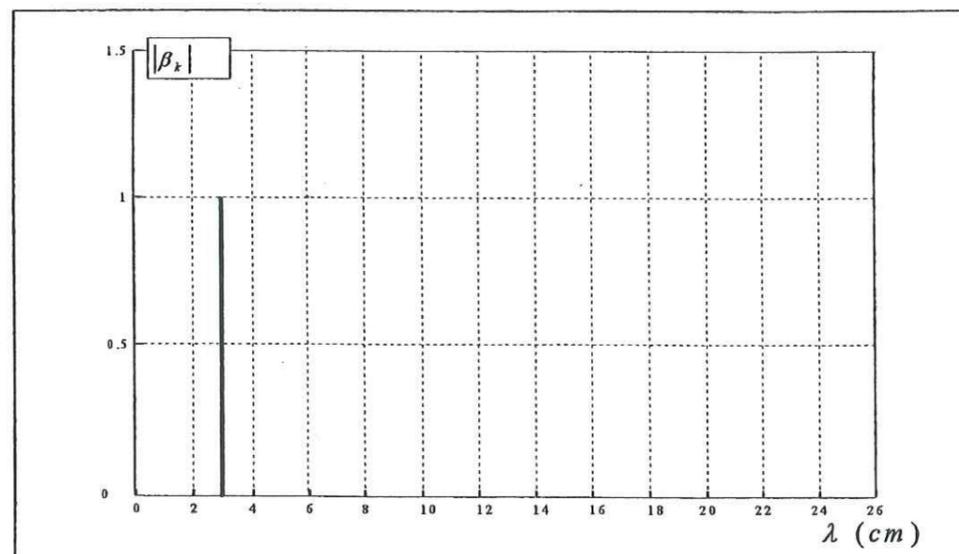


Figure 3.5 : Spectre discret de l'échantillon A.

Pour exemple, le spectre discret du profil triangulaire est représenté dans la figure 3.5. Ce spectre est caractérisé d'une part, par une seule raie correspondant à la longueur d'onde considérée $\lambda_k = 3 \text{ cm}$, et d'autre part, par des valeurs nulles des coefficients $\beta_k (k \neq 4)$.

Pour une géométrie aussi particulière du profil de fracture, on est dans le cas d'une approximation parfaite. En effet, si on appelle $P_r(x)$, le profil reconstitué à partir de la somme des (N) termes $\beta_k f_k$ de la base orthogonale avec ($k = 1, \dots, 6$), nous obtenons l'égalité suivante :

$$P_r(x) = \sum_{k=1}^6 \beta_k f_k(x) = \beta_4 f_4(x) = P(x)$$

Dans ce cas de figure, l'erreur moyenne quadratique entre les deux fonctions $P(x)$ et $P_r(x)$ est nulle.

De plus, on remarque qu'avec cette nouvelle approche par une base orthogonale, qui est constituée essentiellement d'un ensemble de fonctions *triangulaires* que nous avons défini, le spectre discret fait apparaître une seule raie correspondant à la composante de base du profil périodique testé. Alors que dans le cas de l'analyse spectrale du même échantillon par les transformées de Fourier (cf. chapitre 2 - fig. 2.10), plusieurs fréquences sont nécessaires pour approximer un profil triangulaire périodique.

Application B

Dans ce deuxième exemple, nous considérons un profil de longueur 12 cm (fig. 3.6), caractérisé principalement dans ce cas, par deux segments de longueurs d'onde distinctes λ_1 et λ_2 respectivement égales à 6 cm et à 5 cm, ainsi que d'un troisième segment d'une longueur égale à un quart d'une longueur d'onde de 4 cm.

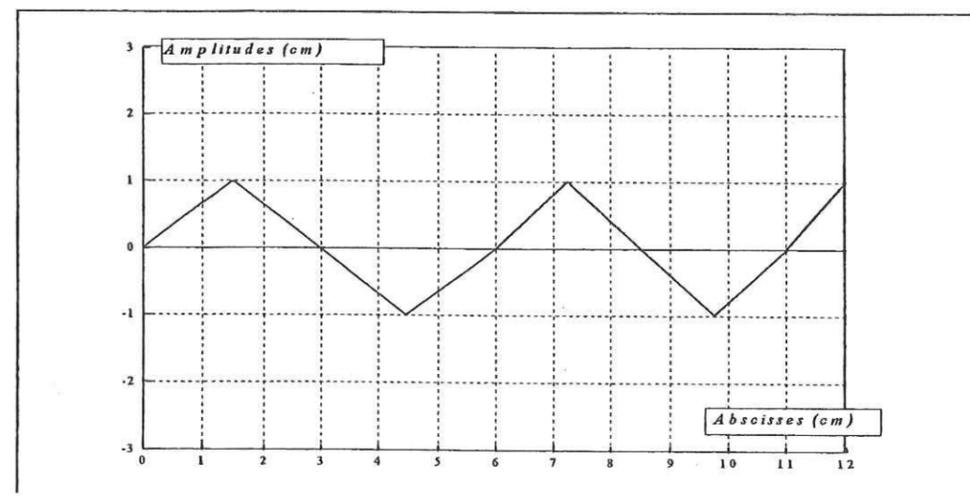


Figure 3.6 : Echantillon B.

Par ailleurs, notons que cet échantillon n'est pas centré ($\beta_0 \neq 0$), et qu'il présente un pas de numérisation de 0.25 cm.

Caractéristiques de la simulation :

- $N = 7$
- $\lambda_{max} = 2L = 24 \text{ cm}$
- $\lambda_{min} = \frac{\lambda_{max}}{2^{N-1}} = \frac{24}{2^6} = 0.375 \text{ cm}$
- $\beta_0 = 0.04167$

Pour cette configuration géométrique du profil, on obtient des valeurs des coefficients β_k (Tableau 3. b) variant de la valeur minimale 0.01085 pour $\lambda_7 = 0.375 \text{ cm}$ à la valeur maximale 0.83889 pour $\lambda_3 = 6 \text{ cm}$. La meilleure approximation de la fonction $P(x)$ par la base orthogonale considérée est obtenue avec la fonction triangulaire $f_3(x)$ ($\lambda_3 = 6 \text{ cm}$), soit une longueur d'onde bien présente dans l'exemple du profil de fracture étudié, mais aussi appartenant à la base. Par contre, on note que les deux autres longueurs d'ondes composant le profil ne sont pas mises en évidence. Ceci est dû essentiellement au nombre limité des éléments de fonctions composant la base orthogonale.

k	1	2	3	4	5	6	7
2^{k-1}	1	2	4	8	16	32	64
$\lambda_k \text{ (cm)}$	24	12.00	6.00	3.00	1.50	0.75	0.375
β_k	-0.05035	0.0875	0.83889	-0.12465	-0.06484	-0.02693	-0.01085

Tableau 3. b.

Nous représentons dans la figure ci-après le spectre discret obtenu pour le cas de l'échantillon B.

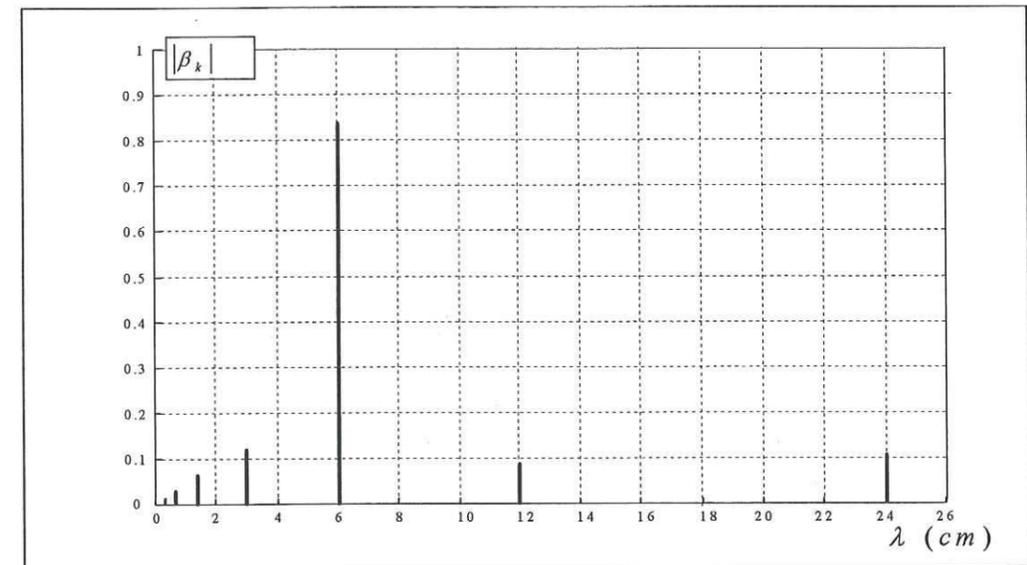


Figure 3. 7: Spectre discret de l'échantillon B.

On constate pour cet exemple, une mauvaise concordance entre le profil reconstitué et le profil réel (fig. 3.8). L'écart relatif entre les deux profils (origine et reconstitué) croît avec le rang du pas, notamment au-delà de 6 cm.

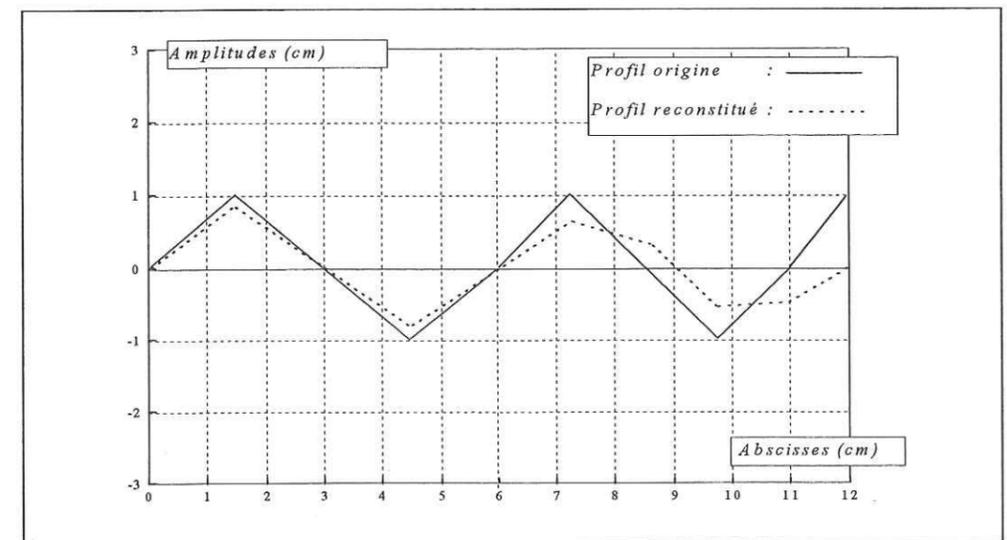


Figure 3. 8: Profils origine et reconstitué.

Cette mauvaise approximation s'explique par la richesse relativement faible de l'espace de la base orthogonale considérée.

Application C

Dans le cas de l'application A, on a considéré un exemple de profil périodique ayant des ordonnées initiales et finales nulles. C'est une particularité géométrique qui se confond bien avec les caractéristiques des fonctions triangulaires constituant la base orthogonale. Or, généralement les profils de discontinuités rocheuses présentent rarement ces particularités et sont plutôt de formes quelconques. Dans ce cas précis, on va considéré un exemple de profil de géométrie relativement simple, présentant une forme "bombée" (fig. 3.9). Le pas de numérisation considéré est de 1 cm.

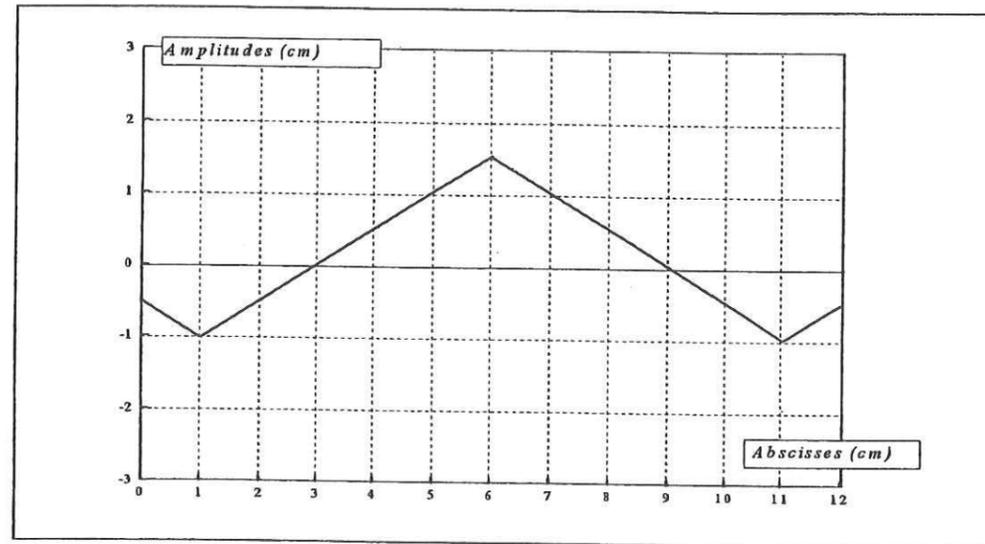


Figure 3.9 : Echantillon C.

Caractéristiques de la simulation :

- $N = 5$
- $\lambda_{max} = 2L = 24 \text{ cm}$
- $\lambda_{min} = \frac{\lambda_{max}}{2^{N-1}} = \frac{24}{2^4} = 1.50 \text{ cm}$
- $\beta_0 = 0.08333 \text{ cm}$

Après calcul des coefficients d'approximation, on obtient donc le tableau suivant :

k	1	2	3	4	5
2^{k-1}	1	2	4	8	16
$\lambda_k \text{ (cm)}$	24	12.00	6.00	3.00	1.50
β_k	0.63889	0	0	0	0

Tableau 3. c

D'après le tableau 3. c, il ressort seulement une seule composante, soit celle correspondant à la longueur d'onde, $\lambda_1 = 24 \text{ cm}$. L'explication vient du fait que cette longueur d'onde tronquée à la longueur de l'échantillon, est la seule composante de la base considérée, qui schématise la morphologie la plus proche de la forme géométrique "bombée" de l'échantillon C.

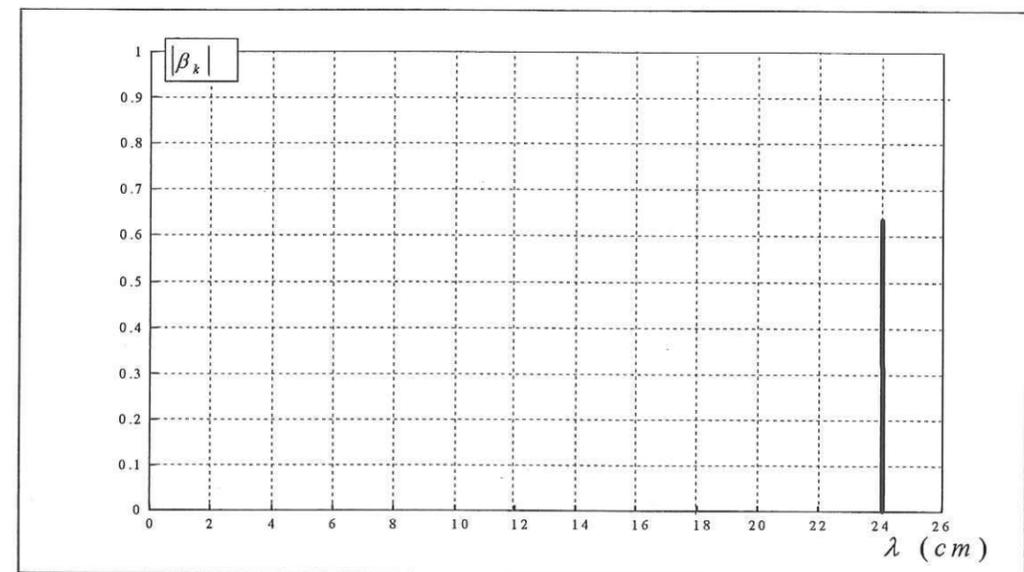


Figure 3. 10: Spectre discret de l'échantillon C.

Par ailleurs, la figure 3.11 montre un écart très important entre le profil reconstitué et le profil origine, traduisant une approximation très médiocre.

Cette méthode s'avère malheureusement incapable de décrire de telles morphologies, même si leur complexité géométrique est très faible.

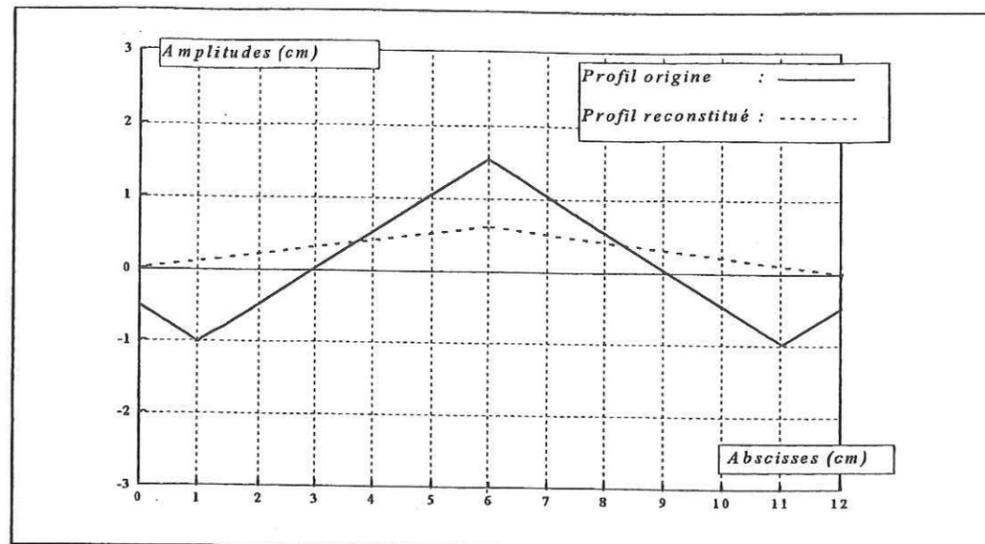


Figure 3.11 : Profils origine et reconstitué.

2.5 Conclusion

La méthode présentée dans cette section, s'appuie sur une base orthogonale pour approximer la fonction $P(x)$ représentant le profil d'un joint donné. Sa qualité première est sa simplicité de mise en œuvre et d'utilisation. Elle présente également l'avantage de bien caractériser un profil triangulaire périodique (le contenu spectral fait ressortir une seule raie, fréquence de base du profil) contrairement à l'analyse spectrale par les séries de Fourier, où plusieurs fréquences sont nécessaires pour approximer la même géométrie.

Elle présente cependant quelques limites. Son inconvénient majeur réside dans les caractéristiques des fonctions considérées qui, de par leur définition, ne peuvent prendre en compte les valeurs non nulles des amplitudes de $P(x)$, situées à ses deux extrémités. En effet, les fonctions $f_k(x)$ sont définies de façon à avoir une ordonnée nulle à l'origine et à l'extrémité de l'échantillon. Cette lacune inhérente à cette famille de fonctions constitue une limite d'application de cette méthode, car la morphologie des profils de joints naturels rencontrés en laboratoire ou in situ ne présente qu'exceptionnellement, voire jamais, ces caractéristiques.

D'autre part, la validation de cette approche, par des simulations sur des morphologies de faible complexité, a mis en évidence un mauvais ajustement dans le cas des exemples d'échantillons B et C étudiés. Ceci nous conduit tout naturellement à la conclusion que l'espace des fonctions triangulaires considéré n'est pas assez riche pour bien approximer la morphologie d'un profil de fracture donné. En conséquence, pour résoudre ce problème, nous proposons dans les sections suivantes une approche plus évoluée de la méthode.

3 Deuxième approximation à l'aide de fonctions non orthogonales

3.1 Principe de la deuxième approche

Pour enrichir l'espace des fonctions orthogonales $f_k(x)$ proposé dans l'approche précédente, et en vue d'arriver à une meilleure approximation d'une fonction profil $P(x)$ quelconque, nous allons considérer pour chacune des fonctions $f_k(x)$ que nous appellerons fonctions mères, un ensemble de translations, caractérisé par un paramètre noté x_0^j (fig. 3.12) ;

$$x_0^j \in \left[0, \frac{\lambda_k}{2} \right] \quad j \in \{0, 1, 2, \dots, m\}$$

Les fonctions mères sont définies de la même manière que dans l'approche précédente :

$$\lambda_k = \frac{\lambda_{\max}}{2^{k-1}}$$

avec $\lambda_{\max} = 2L$

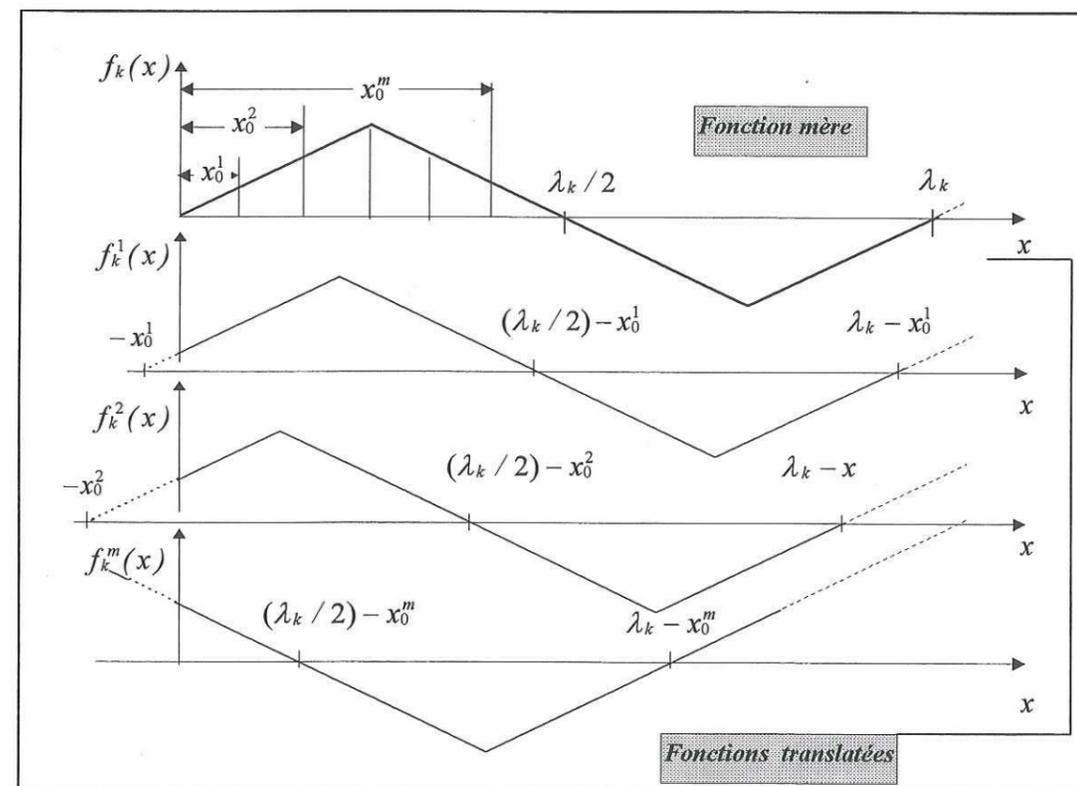


Figure 3.12: Fonction mère et ses Fonctions traduites.

Ce paramètre va définir pour chaque *fonction mère* $f_k(x)$, un sous ensemble de fonctions de même longueur d'onde λ_k . Nous noterons donc par $f_k^j(x)$ (fig. 3.12), les fonctions triangulaires issues de la *fonction mère* $f_k(x)$, par une translation parallèle à l'axe des abscisses (x) et de valeur x_0^j . Précisons par ailleurs, que la translation x_0^0 correspond à une translation nulle, qui correspond à la *fonction mère*. On a alors :

$$f_k^0(x) \equiv f_k(x) \quad \text{avec } x_0^0 = 0 \quad (3.9)$$

L'ensemble des *fonctions (mères et translatées)* ne forme plus une base orthogonale. Ceci pour souligner que nous ne pouvons plus déterminer les coefficients d'approximation par un calcul direct. Ces derniers seront déterminés par un processus itératif que nous exposons dans la section 3.3.

Par ailleurs, ces diverses translations sont réalisées afin de prendre en compte deux points particuliers, tels que :

- 1- La position aléatoire d'une longueur d'onde donnée sur la longueur de l'échantillon
- 2- Palier la particularité des fonctions $f_k(x)$, présentant une ordonnée nulle à l'origine et à l'extrémité.

Rappelons que les valeurs de ces translations sont encadrées par deux valeurs caractéristiques qui définissent les bornes de l'intervalle d'étude $\left[0, \frac{\lambda_k}{2}\right]$. Notons \mathcal{N}_p le nombre de partitions obtenues en échantillonnant à un pas régulier cet intervalle. Ainsi sur l'exemple illustré par la figure 3.12, le nombre de partitions associé à la *fonction mère* $f_k(x)$, est de 6 partitions. La dimension de ces partitions est considérée constante et vaut pour ce cas de figure $\frac{\lambda_k}{12}$. En termes de *fonctions translatées*, on aura dans ce cas, pour chaque *fonction mère* $f_k(x)$ considérée, un sous-ensemble de cinq *fonctions translatées*, définies par $f_k^1(x)$, $f_k^2(x)$, ... et $f_k^5(x)$.

Quant au cadre théorique de cette approche, il est exposé dans la section suivante. Il s'agit d'une approximation *au sens des moindres carrés* de la fonction profil $P(x)$ par une fonction triangulaire $f_k^j(x)$ donnée.

En ce qui concerne l'approximation de $P(x)$ par l'ensemble de ces fonctions non orthogonales, elle est effectuée suivant un processus itératif. Ce processus déterminera à chaque itération le coefficient d'approximation relatif à la fonction triangulaire $f_k^j(x)$ qui approxime le mieux la fonction $P(x)$. Le calcul des différents coefficients d'approximation est ainsi poursuivi, jusqu'à convergence du processus.

3.2 Cadre théorique

3.2.1 Formulation au sens des moindres carrés

Définition :

Soit deux fonctions $h(x)$ et $g(x)$ réelles à variables réelles définies sur un domaine Ω . On appelle *approximation au sens des moindres carrés* ou *approximation en moyenne quadratique* d'une fonction $g(x)$ par une fonction $h(x)$ et réciproquement, l'*approximation* qui se base sur la minimisation de la norme d , telle que :

$$d^2 = \varepsilon(\alpha) = \frac{1}{\Omega} \int_{\Omega} (h(x) - \alpha g(x))^2 dx \quad (3.10)$$

Le paramètre $\varepsilon(\alpha)$ est une mesure (au sens des moindres carrés) de l'écart entre les deux fonctions $h(x)$ et $g(x)$.

Dans le cas d'une approximation de la fonction profil $P(x)$ par une fonction $f(x)$, $\varepsilon(\alpha)$ représentera alors l'écart quadratique moyen entre ces deux fonctions. C'est le critère que nous adoptons pour juger la qualité de l'approximation.

Notre intervalle d'étude correspond à la longueur de l'échantillon :

$$x \in \Omega \equiv [0, L]$$

Soient $f_k(x)$ les éléments d'une famille de fonctions continues et bornées :

$$-1 \leq f_k(x) \leq 1 \quad \forall x \in [0, L] \quad \text{et} \quad \forall k \in [0, 1, 2, \dots, N]$$

Considérons une fonction $f(x)$ appartenant à cette famille de fonctions, et α son coefficient multiplicatif. L'écart quadratique moyen entre $\alpha f(x)$ et $P(x)$ dépend naturellement de α et est défini par :

$$\varepsilon(\alpha) = \frac{1}{L} \int_0^L (P(x) - \alpha f(x))^2 dx \quad (3.11)$$

en développant cette expression

$$\varepsilon(\alpha) = \frac{1}{L} \int_0^L P^2(x) dx + \frac{\alpha^2}{L} \int_0^L f^2(x) dx - \frac{2\alpha}{L} \int_0^L P(x) f(x) dx \quad (3.12)$$

Nous constatons que pour un profil donné $P(x)$ et une fonction triangulaire choisie $f(x)$, l'écart $\varepsilon(\alpha)$ est non-linéaire de degré 2 par rapport à sa seule variable α .

L'objectif est donc maintenant, de déterminer la valeur de la variable scalaire α pour que $\varepsilon(\alpha)$ soit minimal.

3.2.2 Minimisation de l'écart quadratique moyen

Pour cela déterminons successivement la dérivée première et seconde de cette fonction par rapport à sa variable α .

- L'expression analytique de la dérivée première de $\varepsilon(\alpha)$ est :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \varepsilon(\alpha)}{\partial \alpha} &= \frac{\partial}{\partial \alpha} \left(\frac{1}{L} \int_0^L P^2(x) dx + \frac{\alpha^2}{L} \int_0^L f^2(x) dx - \frac{2\alpha}{L} \int_0^L P(x) f(x) dx \right) \\ &= \frac{2\alpha}{L} \int_0^L f^2(x) dx - \frac{2}{L} \int_0^L P(x) f(x) dx \end{aligned}$$

- L'expression analytique de la dérivée seconde de $\varepsilon(\alpha)$ est :

$$\frac{\partial^2 \varepsilon(\alpha)}{\partial \alpha^2} = \frac{2}{L} \int_0^L f^2(x) dx$$

nous avons par ailleurs, la propriété suivante :

$$\int_0^L f^2(x) dx \geq 0 \quad \forall x \in [0, L] \Rightarrow \frac{\partial^2 \varepsilon(\alpha)}{\partial \alpha^2} \geq 0$$

En vertu de la propriété exposée ci-dessus, le minimum de $\varepsilon(\alpha)$ est donc obtenu pour α tel que :

$$\frac{\partial \varepsilon(\alpha)}{\partial \alpha} = 0$$

C'est à dire ;

$$\frac{2\alpha}{L} \int_0^L f^2(x) dx - \frac{2}{L} \int_0^L P(x) f(x) dx = 0$$

On déduit de cette relation, l'expression de α qui minimise $\varepsilon(\alpha)$. On a :

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon(\alpha) \text{ est minimum pour :} \\ \alpha = \frac{\int_0^L P(x) f(x) dx}{\int_0^L f^2(x) dx} \quad \text{avec } \int_0^L f^2(x) dx \neq 0 \end{array} \right.$$

Si on considère maintenant une famille de fonctions $f_k(x)$ ($k \in [0, 1, \dots, N]$), le coefficient multiplicatif α_k associé à chaque fonction $f_k(x)$ ($k \in [0, 1, \dots, N]$) aura donc pour expression :

$$\alpha_k = \frac{\int_0^L P(x) f_k(x) dx}{\int_0^L f_k^2(x) dx} \quad \forall k \in [0, 1, \dots, N] \quad (3.13)$$

Par ailleurs, en remplaçant l'expression (3.13) dans le développement (3.12), on a constaté qu'il ressort de la formulation de $(\varepsilon_k)_{min}$, un coefficient qui donne une information sur la relation entre les deux fonctions $P(x)$ et $f_k(x)$. Ce coefficient n'est autre que le *coefficient de corrélation*.

L'influence de ce dernier sur la valeur de l'erreur de l'approximation $(\varepsilon_k)_{min}$ est étudiée ci-après. On a :

$$\begin{aligned}
 (\varepsilon_k)_{\min} &= \frac{1}{L} \int_0^L P^2(x) dx \\
 &+ \frac{1}{L} \left[\frac{\int_0^L P(x) f_k(x) dx}{\int_0^L f_k^2(x) dx} \right]^2 \int_0^L f_k^2(x) dx \\
 &- \frac{2}{L} \left[\frac{\int_0^L P(x) f_k(x) dx}{\int_0^L f_k^2(x) dx} \right] \int_0^L P(x) f_k(x) dx
 \end{aligned}$$

Nous obtenons après simplification :

$$(\varepsilon_k)_{\min} = \frac{1}{L} \int_0^L P^2(x) dx \left[1 - \frac{\left(\int_0^L P(x) f_k(x) dx \right)^2}{\int_0^L P^2(x) dx \cdot \int_0^L f_k^2(x) dx} \right]$$

expression que nous pouvons écrire sous la forme,

$$(\varepsilon_k)_{\min} = \frac{1}{L} \int_0^L P^2(x) dx (1 - \rho_k^2) \quad (3.14)$$

où ρ_k représente le *coefficient de corrélation normé* associé à la fonction $f_k(x)$:

$$\rho_k = \frac{\int_0^L P(x) f_k(x) dx}{\sqrt{\int_0^L P^2(x) dx \int_0^L f_k^2(x) dx}} \quad (3.15)$$

A ce stade de développement, nous pouvons donc constater les deux cas de figure suivants :

1- le *coefficient de corrélation* est nul ($\rho_k = 0$) si la fonction $f_k(x)$ est orthogonale à la fonction profil $P(x)$;

$$\rho_k = 0 \Rightarrow \int_0^L P(x) f_k(x) dx = (P, f_k)_E = 0 \Leftrightarrow P(x) \text{ orthogonale à } f_k(x)$$

Dans ce cas de figure l'EQM $(\varepsilon_k)_{\min}$ est maximal, et sa valeur sera ;

$$(\varepsilon_k)_{\min} = \frac{1}{L} \int_0^L P^2(x) dx$$

2- par contre, si ($\rho_k = 1$), cela traduira une corrélation parfaite entre la fonction test $f_k(x)$ et la fonction profil $P(x)$. Dans ce cas ,

$$P(x) \equiv f_k(x)$$

et l'EQM $(\varepsilon_k)_{\min}$ est nul. On dit alors que les deux fonctions $P(x)$ et $f_k(x)$ sont totalement corrélées pour une même abscisse x donnée. D'ailleurs, nous retrouvons parmi les applications numériques étudiées précédemment, ce cas particulier, qui est caractéristique de la simulation de l'échantillon A.

Au terme de ces développements, nous retiendrons comme relation principale, la relation (3.13) ; elle détermine le coefficient d'approximation de la fonction profil $P(x)$ par une fonction $f_k^j(x)$ donnée. Quant à la détermination des différents coefficients α_k^j approximant au mieux $P(x)$, le calcul sera généré par un processus itératif que nous exposons dans la section suivante.

3.3 Exposé de la méthode de résolution

Contrairement à la première méthode où la base fonctionnelle était donnée et nous recherchions les projections de $P(x)$ sur les éléments de la base de manière directe sans aucune itération, dans cette deuxième approche, la famille de fonctions $f_k^j(x)$ ne constitue plus une base au sens mathématique du terme (non indépendance des fonctions $f_k^j(x)$). Les composantes et les éléments de l'espace fonctionnel seront alors obtenus par un processus itératif jusqu'à une minimisation de l'écart quadratique moyen. On itérera donc sur un sous-

espace fonctionnel constitué de fonctions $f_k^j(x)$, jusqu'à extraction satisfaisante (satisfaction au sens du critère adopté) des principales composantes $f_k^j(x)$ constituant le profil $P(x)$.

NOTATIONS :

Nous récapitulons maintenant dans un tableau, l'ensemble des notations utilisées dans la suite de l'exposé.

$P(x)$: Fonction représentant le profil de fracture.
$P_r(x)$: Fonction représentant le profil reconstitué.
n	: Indice (entier) indiquant le rang de l'itération.
k	: Indice (entier) relatif à la fonction triangulaire périodique de longueur d'onde λ_k .
j	: Indice (entier) relatif à la translation x_0^j .
\hat{k}	: Indice de la fonction retenue à l'itération n .
\hat{j}	: Indice de la translation retenue pour la fonction k à l'itération n .
α_k^j	: Coefficient d'approximation de la fonction $f_k^j(x)$.
$(\alpha_k^j)_n$: Coefficient d'approximation de la fonction $f_k^j(x)$ à l'itération n .
$\hat{\alpha}_k = \alpha_k^{\hat{j}}$: Maximum des $ \alpha_k^j $ pour k fixé.
$(\hat{\alpha}_k)_n = (\alpha_k^{\hat{j}})_n$: Maximum des $ \alpha_k^j $ pour k fixé à l'itération n .
$\alpha_n = (\hat{\alpha}_k)_n = (\alpha_k^{\hat{j}})_n$: Valeur maximale de $ \alpha_k^j $ correspondant au minimum de l'écart quadratique moyen à l'itération n .
f_k^j	: Fonction triangulaire périodique caractérisée par sa longueur d'onde λ_k et sa translation x_0^j .
$\hat{f}_k = f_k^{\hat{j}}$: Fonction triangulaire périodique correspondant au maximum des $ \alpha_k^j $.
$f_n = \hat{f}_k = f_k^{\hat{j}}$: Fonction triangulaire périodique correspondant au minimum des $\varepsilon((\hat{\alpha}_k)_n)$.
$(\varepsilon_k)_n = \varepsilon((\hat{\alpha}_k)_n)$: Ecart quadratique moyen (EQM) associé au couple $(\hat{\alpha}_k, f_k)$, à l'itération n .
$\varepsilon_n = \varepsilon((\hat{\alpha}_k)_n)$: Ecart quadratique moyen minimal (EQMm) à l'itération n .
ρ	: Coefficient de corrélation.
τ	: Critère de convergence (tolérance).

Tableau 3. d : Notations.

3.3.1 Description de l'algorithme de base utilisé - Méthode de résolution par filtrage

L'algorithme de base se fonde sur l'ensemble des considérations développées dans les sections précédentes. Sa structure synthétique est la suivante :

1- Caractéristiques du profil de fracture.

Lecture du fichier $P(x)$ contenant les données relatives au profil de fracture :

- abscisses et ordonnées des points de mesures.

2- Calcul de la constante α_0 .

$$\alpha_0 = \frac{1}{L} \int_0^L P(x) dx$$

3- Itération 0.

- Calcul du profil centré $P_1(x)$:

$$P_1(x) = P(x) - \alpha_0$$

4- Itérations suivantes.

- Pour $n=1, 2, \dots$, jusqu'à convergence

- Pour $k=1$ à N

On suppose que la famille de fonctions est constituée de N fonctions $f_k(x)$

- Pour $J=0$ à m

On considère $m+1$ translation

1- Détermination de la translation x_0^j et de la fonction correspondante $f_k^j(x)$

2- Détermination des coefficients d'approximation α_k^j :

$$(\alpha_k^j)_n = \frac{\int_0^L P_n(x) f_k^j(x) dx}{\int_0^L (f_k^j(x))^2 dx}$$

3- Détermination du maximum des coefficients :

$$(\hat{\alpha}_k)_n = \max\left\{(\alpha_k^j)_n \mid j \in \{0, 1, 2, \dots, m\}\right\}$$

Pour la fonction mère $f_k(x)$ nous avons construit $m+1$ fonctions translatées. A chaque fonction translatée $f_k^j(x)$ correspond un coefficient d'approximation $(\alpha_k^j)_n$. Parmi ces $m+1$

coefficients, nous extrayons la valeur maximale dénommée $\hat{\alpha}_k$, ainsi que l'indice correspondant de la translatée, noté \hat{j} .

- Détermination de la fonction associée à $(\hat{\alpha}_k)_n$:

$$(\hat{\alpha}_k)_n \rightarrow f_k^{\hat{j}}(x)$$

- Calcul de l'écart quadratique moyen $\varepsilon((\hat{\alpha}_k)_n)$:

$$\varepsilon((\hat{\alpha}_k)_n) = \frac{1}{L} \int_0^L (P_n(x) - (\hat{\alpha}_k)_n f_k^{\hat{j}}(x))^2 dx$$

A ce stade du calcul, nous avons donc déterminé N coefficients d'approximation $(\hat{\alpha}_k)_n$, auxquels sont associées les fonctions triangulaires $f_k^{\hat{j}}(x)$. Il s'agit maintenant d'extraire, parmi ces N fonctions $f_k^{\hat{j}}(x)$, celle à qui correspond le plus petit écart quadratique moyen (EQM). Soit \hat{k} l'indice de la fonction correspondante.

- Recherche du minimum des écarts quadratiques moyens $\varepsilon((\hat{\alpha}_k)_n)$ $k \in \{1, \dots, N\}$

$$\varepsilon_n = \min(\varepsilon((\hat{\alpha}_k)_n)) \quad k \in \{1, 2, \dots, N\}$$

- Détermination de la fonction associée à ε_n :

$$\varepsilon_n \rightarrow f_{\hat{k}}^{\hat{j}}(x) \equiv f_n(x)$$

- Détermination du coefficient d'approximation α_n associé à ε_n :

$$\varepsilon_n \rightarrow (\hat{\alpha}_{\hat{k}})_n \equiv \alpha_n$$

- Test de convergence effectué sur l'écart quadratique moyen :

$$\varepsilon_n \leq \text{tolérance } \tau$$

- Si le test est négatif donc si $\varepsilon_n > \tau$, alors le calcul est poursuivi en posant :

$$P_{n+1}(x) = P_n(x) - \alpha_n f_n(x)$$

- Si le test est positif, donc si $\varepsilon_n \leq \tau$:

La convergence est obtenue, et nous pouvons reconstruire le profil reconstitué $P_r(x)$ approchant le profil réel $P(x)$ au degré de précision souhaité :

$$P_r(x) = \alpha_0 + \alpha_1 f_1(x) + \alpha_2 f_2(x) + \dots + \alpha_n f_n(x)$$

$$P_r(x) = \sum_{i=0}^{i=n} \alpha_i f_i(x)$$

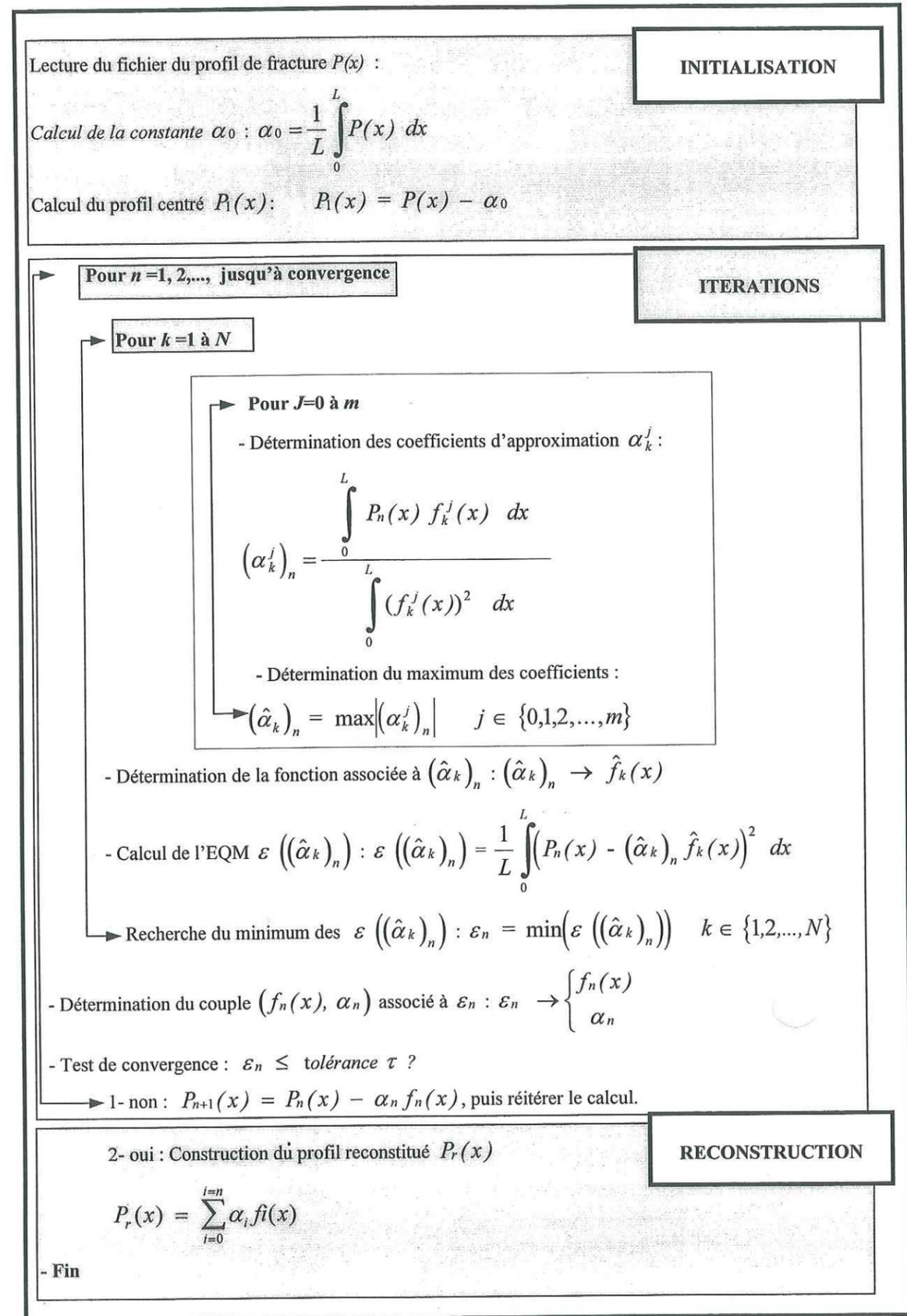


Figure 3.13 : Algorithme de base.

3.3.2 Algorithme de base optimisé

L'algorithme optimisé que nous présentons dans cette section est issu de celui présenté dans la section précédente. Il se traduira par deux caractéristiques très importantes pour tout outil numérique :

- 1- Gain important en temps *cpu* (*Central Process Unit*).
- 2- Economie considérable en mémoire.

L'optimisation de l'approche que nous proposons est issue d'une analyse détaillée de l'algorithme précédemment exposé. L'intérêt d'une telle optimisation est bien mis en évidence dans les développements que nous exposons ci-après.

3.3.2.1 Optimisation du calcul des coefficients d'approximation

La première étape qui conduit à une optimisation de l'algorithme est relative au calcul des coefficients d'approximation.

Ainsi, à l'itération n du processus itératif, l'expression du coefficient d'approximation est :

$$(\alpha_k^j)_n = \frac{\int_0^L P_n(x) f_k^j(x) dx}{\int_0^L (f_k^j(x))^2 dx} \quad (3.16)$$

Si nous tenons compte des informations contenues dans $P_n(x)$ issues de l'itération précédente, à savoir :

$$P_n(x) = P_{n-1}(x) - \alpha_{n-1} f_{n-1}(x) \quad (3.17)$$

nous pouvons formuler l'expression de $(\alpha_k^j)_n$ explicitement en fonction de $(\alpha_k^j)_{n-1}$. Cela s'obtient en substituant dans l'équation (3.16) à $P_n(x)$ son expression équivalente (3.17). On remarquera que cette expression fait intervenir des paramètres relatifs à l'itération $n-1$.

$$\left\{ \begin{aligned} (\alpha_k^j)_n &= \frac{\int_0^L P_n(x) f_k^j(x) dx}{\int_0^L (f_k^j(x))^2 dx} = \frac{\int_0^L (P_{n-1}(x) - \alpha_{n-1} f_{n-1}(x)) f_k^j(x) dx}{\int_0^L (f_k^j(x))^2 dx} \\ &= \frac{\int_0^L P_{n-1}(x) f_k^j(x) dx}{\int_0^L (f_k^j(x))^2 dx} - \alpha_{n-1} \frac{\int_0^L f_{n-1}(x) f_k^j(x) dx}{\int_0^L (f_k^j(x))^2 dx} \\ &= (\alpha_k^j)_{n-1} - \alpha_{n-1} \frac{\int_0^L f_{n-1}(x) f_k^j(x) dx}{\int_0^L (f_k^j(x))^2 dx} \end{aligned} \right.$$

Donc :

$$(\alpha_k^j)_n = (\alpha_k^j)_{n-1} - \alpha_{n-1} \frac{\int_0^L f_{n-1}(x) f_k^j(x) dx}{\int_0^L (f_k^j(x))^2 dx} \quad (3.18)$$

Dans cette expression α_{n-1} représente le coefficient d'approximation à l'itération $n-1$, et $f_{n-1}(x)$ la fonction triangulaire qui lui est associée :

$$\alpha_{n-1} = \frac{\int_0^L P_{n-1}(x) f_{n-1}(x) dx}{\int_0^L (f_{n-1}(x))^2 dx}$$

Nous avons donc pu exprimer ou formuler le coefficient d'approximation $(\alpha_k^j)_n$ sans faire appel à $P_n(x)$. La détermination numérique (forcément non analytique) de $(\alpha_k^j)_n$ en se basant sur l'expression :

$$(\alpha_k^j)_n = \frac{\int_0^L P_n(x) f_k^j(x) dx}{\int_0^L (f_k^j(x))^2 dx}$$

nécessite un temps de calcul très élevé et énormément de mémoire machine. Ceci s'explique simplement par le fait que dans l'évaluation numérique de l'intégrale

$$\int_0^L P_n(x) f_k^j(x) dx$$

le terme $P_n(x)$ est quelconque dans le sens où il ne possède aucune structure analytique particulière, et de plus la complexité de ce terme est intimement liée au pas d'échantillonnage. Il n'existe évidemment pas (dans la majorité des cas) de forme analytique pour le décrire. Par contre l'évaluation numérique de $(\alpha_k^j)_n$ au moyen de l'équation 3.18, ne fait intervenir que des intégrales simples dans lesquelles les fonctions considérées sont les fonctions triangulaires périodiques et donc de forme analytique connue.

Remarques :

De l'expression de $(\alpha_k^j)_n$ donnée par l'équation 3.18, nous pouvons distinguer deux cas particuliers :

1- Le cas où le coefficient d'approximation est nul : $(\alpha_k^j)_n = 0$

2- Le cas où deux coefficients obtenus pour deux itérations successives sont identiques, c'est à dire ; $(\alpha_k^j)_n = (\alpha_k^j)_{n-1}$

Le premier cas est obtenu si :

$$(\alpha_k^j)_n = 0 \Rightarrow (\alpha_k^j)_{n-1} = \alpha_{n-1} \frac{\int_0^L f_{n-1}(x) f_k^j(x) dx}{\int_0^L (f_k^j(x))^2 dx}$$

Le deuxième cas est obtenu si :

$$(\alpha_k^j)_n = (\alpha_k^j)_{n-1} \Rightarrow -\alpha_{n-1} \frac{\int_0^L f_{n-1}(x) f_k^j(x) dx}{\int_0^L (f_k^j(x))^2 dx} = 0$$

$$(\alpha_k^j)_n = (\alpha_k^j)_{n-1} \Rightarrow \int_0^L f_{n-1}(x) f_k^j(x) dx = 0 \quad \forall \alpha_{n-1} \neq 0$$

Ce cas particulier est donc réalisé lorsque les fonctions $f_{n-1}(x)$ et $f_k^j(x)$ sont orthogonales.

En ce qui concerne l'écart quadratique moyen, la même analyse peut être menée.

3.3.2.2 Optimisation du calcul de l'écart quadratique moyen

L'expression générale de l'écart quadratique moyen, relatif à l'itération n est :

$$(\varepsilon_k)_n = \varepsilon((\hat{\alpha}_k)_n) = \frac{1}{L} \int_0^L (P_n(x) - (\hat{\alpha}_k)_n \hat{f}_k(x))^2 dx$$

Développons cette expression.

$$(\varepsilon_k)_n = \frac{1}{L} \int_0^L (P_n(x))^2 dx + \frac{(\hat{\alpha}_k)_n^2}{L} \int_0^L (\hat{f}_k(x))^2 dx - \frac{2(\hat{\alpha}_k)_n}{L} \int_0^L (P_n(x) \hat{f}_k(x)) dx$$

Or, à l'itération n nous avons l'égalité suivante :

$$(\hat{\alpha}_k)_n = \frac{\int_0^L P_n(x) \hat{f}_k(x) dx}{\int_0^L (\hat{f}_k(x))^2 dx} \Rightarrow \int_0^L P_n(x) \hat{f}_k(x) dx = (\hat{\alpha}_k)_n \int_0^L (\hat{f}_k(x))^2 dx$$

Remplaçons le dernier terme de $(\varepsilon_k)_n$ par son expression ci-dessus :

$$(\varepsilon_k)_n = \frac{1}{L} \int_0^L (P_n(x))^2 dx + \frac{(\hat{\alpha}_k)_n^2}{L} \int_0^L (\hat{f}_k(x))^2 dx - \frac{2(\hat{\alpha}_k)_n}{L} \int_0^L (\hat{f}_k(x))^2 dx$$

$$\text{donc : } (\varepsilon_k)_n = \frac{1}{L} \int_0^L (P_n(x))^2 dx - \frac{(\hat{\alpha}_k)_n^2}{L} \int_0^L (\hat{f}_k(x))^2 dx \quad (3.19)$$

En tenant compte de nouveau des informations contenues dans $P_n(x)$:

$$P_n(x) = P_{n-1}(x) - \alpha_{n-1} f_{n-1}(x)$$

En remplaçant dans la relation (3.19) l'expression de $P_n(x)$, nous pouvons formuler l'écart quadratique moyen relatif à l'itération n explicitement en terme de l'écart quadratique moyen relatif à l'itération $n-1$.

$$(\varepsilon_k)_n = \frac{1}{L} \int_0^L (P_{n-1}(x) - \alpha_{n-1} f_{n-1}(x))^2 dx - \frac{(\hat{\alpha}_k)_n^2}{L} \int_0^L (\hat{f}_k(x))^2 dx$$

$$\text{Or, par définition nous avons : } \varepsilon_{n-1} = \frac{1}{L} \int_0^L (P_{n-1}(x) - \alpha_{n-1} f_{n-1}(x))^2 dx$$

d'où :

$$(\varepsilon_k)_n = \varepsilon_{n-1} - \frac{(\hat{\alpha}_k)_n^2}{L} \int_0^L (\hat{f}_k(x))^2 dx \quad (3.20)$$

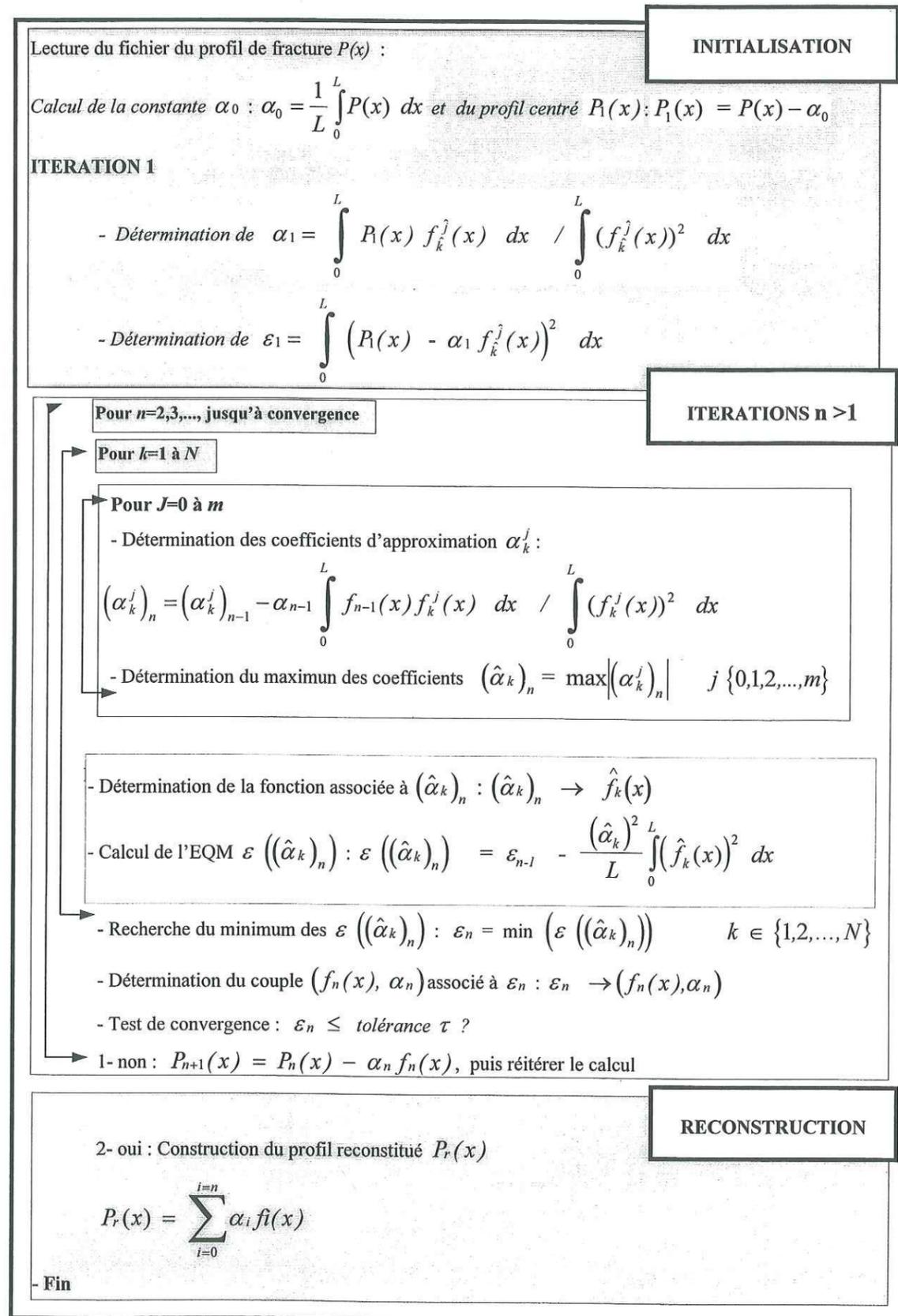


Figure 3.14 : Algorithme Optimisé.

3.4 Applications

Afin de valider cette deuxième approche, on reprendra les mêmes échantillons que ceux considérés dans la première méthode, soient les échantillons B et C. Ceci aura pour objectif de mettre en évidence la qualité de l'approximation que peut apporter cette approche itérative par rapport à la méthode directe.

Comme énoncé précédemment, la détermination des différents coefficients approchant au mieux le profil étudié, est réalisée suivant un processus itératif et ce jusqu'à convergence. Pour une tolérance de l'ordre de 10^{-3} retenue pour les calculs ($\varepsilon \leq 10^{-3}$), on a testé la convergence de la deuxième approche, respectivement pour les deux échantillons considérés.

L'analyse des résultats de calcul a alors révélé une convergence du processus au bout de 336 itérations dans le cas de l'échantillon C (tableau 3. f). En ce qui concerne l'échantillon B, 965 itérations ont été nécessaires pour atteindre la même tolérance (tableau 3. e). Ceci pour un nombre de partitions, $\mathcal{N}_p = 22$ partitions, soit un pas de translation de valeur ($\lambda_k/44$).

Les tableaux ci-dessous donnent l'évolution du nombre d'itérations en fonction du nombre de partitions \mathcal{N}_p , respectivement pour les échantillons B et C.

\mathcal{N}_p	≤ 6	7	8	22	28	41	100
Nombre d'itérations	non convergence	1992	1081	965	924	920	872

Tableau 3. e : Nombre d'itérations en fonction de \mathcal{N}_p pour l'échantillon B.

\mathcal{N}_p	≤ 4	7	8	22	28	41	100
Nombre d'itérations	non convergence	626	487	336	321	320	318

Tableau 3. f : Nombre d'itérations en fonction de \mathcal{N}_p pour l'échantillon C.

L'analyse de ces résultats, montre que le nombre d'itérations diminue avec l'augmentation du nombre de partitions \mathcal{N}_p . On note par ailleurs, que cette diminution est plus marquée jusqu'à $\mathcal{N}_p = 22$ et qu'elle se stabilise au-delà. En vertu de ces résultats, il n'est donc pas nécessaire de

prendre un *nombre de partitions* important pour les simulations ultérieures. Soulignons qu'un tel avantage se répercutera par un gain important en temps d'exécution.

De l'étude de cette deuxième approche, on peut alors souligner les deux constatations suivantes :

- on remarque que bien que nécessitant un nombre d'itérations élevé, le processus converge finalement vers la tolérance fixée. Donc contrairement à l'approximation directe de la fonction profil, par une base orthogonale composée essentiellement de *fonctions mères*, on peut déjà énoncer que la deuxième méthode conjuguant à la fois les fonctions *mères* et leurs *translatées*, permet bien d'approcher la morphologie des profils étudiés.

- par contre, en ce qui concerne le nombre d'itérations, il est jugé relativement élevé pour des morphologies aussi simples.

3.5 Discussions

Nous remarquons donc que les modifications apportées à la méthode d'analyse précédente, améliorent la qualité de l'approximation des profils tests considérés. Mais compte tenu du nombre d'itérations élevé, cette nouvelle approche pourrait ne pas se généraliser à tous les types de morphologies et plus particulièrement à la morphologie complexe et très irrégulière des joints rocheux. Ceci a été effectivement vérifié ; le processus ne converge pas dans le cas des profils de discontinuités naturelles.

Il a été vérifié aussi, que même un *pas de translation* relativement fin ne permet pas une amélioration de la convergence. Le problème ne relèverait donc pas de la dimension des paramètres x_0^j mais des éléments générant la dimension de l'espace, à savoir les fonctions $f_k(x)$. En effet, l'ensemble des *fonctions mères* est assez restreint, on compte en moyenne 6 fonctions. Il est évident que cet ensemble constitue un espace insuffisamment riche pour rendre compte des différentes longueurs d'ondes que peut présenter un profil de joint naturel. Par conséquent, contrairement à ce qui était attendu, la deuxième approche considérée ne peut malheureusement pas approximer la morphologie très irrégulière des profils de joints naturels.

Pour remédier à l'ensemble des problèmes évoqués ci-dessus, nous avons abouti finalement après analyse, à une approche plus performante, à partir d'une extension de la deuxième approche. Celle-ci est basée toujours sur une formulation au sens des moindres carrés, mais plus générale et mieux adaptée aux profils irréguliers des joints rocheux que la précédente, car dotée d'un espace de fonctions plus riche et plus varié, permettant d'approximer la morphologie d'un profil de joint donné, quelle que soit sa rugosité. Les éléments de cette méthode sont développés dans la section suivante.

4 Extension de la deuxième approche : Approche générale

4.1 Introduction

Dans le cas d'un échantillon naturel de fracture rocheuse, la morphologie d'un profil donné est généralement très complexe, de sorte que le contenu morphologique peut être très varié. Ce dernier englobe divers caractéristiques morphologiques telles que : microrugosité, ondulations (périodicité) de différentes tailles, angularité des aspérités ou encore une forme de "bombement" qu'on pourrait assimiler grossièrement à une sorte de demi-longueur d'onde.

C'est à partir de ces critères morphologiques qu'ont été définies les hypothèses caractéristiques de la méthode que nous présentons dans cette section. C'est cette troisième méthode, que nous avons finalement adoptée comme approche générale pour caractériser les composantes morphologiques principales de la rugosité de surface des joints rocheux. Elle se distingue fondamentalement des autres par :

- les caractéristiques de l'espace des fonctions considéré ;
- la richesse de cet espace, qui comporte un ensemble de fonctions plus large permettant de rendre compte des différentes échelles de rugosité.

4.2 Caractéristiques et hypothèses de l'approche générale

Dans cette approche, l'espace de fonctions considéré est généré par une suite arithmétique de fonctions $f_k(x)$ triangulaires, périodiques et tronquées à la longueur de l'échantillon. Elles constituent ainsi, un ensemble dense de fonctions de longueurs d'ondes λ_k régulièrement croissantes.

L'intervalle d'appartenance de l'ensemble de ces fonctions est borné par deux valeurs de longueurs d'ondes λ_{\min} et λ_{\max} qui correspondent respectivement à la plus petite et à la plus grande longueur d'onde :

$$\lambda_k \in [\lambda_{\min}, \lambda_{\max}]$$

Afin de pouvoir décrire les différentes formes morphologiques, nous adopterons :

- pour la plus petite longueur d'onde λ_{\min} ;

$$\lambda_{\min} = \Delta e \quad (\Delta e \text{ étant les pas échantillonnage du profil}).$$

- et pour la plus grande longueur d'onde λ_{\max} ;

$$\lambda_{\max} = 4L \quad (L \text{ étant la longueur de l'échantillon}).$$

Cette dernière hypothèse a pour but de permettre, également, de caractériser le cas particulier d'une morphologie peu ondulée, et présentant comme structure majeure une pente générale du profil (fig. 3.15). En d'autres termes, cette structure qui n'est autre que la tendance générale du profil, peut être aussi assimilée à une sorte de *dérivée*.

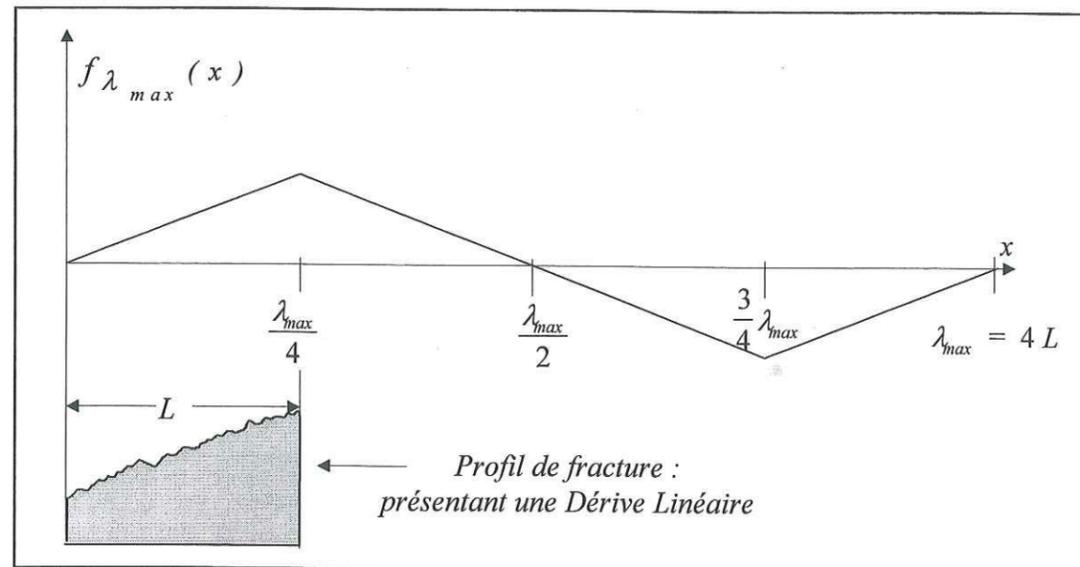


Figure 3.15 : La longueur d'onde maximale, λ_{max} .

L'espace des fonctions triangulaires périodiques considéré, détermine une suite de fonctions $f_k(x)$ non orthogonales, suivant une progression arithmétique définie par leur longueur λ_k :

$$\lambda_k \begin{cases} \lambda_1 \text{ donné} \equiv \lambda_{\min} \\ \lambda_{m+1} = \lambda_m + r, \quad \forall m > 0 \\ \lambda_k \leq \lambda_{\max} \end{cases}$$

où r est la raison de la suite.

Le pas de progression de la suite est appelé *pas d'analyse* et est noté $\Delta\lambda$. Le choix de la valeur de ce paramètre sera défini en fonction du pas d'échantillonnage du profil étudié. Il est évident que plus $\Delta\lambda$ est petit, plus la dimension de l'espace des fonctions $f_k(x)$ sera grande. De plus, pour chaque fonction mère $f_k(x)$, est défini un sous ensemble de fonctions *translatées* $f_k^j(x)$ dont le nombre dépend du nombre de partitions choisi \mathcal{N}_p .

En raison de ces caractéristiques, notons que par rapport à l'approche précédente, l'algorithme de résolution prend en compte non seulement le paramètre \mathcal{N}_p mais aussi le nouveau paramètre $\Delta\lambda$, c'est à dire le couple défini par $(\mathcal{N}_p, \Delta\lambda)$.

4.3 Applications

Avant de considérer des profils de discontinuités naturelles, dans un premier temps, nous avons d'abord testé l'approche générale sur les mêmes échantillons B et C (c.f. fig. 3.6 et fig. 3.9) étudiés précédemment. Les résultats obtenus montrent effectivement que la méthode généralisée est nettement plus performante, et qu'elle se caractérise fondamentalement par :

- une convergence plus rapide du processus de filtrage ;
- un nombre d'itération moindre, d'où une extraction optimale des composantes morphologiques principales.

En effet, pour la même valeur de tolérance fixée à 10^{-3} , le nombre d'itérations passe, dans le cas de l'approche générale, de 965 à 6 itérations pour l'échantillon B, et mieux encore de 336 à 2 itérations dans le cas de l'échantillon C.

Dans la pratique, le nombre d'itérations représente le nombre de fonctions de longueurs d'ondes extraites lors du processus de filtrage, et ce parmi l'ensemble de l'espace des fonctions $f_k^j(x)$ [$j \in \{0, 1, \dots, (\mathcal{N}_p - 1)\}$] considéré dans l'algorithme de résolution. Pour une tolérance et une morphologie données, notons que ce nombre peut être nettement inférieur au nombre maximal ($\mathcal{N}_{f_{max}}$) de l'ensemble des fonctions $f_k^j(x)$ considéré, avec $\mathcal{N}_{f_{max}} = \mathcal{N}_p \cdot (4L / \Delta\lambda)$.

A titre d'exemple, le nombre de fonctions extraites dans le cas de l'échantillon C est de 2 fonctions $f_k^j(x)$ sur 624 fonctions au total ($\mathcal{N}_{f_{max}} = 13 \times (4 \times 12 \text{ cm} / 1 \text{ cm}) = 624$ fonctions). Ceci pour un couple de paramètres $(\mathcal{N}_p, \Delta\lambda) = (13, 1 \text{ cm})$, avec $\Delta\lambda$ égal au pas d'échantillonnage du profil. Soulignons que le couple de paramètres $(\mathcal{N}_p, \Delta\lambda)$, considéré dans le cas de la simulation de l'échantillon B a pour dimension $(13, 0.25 \text{ cm})$.

Remarques :

Les fonctions extraites lors du processus de filtrage correspondent aux fonctions $f_k^j(x)$ de longueurs d'ondes λ_k qui approximent le mieux la fonction profil étudiée ; elles déterminent les différentes longueurs d'ondes que peut présenter la morphologie de ce profil. D'autre part, chaque fonction $f_k^j(x)$ de longueur d'onde λ_k filtrée, est caractérisée par ses deux éléments qui sont :

- sa translation x_0^j ;
- son coefficient d'approximation α_k^j .

Par conséquent, la représentation graphique des composantes $f_k^j(x)$ filtrées, relatives à chacun des échantillons B et C, sera représentée par les deux diagrammes suivants :

a) le diagramme des amplitudes.

On trace les coefficients d'approximation α_k^j en fonction des longueurs d'ondes λ_k filtrées.

b) le diagramme de phase.

On trace les translations x_0^j en fonction des longueurs d'ondes λ_k filtrées.

Le produit du filtrage nous fournit donc un certain nombre de fonctions $f_k^j(x)$ de longueur d'onde λ_k , caractérisées chacune d'elles, par leur coefficient d'approximation α_k^j , et leur translation x_0^j où, l'indice j est variable. Ce qui veut dire que lors du processus de filtrage, il peut arriver, que soient extraites deux fonctions ou plus, de mêmes longueur d'onde, mais présentant des valeurs de translations x_0^j différentes.

Cette structure du filtrage, telle que présentée, est tout à fait cohérente, mais elle pose un problème, du point de vue de la représentation graphique des différents éléments α_k^j et x_0^j sur un même diagramme, car à une longueur d'onde λ_k donnée, correspondra non pas un couple de deux éléments α_k^j et x_0^j , mais plusieurs couples. Et comme dans l'ensemble de l'espace des fonctions considéré, une fonction mère donnée et ses *translatées* ne sont pas orthogonales entre elles deux à deux, on ne peut malheureusement pas palier cette difficulté en appliquant tout simplement le *théorème de Pythagore* qui exprime que " l'énergie de signaux orthogonaux deux à deux est la somme de leurs énergies ", comme énoncé ci-après :

Théorème de Pythagore

Soient f_1, f_2, \dots, f_n des fonctions orthogonales deux à deux alors

$$\|f_1 + f_2 + \dots + f_n\|^2 = \|f_1\|^2 + \|f_2\|^2 + \dots + \|f_n\|^2$$

Ainsi, la mise au point de l'*approche générale*, a nécessité d'apporter à l'algorithme de résolution précédent des modifications sur deux plans :

- pour la prise en compte d'une grande famille de *fonctions mères* et de leurs *translatées*, au lieu d'un ensemble de fonctions restreint formé de *fonctions mères* orthogonales et de leurs *translatées* ;

- pour imposé à l'algorithme de résolution des conditions sur les fonctions de longueurs d'ondes à filtrer. Ainsi après avoir filtré une fois une fonction de longueur d'onde λ_k donnée, il ne peut extraire la ou les fonction(s) de même longueur d'onde que si les valeurs de leurs translations sont identiques.

A présent, commentons les différents diagrammes illustrés dans les figures 3.16 a, b et 3.17 a, b. Il s'agit des représentations graphiques des éléments α_k^j et x_0^j en fonction des longueurs d'ondes λ_k filtrées, issues de simulations par l'*approche générale*, respectivement pour les échantillons B et C :

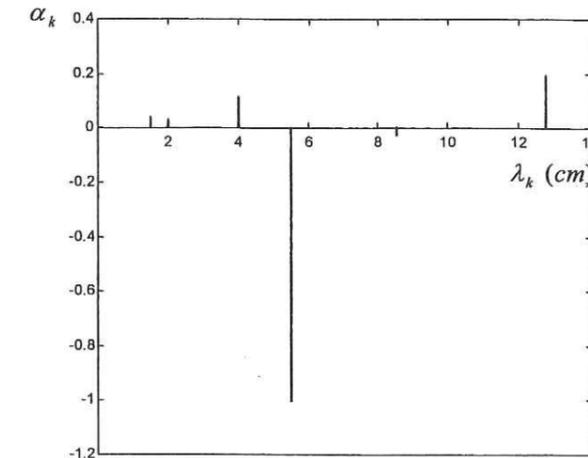


Figure 3.16 a : Diagramme d'amplitude pour l'échantillon B.

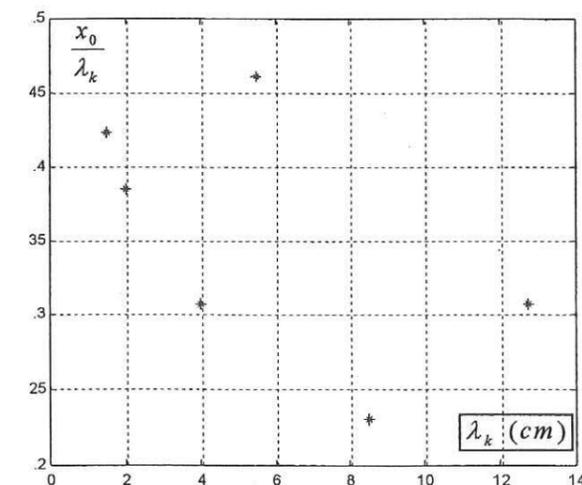


Figure 3.16 b : Diagramme de phase pour l'échantillon B.

La figure 3.16 a, montre le spectre d'amplitude α_k^j en fonction des longueurs d'ondes λ_k filtrées pour l'échantillon B ; la valeur de tolérance adoptée est de 10^{-3} .

On distingue 3 composantes prépondérantes :

- une raie à λ_k égal à 5.5 cm qui correspond à la moyenne des valeurs de longueurs d'ondes 6 cm et 5 cm utilisées pour la construction du profil étudié.

- une raie à λ_k égal à 12.75 cm (correspondant à une longueur d'onde supérieure à la longueur de l'échantillon) qui ne constitue pas réellement une longueur d'onde propre à la construction initiale du profil étudié.

Par contre, du fait de la longueur finie de l'échantillon, la morphologie de celui-ci fait apparaître une composante traduisant une faible concavité générale qui n'est clairement perceptible que sur les profils filtrés. Cette tendance est plus difficilement visible sur le profil initial.

- une raie à λ_k égal à 4 cm qui correspond bien à une longueur d'onde utilisée pour la construction du profil.

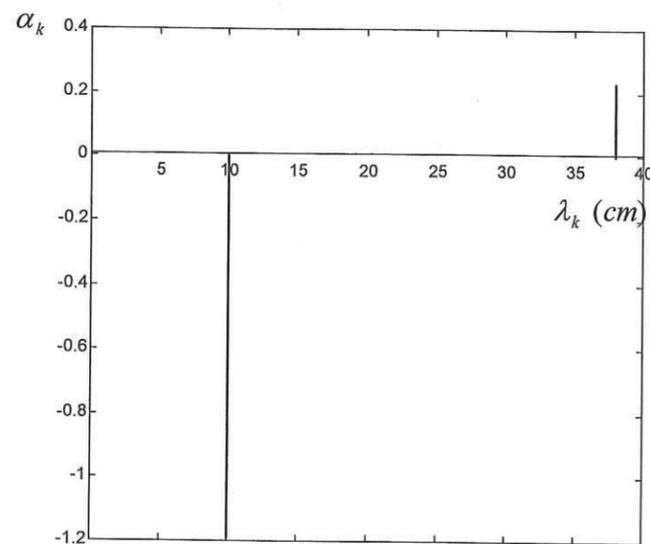


Figure 3.17 a : Diagramme d'amplitude pour l'échantillon C.

Dans le cas de l'échantillon C, et pour une tolérance fixée à 10^{-3} , il ressort de la figure 3.17 a deux composantes :

- une raie à λ_k égal à 10 cm qui correspond à une longueur d'onde caractéristique du profil étudié.

- une raie à λ_k égal à 38 cm qui correspond à une certaine tendance de la forme générale du profil mise en évidence grâce au processus de filtrage. Cette tendance traduit bien la convexité générale de l'échantillon (due à la longueur finie de celui-ci).

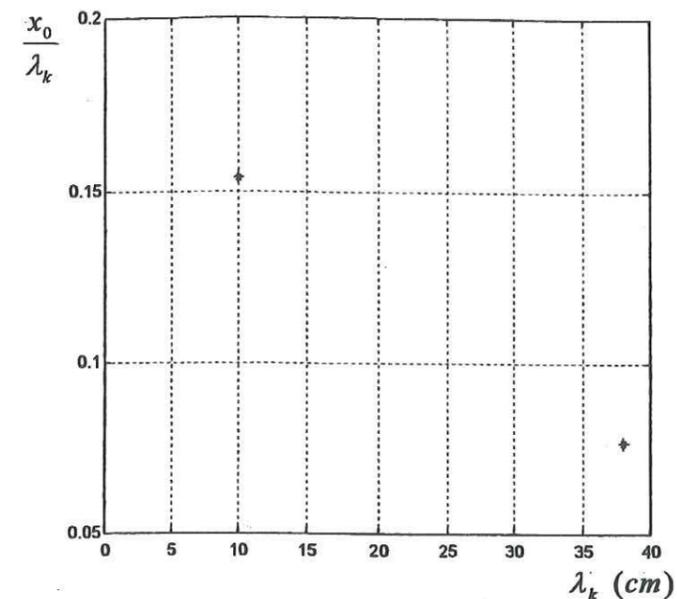


Figure 3.17 b : Diagramme de phase pour l'échantillon C.

Quant aux figures 3.16 b et 3.17 b, elles illustrent les valeurs des translations correspondant aux fonctions de longueurs d'ondes λ_k filtrées, respectivement pour les échantillons B et C.

Les figures 3.16 c et 3.17 c, montrent les résultats de la reconstruction des profils B et C à partir de leur analyse spectrale. Ces graphiques montrent que la méthode ATM générale permet d'obtenir une très bonne approximation des profils origine.

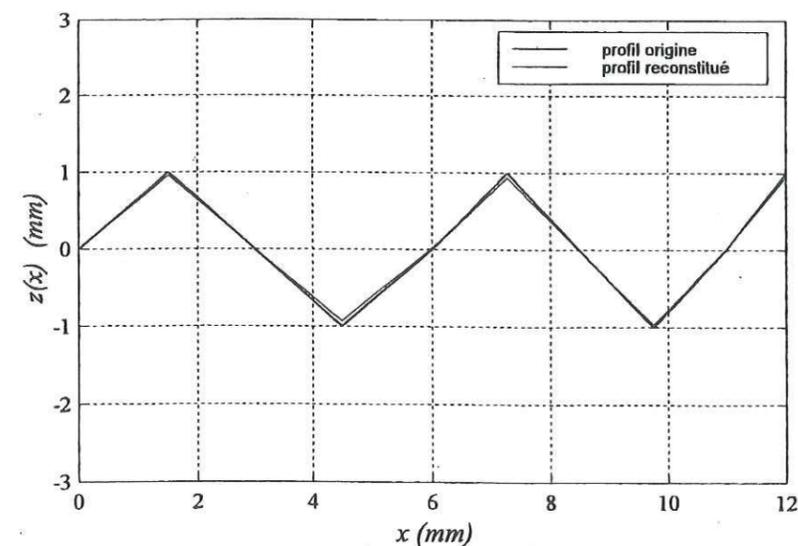


Figure 3.16 c : Profils origine et reconstitué pour l'échantillon B.

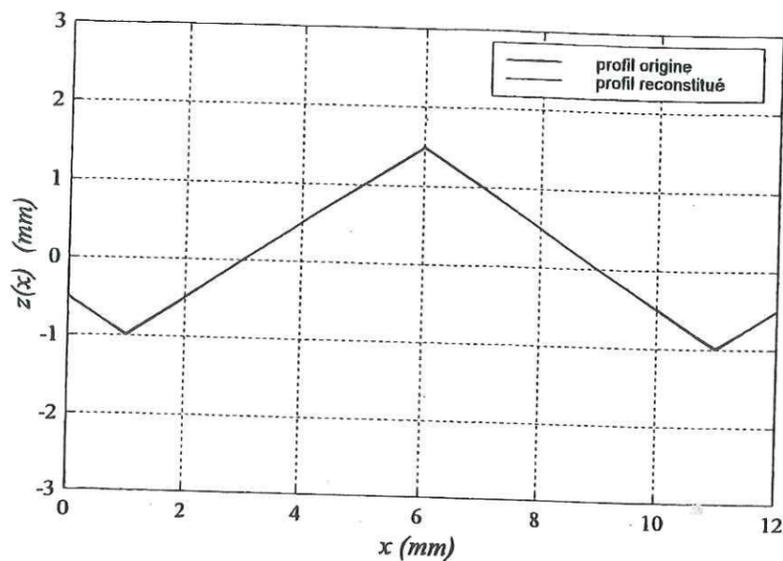


Figure 3.17 c : Profils origine et reconstitué pour l'échantillon C.

Notons qu'à partir des informations contenues dans les deux diagrammes d'amplitudes et de translations, on peut reconstruire la fonction profil origine étudiée ; aucune information n'est perdue au cours du passage d'une représentation à l'autre.

4.4 Représentation spectrale adoptée

Dans ce qui suit, nous exposons la représentation graphique générale que nous avons adoptée pour les diagrammes d'amplitudes et de translations. Soulignons que cette représentation ne modifie en rien les résultats obtenus, elle est juste plus pratique. Pour cela, rappelons l'hypothèse que nous avons adoptée concernant les bornes de l'intervalle d'étude pour les translations x_0^j . Nous avons défini un intervalle d'étude $\left[0, \frac{\lambda_k}{2}\right]$ qui représente un intervalle de dimension égale à une demi-longueur d'onde et non pas à une longueur d'onde entière. Le choix de cette dimension tient compte de l'existence d'une relation de symétrie (par rapport à l'axe des abscisses), pour un x_0^j donné, entre les fonctions $f_k^j(x)$ de translations x_0^j appartenant à l'intervalle $\left[0, \frac{\lambda_k}{2}\right]$, et les fonctions $f_k^j(x)$ de translations x_0^j appartenant à l'intervalle $\left[\frac{\lambda_k}{2}, \lambda_k\right]$. Par conséquent, il était inutile de considérer la totalité de l'intervalle d'étude $[0, \lambda_k]$.

Soulignons qu'un tel avantage s'est répercuté par un gain important en temps d'exécution dans l'algorithme de résolution.

Pour illustrer ces différentes remarques de manière objective, considérons un exemple de deux profils types $P_1(x)$ et $P_2(x)$, équivalents respectivement à une fonction mère triangulaire de translation nulle, et à une fonction mère traduite de $\lambda_k/2$. Ils sont tous les deux périodiques et de même longueur d'onde. A ces deux profils, on applique l'algorithme de résolution de l'approche générale que nous avons dénommé ATM (*Approximation Triangulaire de la Morphologie*), ceci en considérant les deux cas d'intervalles d'études $\left[0, \frac{\lambda_k}{2}\right]$ et $[0, \lambda_k]$.

Les figures 3.18 et 3.19 illustrent les principaux résultats des simulations I et II, associées aux profils étudiés $P_1(x)$ et $P_2(x)$.

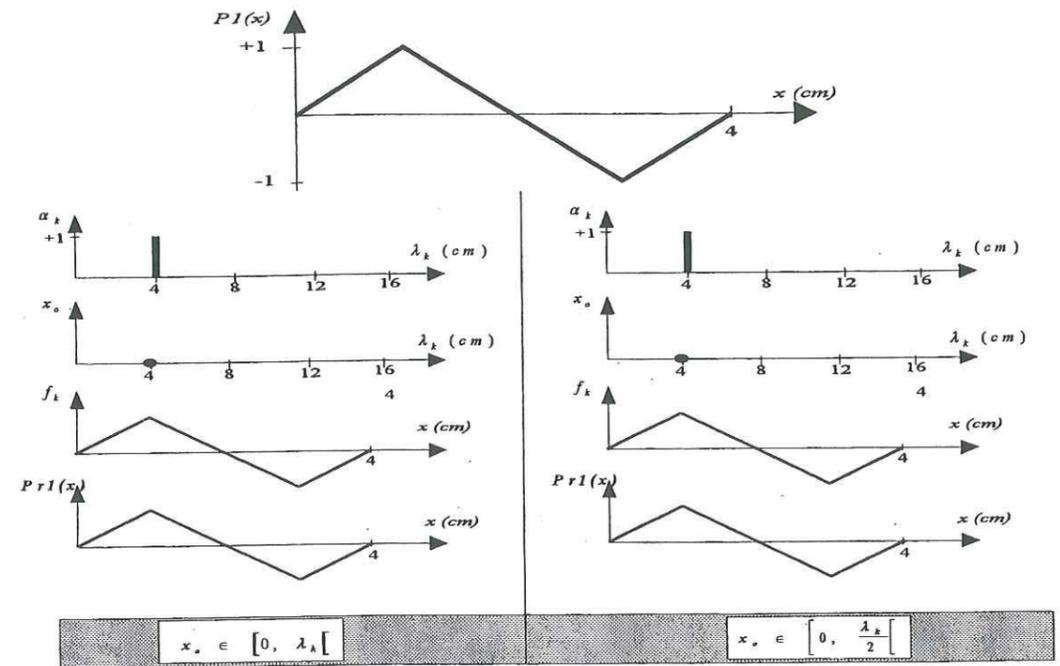


Figure 3.18 : Simulation I.

Pour $P_1(x)$, nous constatons que dans les deux cas d'intervalles d'étude $\left[0, \frac{\lambda_k}{2}\right]$ et $[0, \lambda_k]$, les résultats obtenus sont exactement les mêmes.

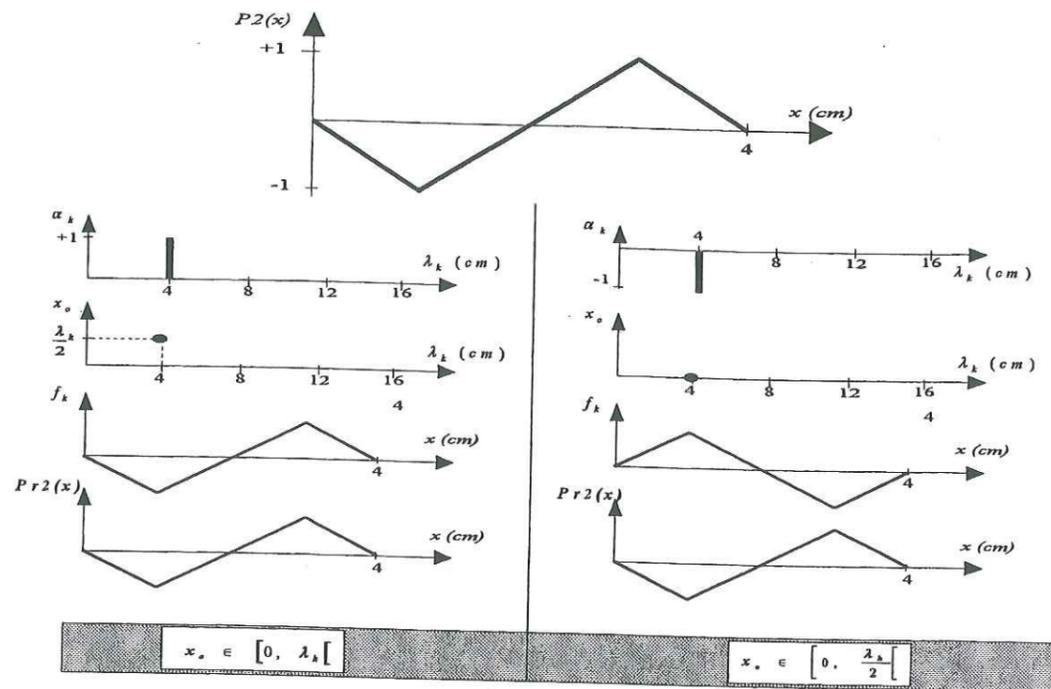


Figure 3.19 : Simulation II.

Par contre, dans le cas du profil $P_2(x)$, les trois premiers diagrammes ne sont pas identiques dans les deux cas d'intervalles d'études, mais l'allure du profil reconstitué est la même dans les deux cas. On constate donc qu'on aboutit au même résultat quel que soit l'intervalle considéré.

Par conséquent, en vertu de ces résultats, on en déduit que si l'on dispose de diagrammes des éléments α_k^j et x_0^j en fonction des longueurs d'ondes λ_k filtrées, issus de simulations avec un intervalles d'étude $\left[0, \frac{\lambda_k}{2}\right]$, on peut en déduire facilement les diagrammes de ces différents éléments pour un intervalle d'étude $\left[0, \lambda_k\right]$, sans passer par l'algorithme de résolution. Pour cela, il suffit de multiplier par un coefficient -1 les coefficients multiplicatifs α_k^j quand il sont de signe négatif, et de translater d'une valeur égale à $\lambda_k/2$ les fonctions $f_k^j(x)$ correspondantes. Ce qui revient, à ajouter une constante égale à $\lambda_k/2$ aux valeurs des x_0^j associés.

Par ailleurs, l'intérêt du passage à un intervalle d'étude $\left[0, \lambda_k\right]$, nous permet d'avoir une représentation du diagramme d'amplitude plus souple, puisque les coefficients d'approximation α_k^j , dans ce cas, sont tous de signe positif. D'ailleurs, c'est ce type de représentation graphique que nous adopterons dans les simulations ultérieures.

Pour exemple, les figures 3.20 a et 3.20 b correspondent respectivement, aux diagrammes d'amplitudes α_k^j (nommés aussi *spectres d'analyse*) et des translations x_0^j qu'on obtient, quand on passe de l'intervalle d'étude $\left[0, \frac{\lambda_k}{2}\right]$ à l'intervalle $\left[0, \lambda_k\right]$, dans le cas de l'échantillon B.

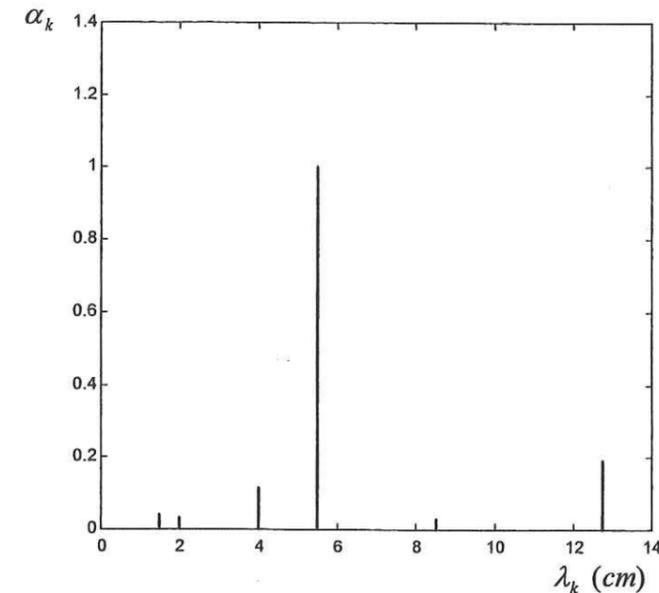


Figure 3.20 a : Spectre d'analyse pour l'échantillon B.

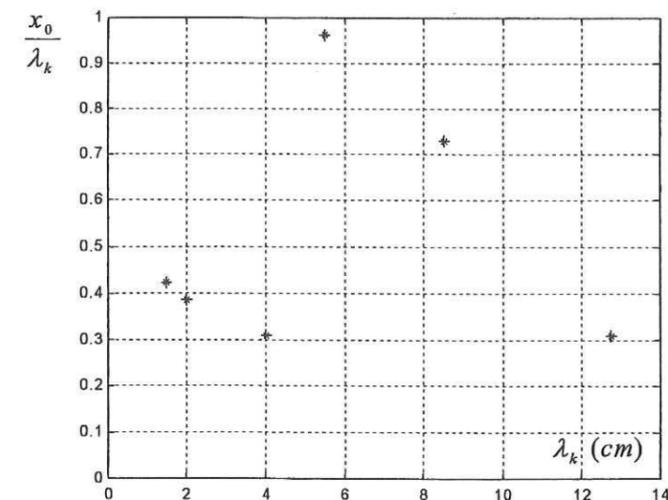


Figure 3.20 b : Diagramme de phase pour l'échantillon B.

5 Conclusion

Ce chapitre a été consacré à la présentation et à la mise en œuvre d'une méthode d'analyse morphologique adaptée à la description et à la caractérisation de la géométrie irrégulière des profils de joints rocheux. Dénommée ATM (*Approximation Triangulaire de la Morphologie*), elle repose sur une forme originale des fonctions d'approximation utilisées. Il s'agit de fonctions dites triangulaires (fonctions non différentiables), soit de même nature que les fonctions profils des joints rocheux.

Moyennant cette approche, nous avons donc montré au terme de ce chapitre, qu'une fonction profil irrégulière donnée, peut être décomposée en une série de termes " $\alpha_k^j f_k^j(x)$ ", où les fonctions $f_k^j(x)$ représentent les fonctions d'approximation, et les coefficients α_k^j leurs coefficients multiplicatifs. Nous montrerons également au chapitre 4, les qualités de l'application de cette approche, sur des profils de discontinuités naturelles, et ce, quelles que soient leur morphologie et leur échelle.

Dans le cadre de cette nouvelle approche, un code de calcul a été mis au point, il se dénomme *MORPHEE* (abréviation de MORPHologie ElaborÉE). Bien qu'il ne soit pas à vocation industrielle, un des mots d'ordre pendant sa construction fut l'optimisation du stockage et de la vitesse d'exécution. Ce modèle, construit en FORTRAN 77, utilise une allocation dynamique *virtuelle* de la mémoire. Tous les tableaux se trouvent dans deux vecteurs. L'un est réservé aux tableaux à variables réelles et l'autre aux tableaux à variables entières. La gestion de la position des tableaux à l'intérieur de ces vecteurs se fait à l'aide de pointeurs. Le terme virtuel a été délibérément utilisé pour se différencier des allocations réellement dynamiques des mémoires telles que celles présentées par le C++ et le FORTRAN 90. Les performances d'un tel modèle en FORTRAN 77 alliées à une allocation virtuellement dynamique sont du même ordre que celles qui seraient obtenues en FORTRAN 90. La structure schématique de ce modèle de calcul est présentée dans l'annexe II.

Chapitre 4

APPLICATION DE L'ATM AUX DISCONTINUITES ROCHEUSES A DIFFERENTES ECHELLES

Après avoir exposé le cadre théorique et testé les algorithmes de calcul de la méthode d'analyse morphologique ATM (Approximation Triangulaire de la Morphologie) sur des profils de géométrie relativement simple au chapitre précédent, nous présentons ici la validation de l'ATM sur des profils de morphologie plus complexe telle que celle des profils de fractures rocheuses. Les simulations porteront successivement sur la caractérisation de la morphologie des fractures à l'échelle du laboratoire, et à l'échelle du terrain. L'ensemble des tests numériques et des résultats seront présentés et commentés.

Dans ce chapitre, nous montrerons également les performances de cette approche vis à vis de la méthode d'analyse spectrale par les transformées de Fourier (FFT), performances caractérisées par son adaptabilité, sa précision ainsi que sa supériorité pour la mise en évidence rigoureuse des principales structures morphologiques d'un joint rocheux donné.

1 Introduction

La morphologie des joints rocheux joue un rôle déterminant dans leur comportement au cisaillement. Sa bonne modélisation est essentielle de sorte qu'elle constitue l'une des principales motivations des recherches actuelles. L'objectif ultime recherché à travers cette modélisation, vise à établir une relation entre la morphologie, les caractéristiques matricielles des épontes et les lois de comportement mécanique, hydraulique ou hydromécanique des discontinuités rocheuses. Ainsi, la méthode d'analyse morphologique ATM que nous proposons doit se distinguer et démontrer son aptitude à une caractérisation rigoureuse des composantes morphologiques d'un joint rocheux donné.

Dans ce chapitre, nous effectuons une série de simulations sur des échantillons de discontinuités rocheuses de différentes natures, et à différentes échelles (échelle du laboratoire et échelle du terrain). Ces différentes simulations ont pour but de montrer les performances et la capacité de l'approche (ATM) à caractériser la morphologie des joints rocheux naturels de rugosité et d'échelles diverses.

Rappelons que cette approche s'inscrit dans un procédé de résolution itératif dont la convergence est fonction du couple défini par les deux paramètres $(N_p, \Delta\lambda)$, où :

- N_p : représente le *nombre de partitions*, tel que défini dans la figure 3.12 (cf. chap. 3).
- $\Delta\lambda$: dénommé *pas d'analyse*, représente le pas de progression de la suite des fonctions $f_k(x)$ de longueur d'onde λ_k .

Le choix de la valeur de ces deux paramètres n'est pas arbitraire. Des tests numériques réalisés au chapitre précédent (tableaux 3. e et 3. f) ont déjà montré qu'il n'est pas nécessaire de prendre une valeur importante du *nombre de partitions* " N_p ".

Quant à la valeur du *pas d'analyse* " $\Delta\lambda$ ", des tests numériques présentés dans la section 2.2.2 ci-après, mettent en évidence une variation importante de la vitesse de convergence selon que l'on considère une dimension du *pas d'analyse* " $\Delta\lambda$ " équivalente, ou inférieure, au pas d'échantillonnage du profil.

Au cours de cette analyse morphologique de profils de joints rocheux par l'ATM, nous serons amenés à caractériser, dans un premier temps, la morphologie de profils issus d'échantillons de roches granitiques et schisteuses à l'échelle du laboratoire. Ces mêmes profils seront, parallèlement, étudiés avec la méthode d'analyse spectrale par les transformées de Fourier. Ensuite, nous considérerons un cas de profil de discontinuité de roche calcaire, à l'échelle du terrain.

2 Application de l'ATM aux profils de fractures à l'échelle du laboratoire

L'application de l'ATM aux profils de fractures rocheuses, nécessite au préalable une détermination des données morphologiques à l'aide d'appareils de mesure de rugosité. Les techniques de mesure utilisées sont exposées dans la section suivante.

2.1 Acquisition des données morphologiques

Les mesures sont effectuées suivant des profils rectilignes par enregistrement, à intervalles réguliers, de la hauteur des aspérités d'une ou des deux épontes de la discontinuité considérée. L'information est bidimensionnelle (abscisse x, hauteur z). Dans ce qui suit, nous présentons parmi les différentes techniques d'acquisition actuelles, la technique de mesure que nous avons adoptée pour obtenir les données morphologiques nécessaires à la présente étude.

2.1.1 Techniques actuelles de mesure

Dans le domaine de l'acquisition des données morphologiques relatives aux surfaces de fractures rocheuses, divers moyens peuvent être utilisés ou envisagés, tels que :

a) - le conformateur ou jauge de contour (fig. 4.1). Il se compose d'un grand nombre de fines lamelles maintenues dans un cadre, et formant une sorte de peigne. Le relevé morphologique d'un profil de fracture donné est obtenu par coulissage des lamelles les unes sur les autres permettant d'épouser la forme des différentes irrégularités afin de restituer une empreinte de la géométrie du profil de fracture considéré.

b) - les profilographes ou rugosimètres (mécaniques, optiques, à laser et autres). Il s'agit d'appareils permettant la saisie en laboratoire de la géométrie bidimensionnelle d'un profil de fracture ou tridimensionnelle de toute la surface d'un échantillon donné.

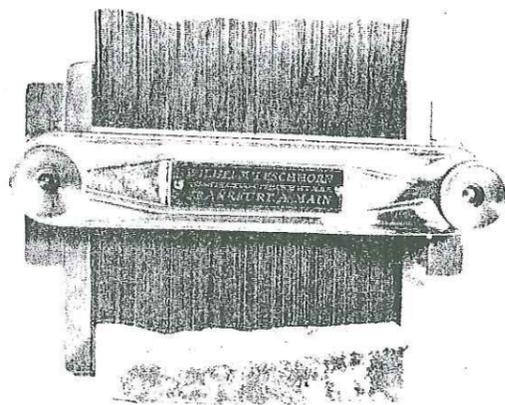


Figure 4.1 : Saisie d'un profil de fracture au conformateur (d'après Barton et Choubey [1977]).

La représentativité et la précision des mesures de rugosité effectuées à l'aide de ces deux principaux appareillages sont variables. Chaque technique présente des avantages et des inconvénients spécifiques :

- Le conformateur. Bien qu'il s'avère d'un emploi plus simple et plus rapide, la qualité de mesure est parfois réduite, notamment lorsque la rugosité de l'échantillon considéré est de faible amplitude. Dans ce cas, la résolution liée aux dimensions des lamelles (largeur et

épaisseur) n'est pas assez fine pour permettre d'épouser les irrégularités et par conséquent, pour restituer avec une précision satisfaisante l'empreinte de la ligne de fracture mesurée.

- Pour les profilographes, on distingue deux types principaux de profilographes qui sont différents par leur technique d'acquisition des surfaces et leurs conditions d'emploi :

- le profilographe mécanique : cet appareil permet une excellente précision des mesures. Il est cependant lent, et dans certains cas légèrement destructif lorsque le déplacement du palpeur est automatique.

- le laser : c'est un système d'acquisition automatique très rapide, disposant d'un capteur à laser sans contact et permettant de restituer la topographie de la surface sans aucun endommagement de la rugosité. La méthode d'acquisition est fondée sur une mesure des hauteurs d'un profil, par l'intersection du faisceau lumineux émis par le laser, avec la surface de l'échantillon. Par contre, il n'est pas dépourvu d'inconvénients, car il est nettement plus coûteux, et présente des performances limitées. D'après des tests réalisés par Brillet et Marsac [1985] sur des surfaces de chaussées, il ressort que l'image de la tache sur la surface, formée par le faisceau lumineux, n'est pas toujours présente et peut ne pas être concentrée en un seul point, ce qui conduit à différents cas d'invalidité du signal.

Dans le cadre de notre travail, nous avons utilisé des méthodes de profilométrie mécanique. Il s'agit de deux appareils de mesure que nous avons spécialement conçus et mis au point pour obtenir les informations morphologiques de l'état de surface des discontinuités étudiées. On a donc considéré :

- à l'échelle du laboratoire : un rugosimètre 3D.

- à l'échelle du massif rocheux : un profilographe à règle.

2.1.2 Description du dispositif de mesure utilisé au laboratoire : rugosimètre 3D

Il s'agit d'un dispositif permettant l'acquisition point par point de la hauteur de la surface, suivant des profils parallèles, et dans la direction du sens du cisaillement. On obtient ainsi une représentation 3D de la surface, et des fichiers de coordonnées (x, y, z) prêts à l'exploitation.

Les photographies de la figure 4.2 illustrent le dispositif expérimental réalisé. Celui-ci comprend un bâti fixe supportant le palpeur de mesure de la cote Z. L'échantillon est supporté par un plateau mobile solidaire d'une table à mouvements croisés X,Y assurant le positionnement de l'échantillon et la mesure des coordonnées X et Y.

Les caractéristiques du palpeur sont les suivantes :

- capacité de mesure : 25 mm.

- résolution verticale : 0.01 mm.

- précision verticale : 0.03 mm.

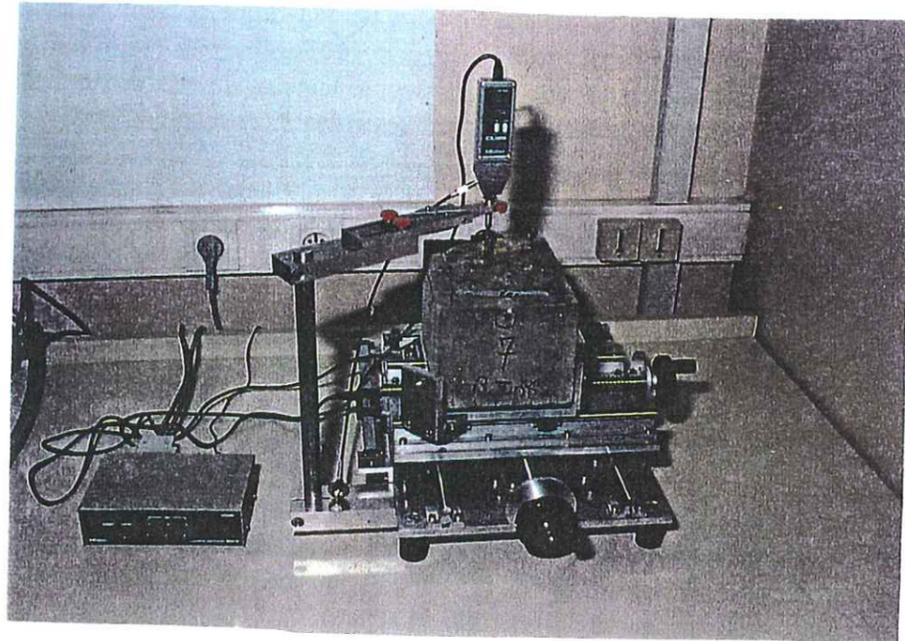


Figure 4.2 a : Rugosimètre 3D - Vue d'ensemble.

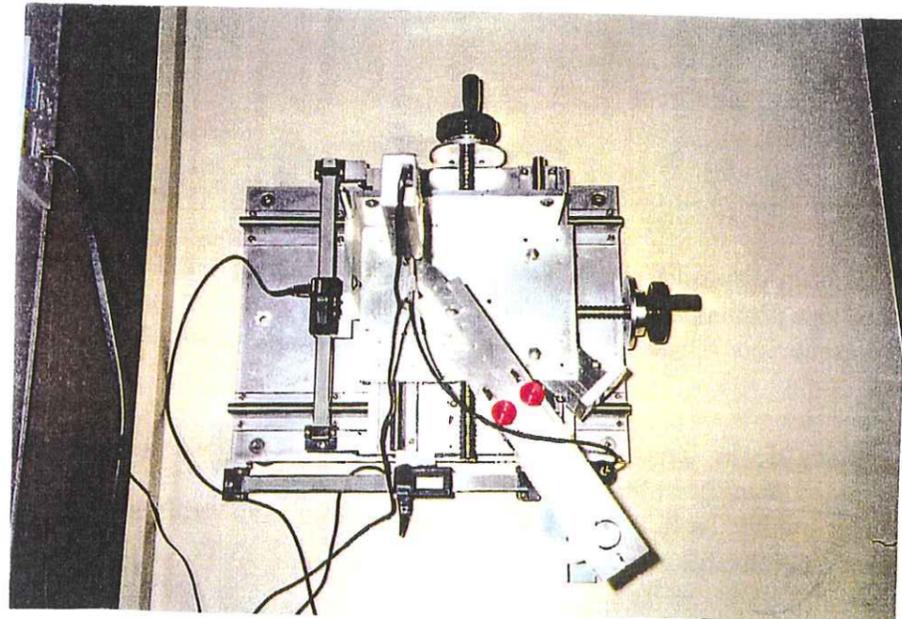


Figure 4.2 b : Rugosimètre 3D - Vue de dessus.

La tête du palpeur est équipée d'une pointe de forme arrondie d'un diamètre de l'ordre de 0.25 mm. Par ailleurs, le déplacement vertical et le contact du palpeur sur l'échantillon lors de l'acquisition des hauteurs (dans la direction z) sont contrôlés à distance au moyen d'une commande manuelle souple. Ceci évite tout endommagement de la rugosité lors de la mesure (notamment pour les épontes altérées) et permet une très bonne précision de mesure de la topographie de surface. Par contre, le temps d'acquisition des données morphologiques est relativement long (de l'ordre de 20 minutes pour numériser un profil de 10 cm de long, à un pas de 0.5 mm).

Le déplacement du bloc dans les directions X et Y est assuré par un ensemble de deux vis à billes sans jeu. Le déplacement dans ces deux directions, mesuré par des capteurs de déplacement permet d'enregistrer les coordonnées d'un ou plusieurs profils parallèles (suivant un espacement donné), sans modifier le positionnement de l'échantillon sur son support. Ceci permet de représenter toute la morphologie de la surface de l'échantillon par un ensemble de points $z(x, y)$ définissant ainsi sa topographie.

Le déplacement, à intervalle régulier, suivant chacune des deux directions est saisi en continu par des règles numériques de caractéristiques :

- capacité de mesure : 200 mm.
- résolution horizontale : 0.01mm.
- précision horizontale : 0.03mm.

Afin de permettre une mise en forme automatique des fichiers de valeurs (x, y, z) , l'ensemble du dispositif de mesure est équipé d'une chaîne d'acquisition (fig. 4.3) utilisant un multiplexeur et un micro-ordinateur permettant la création de fichiers de données prêts à l'exploitation.

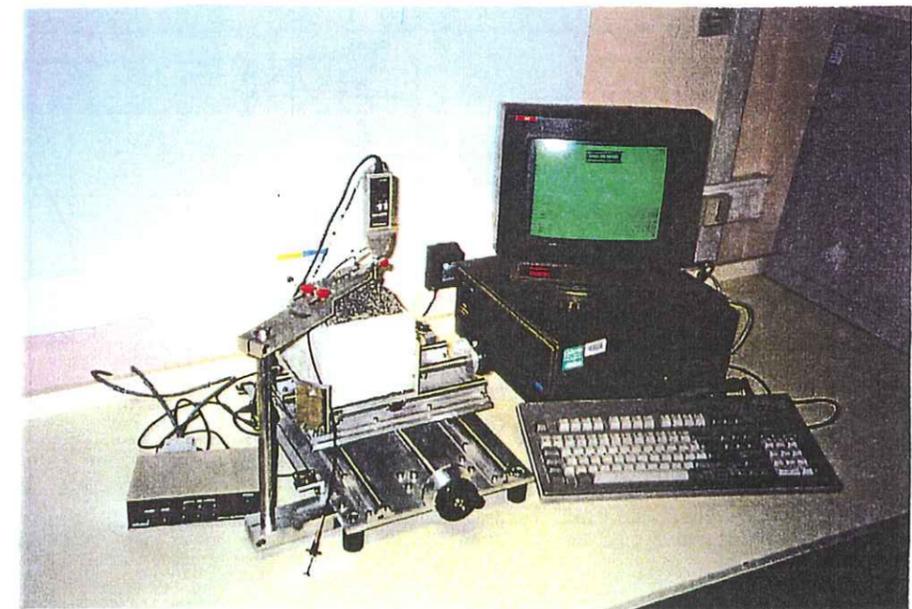


Figure 4.3 : Rugosimètre 3D - Vue d'ensemble des dispositifs de mesure.

Dans le cadre des tests de validation de la méthode ATM sur des profils de fractures, nous avons relevé, à l'aide du rugosimètre, un certain nombre de profils sur des échantillons de discontinuités naturelles de granite et de schiste. Le pas d'échantillonnage adopté est constant et égal à 0.5 mm.

Parmi l'ensemble des simulations réalisées sur divers profils nous exposerons dans ce chapitre les résultats relatifs aux échantillons de fractures suivants (les plus caractéristiques) :

- Echantillon de schiste : profil S1
- Echantillon de granite : profil G1
- Echantillon de schiste : profil S2
- Echantillon de granite : profil G2

2.2 Validation de l'approximation de la morphologie d'un joint rocheux par l'ATM

Au cours du chapitre précédent, nous avons montré qu'une fonction profil irrégulière de morphologie relativement simple peut être décomposée en une série de termes " $\alpha'_k f'_k(x)$ " au moyen de la méthode *d'Approximation Triangulaire de la Morphologie* (ATM). Les fonctions $f'_k(x)$ représentent les fonctions d'approximation et les coefficients α'_k leurs coefficients multiplicatifs. Dans cette section, on s'intéressera à l'approximation de la morphologie relativement complexe d'un joint représentée par le profil S1 (fig. 4.4).

2.2.1 Qualité de l'approximation

Pour cette simulation, la tolérance τ adoptée pour la convergence est de 10^{-4} ($\epsilon_n \leq 10^{-4}$).

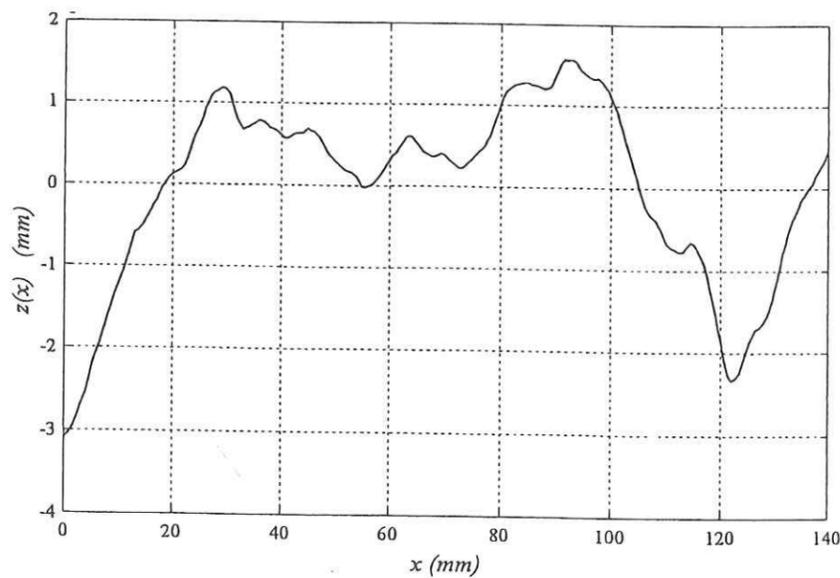


Figure 4.4 : Profil S1.

La comparaison entre le profil reconstitué obtenu avec la méthode ATM et le profil origine S1, est présentée dans la figure ci-dessous.

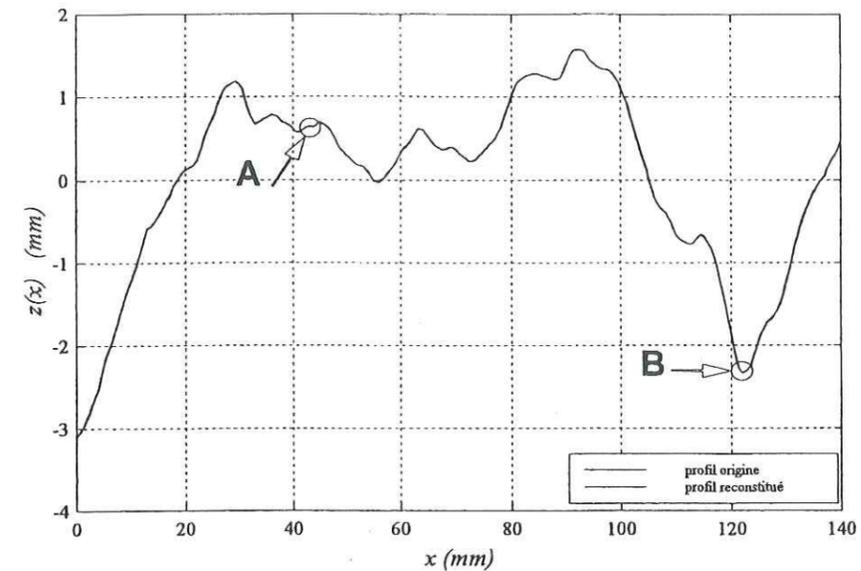


Figure 4.5 a : Profils origine et reconstitué.

Cette figure montre une excellente approximation du profil origine S1. A l'échelle du graphe les deux tracés sont confondus.

Les figures 4.5 b et 4.5 c, correspondent à une dilatation du graphique précédent entre 43 et 45 mm et entre 121 et 122 mm (détails A et B).

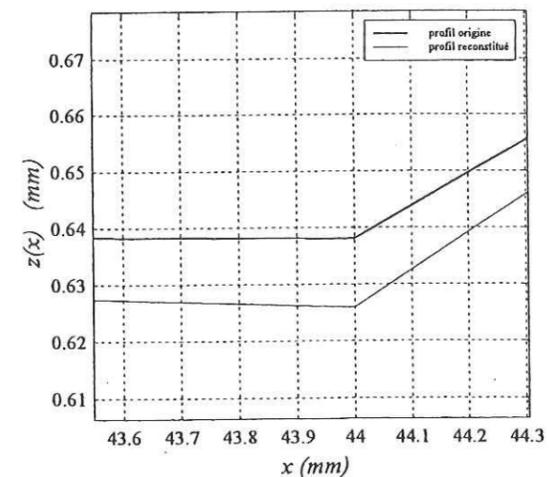


Figure 4.5 b : Détail A.

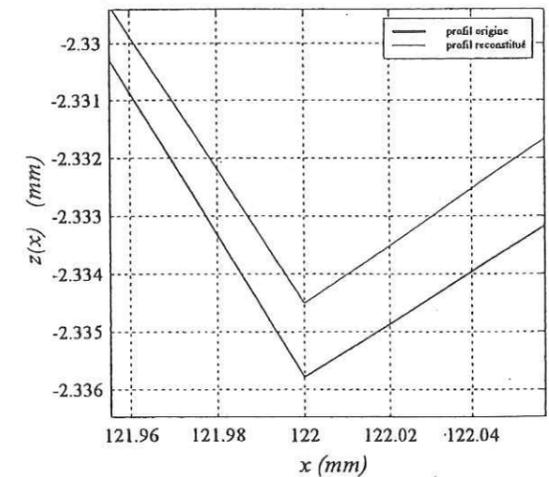


Figure 4.5 c : Détail B.

Notons que les deux paramètres \mathcal{N}_p et $\Delta\lambda$ utilisés pour cette simulation, ont pour valeurs respectives 24 partitions, par référence aux tests numériques effectués au chapitre précédent, et 0.0625 mm, par référence au test numérique présenté dans la section suivante.

2.2.2 Simulation de l'influence du paramètre $\Delta\lambda$ sur la vitesse de convergence

L'étude de l'influence de la valeur du pas d'analyse $\Delta\lambda$ sur la vitesse de convergence des calculs permet de mettre en évidence trois résultats importants :

- une variation importante de la vitesse de convergence du processus de calcul de filtrage en fonction de la valeur du paramètre $\Delta\lambda$.
- une forte accélération de la convergence pour des valeurs de pas d'analyse $\Delta\lambda$ inférieures au pas d'échantillonnage ($\Delta\lambda \leq \Delta e$).
- un amortissement rapide de cette influence au-dessous de $\Delta\lambda = \Delta e / 2$. Le gain observé n'est plus significatif au-dessous de $\Delta\lambda = \Delta e / 4$.

Ces résultats justifient l'adoption d'un pas d'analyse $\Delta\lambda$ inférieur au pas de numérisation Δe et limité à $\Delta e / 4$, ainsi que le montrent les résultats de l'étude paramétrique sur l'exemple du profil S1.

Le tableau ci-dessous donne le nombre d'itérations obtenu, pour différentes valeurs de $\Delta\lambda$.

$\Delta\lambda$ (mm)	0.5	0.25	0.125	0.0625
Nombre d'itérations	1587	125	47	41

Tableau 4. a : Nombre d'itérations en fonction de $\Delta\lambda$.

On remarque que le nombre d'itérations est d'autant plus faible que le pas d'analyse est petit, et tend à se stabiliser pour des valeurs de $\Delta\lambda$ inférieures à $\Delta e / 4$.

Au vue de ces résultats, nous avons donc assigné une valeur de 0.0625 mm au pas d'analyse afin d'identifier et de caractériser de manière précise et optimisée les principales composantes morphologiques noyées dans un profil donné.

L'allure de l'évolution de la vitesse de convergence pour les 41 premières itérations, pour les différentes valeurs de $\Delta\lambda$ considérées, est décrite par la figure 4.6 a. La tolérance adoptée pour la convergence est de 10^{-3} .

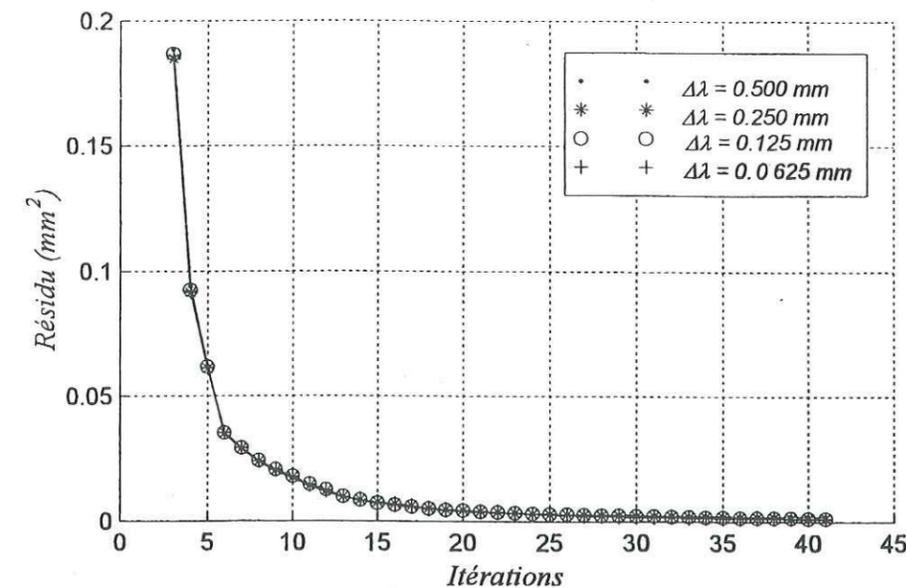


Figure 4.6 a : Evolution de la vitesse de convergence en fonction du pas d'analyse.

La figure 4.6 b correspond à une dilatation de la courbe précédente entre 32 et 41 itérations.

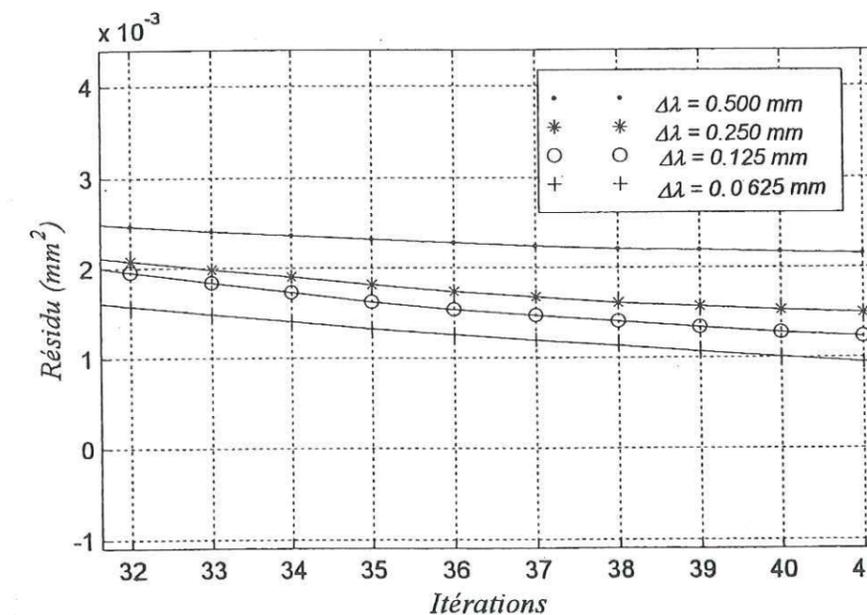


Figure 4.6 b : Détail du graphe 4.6 a.

2.3 Simulations d'analyse des composantes morphologiques des joints rocheux

2.3.1 Simulation I : cas d'un joint granitique - profil G1

2.3.1.1 Simulation avec l'ATM

Nous nous intéressons dans cette simulation à la caractérisation de la morphologie du profil G1 (fig. 4.7) en vue de définir ses principales composantes morphologiques. La longueur de cet échantillon est de 64 mm.

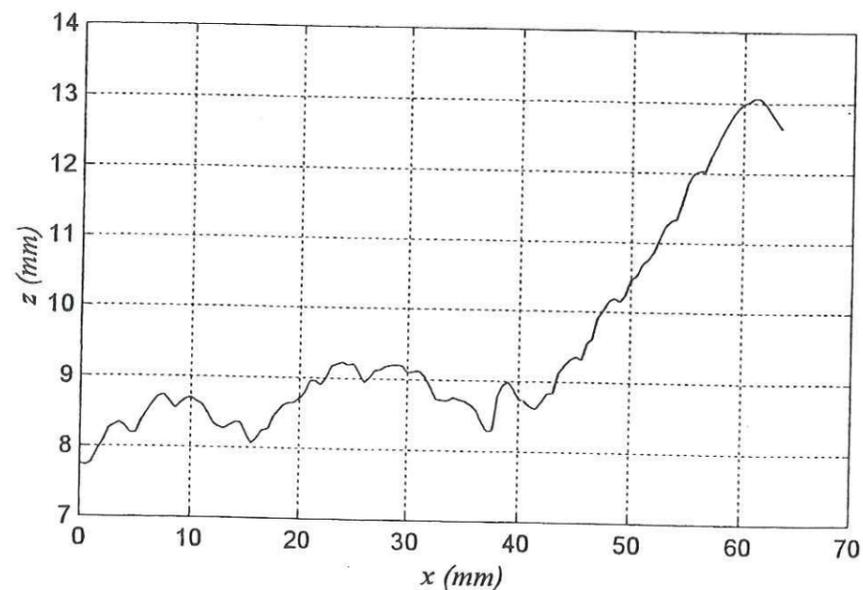


Figure 4.7 : Profil G1.

Nous avons considéré, pour cette simulation, les caractéristiques suivantes :

$$\Delta\lambda = 0.0625 \text{ mm}; \mathcal{N}_p = 24; \text{ tolérance} = 10^{-3} \text{ mm}^2.$$

Les figures 4.8 a et 4.8 b illustrent les résultats obtenus pour ce profil. Il s'agit respectivement du spectre d'analyse et du diagramme de phase, regroupant les principales informations relatives aux différentes longueurs d'ondes filtrées.

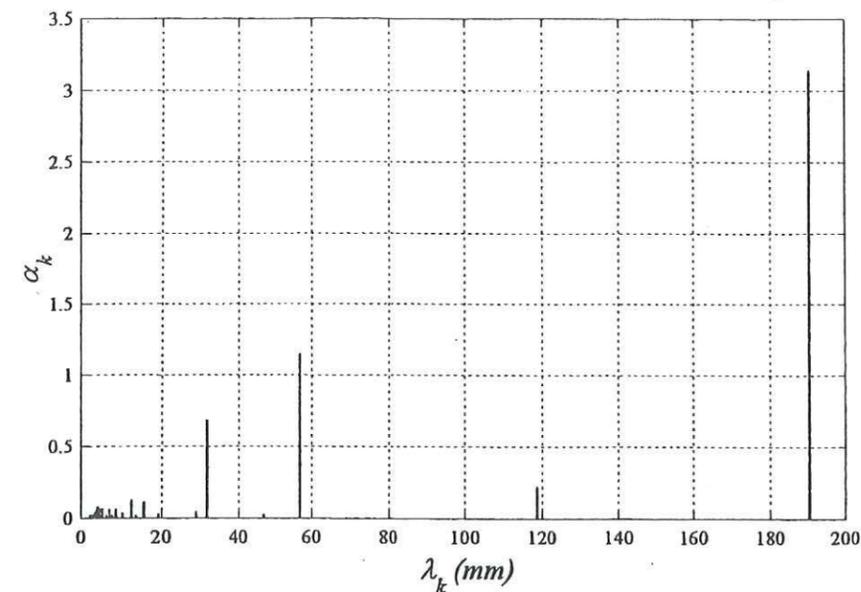


Figure 4.8 a : Spectre d'analyse pour l'échantillon G1.

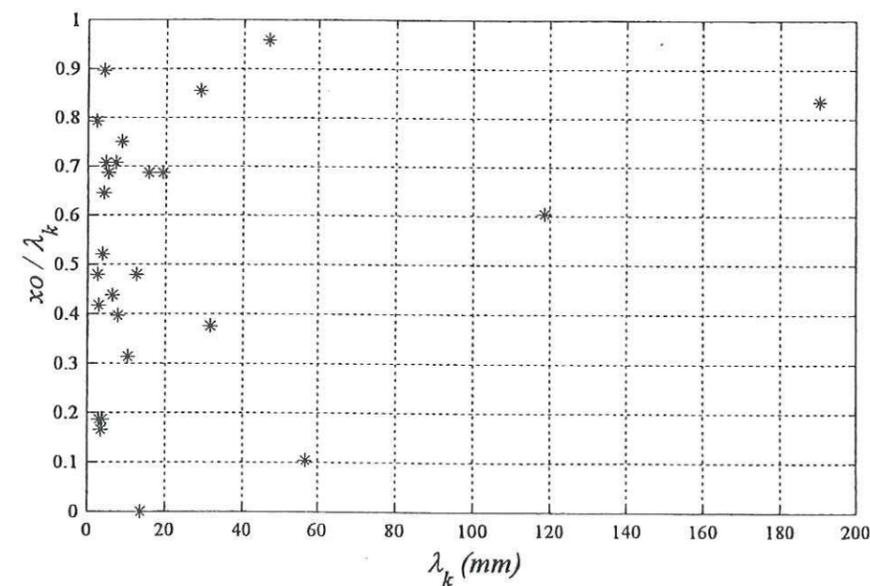


Figure 4.8 b : Diagramme de phase pour l'échantillon G1.

Il ressort du résultat de filtrage, une décomposition du profil G1 en un ensemble de longueurs d'ondes λ_k dont l'amplitude pour chaque longueur d'onde est directement liée à la participation de cette longueur d'onde dans la construction du profil.

Ainsi, il apparaît dans le spectre d'analyse (fig. 4.8 a) une amplitude maximale pour λ_k égale à 190.5 mm, soit une longueur d'onde de dimension supérieure à la longueur de

l'échantillon. Celle-ci caractérise la première composante morphologique extraite. Elle détermine essentiellement la pente générale du profil G1.

Les composantes suivantes correspondent aux longueurs d'ondes dont les amplitudes sont inférieures et progressivement décroissantes. Ainsi par exemple, la deuxième composante filtrée, de longueur d'onde $\lambda_k = 58.6$ mm traduit la concavité générale, alors que la troisième composante $\lambda_k = 31.7$ mm caractérise les grandes ondulations du profil observables sur la longueur de l'échantillon. Les longueurs d'ondes inférieures traduisent les irrégularités de surface à une échelle locale, partie intégrante de la rugosité.

En raison de la finesse du pas d'analyse adopté, la représentation des différentes petites longueurs d'ondes, caractérisant essentiellement la rugosité générale des épontes, n'est pas commodément observable sur la représentation graphique du spectre d'analyse. En conséquence, ceci conduit à définir une représentation conventionnelle de celui-ci sous une forme simplifiée, dénommée *spectre de référence* (fig. 4.9 a). Ce dernier n'est autre qu'une condensation du spectre d'analyse par classes de longueurs d'ondes d'intervalle une unité, où chaque classe est obtenue par regroupement des amplitudes des longueurs d'ondes contenues dans un même intervalle :

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha_j = \sum \hat{\alpha}_k \quad \text{pour la classe } j. \\ \lambda_k \in \left[\lambda_j - \frac{\Delta\lambda}{2}, \lambda_j + \frac{\Delta\lambda}{2} \right] \\ \Delta\lambda : \text{Intervalle de chaque classe.} \end{array} \right.$$

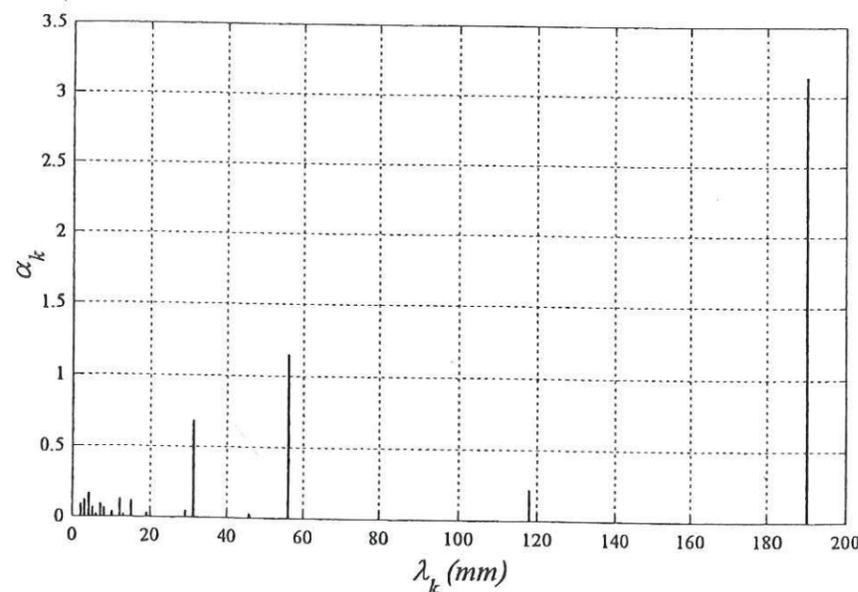


Figure 4.9 a : Spectre de référence du profil G1.

De même, on définit de manière analogue un *diagramme de phase de référence* par condensation des valeurs des translations \hat{x}_{ok} correspondant aux différentes longueurs d'ondes λ_k de chaque intervalle :

$$x_{oj} = \frac{\sum \hat{\alpha}_k \hat{x}_{ok}}{\sum \hat{\alpha}_k}$$

pour $\lambda_k \in \left[\lambda_j - \frac{\Delta\lambda}{2}, \lambda_j + \frac{\Delta\lambda}{2} \right]$

Le diagramme de phase de référence du profil G1 est représenté sur la figure 4.9 b.

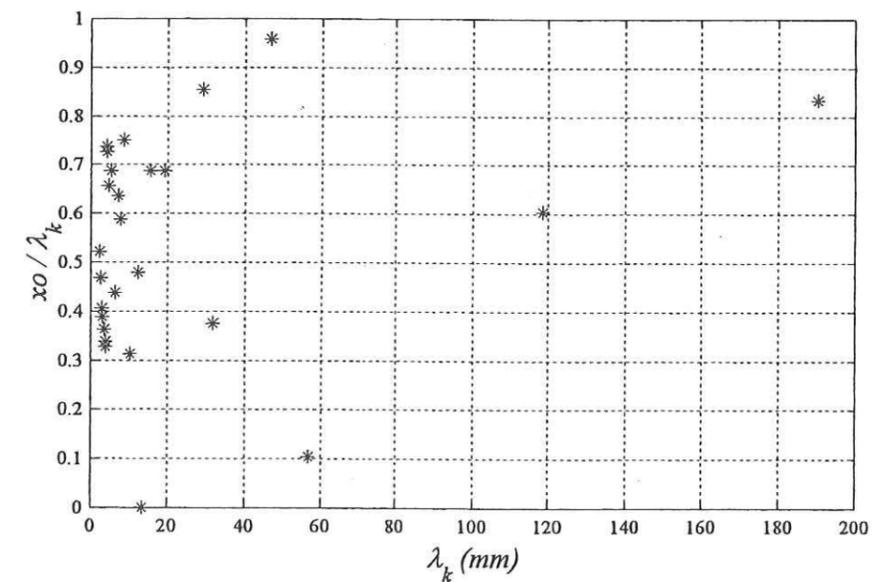


Figure 4.9 b : Diagramme de phase de référence du profil G1.

Rappelons toutefois que le spectre de référence et le diagramme de phase de référence constituent des représentations simplifiées et conventionnelles de la morphologie d'une discontinuité, principalement destinées à mettre en évidence de manière claire les différentes composantes morphologiques et à faciliter la comparaison d'échantillons de surface différents.

On notera également que bien que la reconstruction des profils à partir des données du spectre de référence soit moins précise qu'avec celles du spectre d'analyse, les images obtenues restent très proches des profils réels, dont elles constituent une très bonne approximation comme le montre l'exemple de la figure 4.10.

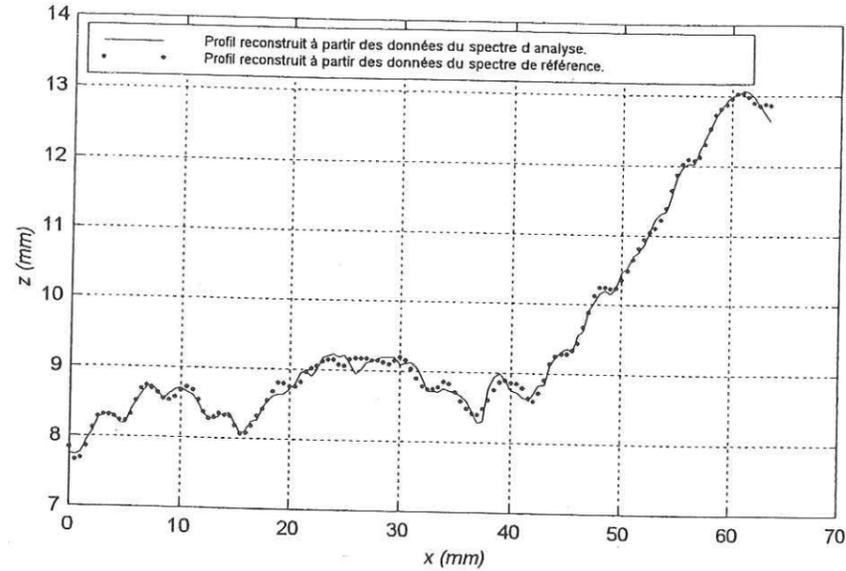


Figure 4.10 : Comparaison des profils reconstruits à partir des données du spectre d'analyse et de celles du spectre de référence.

Les résultats de calcul, du spectre d'analyse du profil G1, sont présentés dans le tableau 4. B dans lequel sont indiqués le nombre d'itérations effectuées pour atteindre la tolérance adoptée, la valeur des différentes longueurs d'ondes filtrées, leur amplitude et les translations correspondantes, ainsi que la valeur du résidu à chaque itération.

Iteration	Longueur d'onde λ_k (mm)	Translation x_0^j (mm)	Coefficient d'approximation α_k^j	Résidu (mm ²)
1	190.50000	158.75000	3.14656	0.6547189
2	56.81250	5.91797	1.15209	0.1968538
3	31.68750	11.88281	0.68607	0.0400411
4	118.62500	71.66927	0.22183	0.0239433
5	12.43750	5.95964	0.12879	0.0185179
6	15.62500	10.74219	0.11451	0.0140555
7	4.12500	2.66406	0.08212	0.0117990
8	5.18750	3.56641	0.06847	0.0102176
9	4.56250	3.23177	0.06645	0.0087490
10	8.56250	6.42188	0.06437	0.0073852
11	7.00000	4.95833	0.06501	0.0059588
12	3.68750	1.92057	0.05790	0.0048411
13	29.00000	24.77083	0.04762	0.0041332
14	3.43750	0.57292	0.04378	0.0034944
15	10.31250	3.22266	0.03709	0.0030396
16	46.93750	44.98177	0.03167	0.0026952
17	19.25000	13.23438	0.02786	0.0024289
18	2.43750	1.16797	0.02699	0.0021865
19	2.93750	0.55078	0.02495	0.0019776
20	2.18750	1.73177	0.02307	0.0018000
21	6.18750	2.70703	0.02340	0.0016197
22	7.56250	2.99349	0.02276	0.0014475
23	13.62500	0.00000	0.02247	0.0012825
24	3.81250	3.63932	0.01740	0.0011823
25	3.81250	0.71484	0.01727	0.0010818
26	2.81250	1.17188	0.01643	0.0009921

Tableau 4. b : Résultats de la simulation I (profil G1 brut)

Iteration	Longueur d'onde λ_k (mm)	Translation x_0^j (mm)	Coefficient d'approximation α_k^j	Résidu (mm ²)
1	56.81250	5.91797	1.15446	0.1949871
2	31.68750	11.88281	0.68384	0.0391921
3	119.56250	72.23568	0.21702	0.0237759
4	12.43750	5.95964	0.12834	0.0183884
5	15.62500	10.74219	0.11428	0.0139443
6	4.12500	2.66406	0.08213	0.0116877
7	5.18750	3.56641	0.06621	0.0101039
8	4.56250	3.23177	0.06645	0.0086458
9	8.56250	6.42188	0.06437	0.0072820
10	7.00000	4.95833	0.06496	0.0058581
11	3.68750	1.92057	0.05780	0.0047443
12	28.81250	24.61068	0.04618	0.0040822
13	3.43750	0.57292	0.04377	0.0034436
14	10.31250	3.22266	0.03705	0.0029898
15	46.93750	44.98177	0.02939	0.0026932
16	19.43750	13.76823	0.02779	0.0024288
17	2.43750	1.16797	0.02675	0.0021907
18	2.93750	0.55078	0.02505	0.0019800
19	6.18750	2.57813	0.02353	0.0017983
20	2.18750	1.73177	0.02313	0.0016198
21	7.56250	2.99349	0.02285	0.0014462
22	13.62500	0.00000	0.02267	0.0012784
23	3.81250	0.71484	0.01742	0.0011762
24	4.06250	3.63932	0.01737	0.0010763
25	2.81250	1.17188	0.01633	0.0009872

Tableau 4. c : Résultats de la simulation I (profil G1 avec regression)

Sur la figure 4.11, nous illustrons la première composante extraite du profil G1 grâce au processus de filtrage. Il s'agit du terme " $\alpha_k^i f_k^j(x)$ " de 190.5 mm de longueur d'onde et d'amplitude égale à 3.15.

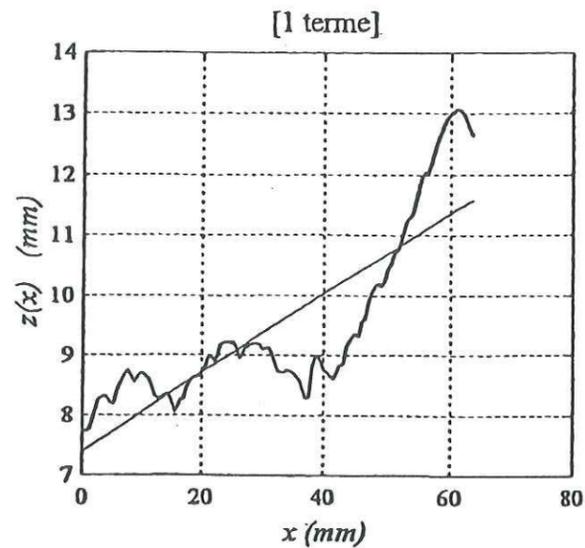


Figure 4.11 : Représentation du profil G1 par le premier terme de sa décomposition.

Du point de vue morphologique, cette composante correspond à l'inclinaison générale du profil. D'ailleurs, la simulation d'analyse morphologique du profil G1 défini par rapport à sa droite des moindres carrés (fig. 4.12) donne, comme le montre le tableau 4.c, une composition de longueurs d'ondes équivalente à celle obtenue avec les données brutes du profil G1 après filtrage de la première composante (voir tableau 4. b). En conséquence, cette dernière correspond bien à une composante morphologique caractérisant l'inclinaison du profil G1, et que la méthode ATM met bien en évidence. Du point de vue mécanique, cette composante représente effectivement la pente générale que prendrait le profil après abrasion et usure des aspérités.

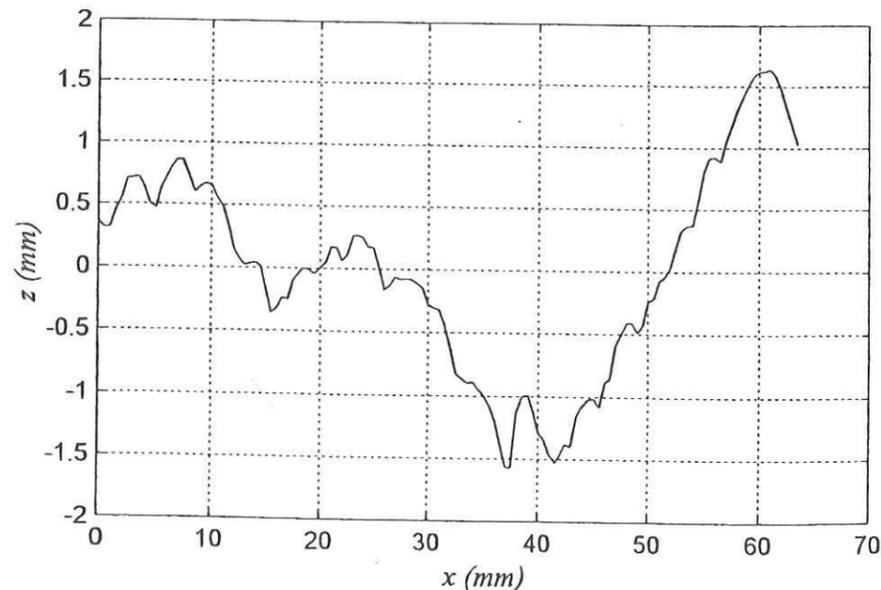


Figure 4.12 : Profil G1 défini par rapport à sa droite des moindres carrés

Dans la section suivante, la même morphologie (profil G1) sera caractérisée en utilisant une autre méthode d'analyse morphologique, soit l'analyse spectrale par les transformées de Fourier. Ceci dans le but de comparer les résultats obtenus respectivement par les deux méthodes.

En raison des contraintes d'utilisation des transformées de Fourier rapides (FFT), notamment concernant le nombre de points d'échantillonnage du profil qui doit être une puissance de 2, nous avons tenu compte du même nombre de points d'échantillonnage dans les simulations avec l'ATM pour pouvoir comparer les résultats des simulations obtenus, respectivement avec les deux méthodes, pour chacun des profils étudiés.

2.3.1.2 Simulation avec la FFT

Le cadre théorique ainsi que le principe de cette méthode ont déjà été présentés dans le chapitre 2. En conséquence, la fréquence fondamentale de la fonction de densité spectrale, pour l'échantillon G1, sera $f_1 = \frac{1}{64} = 0.015625 \text{ mm}^{-1}$ ($T_1 = 1/f_1 = 64 \text{ mm}$). Toutes les autres fréquences seront des multiples de f_1 ($f = k f_1$ avec k le nombre d'ondes variant de 1 à 64). Sur la fonction de densité spectrale (fig. 4.13) apparaît un petit pic pour un nombre d'ondes de 2 ($f = 0.03125 \text{ mm}^{-1}$; $T = 32 \text{ mm}$). Un autre pic moins net correspond à un nombre d'ondes de $k = 4$ ($f = 0.0625 \text{ mm}^{-1}$; $T = 16 \text{ mm}$).

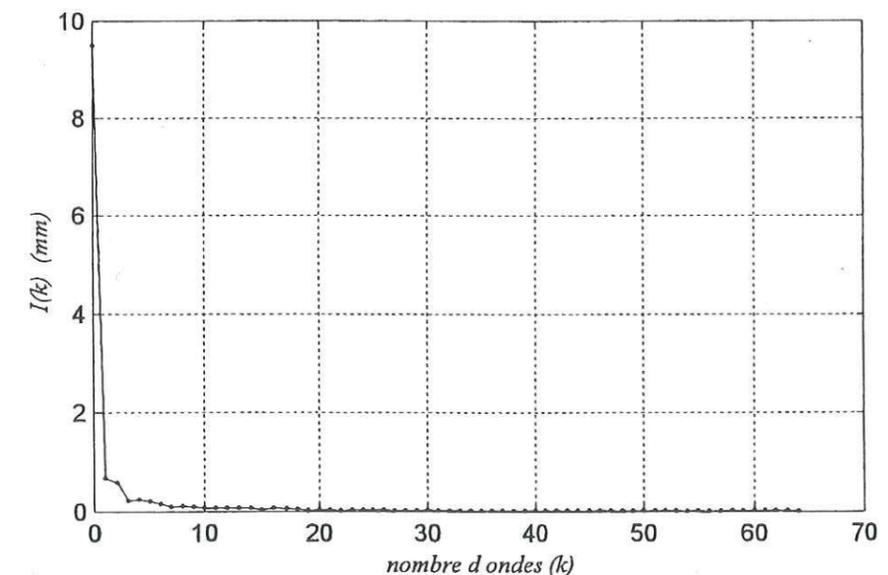


Figure 4.13 : Spectre de densité pour l'échantillon G1.

2.3.1.3 Comparaison entre ATM et FFT

D'après les résultats obtenus, on peut constater que contrairement à l'approche FFT, la méthode ATM permet de bien mettre en évidence les différentes composantes morphologiques contenues dans le profil grâce à l'extraction de la première composante qui représente physiquement la pente générale du profil.

A l'inverse, on remarque que la fonction de densité spectrale fournit très peu d'informations sur la morphologie du profil G1, à cause certainement de la non stationnarité du profil.

Dans la pratique pour éliminer l'effet de la dérive *linéaire*, on l'estime généralement à l'aide de la droite d'ajustement des moindres carrés. Le profil obtenu après élimination de cette dérive est noté G1r (voir figure 4.12).

La fonction de densité spectrale (fig. 4.14) obtenue pour le profil G1r comporte cette fois-ci des pics beaucoup plus marqués. On a un pic très marqué pour $k = 1$ qui correspond à une fréquence de 0.015625 mm^{-1} ($T = 64 \text{ mm}$). Puis, un deuxième pic pour $k = 4$ ($f = 0.0625 \text{ mm}^{-1}$; $T = 16 \text{ mm}$), ainsi que d'autres petits pics.

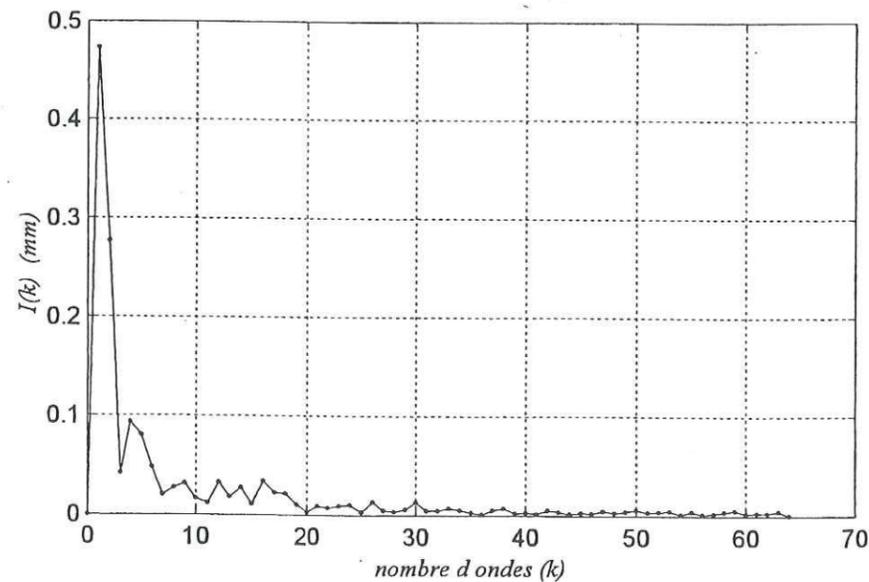


Figure 4.14 : Spectre de densité pour l'échantillon G1r.

D'après ces résultats, on peut conclure que l'analyse spectrale par les transformées de Fourier est sensible à la dimension finie et à la pente générale de l'échantillon, de sorte qu'il a fallu éliminer l'effet de la dérive par le calcul d'une droite de référence par la méthode des moindres carrés pour permettre de mettre en évidence quelques composantes morphologiques du profil.

En revanche, on constate que la méthode ATM est capable d'éliminer l'effet de la dérive en la filtrant. Par conséquent, elle est plus générale et permet de s'affranchir, contrairement à la méthode FFT, de l'hypothèse de stationnarité des profils.

Outre cet avantage, la représentation du profil G1r par les termes de sa décomposition avec la méthode ATM (fig. 4.15), et de son développement en série de Fourier (fig. 4.16), respectivement avec 1, 2, 5, 10 termes, montre une meilleure approximation avec la méthode ATM. Il en résulte une caractérisation plus rigoureuse des différentes composantes morphologiques (les longueurs d'ondes et leurs amplitudes) contenues dans le profil.

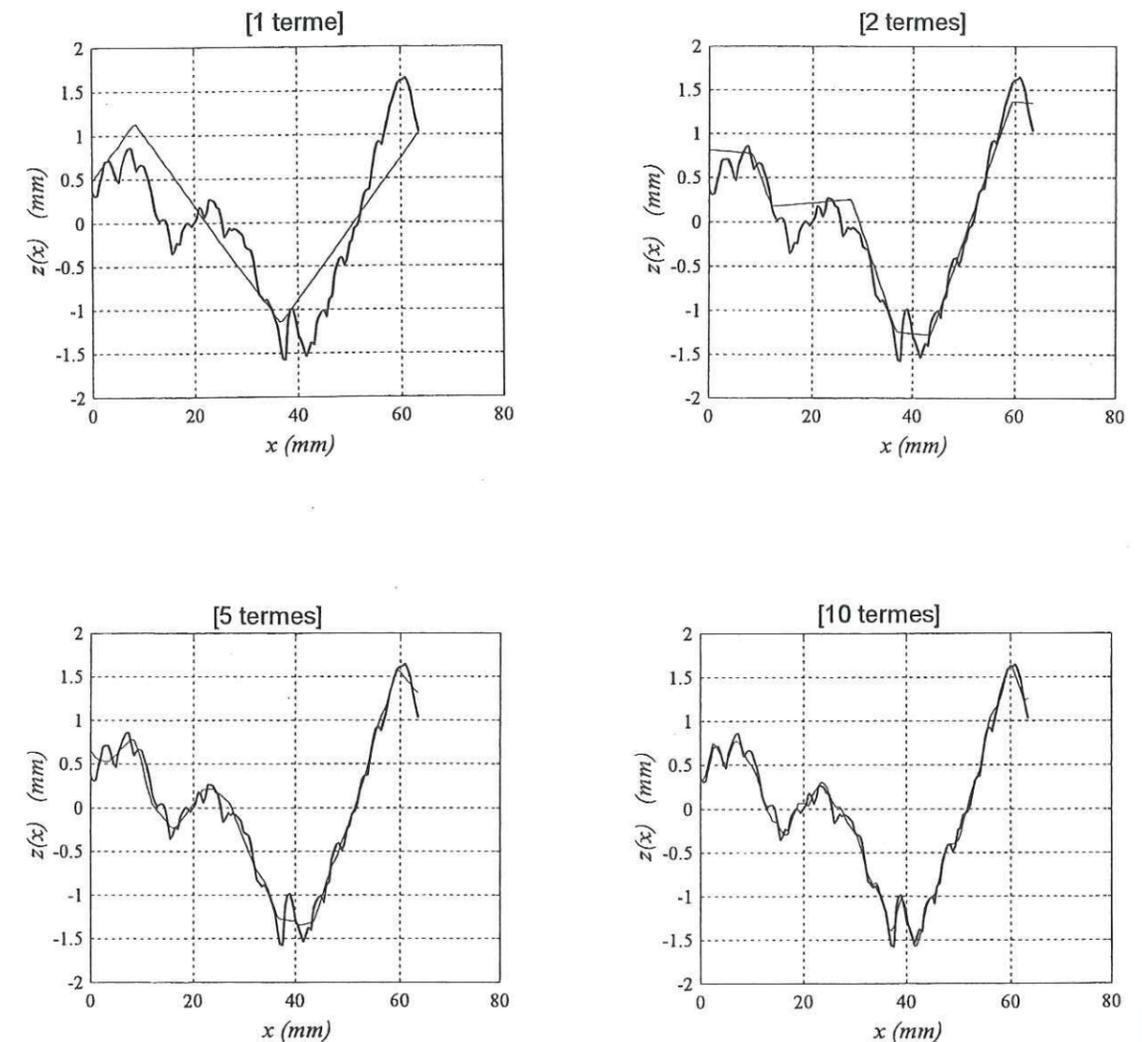


Figure 4.15: Termes (1, 2, 5 et 10) de la décomposition du profil G1r avec l'ATM.

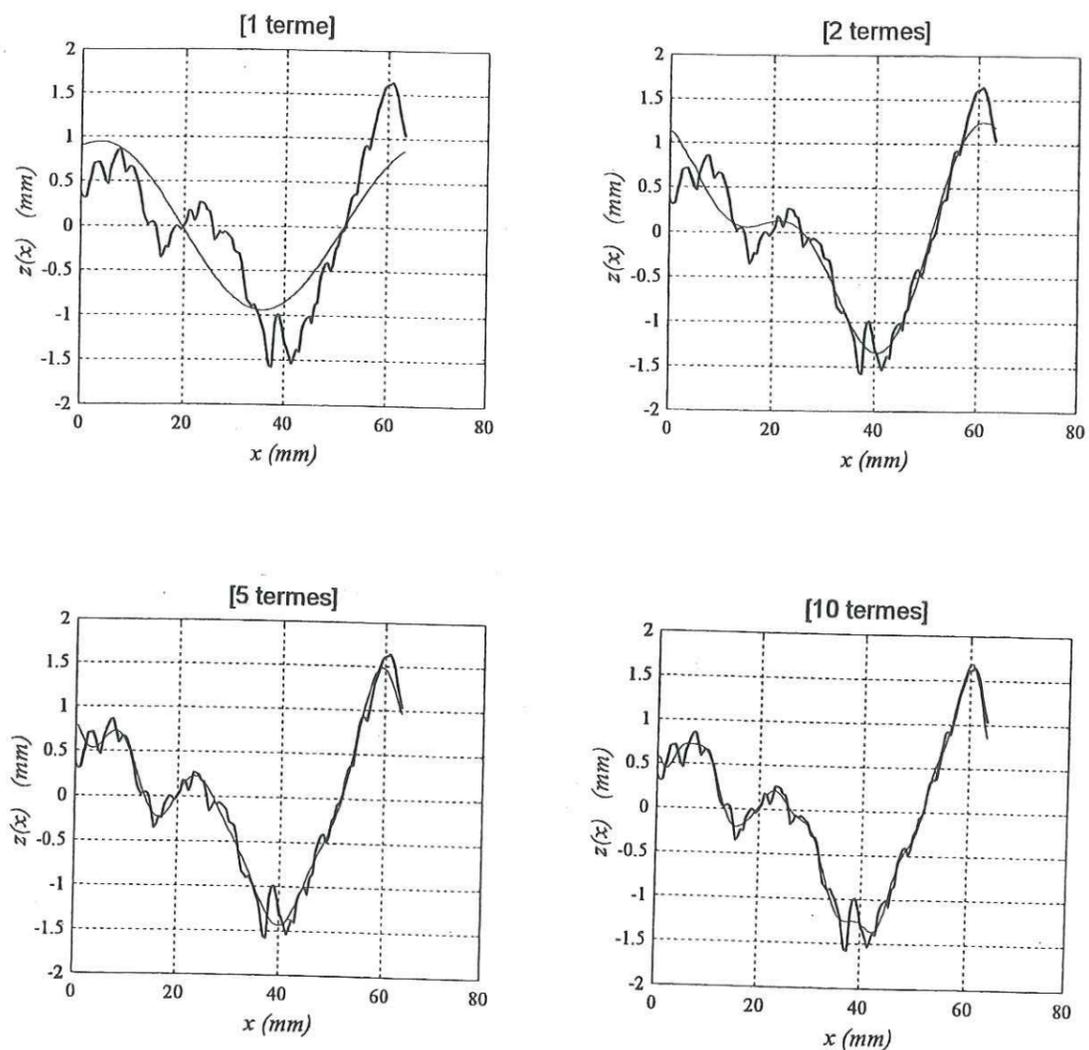


Figure 4. 16: Termes (1, 2, 5 et 10) du développement du profil G1r en série de Fourier.

Le tableau ci-dessous regroupe les valeurs des résidus données par la méthode ATM et par le calcul par la FFT. On peut remarquer un écart significatif entre les valeurs des résidus.

Termes	1	2	5	10
Valeur du résidu avec ATM	0.1949	0.0391	0.0139	0.0058
valeur du résidu avec FFT	0.2108	0.0559	0.0213	0.0117

Tableau 4. d : Valeurs des résidus obtenus avec l'ATM et la FFT.

2.3.2 Simulation II : cas d'un joint granitique - profil G2

2.3.2.1 Simulation avec l'ATM

Dans cette simulation, les mêmes caractéristiques que celles décrites précédemment ont été utilisées dans le modèle, pour caractériser les composantes morphologiques du profil G2 décrit par la figure 4.17. La longueur de ce profil est de 128 mm.

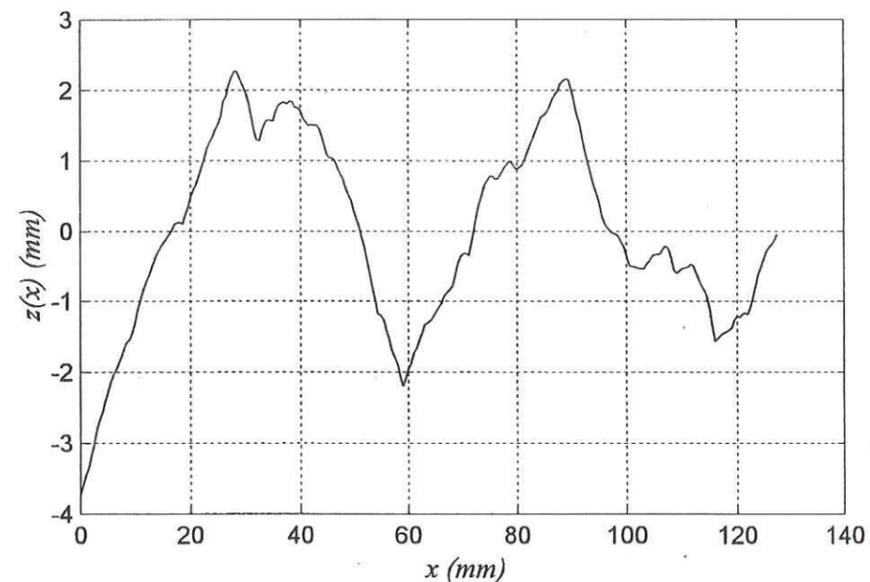


Figure 4. 17: Profil G2.

Les figures 4.18 et 4.19 regroupent les amplitudes des composantes morphologiques extraites par le processus de filtrage et les valeurs des translations correspondantes. Celles-ci déterminent les composantes morphologiques contenues dans le profil.

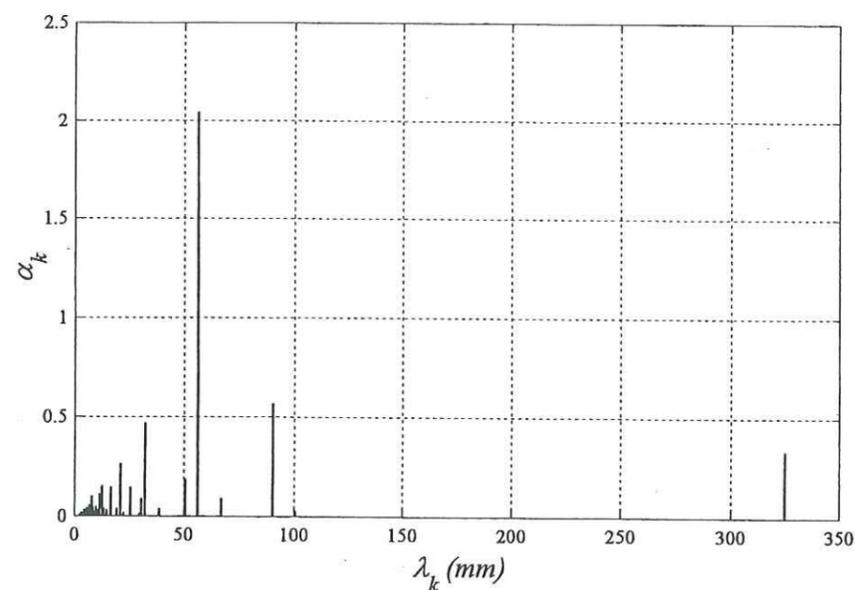


Figure 4. 18: Spectre d'analyse pour l'échantillon G2.

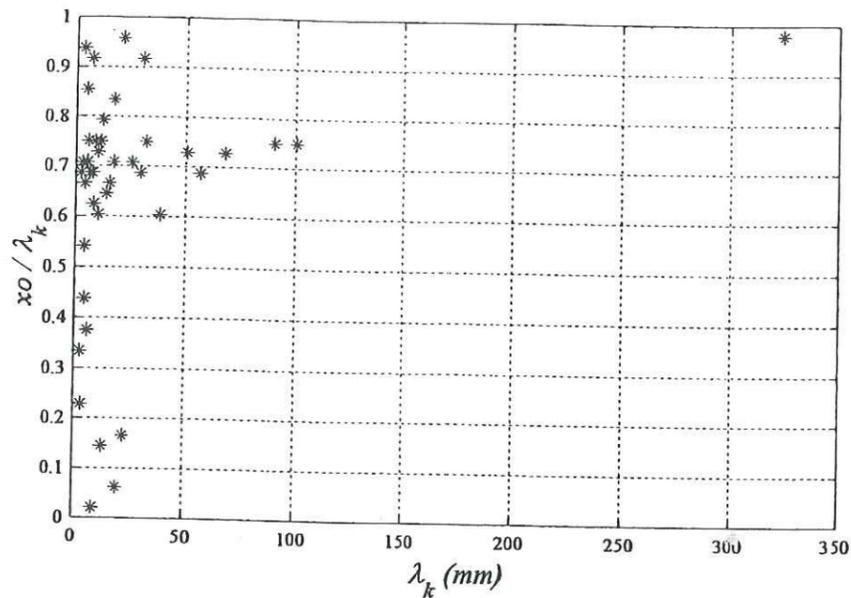


Figure 4.19 : Diagramme de phase pour l'échantillon G2.

La figure ci-dessous illustre le spectre de référence obtenu pour la simulation II. La figure 4.20 b correspond à un agrandissement de la figure 4.20 a, entre 0 et 60 mm.

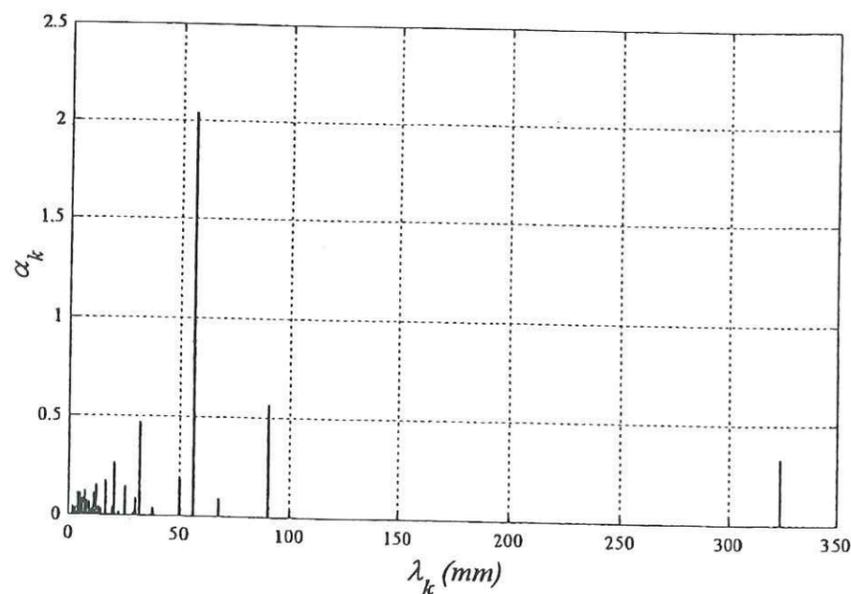


Figure 4.20 a : Spectre de référence pour l'échantillon G2.

Les résultats de la simulation II mettent en évidence une composante morphologique principale pour λ_k égale à 56 mm ; soit une longueur d'onde inférieure à la longueur de l'échantillon.

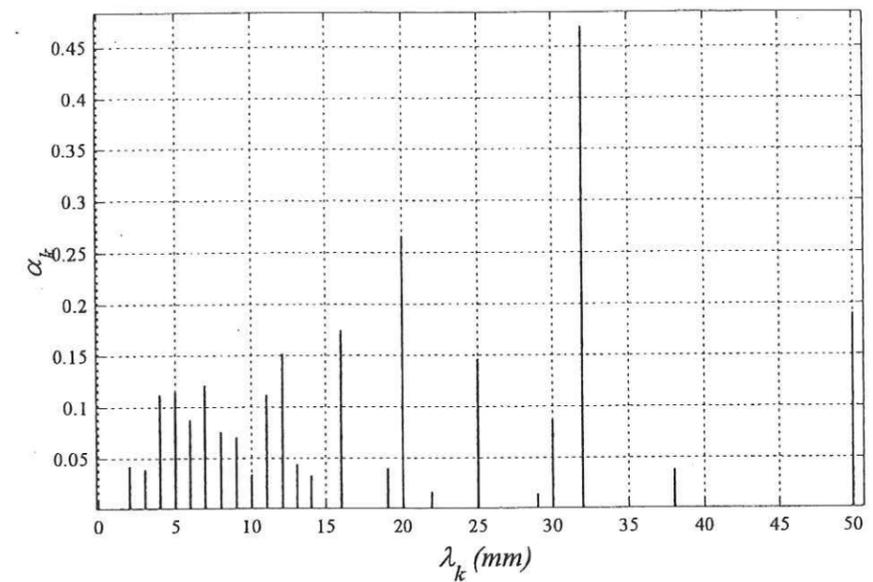


Figure 4.20 b : Détail du spectre de référence.

2.3.2.2 Simulation avec la FFT

La longueur de l'échantillon est de 128 mm. La fréquence fondamentale est, dans ce cas, $f_1 = \frac{1}{128} = 0.0078125 \text{ mm}^{-1}$ ($T_1 = 1/f_1 = 128 \text{ mm}$). Par rapport à la simulation précédente, la fonction de densité spectrale du profil G2 met en évidence des pics plus nets, pour des fréquences proches de celles obtenues avec la méthode ATM. On note un pic très marqué pour $k = 2$ qui correspond à une fréquence de 0.015625 mm^{-1} ($T = 64 \text{ mm}$) proche de celle trouvée précédemment avec la méthode ATM.

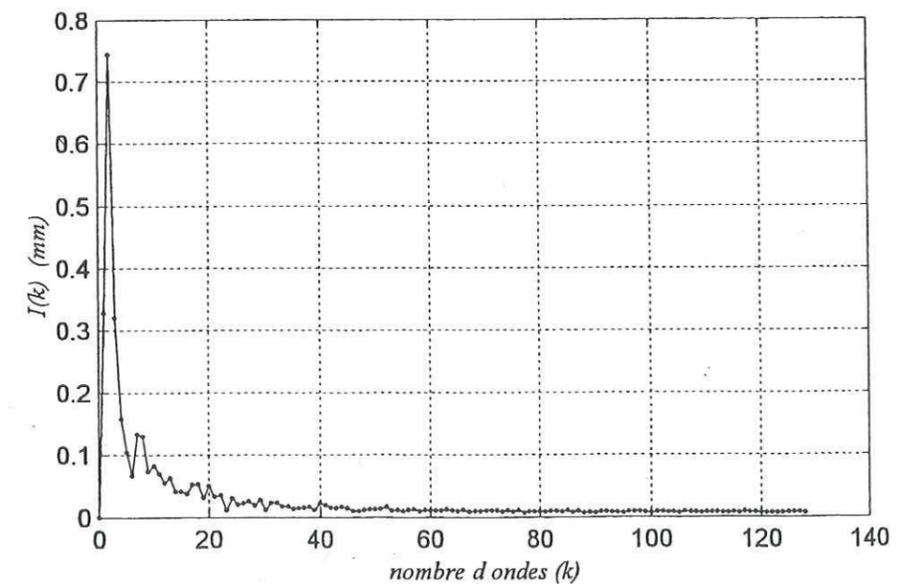


Figure 4.21 : Spectre de densité pour l'échantillon G2.

2.3.2.3 Comparaison entre ATM et FFT

Les remarques concernant les résultats de la comparaison entre les deux méthodes sont identiques à celles formulées précédemment. Nous constatons, en comparant les figures 4. 22 et 4. 23, une meilleure approximation des irrégularités morphologiques du profil G2 avec la méthode ATM.

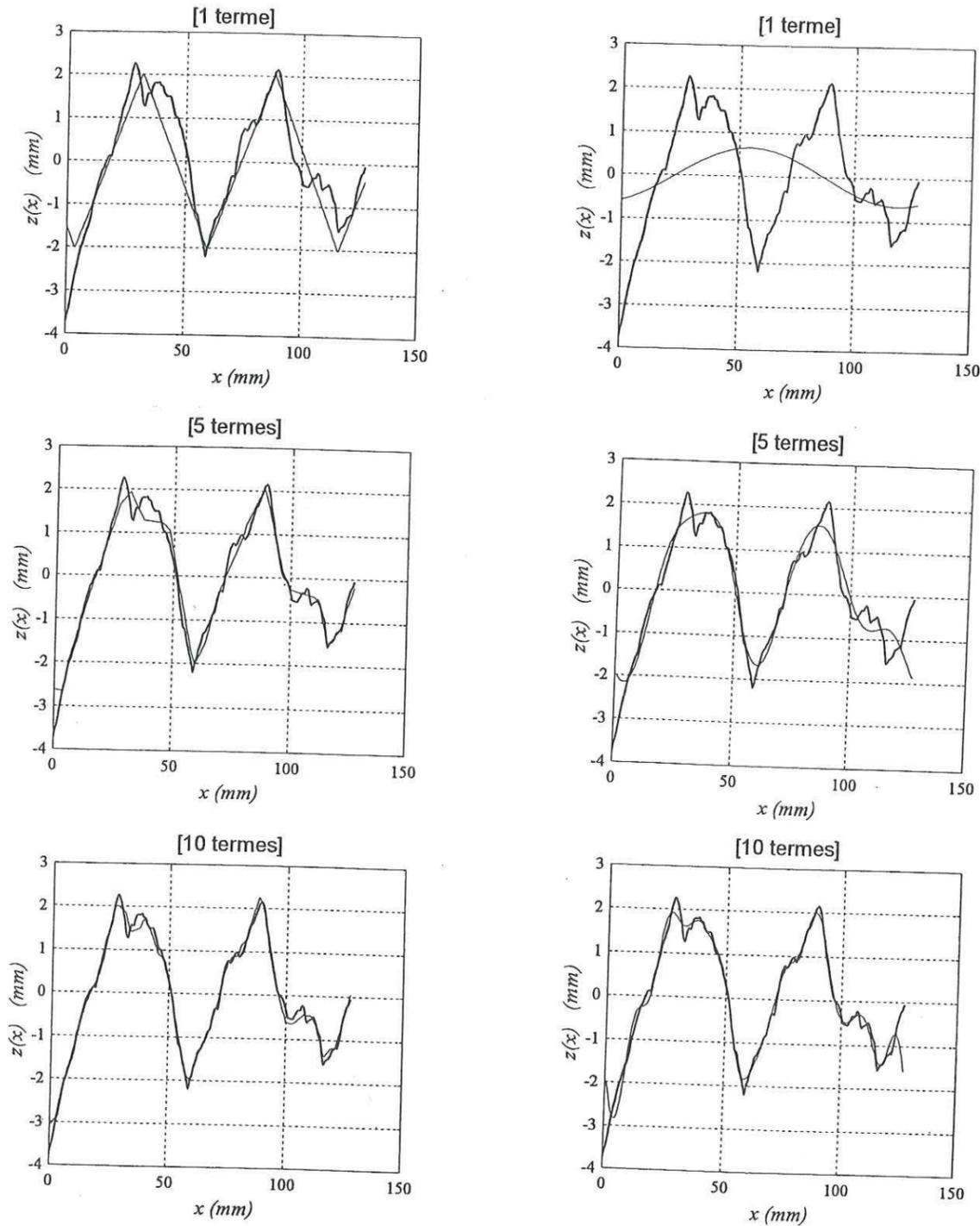


Figure 4. 22: Termes (1, 5 et 10) de la décomposition du profil G2 avec l'ATM.

Figure 4. 23: Termes (1, 5 et 10) du développement de G2 en série de Fourier.

La comparaison des valeurs des résidus obtenus avec les deux méthodes (tableau 4. e) confirme les performances de la méthode ATM. Celle-ci s'avère particulièrement bien adaptée à la caractérisation de la morphologie très irrégulière des discontinuités rocheuses.

Termes	1	5	10
Valeur du résidu avec ATM	0.2982	0.0576	0.0190
valeur du résidu avec FFT	1.5790	0.1885	0.0843

Tableau 4. e : Valeurs des résidus obtenus avec l'ATM et la FFT.

2.3.3 Simulation III : cas d'un joint de schiste - profil S2

2.3.3.1 Simulation avec l'ATM

La morphologie étudiée dans cette simulation est caractérisée par une forme "convexe" du profil de fracture. Le profil S2 (fig. 4.24), caractéristique de cette morphologie, a une longueur d'échantillon de 128 mm.

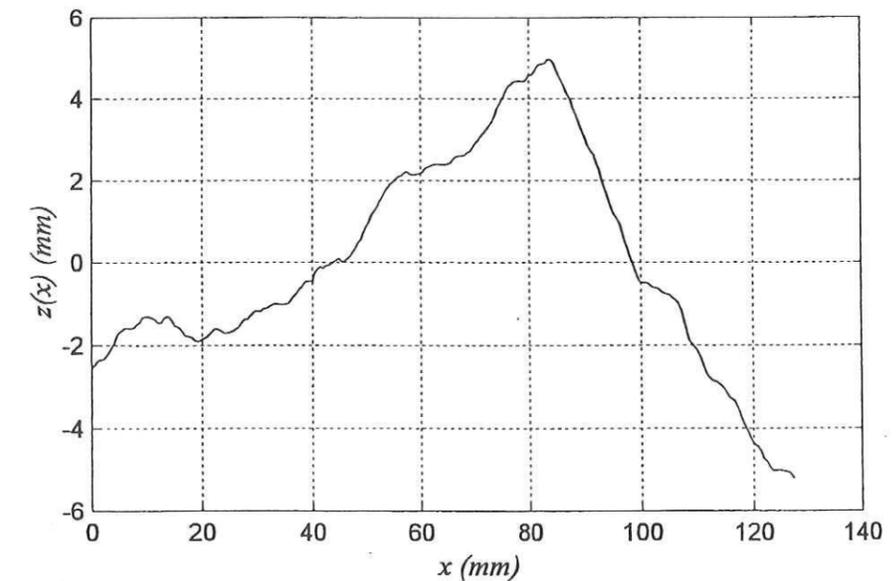


Figure 4.24 : Profil S2.

Les figures 4.25, 4.26 et 4.27 illustrent les résultats obtenus pour cette simulation.

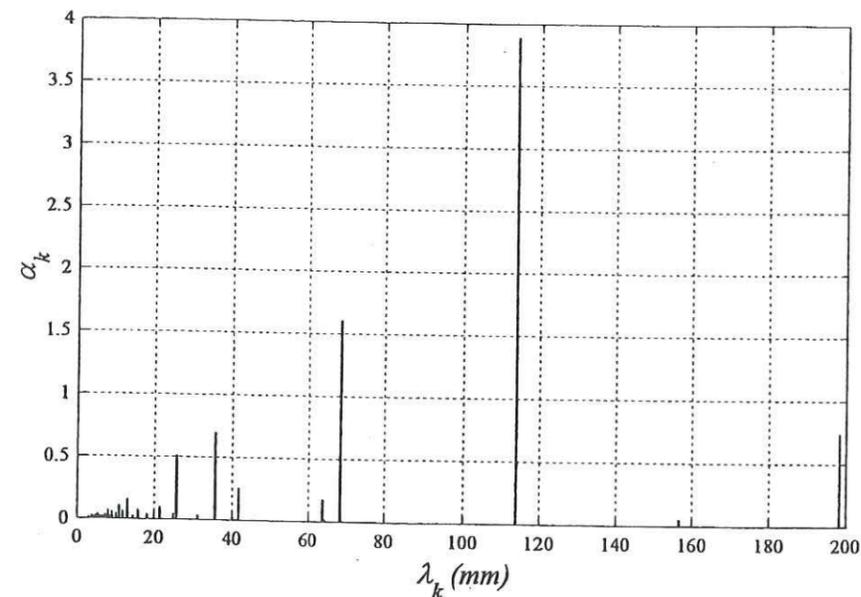


Figure 4.25 : Spectre d'analyse pour l'échantillon S2.

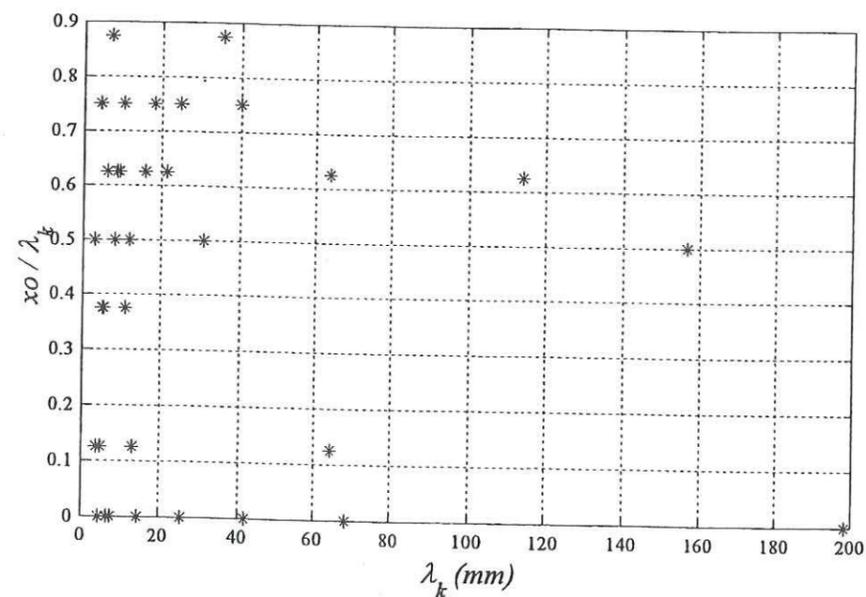


Figure 4.26 : Diagramme de phase pour l'échantillon S2.

Ces résultats mettent en évidence une composante morphologique principale à $\lambda_k = 114$ mm. Puis, une deuxième composante d'amplitude plus faible à λ_k égale à 68.375 mm, ainsi que deux autres composantes d'amplitudes non négligeables aux longueurs d'ondes 35.375 mm et 25.5 mm.

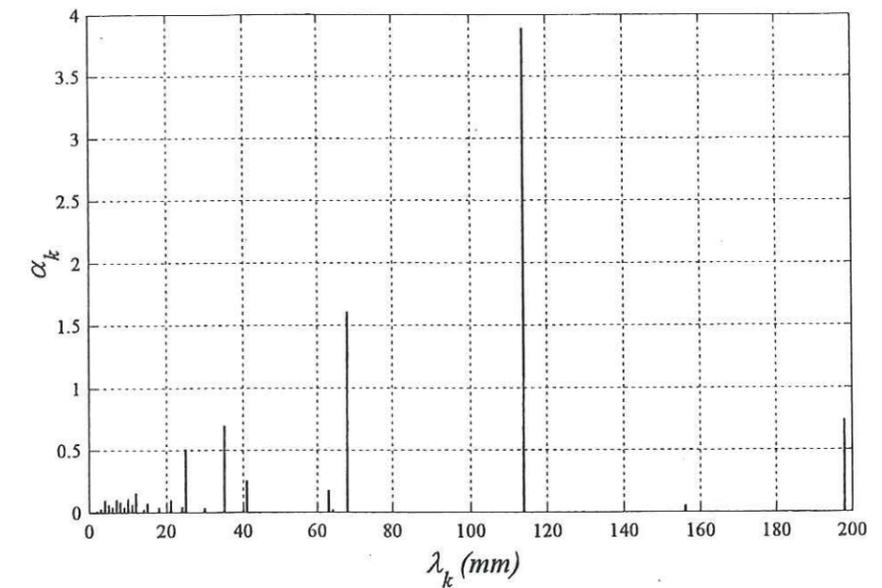


Figure 4.27: Spectre de référence pour l'échantillon S2.

2.3.3.2 Simulation avec la FFT

Pour cet échantillon, la fonction de densité spectrale (fig. 4.28) fait apparaître seulement deux pics. Le premier correspond à une fréquence de 0.0078 mm^{-1} ($T = 128 \text{ mm}$, $k = 1$) et le second à une fréquence de 0.039 mm^{-1} ($T = 25.6 \text{ mm}$, $k = 5$).

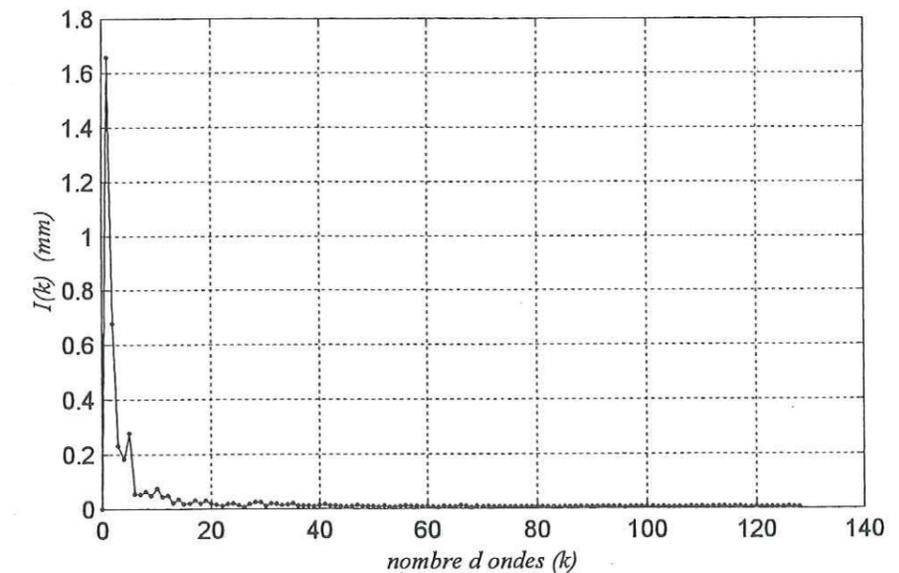


Figure 4.28: Spectre de densité pour l'échantillon S2.

2.3.3.3 Comparaison entre ATM et FFT

Nous remarquons que la méthode ATM met en évidence certaines composantes morphologiques ($\lambda_k = 68.375$ mm et $\lambda_k = 35.375$ mm) qui n'apparaissent pas sur la fonction de densité spectrale. D'autre part, on constate qu'on décrit bien la morphologie du profil par 34 termes avec la méthode ATM (fig. 4.29), alors que l'analyse par la FFT en nécessite d'avantage. D'ailleurs, on note pour le même nombre de termes (34 termes), un rapport supérieur à 7 entre les valeurs des résidus (fig. 4.30).

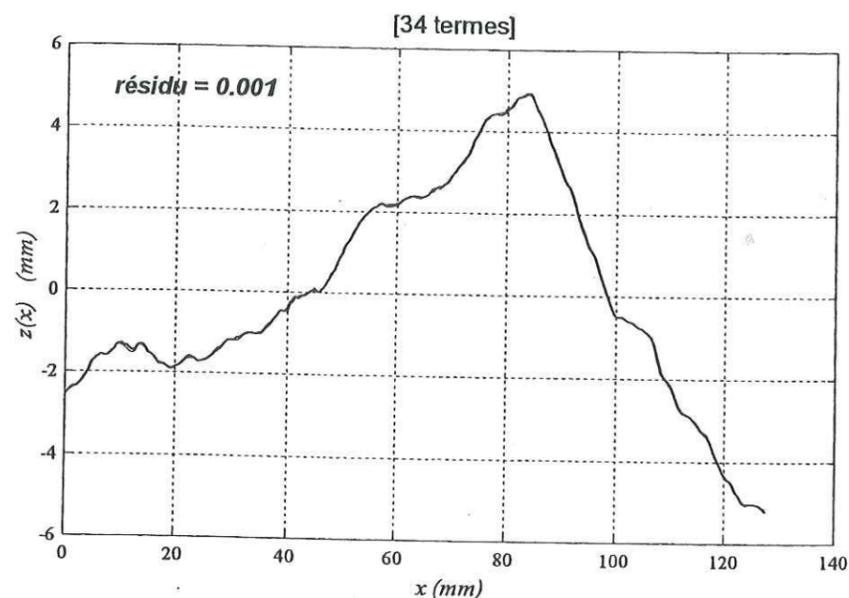


Figure 4.29 : Représentation du profil S2 par les 34 termes de sa décomposition avec l'ATM.

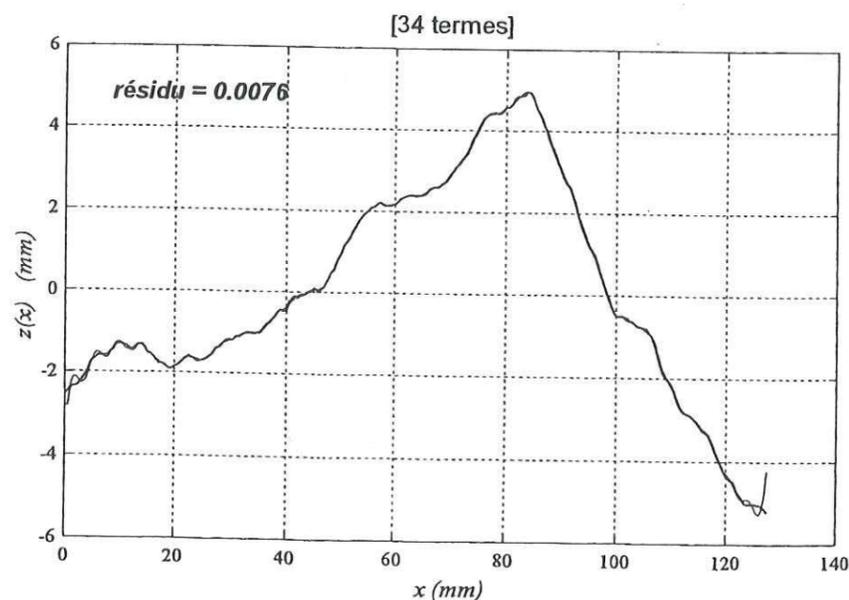


Figure 4.30 : Représentation du profil S2 par les 34 termes de son développement en série de Fourier.

En conclusion, l'analyse comparative qui précède met clairement en évidence la capacité et les performances de la méthode ATM et ses avantages par rapport à l'analyse par FFT. Elle permet une caractérisation rigoureuse des composantes morphologiques des joints rocheux et présente une très bonne adaptation à la description de la rugosité des discontinuités naturelles.

La section suivante est consacrée à l'application de l'ATM à grande échelle (échelle du terrain).

3 Application de l'ATM à l'échelle du terrain

La caractérisation de la morphologie et de l'état de surface des discontinuités rocheuses à l'échelle du terrain est une question essentielle pour la description des massifs rocheux. Le développement de méthodes de mesure et d'analyse morphologique applicables à l'échelle du massif et des ouvrages constitue un des objectifs majeurs de cette recherche. Parallèlement à l'étude d'échantillons en laboratoire, la méthode d'analyse a été appliquée à l'étude in situ de grandes discontinuités naturelles, à l'échelle plurimétrique à pluridécimétrique. Deux sites dans la région Rhône-Alpes ont fait l'objet de mesures. Plus particulièrement, le site de Culoz (Ain) a été retenu comme site test en raison de sa facilité d'accès et de la qualité des affleurements permettant l'analyse de surfaces structurales de grande dimension.

3.1 Présentation du site

La zone d'étude est située sur le flanc normal Est du pli-faille du massif du Grand Colombier. Celui-ci forme un anticlinal déversé chevauchant vers l'ouest, dont la retombée orientale s'ennoie dans la dépression molassique de la vallée du Rhône qui le sépare de la chaîne du Gros Foug, au nord du Lac du Bourget. Le site d'essai correspond aux anciennes carrières de Landaize situées le long de la RD 992 à la sortie nord de Culoz. Les affleurements sont constitués par de grandes surfaces structurales correspondant à la stratification des bancs calcaires, en partie exploités en carrière conformément au pendage des couches (fig. 4.31). Différents plans de stratification ont ainsi été dégagés, permettant d'observer à l'échelle du site (échelle pluridécimétrique) des variations sensibles dans la morphologie des épontes.

3.2 Cadre géologique (cf. carte géologique, fig. 4.32)

Le rocher affleurant à la partie inférieure du versant au niveau du site d'étude est constitué de calcaires Portlandiens. Il s'agit essentiellement de calcaires compacts en bancs épais, bleu ou jaune, à flammures bleues ou rosées. On trouve des niveaux bioturbés, ainsi que de rares fossiles (des nérinées et des natices).

Les directions structurales régionales d'âge oligocène sont d'orientation NNW-SSE et deviennent E-W au sud du massif du Grand Colombier perpendiculairement à l'axe du pli-faille.

Les discontinuités étudiées constituent des plans de stratification à l'intérieur de calcaires compacts souvent sublithographiques du Portlandien. L'orientation de ces strates est sensiblement méridienne avec un prolongement vers l'est.



Figure 4.31 : Vue d'ensemble du site de mesure de Culoz (Ain)
Stratification régulière inclinée de 38° vers l'Est.

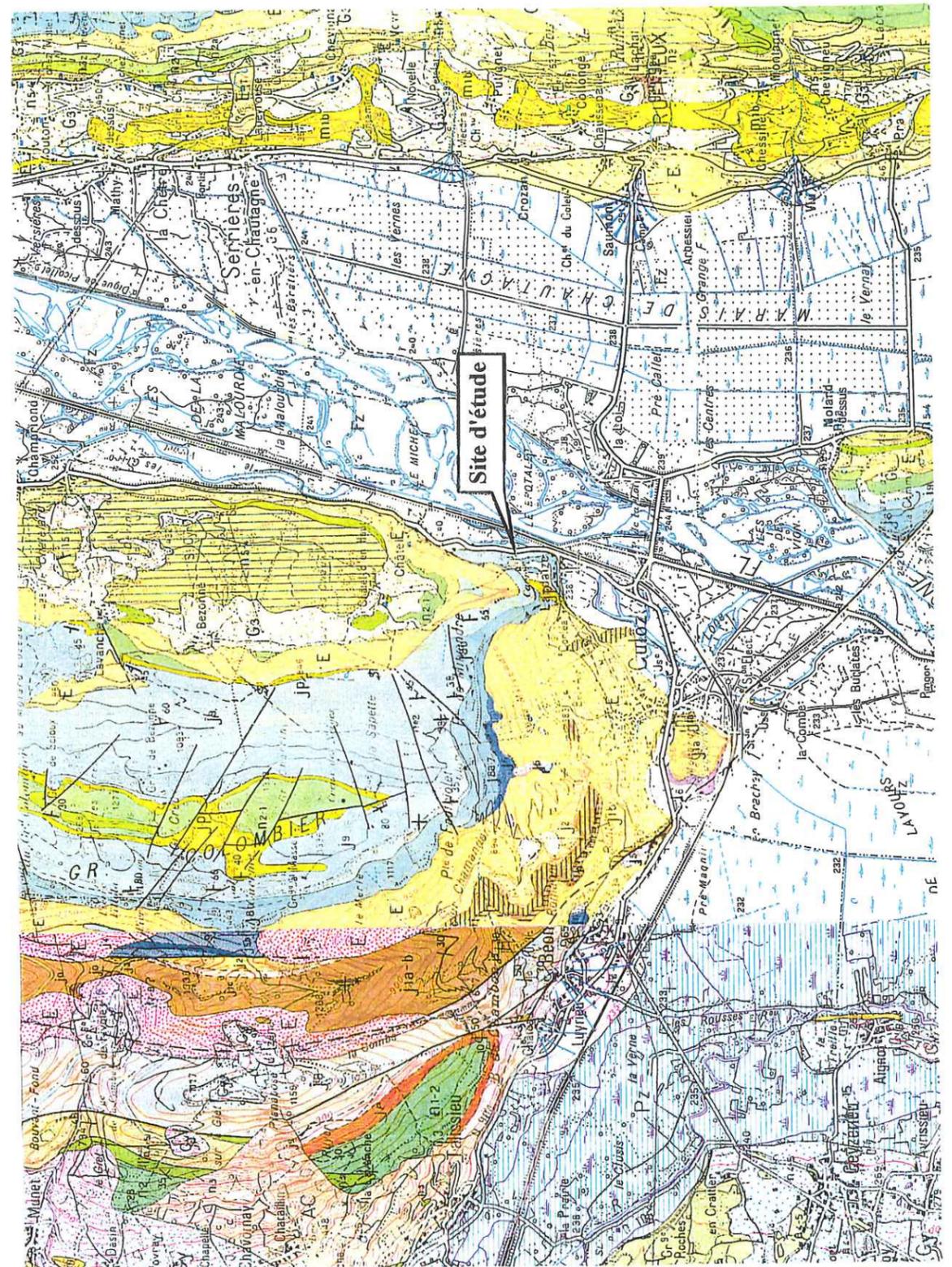
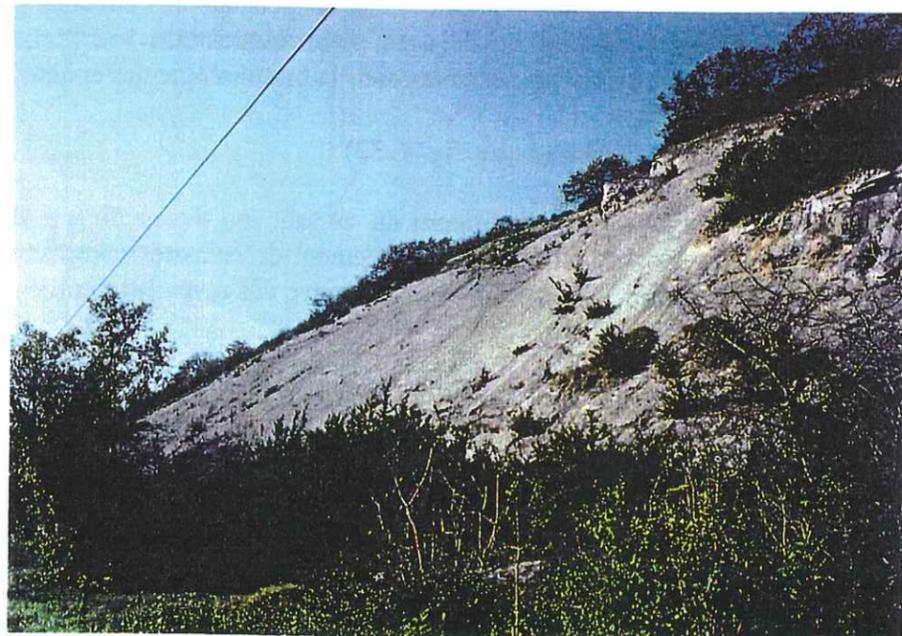


Figure 4.32: Extrait de la carte géologique du massif du Grand Colombier
(ref. cartes géologiques au 1/50000 - n° 700 et 701 BRGM)
(Autorisation de Reproduction Convention N° 50 - 8117).

3.3 Description du dispositif de mesure utilisé sur le terrain : profilographe à règle

Le dispositif de mesure utilisé a été conçu de manière à répondre aux principaux critères suivants :

- facilité de transport sur le terrain;
- utilisation simple permettant une mise en œuvre sur des affleurements d'accès éventuellement difficile;
- capacité de mesure permettant le relevé de profils de longueur minimale métrique et d'amplitude décimétrique;
- rapidité d'utilisation limitant le temps de mesure sur le terrain.

Le profilographe à règle (fig. 4.33), mis au point selon ces spécifications, se compose :

- d'une règle métallique de 100 mm de hauteur et de longueur variable (des règles de 1.50 et 2.00 m ont été utilisées).
- d'un chariot mobile se déplaçant sur la règle;
- d'un parallélogramme articulé solidaire du chariot, muni d'un palpeur se déplaçant au contact du rocher.
- d'une pointe traçante solidaire du palpeur permettant l'enregistrement graphique des mouvements du palpeur sur une bande d'enregistrement, en papier, fixée sur la règle;
- d'un dispositif à support réglable permettant le positionnement du profilographe sur la surface rocheuse considérée.

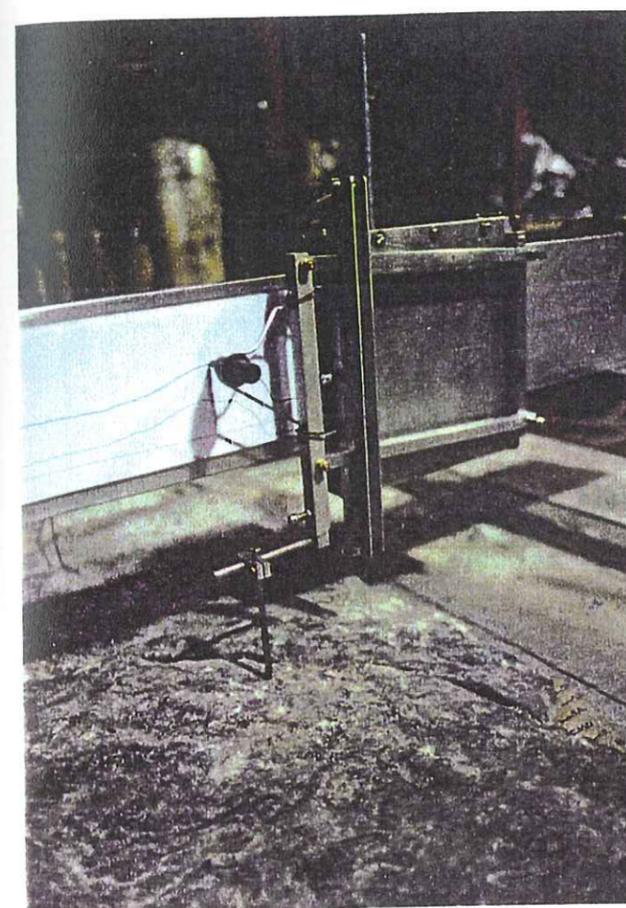


Figure 4.33 a : Détail du profilographe.

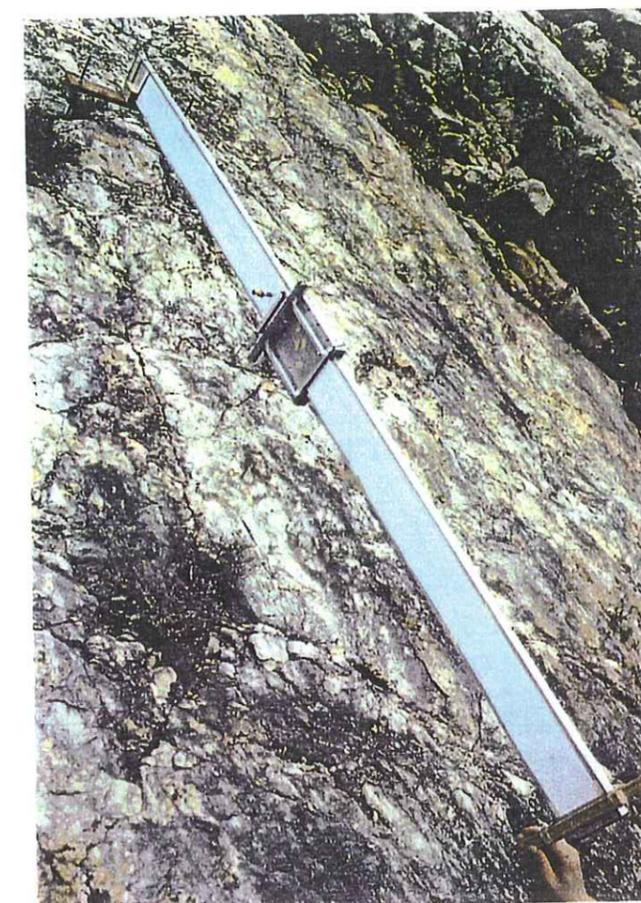


Figure 4.33 b : Profilographe à règle position de mesure sur un affleurement.

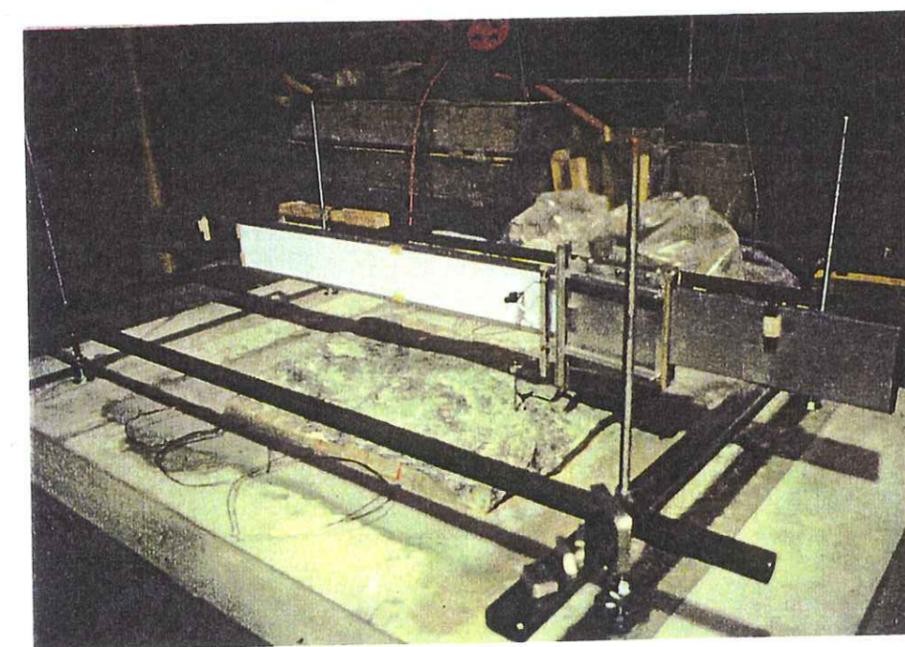


Figure 4.33 c : Vue d'ensemble du profilographe en position de mesure sur un bloc rocheux en laboratoire.

3.4 Observation des affleurements

Les plans de stratification dégagés par l'exploitation de l'ancienne carrière de pierres, présentent une surface plane, régulière, parfois légèrement ondulée. Dans le détail, les épontes montrent une rugosité variable selon les plans. Certains joints de stratification sollicités en cisaillement ont été le siège d'un coulisement dans leur plan. Ils présentent des épontes striées et ondulées parallèlement à la direction de cisaillement, et des surfaces à faible rugosité (fig. 4.34 c et 4.35).

Les bancs calcaires sont d'épaisseur pluridécimétrique à métrique, parfois soulignés par de minces joints de stratification fermés exempts de remplissage. Les bancs sont séparés par des joints plus marqués d'épaisseur centimétrique à remplissage argileux.

Parallèlement à la stratification qui constitue la direction structurale majeure du site, d'orientation moyenne N-S à pendage Est de 38° , deux directions principales de fracturation conjuguées recoupent orthogonalement la stratification, avec une orientation moyenne respectivement NNW-SSE et ENE-WSW et un pendage subvertical orienté vers l'Ouest (fig. 4.34 a et 4.34 b). Le site comporte quelques fractures méridiennes normales aux couches ainsi qu'une fracturation subverticale localement dense, d'orientation sensiblement E-W, mais peu persistante.

Le développement d'une altération superficielle par desquamation sous l'action du gel et des effets thermiques (localement importante en raison de l'orientation plein Est des affleurements) est bien marquée sur certains plans de stratification.

Ce phénomène affecte essentiellement certains niveaux plus lités mis à jour par l'exploitation de la carrière (fig. 4.36). Cette altération conduit au décollement de plaques d'épaisseur centimétrique.

La morphologie de ces surfaces n'est pas représentative de la géométrie des épontes dans le massif. En conséquence, le choix du plan de stratification retenu pour l'étude morphologique, à l'échelle du site, a porté sur des surfaces exemptes d'altération.

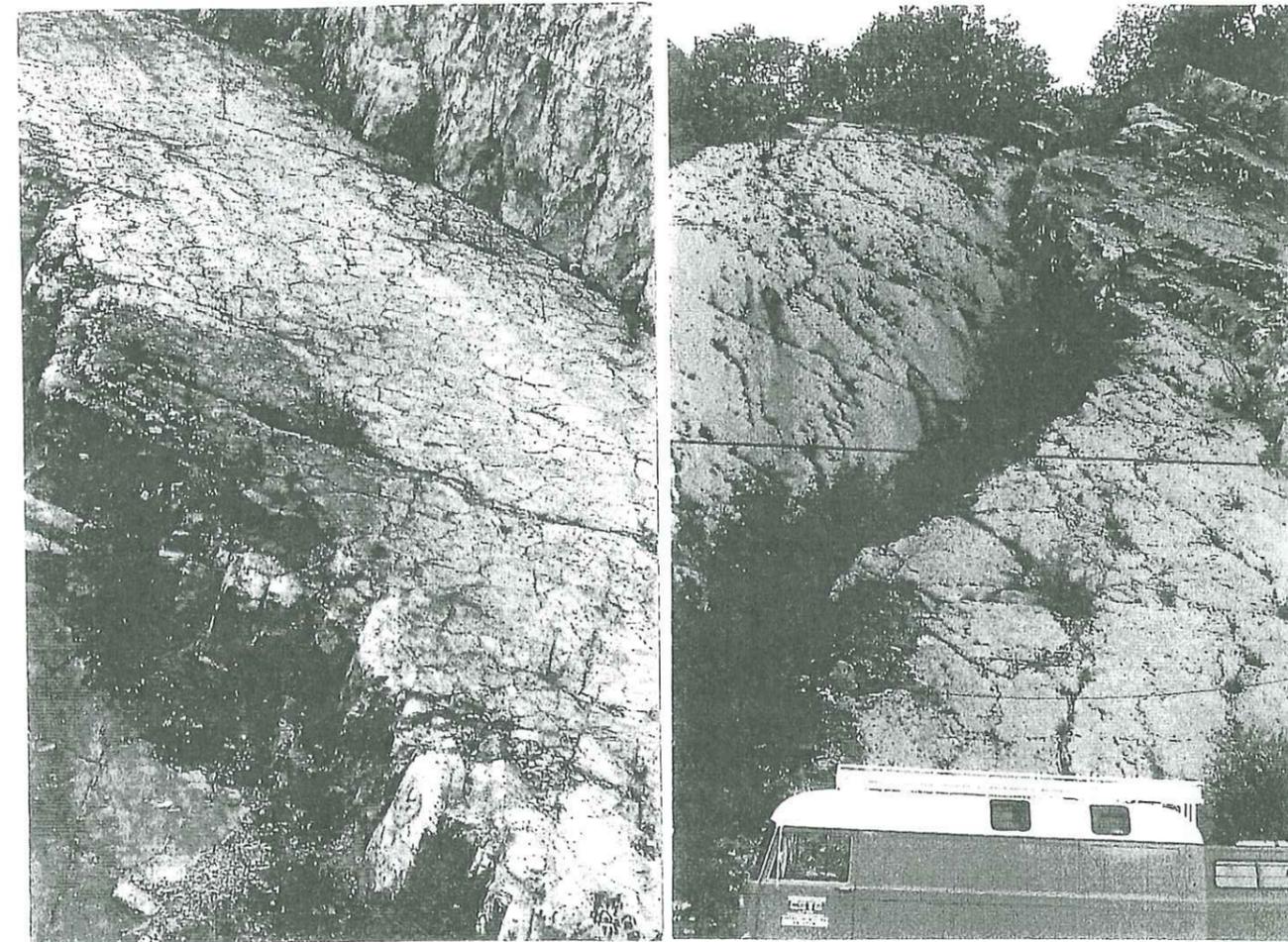


Figure 4.34 a : Plan de stratification ayant joué au cisaillement.

Figure 4.34 b : Vue d'ensemble de la fracturation des dalles calcaires.

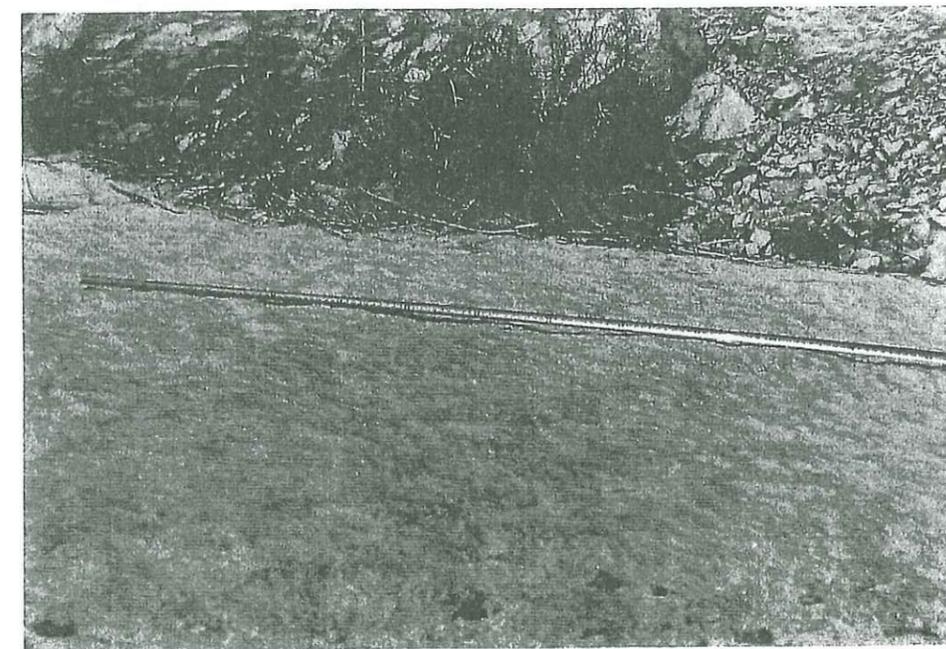


Figure 4.34 c : Détail de la rugosité d'un joint de stratification non cisailé.



Figure 4.35 a : Plan de stratification. Observation de la morphologie suivant la direction du pendage.

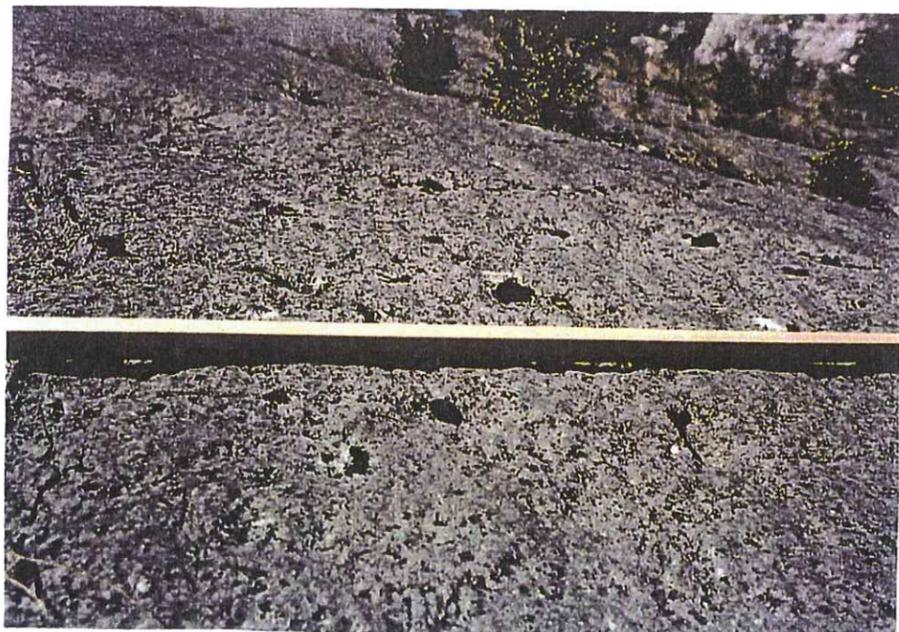


Figure 4.35 b : Plan de stratification. Détail de la géométrie de surface dans la direction perpendiculaire au pendage.

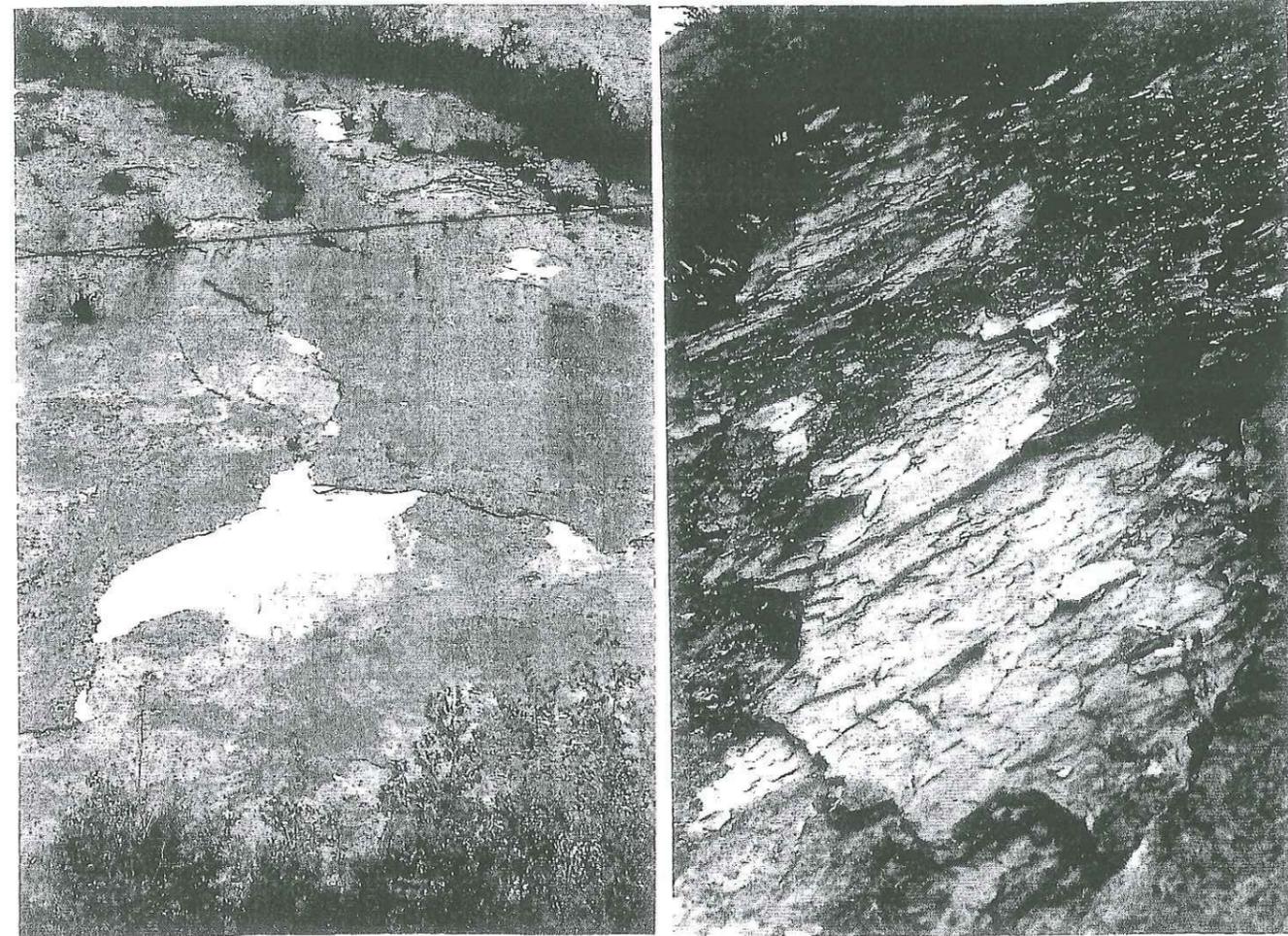


Figure 4.36 : Développement d'une altération de surface sur certains plans par gélifraction et fissuration thermique.



3.5 plan de stratification étudié - Profil de mesure

Des profils de mesure d'une longueur de 1.65m ont été levés sur différents plans de stratification. Ces levés ont permis de tester le bon fonctionnement du profilographe à règle, de vérifier ses conditions d'utilisation sur des surfaces inclinées à forte pente, et de fournir des données de mesure utilisables ultérieurement.

La procédure de mesure ainsi validée a été appliquée à la réalisation du levé d'un profil de grande longueur (16 m) implanté sur un plan de stratification représentatif, de rugosité moyenne et d'extension pluridécimétrique (fig. 4.38 et 4.39).

Compte tenu de la longueur limitée de la règle du profilographe, le levé de profils de longueur supérieure à la longueur de mesure de l'appareil est effectué par portées successives. Les mesures partielles sont effectuées suivant la trace du profil matérialisée par un trait d'axe sur le rocher (fig. 4.39). Les portées successives sont raccordées sur des points communs et leur pente contrôlée par rapport à une ligne de référence commune.

Pour le levé du profil de 16 m de longueur, ces mesures ont été effectuées en 10 portées successives. La ligne de référence était constituée par un fin cordeau de Nylon fortement tendu entre les extrémités du profil.

Les différentes parties du profil de mesure ont été numérisées avec un pas d'échantillonnage de 1 mm et assemblées après traitement pour constituer le fichier de données du profil. Cette phase de numérisation s'est avérée relativement longue en raison de la densité de l'échantillonnage pris en compte dans ce test et de la grande longueur du profil.

La figure 4.37 donne une représentation très condensée de la morphologie générale du profil de mesure. Sur ce graphe, l'échelle des longueurs (x) est fortement réduite pour permettre la représentation du profil dans son ensemble.

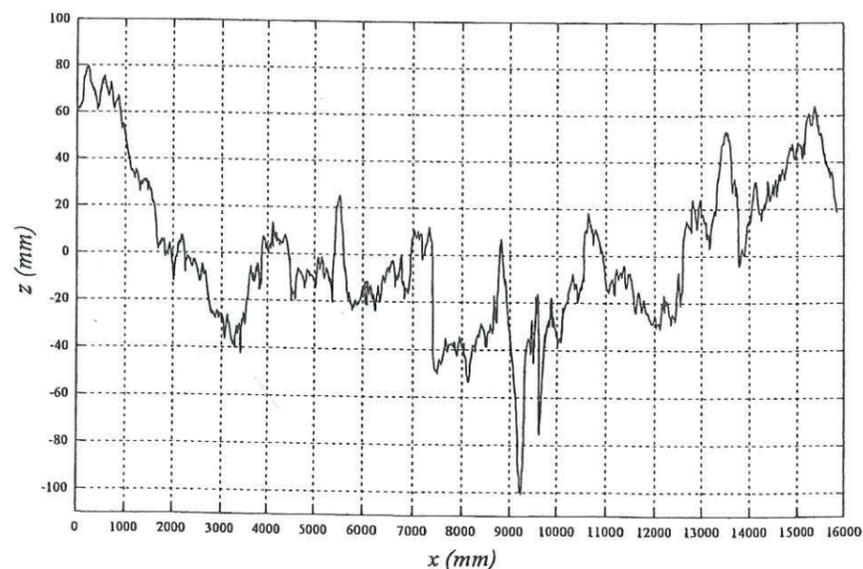


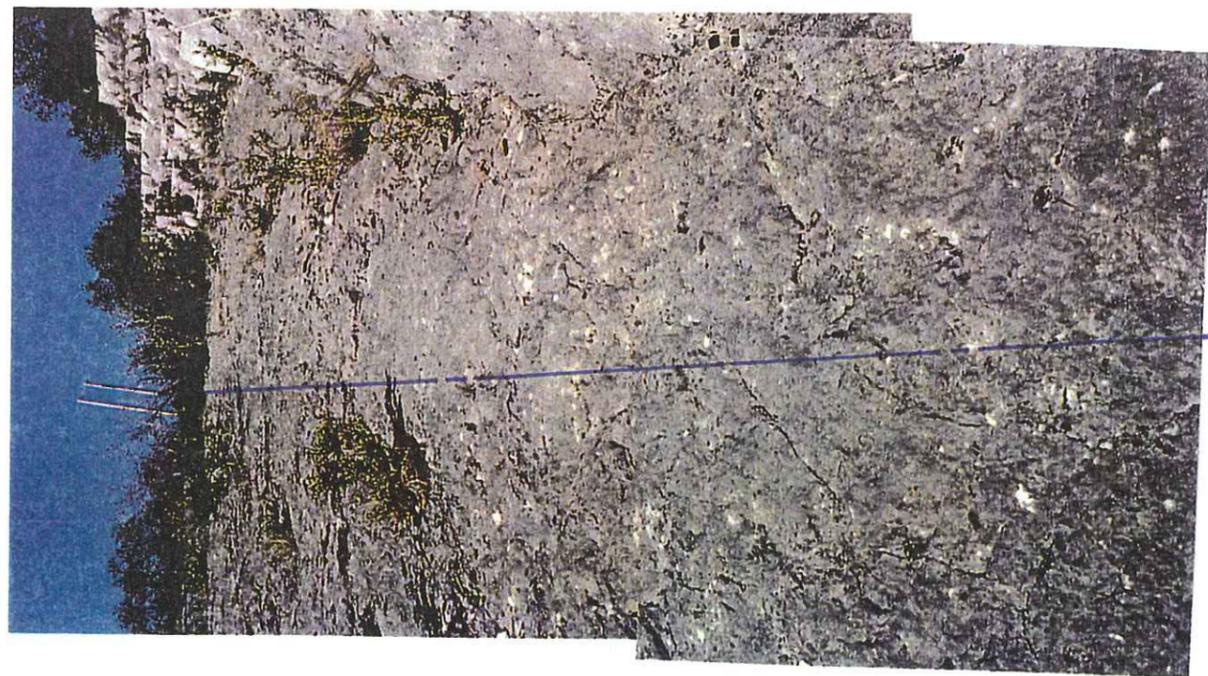
Figure 4.37 : Représentation d'ensemble du profil de 16 m de longueur levé sur un plan de stratification.



Figure 4.38 : Vue d'ensemble latérale du plan de stratification étudié - La règle matérialise l'axe du profil de mesure, et met en évidence l'aspect général de la morphologie.



Figure 4.39 : Plan de stratification étudié et trace du profil de mesure de 16 m de longueur.



Les graphes des figures 4.40 a, b, c donnent une représentation moins déformée de 3 zones différentes de 1 m de longueur échantillonnées dans le profil. De même les figures 4.41 a, b, c donnent une représentation de la morphologie locale d'un échantillon de 3 zones réduites de 0.20 m de longueur.

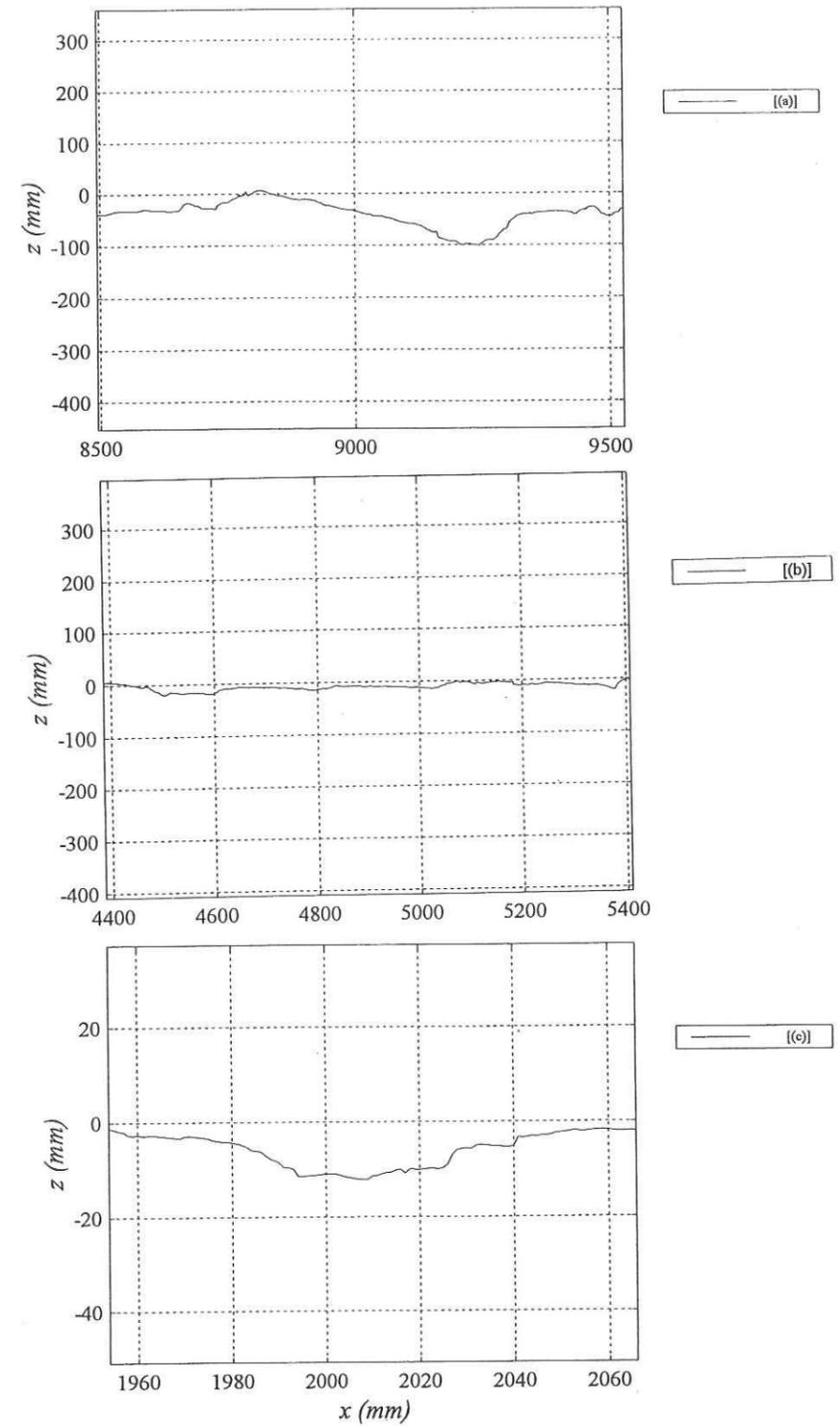


Figure 4.40: Echantillonnage de 3 zones de 1 m de longueur dans le profil de 16 m.

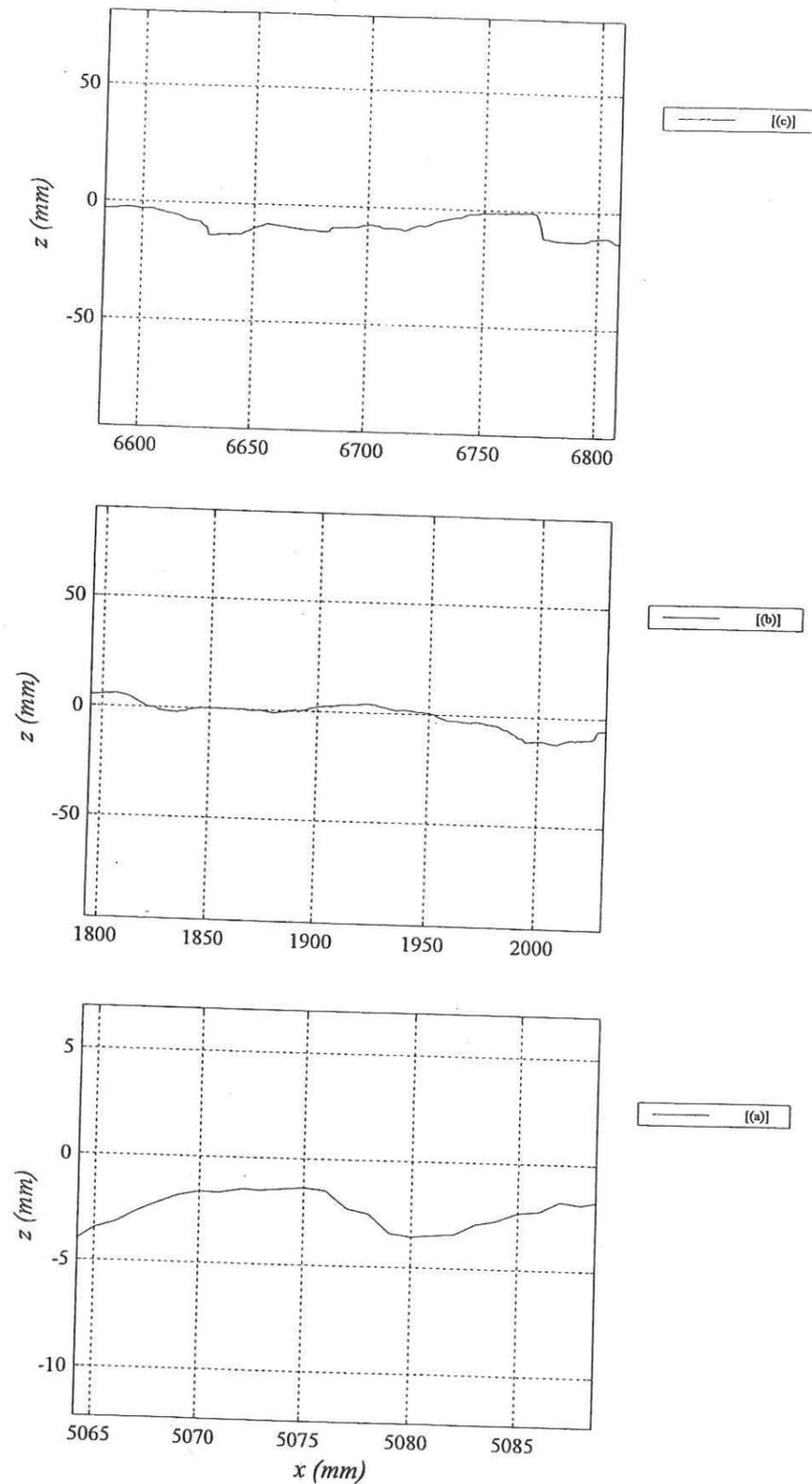


Figure 4.41: Echantillonnage de 3 zones de 0.20 m de longueur dans le profil de 16 m.

3.6 Analyse morphologique du profil de 16 m

Les figures 4.42 a et b illustrent les résultats obtenus pour ce profil. Ces derniers issus du filtrage font apparaître une composante morphologique principale pour une longueur d'onde de l'ordre de la dimension du profil. D'autre part, on remarque quelques longueurs d'ondes d'ordre métrique (fig. 4.42 c) et plusieurs composantes d'ordre centimétrique (fig. 4.42 d) d'amplitudes décroissantes.

A l'échelle millimétrique, la figure 4.42 e montre des composantes d'amplitude très faible, voire négligeable, corroborant ainsi nos observations faites sur le terrain, dénotant une surface de très faible rugosité.

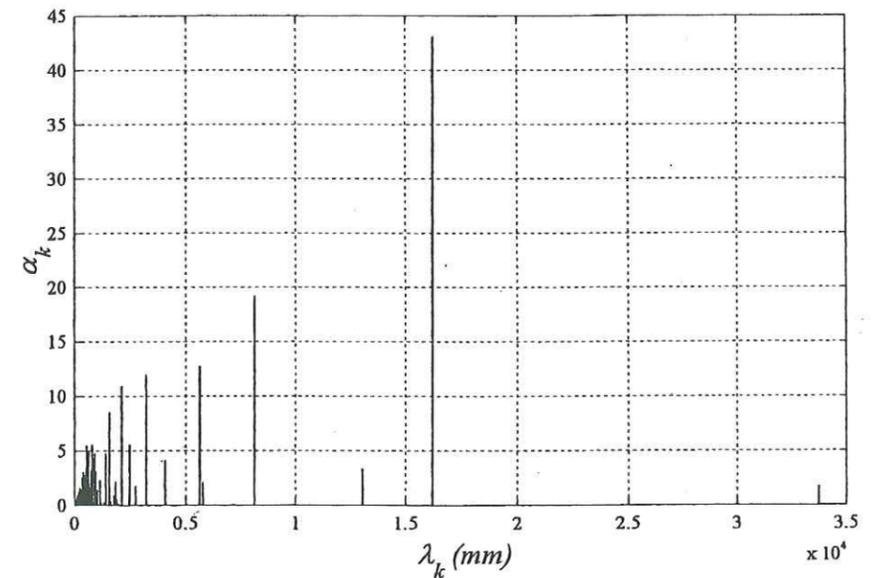


Figure 4.42 a : Spectre d'analyse du profil de 16 m.

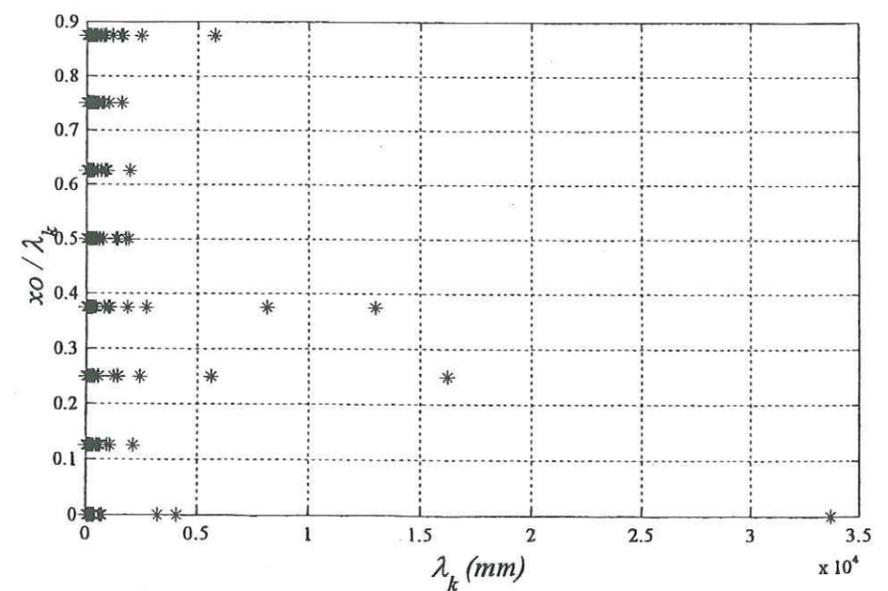


Figure 4.42 b : Diagramme de phase du profil de 16 m.

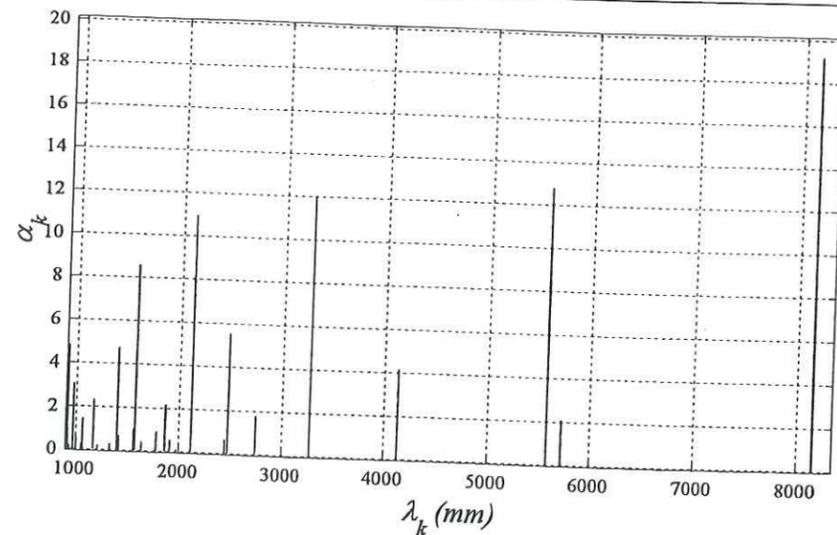


Figure 4.42 - c: Détail de la figure 4.42 a entre 1 et 8 m.

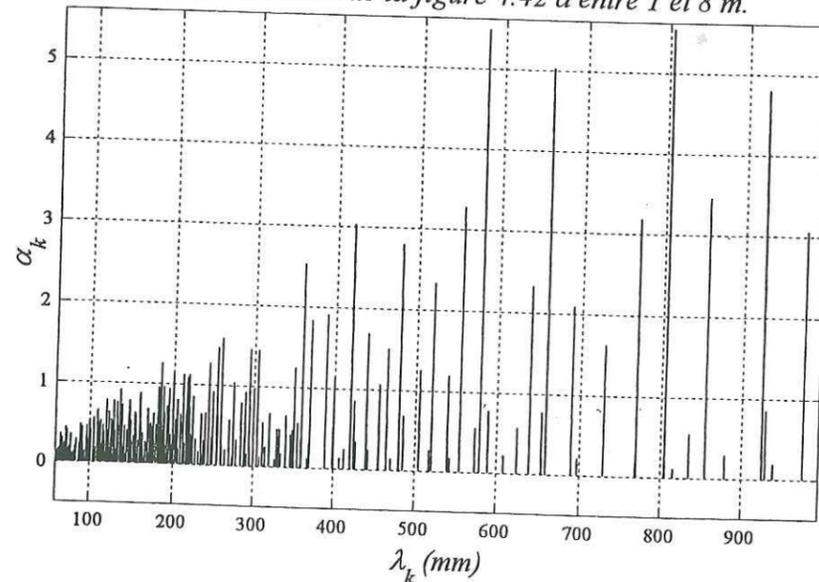


Figure 4.42 - d: Détail de la figure 4.42 a entre 10 et 90 cm.

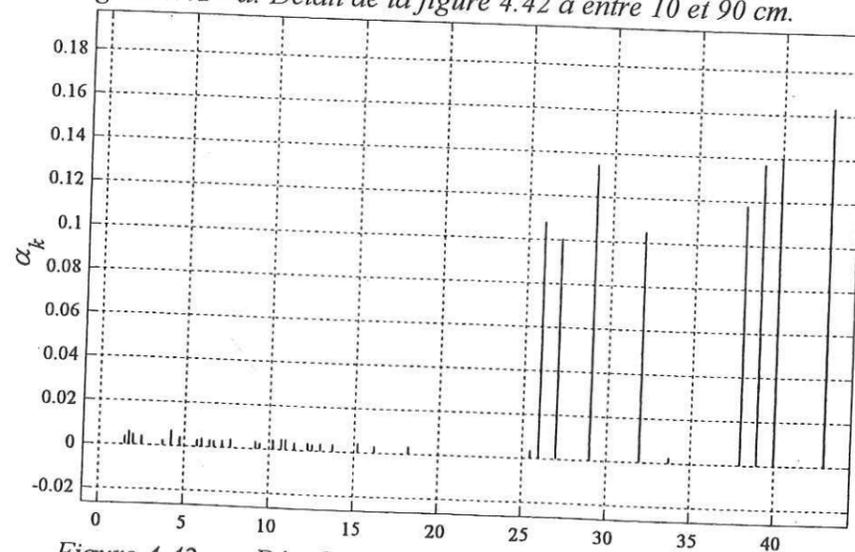


Figure 4.42 - e: Détail de la figure 4.42 a entre 0 et 50 mm.

Dans la figure 4.43 sont présentés le profil origine ainsi que le profil reconstitué déterminé à partir des différentes composantes filtrées. Cette figure montre une très bonne approximation du profil origine.

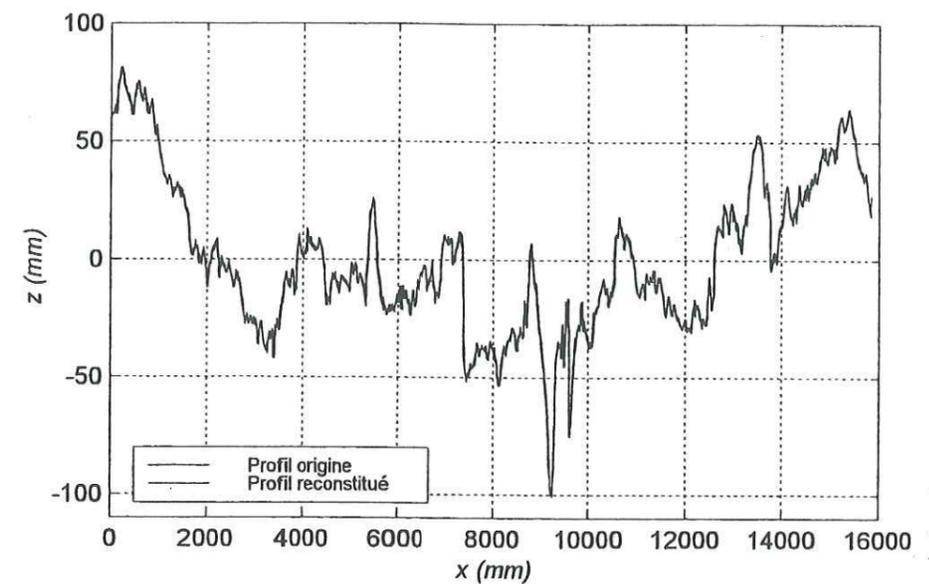


Figure 4.43 : Profils origine et reconstitué pour le profil de 16 m.

Enfin, pour illustrer les différentes composantes filtrées pour ce profil, nous donnons en annexe III la représentation du profil par les différents termes de sa décomposition.

4 Conclusion

Dans ce chapitre, le modèle d'analyse morphologique MORPHEE a été utilisé pour caractériser la morphologie d'échantillons de joints rocheux à l'échelle du laboratoire et à l'échelle du terrain. Les résultats obtenus ont montré, non seulement une excellente approximation de la morphologie irrégulière des profils de fractures, mais aussi la supériorité de la méthode ATM par rapport à l'approche par les transformées de Fourier (FFT).

L'adéquation de cette méthode se distingue essentiellement par les deux aspects suivants :

- D'un point de vue quantitatif, on constate que la méthode ATM permet une définition plus rigoureuse des composantes morphologiques contenues dans un profil de fracture donné.

- D'un point de vue qualitatif, elle se distingue par sa souplesse et son adaptabilité liées à la nature même des fonctions triangulaires considérées, qui permet de mieux caractériser la structure anguleuse des profils des joints rocheux. De plus, en procédant par filtrage, la méthode ATM permet de s'affranchir de l'effet de dérive, lié à la pente générale du profil,

quand elle existe, et par suite, de bien mettre en évidence les différentes structures morphologiques noyées dans l'apparence aléatoire d'un profil de fracture donné.

La bonne caractérisation de la morphologie des profils de fractures obtenue par la méthode d'analyse spectrale ATM incite à examiner dans le chapitre suivant l'élargissement de cette approche à l'étude tridimensionnelle de la morphologie des discontinuités rocheuses.

Chapitre 5

APPROCHE TRIDIMENSIONNELLE DE LA MORPHOLOGIE DES DISCONTINUITES NATURELLES

L'objet de ce chapitre est le développement d'une approche visant à la mise en œuvre d'une méthode de condensation numérique de données morphologiques de l'image 3D objective d'une surface de fracture en une image 2D porteuse des éléments principaux de la morphologie initiale. Ce type d'analyse morphologique "3D-2D" constitue un élément essentiel pour le développement d'outils de modélisation du comportement au cisaillement des discontinuités naturelles dans les massifs rocheux. Après avoir exposé la méthodologie adoptée pour la mise en œuvre de cette approche, nous présenterons une description détaillée des discontinuités étudiées ainsi que les applications effectuées. Nous commenterons ensuite, les différents résultats obtenus et nous présenterons parallèlement la méthode utilisée pour valider l'approche proposée.

5.1 Motivations

En introduction à ce mémoire, nous avons présenté dans le chapitre 1, le comportement anisotrope, non homogène et particulièrement complexe du massif rocheux. Celui-ci étant essentiellement dû à la présence de plans de discontinuité (milieu discontinu), ainsi qu'à l'influence plus ou moins importante de différents paramètres sur le comportement mécanique des masses rocheuses, en particulier, le paramètre lié à la morphologie et à l'état de surface des fractures.

En effet, l'étroite liaison de ce paramètre avec l'effet d'échelle, et la complexité de la rugosité de surface des joints difficilement paramétrable, rendent très délicate pour le mécanicien des roches, l'évaluation de la résistance au cisaillement des joints rocheux en fonction de leur morphologie réelle, dont les tentatives de modélisation sont encore du domaine de la recherche.

A ce jour, les différentes approches théoriques existantes dans le domaine, visant à simuler numériquement le comportement au cisaillement des discontinuités, n'utilisent qu'une forme très simplifiée de la rugosité qui ne permet pas de rendre compte de la morphologie naturelle des joints, et par conséquent, du comportement réel des discontinuités rocheuses. Par ailleurs, les hypothèses utilisées dans ces modèles sont rarement explicitées, notamment en ce qui concerne la liaison entre la morphologie réelle des joints rocheux et les modèles de simulation de leur comportement au cisaillement.

Dans la pratique, les caractéristiques mécaniques de cisaillement sont généralement évaluées soit expérimentalement à partir d'essais de cisaillement, soit à l'aide d'approches empiriques, comme exposé ci-après.

- Méthode expérimentale : dans ce cas, la résistance au cisaillement est déterminée grâce à des essais mécaniques, malheureusement limités à l'échelle des échantillons du laboratoire pour des raisons de coût et de mise en œuvre. Il faut de plus remarquer qu'à cette échelle, on néglige le paramètre très important que constituent les irrégularités d'un ordre supérieur. Par conséquent, seules les caractéristiques de frottement sont représentatives et transposables à l'échelle du massif rocheux. La dilatance est quant à elle très étroitement liée à l'effet d'échelle.

- Approches empiriques : devant les difficultés énoncées précédemment, des approches ont été avancées pour tenter d'extrapoler les résultats obtenus en laboratoire à l'échelle des massifs rocheux. Parmi les approches empiriques proposées, la plus communément utilisée à ce jour, est le critère de rupture de Barton (cf. chap. 1) dont nous rappelons la formulation ci-après :

$$\tau = \sigma_n \operatorname{tg} \left(\phi_r + JRC \log_{10} \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right) \right)$$

Il s'agit d'un critère de rupture analytique ayant pour but de déterminer la résistance de pic au cisaillement d'une discontinuité à une échelle donnée.

L'application pratique de ce critère, pour une discontinuité rocheuse, nécessite au préalable l'estimation du coefficient de rugosité JRC des épontes. Or le paramètre JRC détermine la rugosité d'un profil (équation 2.8). Il ne traduit donc pas la variabilité spatiale de la rugosité globale des épontes. De ce fait, se pose le problème de la détermination du JRC caractéristique de l'état de surface d'une discontinuité donnée. Certains auteurs utilisent une valeur moyenne de JRC calculée à partir des coefficients de rugosité de l'ensemble des profils relevés sur une éponte. Ce type d'approximation est sans aucun doute entaché d'erreur car pour une éponte donnée, on note généralement des valeurs très dispersées des JRC des différents profils et par conséquent, le calcul de la moyenne des JRC peut conduire à une valeur du coefficient de rugosité non représentative de l'état de rugosité effectif de l'éponte.

Devant la difficulté et l'importance du problème posé par le caractère tridimensionnel de la morphologie et de la rugosité des discontinuités rocheuses, il nous a semblé important d'appliquer à l'analyse de la géométrie complexe des surfaces rocheuses un modèle morphologique plus approprié.

La voie que nous avons suivie consiste à examiner dans quelle mesure il est possible d'effectuer une transposition des données morphologiques de l'image 3D (tridimensionnelle) objective d'une surface de fracture en une image 2D (bidimensionnelle) porteuse des éléments principaux de la morphologie initiale. Dans ce cas, il sera ainsi possible de déterminer une information bidimensionnelle condensée de la rugosité de l'éponte considérée. Celle-ci pourra être exploitée notamment de deux manières : soit dans un critère de rupture de type Barton où on aura à déterminer un coefficient de rugosité condensé, soit plus particulièrement dans un modèle de simulation numérique du cisaillement. Nous présentons, dans ce qui suit, les différents aspects de la voie que nous avons explorée pour la mise en œuvre de cette approche.

5.2 Approche adoptée

5.2.1 Principe

Le principe de la méthode consiste en la transposition de données morphologiques d'une information tridimensionnelle objective en une information résultante bidimensionnelle, dans un but d'interprétation dans un cadre mécanique. Soulignons toutefois que la morphologie résultante qu'on détermine ne se substitue pas à l'information tridimensionnelle réelle de l'éponte. C'est une morphologie particulière caractéristique de la morphologie de l'ensemble de la population des points de l'échantillon, qui constitue essentiellement une transposition au sens du comportement mécanique. En d'autres termes, elle détermine une identification morphologique (caractéristiques de rugosité) par rapport au comportement mécanique (dilatance).

5.2.2 Aspects méthodologiques

Partir d'une information tridimensionnelle de la rugosité, et raisonner ensuite avec une information bidimensionnelle qui la représente peut paraître très réducteur. Toutefois, il convient de remarquer que toutes les structures morphologiques présentes dans un échantillon ne jouent pas le même rôle au même moment au cours du cisaillement. En conséquence, la condensation des données devra traduire le rôle prépondérant des structures de premier ordre et n'intégrer les structures d'ordre supérieur que dans la mesure où elles sont sollicitées au

cours du déplacement, et à l'échelle des objets géologiques considérés (échantillon, plan de discontinuité in situ, ...).

De ce point de vue, une façon de caractériser les relations entre la distribution des aspérités au sein d'une éponte et la dilatance, est d'analyser la répartition des zones de contact après un mouvement de cisaillement. Généralement, on constate que le contact réel se fait rarement sur toute la surface de fracture, mais sur un nombre très limité d'aspérités. La localisation et la dimension des zones de contact qui apparaissent ont alors nécessairement une signification vis à vis de la dilatance. On remarque, en effet, que ces zones sont essentiellement localisées autour de profils présentant des aspérités relativement redressées et à base large, au niveau desquels la dilatance est imposée. Ceci démontre, par conséquent, l'influence capitale de certains profils, plus que d'autres, vis à vis de la caractérisation de la dilatance lors du processus de cisaillement.

Considérons comme exemple une éponte constituée de deux profils tels que ceux illustrés par la figure 5.1 a. Définir un modèle morphologique 2D équivalent du point de vue du comportement mécanique (dilatance), revient à considérer un modèle du type de la figure 5.1 b. Celui-ci est déterminé à partir de la moyenne (arithmétique) des amplitudes des deux profils. Par rapport à la validité de ce modèle qui représente une image de l'information tridimensionnelle de départ, nous pouvons facilement vérifier qu'il détermine un comportement global semblable à celui qu'on obtiendrait avec le modèle réel 3D, et ce avec des zones de contact essentiellement localisées au niveau des aspérités A1 et A2 caractéristiques de la morphologie des profils.

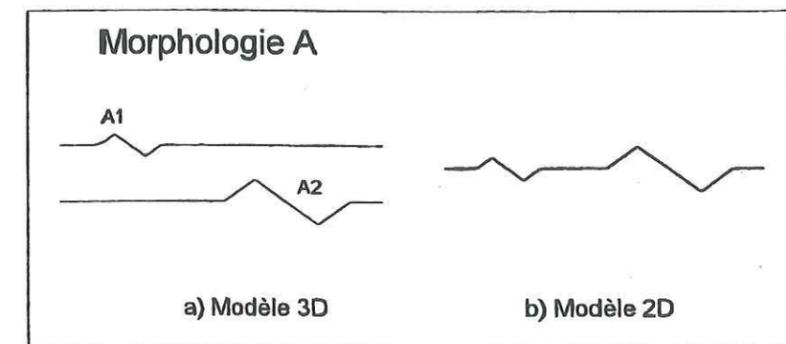


Figure 5.1 : Morphologie A.
a) Description du modèle morphologique 3D.
b) Description du modèle morphologique composé 2D.

Considérons maintenant un autre type de morphologie (morphologie B), caractérisée par deux profils de même longueur d'onde et présentant une symétrie par rapport à l'axe horizontal (fig. 5.2 a). En adoptant la même procédure que précédemment (par moyenne des profils), on obtient une morphologie plane (fig. 5.2 b) comme modèle morphologique composé. Or, il est évident que le modèle composé ainsi obtenu ne présente aucune identité morphologique avec le modèle tridimensionnel de départ dont le comportement est essentiellement dilatant du point de vue mécanique.

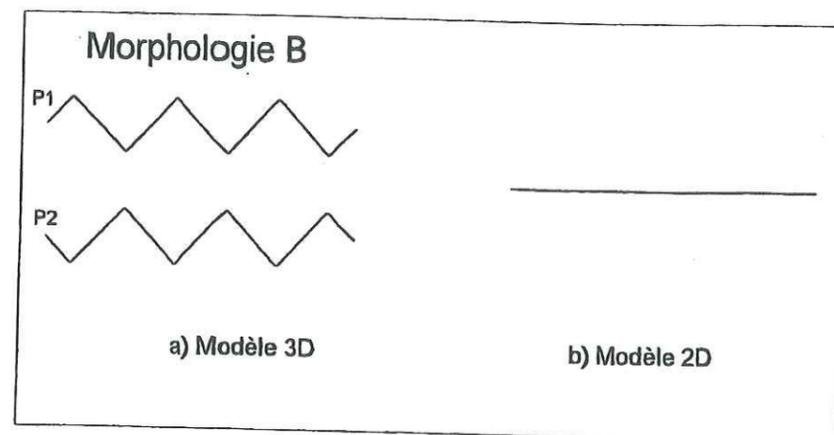


Figure 5.2 : Morphologie B.

a) Description du modèle morphologique 3D.

b) Description du modèle morphologique composé 2D.

A travers ce deuxième exemple, nous venons de voir que définir une condensation des données morphologiques de l'image 3D objective d'une surface de fracture en une image 2D à partir d'une loi de composition considérant la moyenne des profils, ne permet pas de déterminer un modèle morphologique équivalent porteur des éléments principaux de l'information tridimensionnelle initiale.

Si on analyse le comportement au cisaillement de l'éponte globale 3D et celui de deux épontes caractérisées respectivement par les morphologies de P1 et P2, on pourrait facilement vérifier que ces trois échantillons présentent un comportement semblable du point de vue de la dilatace. En conséquence, adopter comme modèle morphologique équivalent 2D, une morphologie du type du profil P1 ou P2 n'est pas faux. Mais, il reste à trouver la méthodologie à adopter pour formaliser ces aspects et vérifier les hypothèses énoncées ci-dessus.

5.2.3 Transposition 3D-2D à partir des spectres

De ce point de vue, l'analyse spectrale présente un grand nombre d'avantages car elle permet de :

- mettre en évidence les différentes longueurs d'ondes constituant la morphologie d'un profil ;
- déterminer les valeurs de leurs amplitudes ;
- prendre en compte la position aléatoire d'une longueur d'onde donnée sur la longueur de l'échantillon.

Dans ce cadre, la méthode d'analyse morphologique ATM présentée dans le chapitre 4 se montre tout à fait adaptée à la caractérisation spectrale de la morphologie des discontinuités rocheuses à petite et à grande échelle en fournissant des renseignements précieux (précision sur la contribution plus ou moins importante d'une longueur d'onde par rapport à une autre, meilleure approche de l'angularité du profil).

D'un point de vue pratique, une première manière de prendre en compte les principales composantes morphologiques de l'information tridimensionnelle d'une éponte, nécessaires dans la mise au point du modèle morphologique équivalent 2D, est de diviser l'analyse en trois temps :

- 1- On détermine en premier lieu les spectres et les diagrammes de phase correspondant à chacun des profils constituant l'éponte. Ainsi, on peut identifier les principales composantes morphologiques de chaque profil.
- 2- Ensuite, moyennant des lois de composition sur les spectres, on détermine le spectre moyen.
- 3- Puis, à partir de ce spectre moyen on construit un profil moyen image de la morphologie de départ qui, en d'autres termes, représente le modèle morphologique équivalent 2D de l'information tridimensionnelle de départ.

5.2.4 Exemples d'application

Pour l'application de la méthode de transposition 3D-2D à partir des spectres, reprenons l'exemple de la figure 5.2 a. La réalisation de la première étape met en évidence, pour les profils P1 et P2, des spectres identiques et des diagrammes de phase différents comme illustré dans le chapitre 3 (voir figures 3.18 et 3.19). Ce qui, concrètement, traduit des composantes morphologiques présentant les mêmes longueurs d'ondes et les mêmes valeurs d'amplitudes, mais des valeurs distinctes des translations x_0 .

Au vu de ces résultats, il nous paraît essentiel de souligner que l'analyse spectrale démontre bien l'identification morphologique entre les deux profils P1 et P2. Ces derniers présentent la même morphologie à un déphasage près. En conséquence, étudiés séparément, ces deux profils détermineraient bien le même comportement mécanique que l'éponte globale.

Ainsi, pour la mise en œuvre de la méthode de transposition 3D-2D, une première manière de déterminer le spectre moyen à partir de l'exploitation des données spectrales obtenues pour les deux profils P1 et P2, consiste à prendre :

- la valeur moyenne des coefficients d'approximation pour définir le spectre d'analyse moyen (fig. 5.3 a). Le calcul donne $\alpha = 1$.
- la valeur moyenne des translations x_0 pour déterminer le diagramme de phase moyen (fig. 5.3 b). On obtient, pour ce cas, $x_0 = \lambda/4$.

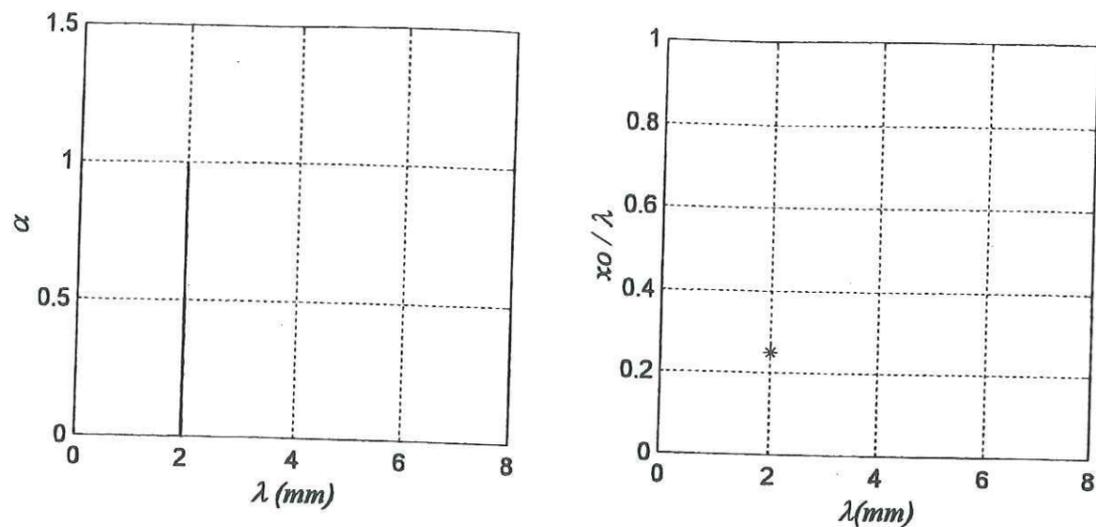


Figure 5.3 : Morphologie B
a) Spectre d'analyse - b) Diagramme de phase

La dernière étape, consiste à déterminer par construction, à partir du spectre moyen, le profil moyen image 2D. La figure ci-dessous illustre le modèle morphologique équivalent ainsi obtenu.

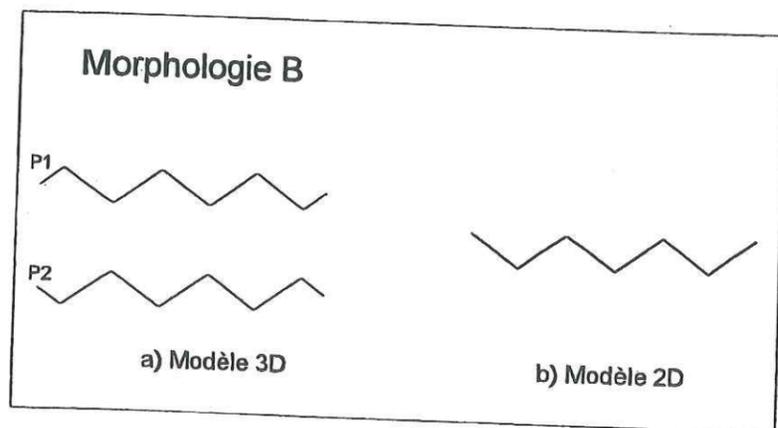


Figure 5.4 : Morphologie B
a) Description du modèle morphologique 3D
b) Description du modèle morphologique composé 2D à partir des spectres

On constate que le modèle morphologique 2D ainsi obtenu, présente une identification morphologique avec la morphologie de départ. L'approche 3D-2D proposée rend donc bien compte de la distribution des irrégularités de surface.

Par ailleurs, une caractéristique importante, des irrégularités constituant une éponte de joint rocheux est, leur amplitude. Celle-ci joue un rôle déterminant dans les mécanismes de rupture en cisaillement des discontinuités dans les massifs rocheux. En conséquence, il est essentiel que l'approche de condensation 3D-2D prenne bien en compte cet aspect.

Dans l'application précédente (fig. 5.4), nous avons adopté la moyenne comme loi de composition sur les composantes spectrales des profils. Or, si on considère un type de morphologie avec des amplitudes de profils différentes (fig. 5.5), cette loi de composition s'avère en fait mal adaptée car elle a tendance à sous-estimer la contribution morphologique des irrégularités principales vis à vis de la dilatace.

Ainsi, la morphologie C représentée sur la figure 5.5 a, est caractérisée par deux profils P1 et P2 de même longueur d'onde. Ceux-ci se distinguent par contre par l'amplitude de leurs irrégularités (le profil P2 présente une amplitude cinq fois plus grande par rapport à celle du profil P1, soient $\alpha_2 = 5$ et $\alpha_1 = 1$). On constate que le profil P2 constitue la composante lourde de la morphologie de l'éponte considérée.

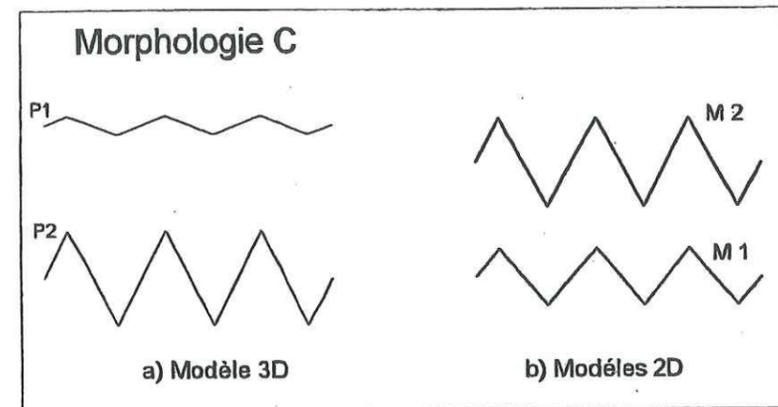


Figure 5.5 : Morphologie C.
a) Description du modèle morphologique 3D.
b) Modèle morphologique 2D.

Notons que pour la détermination de la transposition morphologique 3D-2D à partir des composantes spectrales (longueurs d'ondes et amplitudes) des profils P1 et P2, il suffit de faire le calcul uniquement sur les amplitudes α_1 et α_2 puisque les longueurs d'ondes correspondantes sont identiques.

En considérant le critère de la moyenne, la détermination du modèle morphologique 2D de la morphologie C, revient à calculer la moyenne des amplitudes α_1 et α_2 . On obtient une amplitude égale à 3. Le profil M1 (fig. 5.5) décrit la morphologie du modèle composé 2D obtenue après construction .

Si on analyse le comportement à la dilatace de l'éponte 3D (morphologie C), il apparaît que celle-ci est essentiellement influencée par les aspérités du profil P2 (aspérités redressées et d'amplitude plus élevée). Or, le profil M1 (modèle composé 2D) décrit des aspérités moins redressées. Par conséquent, il est moins représentatif de l'information 3D du point de vue de la dilatace. Ceci confirme que le critère de la moyenne arithmétique s'avère insuffisant.

Dans le but d'intégrer de manière plus adéquate les principales structures morphologiques d'une éponte, une approche plus satisfaisante consiste à considérer une moyenne pondérée, notée $\alpha_{p,k}$, calculée pour chaque classe de longueur d'onde λ_k .

Soit :

$$\alpha_{p,k} = \frac{1}{n} \sum_i c_{i,k} \alpha_{i,k} \quad \text{avec } c_{i,k} = n \frac{\alpha_{i,k}}{\sum_i \alpha_{i,k}}$$

$$\alpha_{p,k} = \frac{\sum_i (\alpha_{i,k})^2}{\sum_i \alpha_{i,k}}$$

Les profils P1 et P2 ont donc respectivement pour coefficient de pondération $c_1 = 1/3 = 0.33$ et $c_2 = 5/3 = 1.66$. L'amplitude moyenne pondérée est $\alpha_{mp} = (c_1 \alpha_1 + c_2 \alpha_2) / 2 = 4.33$. Le profil M2 (voir fig. 5.5) représente le profil moyen obtenu après construction. Contrairement au profil M1, celui-ci présente des aspérités plus redressées et s'approche mieux de la composante morphologique lourde de l'éponte.

D'autre part, toujours dans le but d'une meilleure prise en compte des principales structures morphologiques par lesquelles est imposée la dilatance, on définit pour chaque classe de longueur d'onde λ_k une valeur pondérée des translations, notée $x_{0p,k}$. Soit :

$$x_{0p,k} = \frac{\sum_i \alpha_{i,k} x_{0i,k}}{\sum_i \alpha_{i,k}}$$

A présent, étudions l'application de cette approche aux discontinuités naturelles. D'abord, présentons les différents échantillons considérés pour cette étude.

5.3 Préparation des données morphologiques

5.3.1 Description des échantillons utilisés

Dans le cadre de cette approche, quatre échantillons de discontinuités rocheuses ont été étudiés.

- Un échantillon prélevé dans le massif situé sur la rive droite de l'Elorn (Finistère). La roche ainsi prélevée est un schiste d'âge Briovérien, présentant un aspect zébré, dû à l'alternance très fine (de l'ordre du centimètre) de lits schisteux et de lits gréseux plus clairs.

- Trois échantillons de granite. Il s'agit de fractures artificielles provenant d'expériences de fracturation hydraulique, réalisées par le laboratoire des Ponts et chaussées de Lyon. La roche est un granite de Vire appartenant à la formation granodioritique de la Mancellia. Elle décrit une granodiorite à grain moyen, relativement homogène. La résistance en compression simple de la roche est de 180 MPa.

L'élaboration de modèles morphologiques 2D pour ces échantillons, nécessite une étape de validation. Or, la validité d'une méthodologie ne peut être testée qu'en examinant les résultats obtenus grâce à son utilisation. A ce titre, la confrontation de ces résultats aux résultats de l'essai (essai de cisaillement) est fondamentale pour comprendre la contribution de certains profils, plus que d'autres, dans la détermination de la valeur de la dilatance d'une discontinuité donnée.

5.3.2 Préparation des échantillons et leur moulage

Pour la validation expérimentale de la méthode de condensation numérique 3D-2D, il est nécessaire que le plan moyen théorique de la discontinuité soit parallèle à la direction du cisaillement. Les deux parties d'un échantillon formant les épontes d'une même fracture sont préalablement assemblées et scellées dans des têtes en béton à l'intérieur d'un moule. Celui-ci assure le positionnement précis du plan de la discontinuité et son parallélisme par rapport au plan horizontal de référence de la machine de cisaillement (fig. 5.6). Cette préparation est délicate et dépend principalement du bon sens d'observation et de l'expérience du praticien.



Figure 5.6 : Moulage des échantillons.

Sur la photographie de la figure 5.7 sont présentées les épontes inférieures des quatre discontinuités considérées. Le bloc de béton où sont scellées les échantillons assure leur mise en place et leur positionnement dans la boîte de cisaillement.

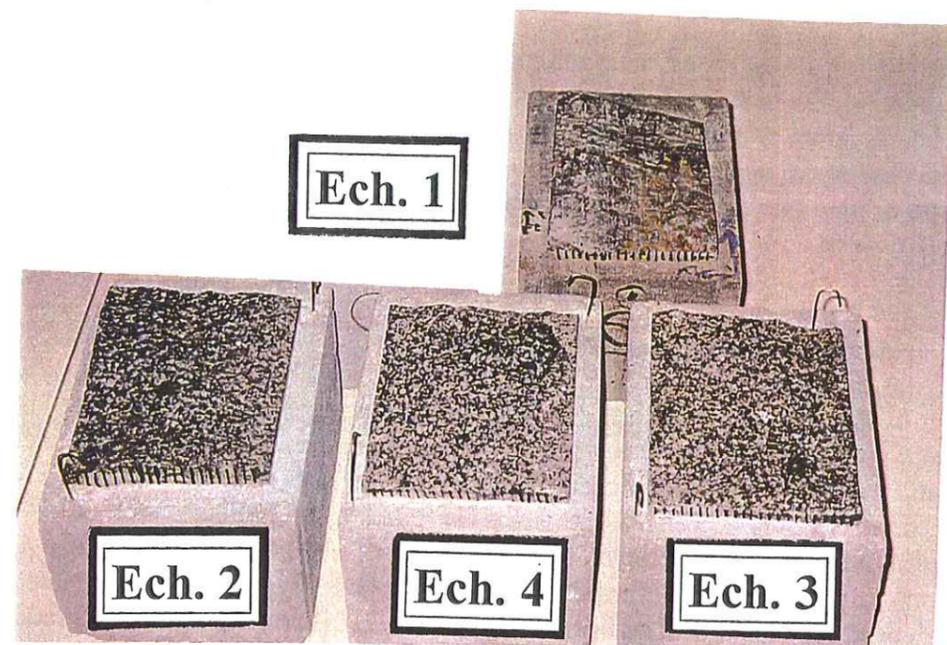


Figure 5.7 : Vue des épontes inférieures des échantillons

5.3.3 Description et acquisition des données morphologiques

5.3.3.1 Numérisation

Dans l'ensemble, les discontinuités étudiées présentent des épontes bien emboîtées, ceci constitue notamment un avantage important pour la phase de numérisation des profils. Ainsi, il n'est pas nécessaire de relever les profils sur les deux épontes, le levé pouvant être limité à l'une d'entre elles.

A l'aide du rugosimètre, nous avons donc numérisé uniquement les profils des épontes inférieures des échantillons. Pour une éponte donnée et pour chaque profil la hauteur des aspérités est mesurée à intervalles réguliers. Le pas d'échantillonnage adopté pour les mesures est de 0.5 mm. Plusieurs profils parallèles et équidistants (5 mm) sont ensuite enregistrés dans la même direction pour définir une information morphologique tridimensionnelle de l'éponte.

A partir des enregistrements ainsi réalisés, on peut représenter en trois dimensions la morphologie des différentes discontinuités. Cette représentation présente l'avantage de bien mettre en relief la topographie de l'état de surface des épontes qui n'apparaît pas aussi clairement sur les photographies.

5.3.3.2 Description de la morphologie des échantillons

Nous donnons ci-après, la description en trois dimensions de la morphologie des épontes ainsi que les courbes de niveau correspondantes, respectivement pour les échantillons 1, 2, 3 et 4. Les dimensions en plan sont en moyenne de (145 mm x 100 mm).

a) Echantillon 1 - Schiste :

La figure 5.8 a illustre la représentation 3D de la morphologie de surface de l'échantillon 1. Comme le montrent les courbes de niveau (fig. 5.8 b), ce dernier est caractérisé par une surface particulièrement gauche déterminant une aspérité très bien marquée. Pour cet échantillon, on dispose de 21 profils de 140 mm de long relevés avec un pas de 0.5 mm ; soit au total 5901 points de mesures.

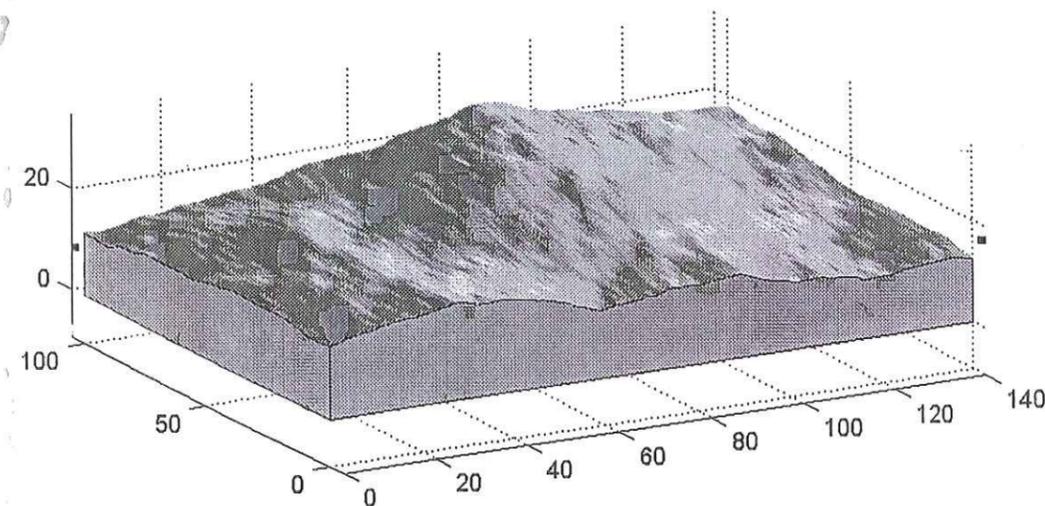


Figure 5.8 - a : Description 3D de la morphologie de l'échantillon 1

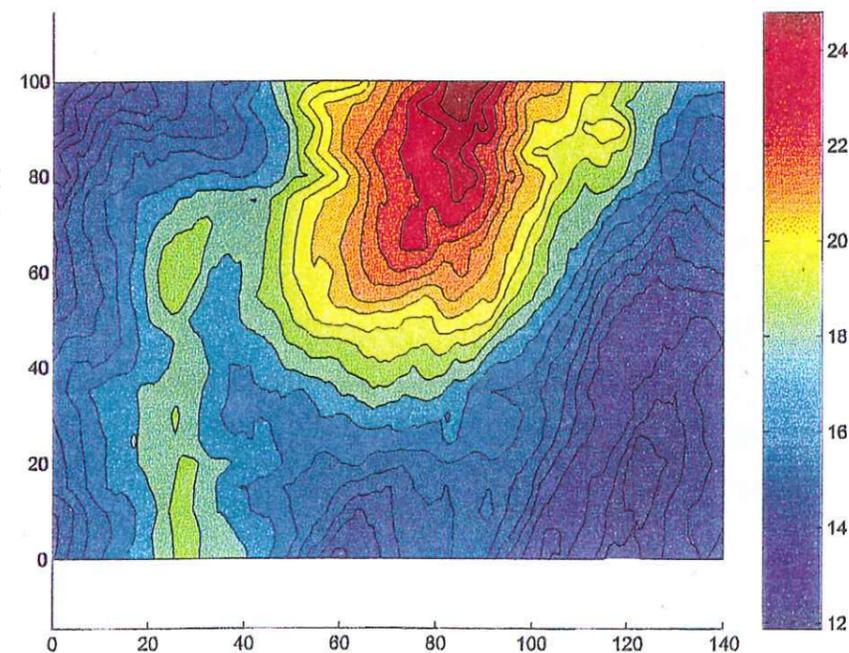


Figure 5.8 - b : Courbes de niveau de l'échantillon 1

b) Echantillon 2 - granite :

Sur l'échantillon 2, nous avons relevé 23 profils de 145 mm de longueur. Les figures 5.9 a. et 5.9 b. montrent une morphologie comparable à celle de l'échantillon 1 (surface gauche). Elle est par contre, particulièrement rugueuse.

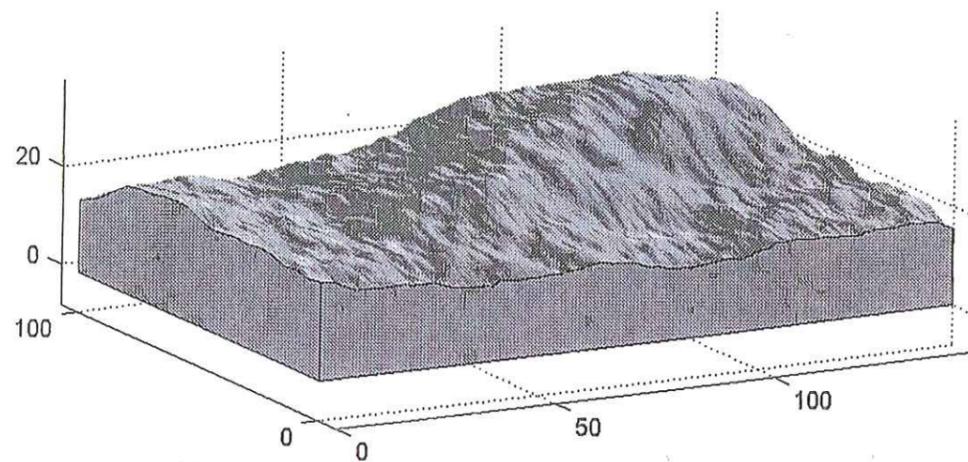


Figure 5.9 - a : Description 3D de la morphologie de l'échantillon 2

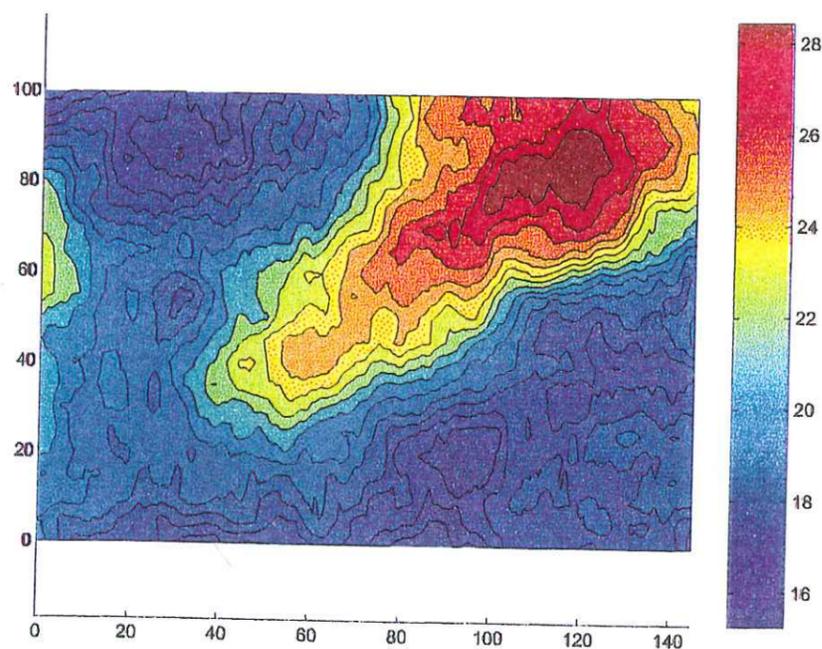


Figure 5.9 - b : Courbes de niveau de l'échantillon 2

c) Echantillon 3 - granite :

L'échantillon 3 décrit une surface très rugueuse (fig. 5.10 a). Mais, par rapport à l'échantillon 2, la morphologie est relativement homogène (fig. 5.10 b). Le nombre de profils relevés est de 23 profils de 150 mm de longueur.

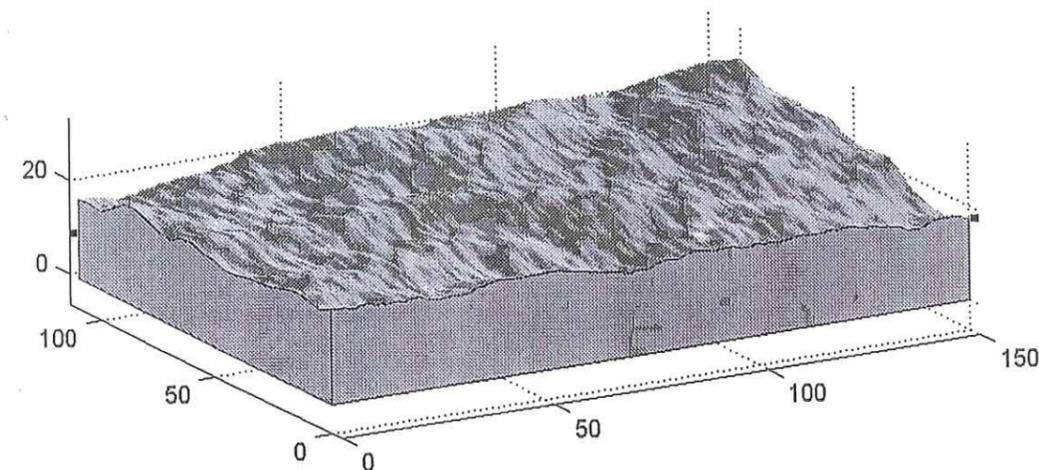


Figure 5.10 - a : Description 3D de la morphologie de l'échantillon 3

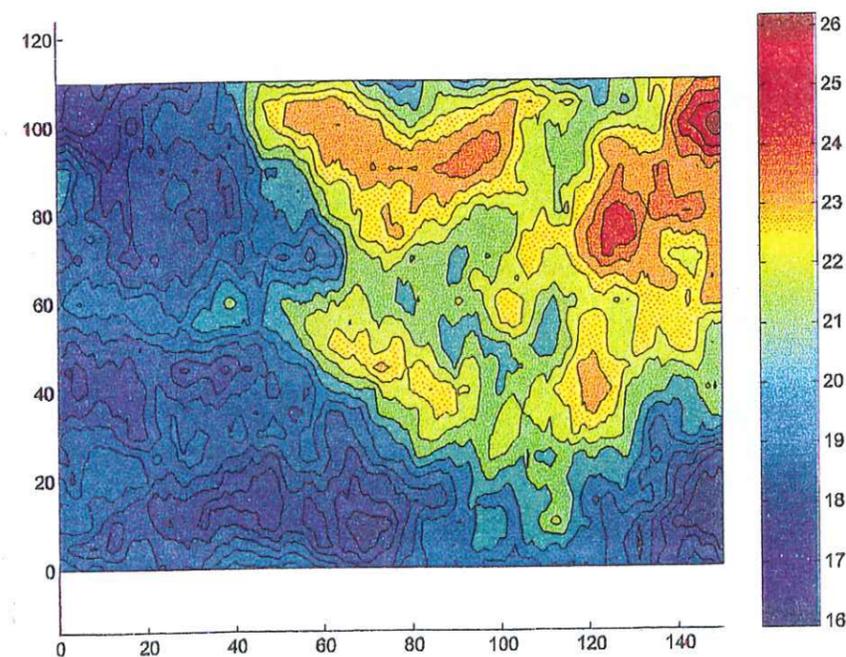


Figure 5.10 - b : Courbes de niveau de l'échantillon 3

d) Echantillon 4 - granite :

L'échantillon 4 (fig. 5.11 a) présente une morphologie assez particulière, caractérisée par un bombement transversal suivant le plan perpendiculaire à la direction d'enregistrement des données (fig. 5.11 b). Pour cette discontinuité, 22 profils de 145 mm de long ont été numérisés.

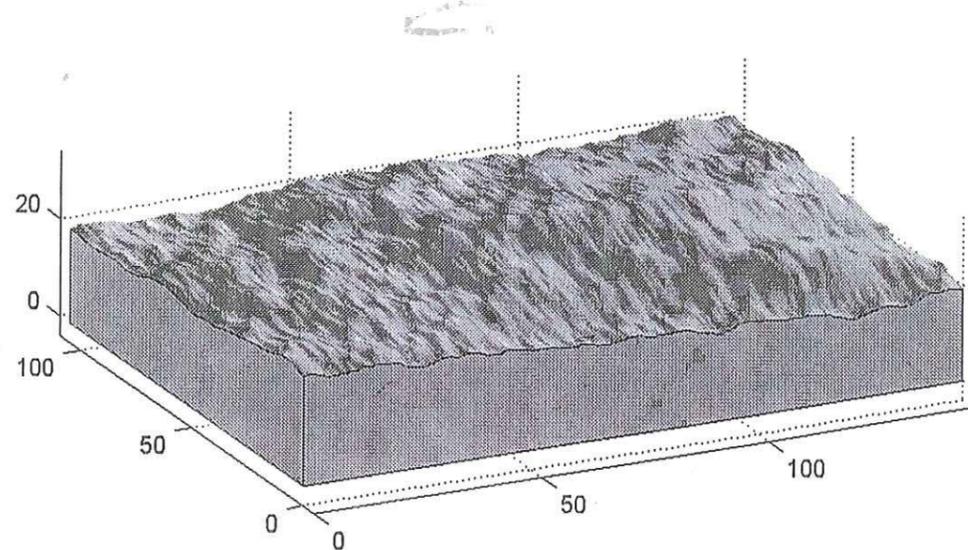


Figure 5.11 - a : Description 3D de la morphologie de l'échantillon 4

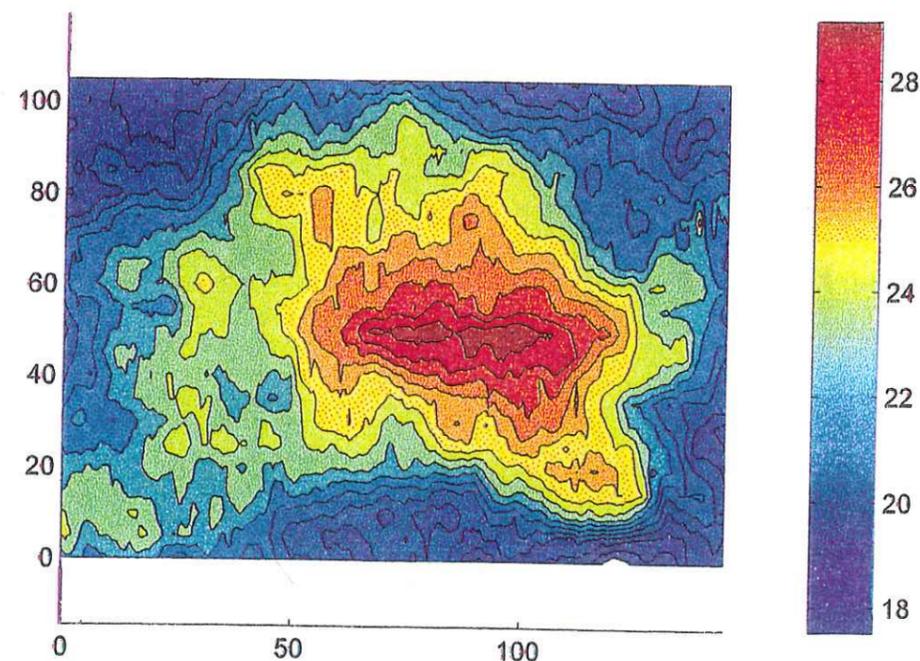


Figure 5.11 - b : Courbes de niveau de l'échantillon 4

En conclusion, les échantillons de granite présentent globalement une morphologie rugueuse et irrégulière. Pour l'échantillon 1 (schiste), on note par contre une morphologie moins irrégulière et assez lisse.

5.4 Etude du comportement au cisaillement

5.4.1 Description de l'essai de cisaillement

Les essais de cisaillement sont effectués sur une machine à cisaillement direct du type boîte de Casagrande. Il s'agit d'une machine (fig. 5.12 b) comportant deux demi-boîtes de forme parallélépipédique et de dimension 200x150x120 mm, servant à contenir les deux épontes de la discontinuité, préalablement scellées dans deux coquilles en béton (fig. 5.12 a). L'essai est conduit avec une charge normale constante.

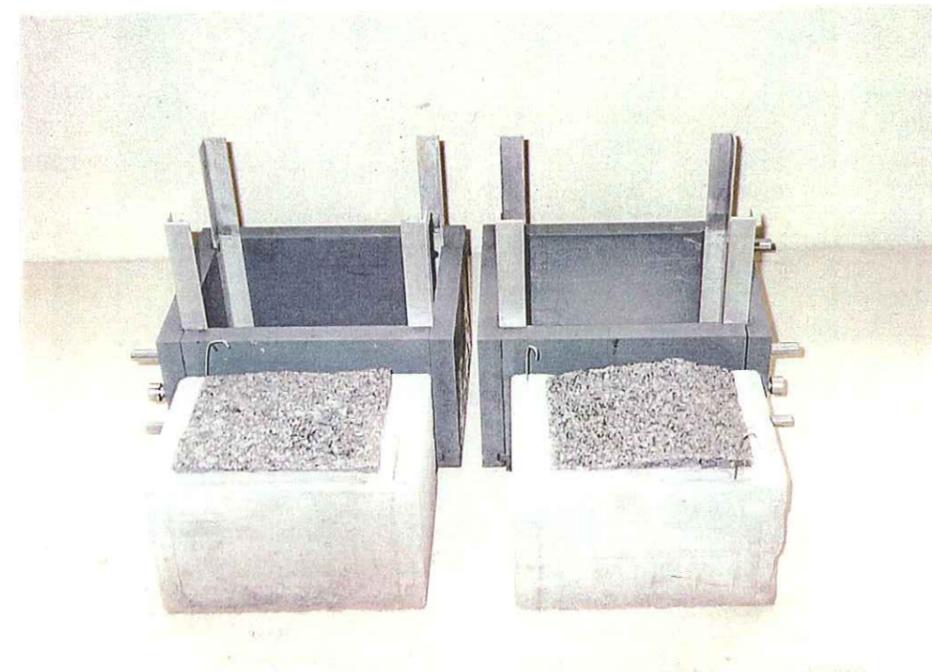


Figure 5.12 a : Echantillon scellé dans le béton et prêt à être monté pour l'essai.

La demi-boîte inférieure est fixée sur le bâti, alors que la demi-boîte supérieure est entraînée par un vérin hydraulique de capacité 1 MN appliquant l'effort de cisaillement. La vitesse de déplacement est alors imposée. La course de la boîte supérieure est limitée à 20mm.

Les efforts normal et tangentiel, ainsi que les déplacements vertical (dilatance) et horizontal sont enregistrés de manière continue grâce à une chaîne d'acquisition de données.

En vue de comparer les résultats des essais (courbe de dilatance) à la dilatance théorique qui sera déterminée sur le modèle morphologique composé 2D de chaque échantillon, on réalise les essais à faible contrainte normale de 0.2 MPa. Ceci dans le but de limiter les phénomènes d'abrasion des épontes au cours de l'essai.

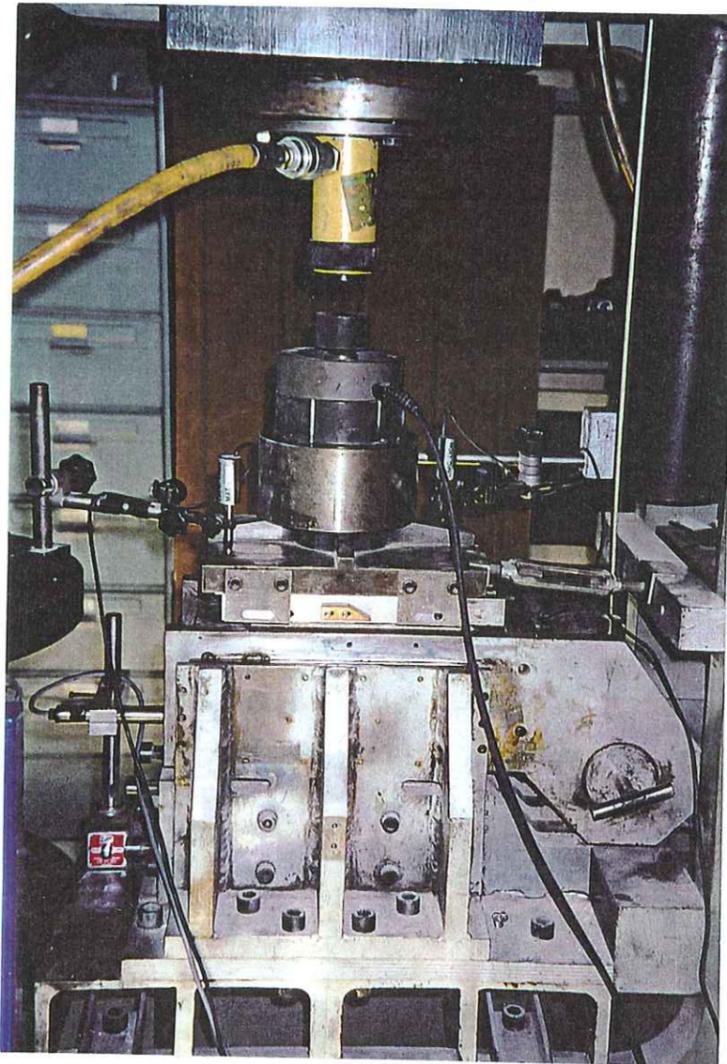


Figure 5.12 b : Vue de détail de la machine de cisaillement.
Boîte de cisaillement et vérin d'effort normal.

5.4.2 Résultats des essais

Pour chaque échantillon, l'annexe IV présente les trois courbes obtenues à l'issue des essais de cisaillement.

- La première représente l'évolution des trois termes β , ϕ et i de la loi de Coulomb en fonction du déplacement relatif des épontes. On a :

$$\tau = \sigma_n \operatorname{tg} \beta$$

avec $\beta = \phi + i$

Où i représente l'angle de dilatance et ϕ l'angle de frottement.

- La deuxième courbe donne l'effort de cisaillement (F_{cis}) et l'effort normal (F_n) en fonction du déplacement horizontal.

- Quant à la troisième, elle décrit la courbe de dilatance (déplacement normal en fonction du déplacement horizontal).

5.4.2.1 Essai n° 1 : Echantillon 1 (schiste)

L'examen des épontes après l'essai (fig. 5.13) montre, qu'il y a eu broyage non négligeable au niveau de l'éponte inférieure. On note des écailles de dimension allant jusqu'à 9 mm, ainsi qu'une production de poudre. Soulignons que ce broyage reste particulièrement localisé sur une partie seulement de l'éponte. Cette zone détermine essentiellement des aspérités à base large qui au cours de l'essai ont imposé la dilatance. D'après la figure 1.c (annexe IV), on note une dilatance non négligeable, de l'ordre de 4 mm.

En vue de mettre en évidence la localisation des zones de contact par rapport aux profils relevés sur l'éponte inférieure de l'échantillon 1, nous présentons sur la figure 5.17 b. les différentes zones de contact.



Figure 5.13 : Description des épontes inférieure (à droite) et supérieure de l'échantillon 1 après l'essai.

Par ailleurs, la courbe de cisaillement en fonction du déplacement horizontal (fig. 1.b) (annexe IV) ne présente pas de pic. Par contre, elle montre une augmentation de l'effort de cisaillement au cours de l'essai. Ce phénomène est probablement dû à l'abrasion des épontes qui entraîne une augmentation de l'angle de frottement. En effet au départ, l'angle de frottement est de 29° . Puis avec l'abrasion des débris sont apparus, et l'angle de frottement a atteint les 34° en fin d'essai.

5.4.2.2 Essai n° 2 : Echantillon 2 (granite)

Contrairement à l'essai précédent, l'effort tangentiel mobilisé dans le cas de l'échantillon 2 est plus élevé.

Par ailleurs, on observe deux chutes brusques de l'effort tangentiel avec une remontée non immédiate (fig. 2.b - annexe IV), en même temps l'angle de dilatance (fig. 2.a, annexe IV), diminue légèrement. L'examen de l'échantillon après cisaillement (fig. 5.14) montre qu'il y a eu rupture avec broyage à certains endroits de la partie gauche de l'éponte inférieure, ce qui explique la chute de la force de cisaillement.

La localisation des zones de contact par rapport aux différents profils est présentée sur la figure 5.18 b.

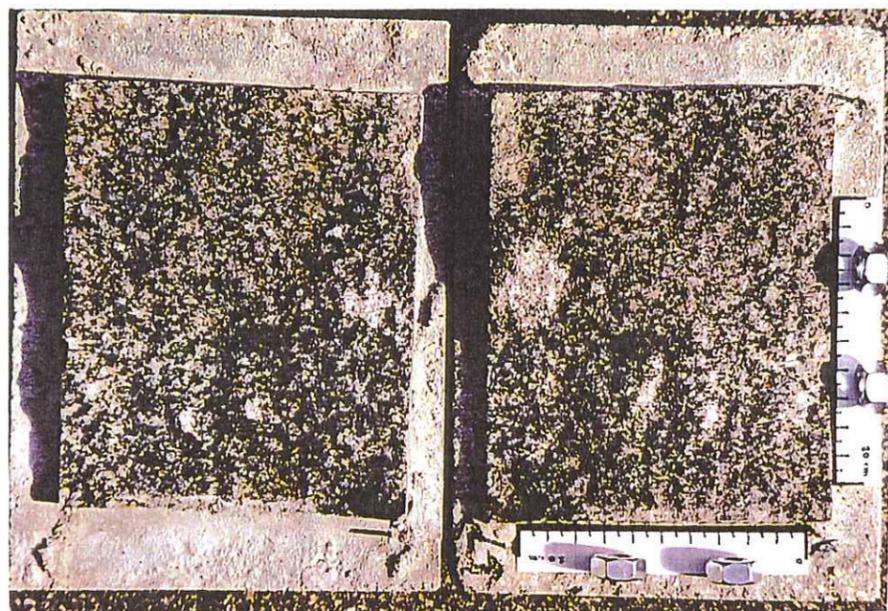


Figure 5. 14 : Description des épontes inférieure (à droite) et supérieure de l'échantillon 2 après l'essai.

Pour la dilatance, on relève une dilatance négative en début de déplacement (fig. 2.c annexe IV). Il s'agit de l'éponte supérieure qui descend dans son logement par suite d'un mauvais emboîtement des épontes en début d'essai. Par ailleurs, la courbe de dilatance est relativement linéaire.

5.4.2.3 Essai n° 3 : Echantillon 3 (granite)

Pour cet échantillon, on relève un pic bien marqué de la force tangentiale en début d'essai. τ_{pic} .

Les zones de contact sont assez bien réparties sur toute la surface de l'éponte. La localisation de ces zones par rapport aux profils est donnée par la figure 5.19 b. On note par ailleurs, une zone de rupture. Celle-ci est localisée à l'extrémité gauche de l'éponte inférieure (voir fig. 5.15), d'où l'explication possible de la chute brutale de la force tangentiale observée dans la figure 3.b (annexe IV). Parallèlement, la figure 3.a montre un angle de dilatance qui décroît considérablement. En début d'essai, il est de 36° ; ensuite, il décroît progressivement jusqu'à 6° en fin d'essai.



Figure 5.15 : Description des épontes inférieure (à droite) et supérieure de l'échantillon 3 après l'essai.

5.4.2.4 Essai n° 4 : Echantillon 4 (granite)

La courbe de cisaillement (fig. 5.b annexe IV) présente un pic assez net en début d'essai. La force tangentiale décroît ensuite progressivement et se stabilise autour d'une valeur résiduelle au bout de 5 mm de déplacement. Par ailleurs, on note une chute brutale de la force à 18 mm qui est due à une rupture au niveau de l'extrémité gauche de l'éponte supérieure (voir fig. 5.16).

L'examen des épontes après l'essai montre un léger broyage à certains endroits et deux zones de contact bien marquées situées de part et d'autre de la partie médiane longitudinale de l'éponte inférieure (fig. 5.16). La localisation de ces zones par rapport aux profils est présentée sur la figure 5.20 b.

L'angle de dilatance est de 35° en début d'essai (fig. 4.a, annexe IV), il décroît ensuite progressivement et tend à se stabiliser à partir de 5 mm de déplacement autour d'une valeur de 13° , puis il décroît de nouveau et atteint 8° en fin d'essai.

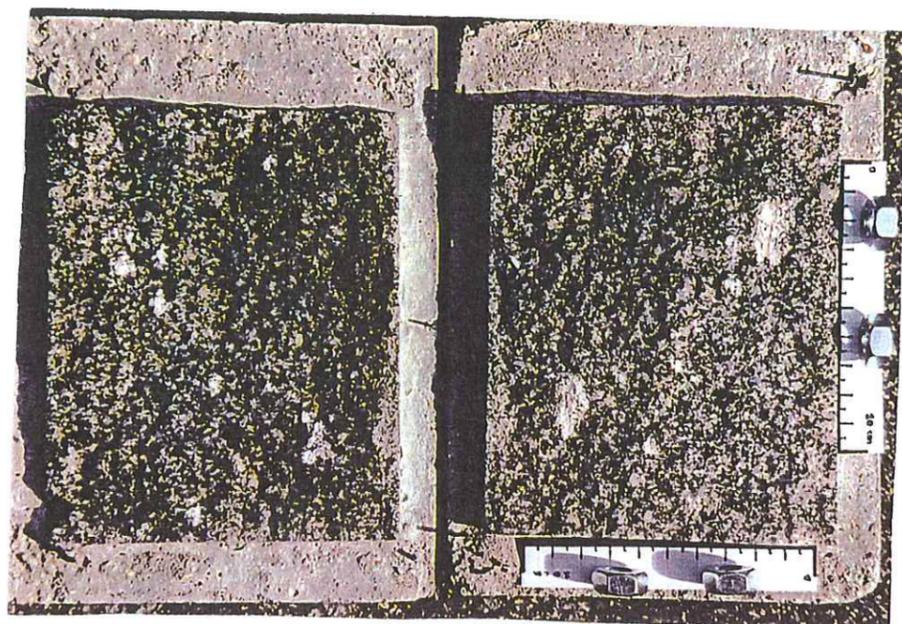


Figure 5.16 : Description des épontes inférieure (à droite) et supérieure de l'échantillon 4 après l'essai.

A l'issue de cette étude, nous venons de voir que, le contact réel au cours du cisaillement a lieu sur un nombre très limité d'aspérités. En particulier, lorsque la surface de l'éponte est gauche. Ceci montre qu'au cours du processus de cisaillement, à un moment donné du déplacement, la dilatance est imposée par une ou quelques zones de contact particulières.

5.5 Application de l'approche 3D-2D aux fractures rocheuses

5.5.1 Surface de référence

Pour la détermination des modèles transposés 2D, une étape en amont consiste à déterminer les composantes spectrales de l'ensemble des profils constituant chaque éponte.

Contrairement aux exemples traités précédemment, les discontinuités naturelles présentent une morphologie beaucoup plus complexe caractérisée par une superposition d'aspérités de différentes tailles. Moyennant l'analyse spectrale par ATM, nous avons déterminé les différentes composantes spectrales nécessaires à la présente étude.

Pour chaque profil, le calcul des composantes spectrales de référence est effectué à partir des données (x, z) définies par rapport à un plan de référence. Celui-ci représente le plan

moyen de la surface 3D de l'éponte. Ainsi, les résultats obtenus prennent en compte la position des profils les uns par rapport aux autres.

Nous avons donc déterminé, par la méthode des moindres carrés, une surface de référence pour chacun des échantillons. Les calculs ont révélé (voir tableau 5. a) des valeurs d'inclinaisons négligeables, ce qui traduit un bon positionnement des épontes lors de la phase de moulage.

Echantillon	Inclinaison (en degrés)
1	0.611
2	1.134
3	0.423
4	0.241

Tableau 5. a : valeurs d'inclinaison du plan moyen des échantillons.

5.5.2 Transposition 3D-2D

Dans la section 5.2, nous avons défini les bases de la méthodologie à adopter pour déterminer une transposition morphologique de l'information 3D d'une éponte en une image 2D porteuse des éléments principaux de la morphologie initiale. Nous avons également défini un critère de pondération (moyenne pondérée). Celui-ci est basé sur la détermination de coefficients de pondération définis par rapport aux valeurs des amplitudes. D'une manière générale, les profils de fractures comportent un ensemble de composantes spectrales, le calcul de pondération est défini pour chaque classe de longueurs d'ondes λ_k .

D'une manière générale, on considérera la définition d'une fonction de pondération :

$$C_{p_i} = f(\alpha_i, \lambda_k)$$

faisant intervenir à la fois l'amplitude α_i et la longueur d'onde λ_k . Au stade actuel de la recherche, la forme de la fonction de pondération reste à préciser. Dans une première approche, une forme simple de la fonction de pondération ne faisant pas intervenir la longueur d'onde, a été utilisée dans la suite de l'étude.

En raison du poids très important de la composante morphologique principale d'un profil vis à vis de son comportement dilatant au cours du cisaillement, il est apparu intéressant d'examiner, au moins dans un premier temps, l'application d'un critère de pondération plus simple, déterminé en considérant uniquement la composante majeure de chaque profil, caractéristique de la tendance lourde, déterminant la tendance générale de chacun d'entre eux.

Le calcul de pondération correspondant, est défini par les relations suivantes :

- Le coefficient de pondération Cp_i du profil i :

$$Cp_i = n \frac{(\alpha_{i \max})^a}{\sum_i (\alpha_{i \max})^a}$$

où a : est un paramètre variable.

- amplitude moyenne pondérée pour chaque classe λ_k :

$$\alpha p_k = \frac{\sum_i (\alpha_{i \max})^a \alpha_{i,k}}{\sum_i (\alpha_{i \max})^a}$$

- Translation moyenne pondérée pour la classe λ_k :

$$x_{0p_k} = \frac{\sum_i (\alpha_{i \max})^a x_{0i,k}}{\sum_i (\alpha_{i \max})^a}$$

On notera que dans le processus de filtrage, la tendance lourde de chaque profil correspond à la première composante filtrée ($\alpha_{i \max} = \alpha_{i,1}$).

L'application de ce schéma de pondération a été retenue pour la suite de l'étude, mais il reste toujours possible d'envisager l'application d'autres types de pondération plus complexes. Cette voie reste ouverte dans le prolongement de cette recherche.

5.5.2.1 Résultats obtenus - Profils transposés 3D-2D

Nous donnons dans cette section les résultats obtenus pour chaque échantillon, à savoir la représentation du profil transposé, ainsi que la valeur du coefficient de rugosité, pour chaque profil, calculée au moyen de l'équation 2.8, par rapport au plan moyen de l'éponte.

Les graphes des figures 5.17 a à 5.20 a donnent une représentation tridimensionnelle des épentes sous la forme de coupes séries correspondant aux différents profils de mesure. Le profil transposé 3D-2D (profil moyen pondéré) calculé à partir du modèle 3D est représenté en surimpression.

Les éléments correspondants sont synthétisés dans les tableaux des figures 5.17 b à 5.20 b.

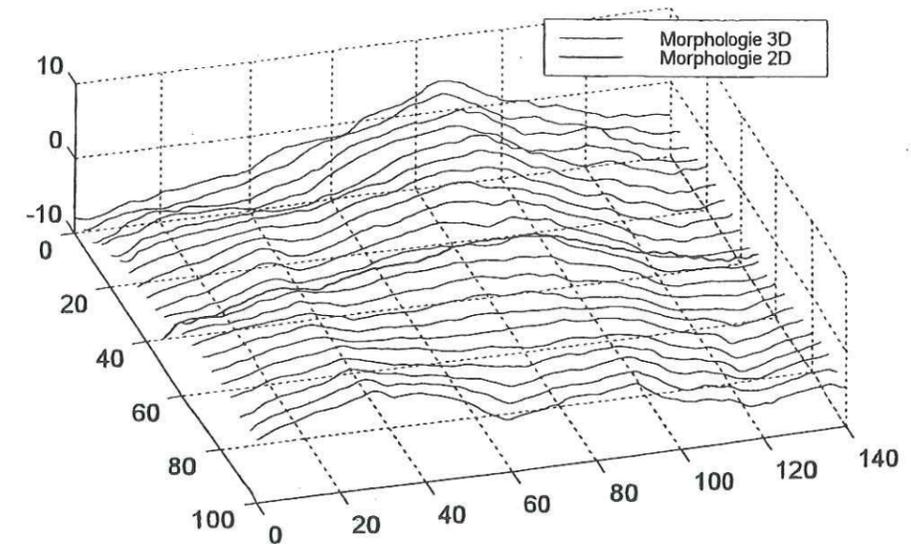


Figure 5.17 a : Représentation 3D de la morphologie de l'échantillon 1 et de son profil transposé.

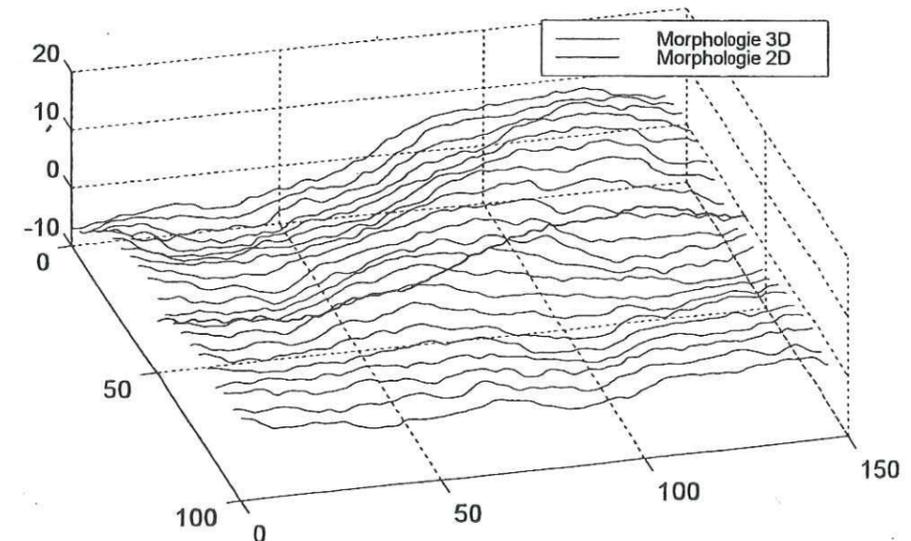


Figure 5.18 a : Représentation 3D de la morphologie de l'échantillon 2 et de son profil transposé.

Echantillon 1	PROFILS DE RUGOSITE	JRC
Profil n° 1		10.622
Profil n° 2		9.661
Profil n° 3		11.639
Profil n° 4		9.669
Profil n° 5		10.203
Profil n° 6		9.542
Profil n° 7		8.301
Profil n° 8		8.529
Profil n° 9		9.344
Profil n° 10		8.607
Profil n° 11		6.818
Profil n° 12		5.679
Profil n° 13		5.139
Profil n° 14		4.687
Profil n° 15		3.982
Profil n° 16		5.324
Profil n° 17		4.160
Profil n° 18		6.759
Profil n° 19		7.648
Profil n° 20		8.869
Profil n° 21		9.833
Profil transposé		9.297

Figure 5.17 b : Transposition 3D-2D de l'échantillon 1.

Echantillon 2	PROFILS DE RUGOSITE	JRC
Profil n° 1		12.294
Profil n° 2		14.356
Profil n° 3		15.559
Profil n° 4		15.965
Profil n° 5		15.747
Profil n° 6		15.169
Profil n° 7		15.013
Profil n° 8		14.823
Profil n° 9		14.099
Profil n° 10		14.398
Profil n° 11		15.709
Profil n° 12		14.183
Profil n° 13		12.711
Profil n° 14		12.103
Profil n° 15		12.625
Profil n° 16		13.045
Profil n° 17		11.272
Profil n° 18		11.275
Profil n° 19		13.529
Profil n° 20		12.921
Profil n° 21		12.170
Profil transposé		14.859

Figure 5.18 b : Transposition 3D-2D de l'échantillon 2.

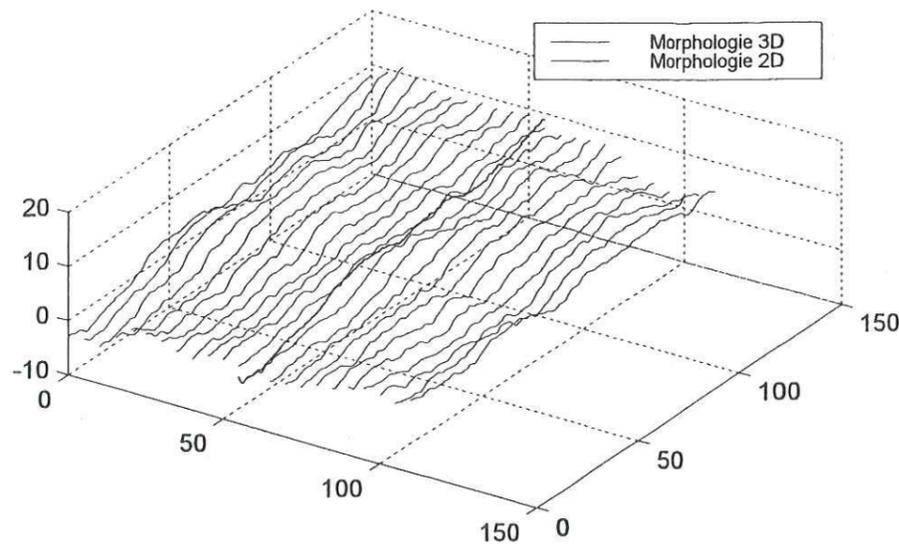


Figure 5.19 a : Représentation 3D de la morphologie de l'échantillon 3 et de son profil transposé.

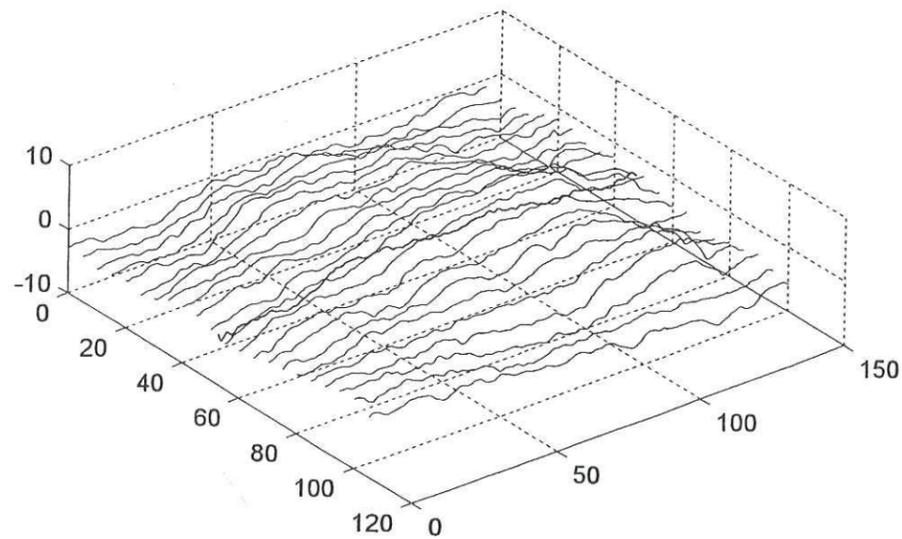


Figure 5.20 a : Représentation 3D de la morphologie de l'échantillon 4 et de son profil transposé.

Echantillon 3	PROFILS DE RUGOSITE	JRC
Profil n° 1		12.613
Profil n° 2		13.648
Profil n° 3		13.831
Profil n° 4		13.433
Profil n° 5		13.063
Profil n° 6		12.690
Profil n° 7		13.775
Profil n° 8		13.031
Profil n° 9		13.683
Profil n° 10		12.760
Profil n° 11		12.755
Profil n° 12		12.188
Profil n° 13		13.650
Profil n° 14		12.886
Profil n° 15		13.638
Profil n° 16		13.283
Profil n° 17		13.240
Profil n° 18		13.644
Profil n° 19		13.238
Profil n° 20		12.391
Profil n° 21		13.499
Profil n° 22		13.166
Profil n° 23		12.001
Profil transposé		13.172

Figure 5.19 b : Transposition 3D-2D de l'échantillon 3.

Echantillon 4	PROFILS DE RUGOSITE	JRC
Profil n° 1		12.646
Profil n° 2		11.532
Profil n° 3		13.812
Profil n° 4		12.274
Profil n° 5		14.035
Profil n° 6		12.813
Profil n° 7		12.701
Profil n° 8		13.156
Profil n° 9		12.395
Profil n° 10		11.542
Profil n° 11		13.127
Profil n° 12		13.071
Profil n° 13		13.555
Profil n° 14		14.173
Profil n° 15		13.455
Profil n° 16		13.699
Profil n° 17		13.188
Profil n° 18		13.719
Profil n° 19		15.291
Profil n° 20		14.136
Profil n° 21		12.898
Profil n° 22		13.348
Profil transposé		13.841

Figure 5.20 b : Transposition 3D-2D de l'échantillon 4.

L'examen des tableaux de synthèse relatifs aux différents échantillons (fig. 5.17 b à 5.20 b) montre que les valeurs du coefficient de rugosité (JRC) présentent une assez forte dispersion entre les différents profils de mesure relatifs à un même échantillon. Le choix d'un profil représentatif de la surface parmi l'ensemble des profils de mesure soulève de ce fait une réelle difficulté.

On peut remarquer par contre, que le profil transposé présente un coefficient de rugosité dont la valeur est en bon accord avec la valeur moyenne des coefficients de rugosité calculés en considérant uniquement les profils comportant des zones de contact au cours de l'essai de cisaillement. Cette observation confirme la bonne représentativité du profil transposé et souligne l'intérêt de la transposition 3D-2D pour la caractérisation synthétique de la rugosité d'une surface de discontinuité.

5.5.2.2 Comparaison avec des résultats expérimentaux - Analyse de la dilatance

Une évaluation expérimentale des hypothèses de la méthode de calcul de transposition 3D-2D a été recherchée dans la comparaison avec la dilatance mesurée sur les échantillons étudiés lors des essais de cisaillement, et la simulation par le calcul de la dilatance théorique induite par le déplacement relatif des épontes des modèles de discontinuités correspondant aux profils transposés.

Pour permettre une comparaison avec la simulation numérique qui ne prend pas en compte l'effet de broyage des aspérités, les essais expérimentaux ont été effectués à faible contrainte normale afin de limiter l'influence de ce phénomène.

La dilatance théorique des profils transposés est déterminée à partir des déplacements relatifs des épontes maintenues en contact parallèlement à elles-mêmes, suivant une cinématique identique à celle imposée aux échantillons lors des essais de cisaillement.

La comparaison des courbes de dilatance mesurées sur les échantillons 1, 2, 3 et 4 décrits au paragraphe 5.4.2, avec les valeurs de la dilatance théorique déterminée par simulation sur les profils transposés 3D-2D correspondants, est représentée sur les graphes des figures 5.21 a à d.

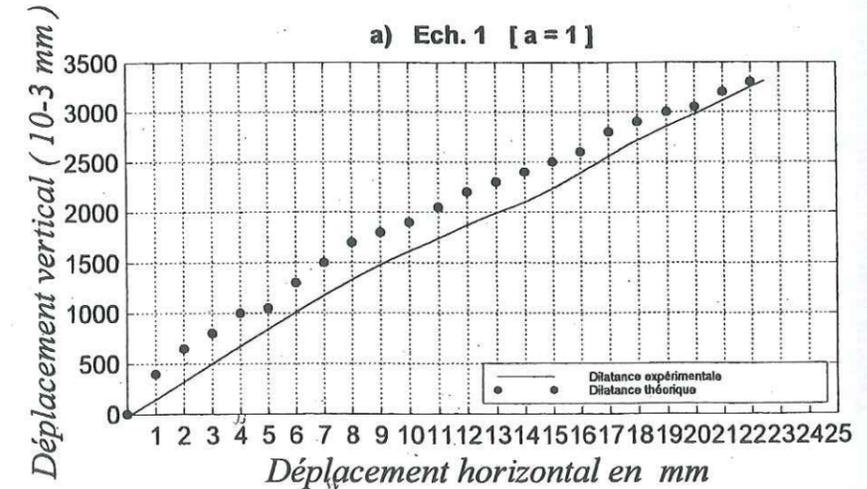


Figure 5.21 a : Comparaison des courbes de dilatance de l'échantillon 1 et de son profil transposé 3D-2D.

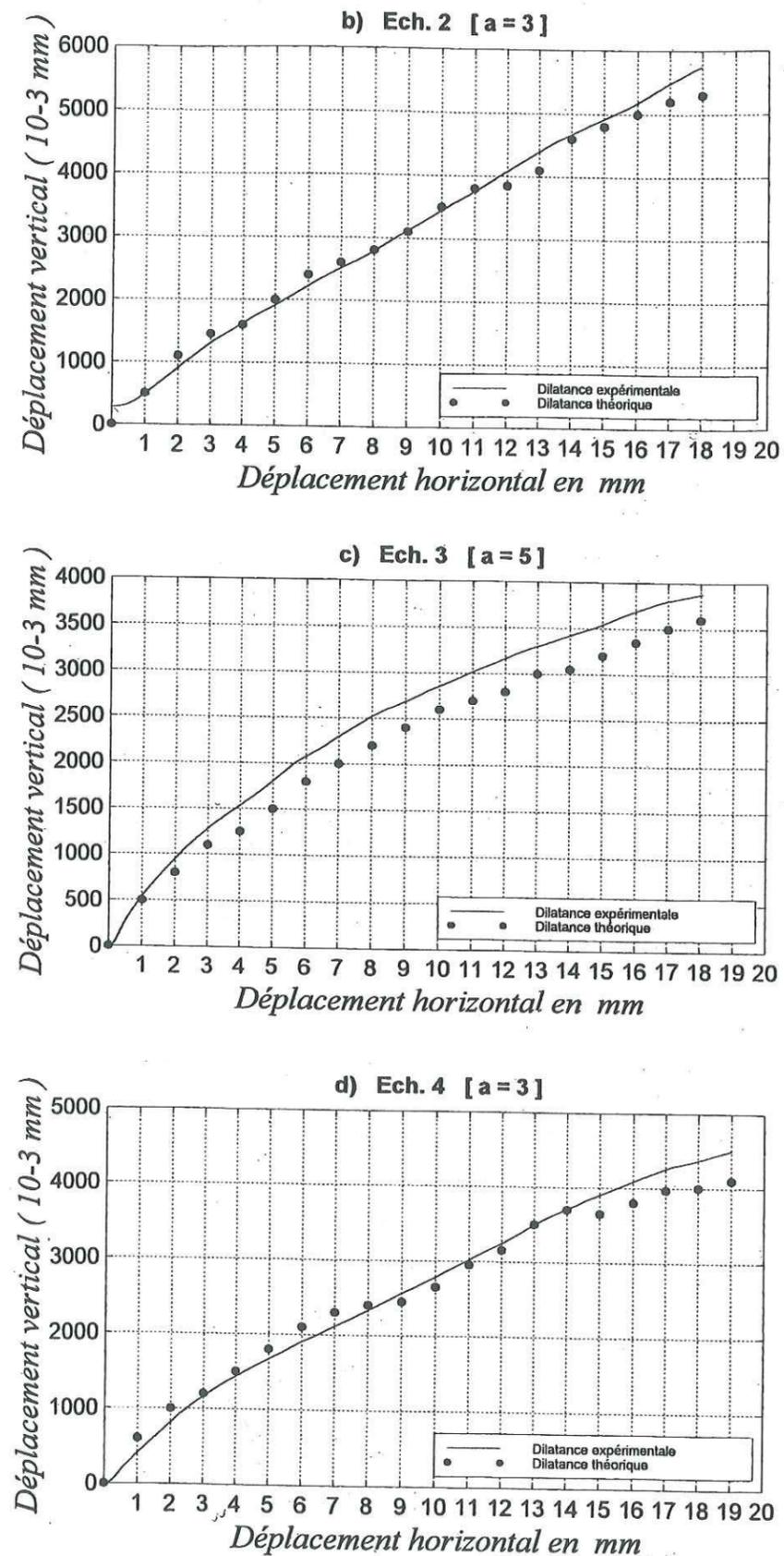


Figure 5.21 b, c, d : Comparaison des courbes de dilatance des échantillons 2, 3, 4 et des profils transposés 3D-2D correspondants.

L'étude a été conduite de manière paramétrique en considérant différentes valeurs de l'exposant 'a' de la fonction de pondération.

Les résultats des simulations indiqués sur les graphes des figures 5.21 a. et 5.21 b, c, d. montrent :

- une bonne concordance générale sur l'évolution d'ensemble de la dilatance sur la totalité du déplacement de cisaillement. On note en particulier l'absence de dérive relative des courbes théoriques par rapport aux courbes expérimentales correspondantes. Cette observation est vérifiée par les quatre échantillons étudiés dont les morphologies sont différentes. Ceci confirme une bonne représentativité d'ensemble des profils transposés 3D-2D par rapport aux surfaces tridimensionnelles des joints rocheux testés.

- l'existence pour les échantillons 1 et 3 d'un certain décalage d'ensemble des courbes expérimentales et numériques. Toutefois cet écart reste faible et la forme des courbes est identique. La concordance des courbes est très bonne pour les échantillons 2 et 4 à l'exception pour ce dernier d'une amorce de divergence en fin de déplacement.

Ces résultats confirment la bonne adaptation de la méthode d'analyse spectrale ATM à la caractérisation de la morphologie des joints rocheux, et son aptitude à extraire les données significatives vis à vis du comportement mécanique au cisaillement des surfaces des discontinuités.

Ils montrent également certaines limites du formalisme simplifié utilisé pour la fonction de pondération lors des tests de comparaison avec les résultats expérimentaux. Une poursuite des recherches sur ce point apparaît nécessaire.

5.6 Conclusion

La résistance au cisaillement des joints rocheux dépend essentiellement de la géométrie et de la rugosité de surface de leurs épontes. Les phénomènes de dilatance qui en résultent jouent un rôle important dans la prédiction du comportement à la rupture qui demeure très lié à l'effet d'échelle. A ce titre, la caractérisation de la rugosité de surface est fondamentale pour une bonne estimation de la dilatance, et par conséquent, pour une évaluation correcte des lois de comportement mécanique des joints rocheux.

De ce point de vue, ce chapitre a été consacré à la présentation d'une approche reposant sur la condensation de données morphologiques de l'information 3D d'une éponte de fracture en une information bidimensionnelle image de la morphologie initiale. L'objectif poursuivi est de fournir une image 2D simplifiée et appropriée, représentative de la rugosité complexe tridimensionnelle des joints rocheux, et susceptible d'être utilisée dans un modèle de simulation numérique de cisaillement.

On doit également souligner à ce propos, l'intérêt d'une telle approche car elle permet de fournir des éléments de réponse à l'interrogation sur le critère à adopter pour estimer un

coefficient de rugosité (JRC) qui soit représentatif de la morphologie globale d'une discontinuité.

Dans ce cadre et dans le but de traduire la variabilité spatiale des irrégularités de surface, cette approche présente l'avantage de fournir une information condensée sur la rugosité, à partir de laquelle on peut définir un coefficient de rugosité condensé, utilisable dans l'application du critère analytique de Barton pour estimer la résistance à la rupture d'un joint rocheux.

Par ailleurs, l'approche 3D-2D ainsi proposée a été élaborée à partir de l'exploitation des composantes spectrales des profils constituant les épontes. Ces dernières sont déterminées à l'aide de la méthode ATM. Il est toutefois important de noter que cette approche constitue essentiellement une transposition 3D-2D du point de vue du comportement mécanique (dilatance). Ainsi, des essais de cisaillement ont été réalisés sur les discontinuités étudiées afin de valider ce point de vue. Les résultats obtenus ont montré une bonne concordance entre la dilatance théorique déterminée à partir du modèle morphologique équivalent 2D et la dilatance expérimentale du modèle physique.

A l'issue de ce chapitre, nous disposons désormais d'une approche permettant de rendre compte des principales structures morphologiques intervenant dans le mécanisme de cisaillement des joints rocheux.

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

Le comportement au cisaillement des discontinuités rocheuses dépend principalement de la rugosité de surface de leurs épontes. La bonne modélisation de la morphologie de surface de ces discontinuités est donc essentielle pour une estimation correcte de la résistance au cisaillement des massifs rocheux.

Les différentes études qui visent à une modélisation cohérente d'une fracture, ont pour objectif ultime la mise en évidence des diverses structures morphologiques qui la caractérisent. Cependant la complexité géométrique de la rugosité de surface de ces joints et son étroite liaison avec l'effet d'échelle sont telles qu'il n'existe, à ce jour, aucune fonction analytique permettant de décrire la rugosité d'une éponte dans son ensemble. Le besoin d'une d'approche traduisant les différents aspects morphologiques que présentent les irrégularités de surface de ces joints est un problème central. Une caractérisation correcte de ces aspects implique essentiellement une meilleure évaluation des paramètres suivants :

- la rugosité (échelle millimétrique et inférieure).
- les différentes échelles des irrégularités de surface (cm, dm, m, dam, etc . . .).
- l'amplitude des composantes morphologiques.
- l'angularité des aspérités.

Nous noterons que parmi les méthodes actuelles, les méthodes basées sur l'analyse spectrale, telle que l'analyse par les transformées de Fourier (FFT) présentent l'avantage de fournir des informations sur les structures plus fines liées à la rugosité des épontes. La mise en évidence de telles structures est essentielle dans une analyse morphologique, car celles-ci jouent un rôle déterminant dans la mobilisation de la résistance de pic dans un mécanisme de cisaillement. Malheureusement, cette approche présente quelques limites liées à la dimension finie des échantillons et à l'aspect très anguleux de la géométrie des profils de fractures rocheuses.

La définition d'une méthode mieux adaptée au problème de la caractérisation de la morphologie particulièrement irrégulière des joints rocheux a été l'objectif principal de cette thèse. La recherche a consisté à proposer et à développer une méthode d'analyse spectrale basée sur une forme originale des fonctions d'approximation (fonctions triangulaires), ces dernières étant de même nature que les fonctions profils (fonctions non différentiables). Ce critère constitue un des points forts de l'approche que nous avons proposée et que nous avons dénommée *Approximation Triangulaire de la Morphologie (ATM)*.

Pour l'élaboration de cette approche et la mise en évidence de ses performances, plusieurs simulations ont été réalisées à différentes échelles.

- à grande échelle (in situ), nous avons considéré un grand profil de 16 mètres de long. Ce profil a été prélevé sur une surface de stratification à l'aide d'un profilographe à règle que nous avons conçu. L'analyse spectrale par ATM nous a permis de mettre en évidence différentes structures morphologiques, essentiellement d'ordre métrique et centimétrique.

- à l'échelle du laboratoire, des profils de joints rocheux de type granitique et schisteux ont été étudiés. Dans cette étude, les différentes simulations ont porté sur l'analyse de la morphologie de ces joints d'une part, avec la méthode ATM et d'autre part, avec l'analyse par les transformées de Fourier (FFT).

A travers ces différentes simulations, nous avons montré que la méthode ATM est non seulement adaptée à la caractérisation de la morphologie des diverses discontinuités rocheuses (et à différentes échelles), mais permet également de mieux caractériser l'angularité de la géométrie des profils. En outre, cette méthode présente également l'avantage de s'affranchir du problème de la dérive liée à la non stationnarité des profils, ce que ne permet pas la méthode d'analyse spectrale par les transformées de Fourier. Cette caractéristique est essentielle pour l'analyse de l'aspect tridimensionnel de la morphologie des joints rocheux.

Dans la perspective de la caractérisation de la morphologie tridimensionnelle des épontes, nous avons développé une approche qui nous a permis de donner des éléments de réponses à quelques questions concernant l'influence de la répartition des irrégularités des surfaces en contact sur les propriétés de dilataance :

- l'influence de la rugosité de surface des fractures sur la dilataance mobilisée au cours du cisaillement ;
- l'existence d'une relation entre la dilataance mobilisée au cours du cisaillement et la rugosité de surface des épontes ;
- la possibilité de détermination pour une discontinuité donnée, d'une caractérisation simplifiée représentative de la morphologie tridimensionnelle des irrégularités de surface et des principales composantes morphologiques des épontes.

Dans ce cadre, nous avons posé les principes de base de l'approche que nous avons adoptée. Celle-ci consiste en une transposition, du point de vue de la dilataance, de l'information morphologique de l'image 3D objective d'une surface de fracture en une image 2D porteuse des éléments principaux de la morphologie initiale. Cette approche utilise comme règle de transposition une loi de composition sur les composantes spectrales des profils constituant l'ensemble de l'éponte.

D'un point de vue pratique, la transposition 3D-2D de la morphologie des fractures rocheuses a été abordée dans deux types d'échantillons de roches : trois échantillons de granite et un échantillon de schiste. Des mesures profilométriques sur la surface de ces échantillons, à l'aide d'un rugosimètre, ont permis de caractériser la rugosité. Moyennant la méthode ATM, nous avons déterminé, pour chaque échantillon, les composantes spectrales des différents profils.

Ensuite, moyennant certains critères, nous avons calculé les profils transposés 3D-2D des différents échantillons.

En vue de valider cette approche, des essais de cisaillement ont été réalisés sur les échantillons considérés. L'examen des épontes après l'essai a montré, pour les différents échantillons étudiés, que la morphologie des profils transposés correspondants est liée à la rugosité des zones de contacts mobilisées. D'autre part, les résultats des essais de cisaillement que nous avons réalisés confirment ces constatations. Ces derniers nous ont permis de mettre en évidence d'une manière physique, un parallèle entre la courbe de dilataance expérimentale et la dilataance théorique du profil transposé.

La relation mise en évidence au cours de cette étude, entre la rugosité et la dilataance est d'un grand intérêt à deux titres :

- d'une part, elle permet de déterminer un profil moyen représentatif des principales structures morphologiques de l'éponte globale, qui peut être intégré dans un modèle de simulation du cisaillement en contrainte et en déplacement;
- d'autre part, étant donné que le JRC caractérise l'état de rugosité d'un profil, elle permet, par la définition d'un profil transposé 3D-2D applicable à l'ensemble d'une surface de s'affranchir de la difficulté du choix de la valeur du coefficient de rugosité (JRC) à prendre en compte pour l'évaluation de la résistance à la rupture à l'aide du critère de Barton.

A l'issue de cette étude, notons que ces travaux ont eu pour ambition essentielle d'ébaucher une avancée au-delà des approches existantes, en contribuant à une meilleure définition qualitative et quantitative de la morphologie particulièrement irrégulière et complexe des discontinuités rocheuses. Les méthodes d'analyse mises au point ont pour objectif de permettre de mettre en évidence et de caractériser les différentes structures morphologiques à prendre en compte dans les modélisations mécaniques et hydromécaniques des discontinuités sollicitées en cisaillement.

Les performances de cette méthode (ATM) ont été exposées tout au long de ce travail :

- mise en évidence des irrégularités de surface à différentes échelles;
- caractérisation de l'angularité des aspérités géométriques des profils;
- identification d'une manière précise des composantes morphologiques (leurs amplitudes et leurs longueurs d'ondes.);
- prise en compte de la dérive des profils, et de l'aspect tridimensionnel de la morphologie des discontinuités rocheuses.

Les perspectives relatives à la poursuite de cette voie de recherche et à l'étude de la caractérisation de la morphologie des joints rocheux, sont naturellement multiples. Nous en esquisserons quelques pistes.

L'évaluation du comportement et de la résistance au cisaillement des discontinuités naturelles à l'échelle des sites, ainsi que la modélisation des comportements hydromécaniques

constituent des axes de développement importants à poursuivre, notamment en vue de la mise au point d'une méthode de détermination indirecte des caractéristiques géométriques in situ. Dans ce cadre, la même approche (transposition 3D-2D) peut être utilisée dans le but de reconstituer des profils types de grande longueur (échelle pluridécimétrique, voire davantage) à partir de caractéristiques géométriques déterminées sur des profils de longueurs plus limitées représentatifs d'échelles différentes (rugosité, ondulations, etc. . .). La construction de profils types de synthèse devra permettre de déterminer une image moyenne représentative de la morphologie d'un plan de discontinuité en place, à l'échelle du massif considéré, dont les caractéristiques géométriques et mécaniques pourront être intégrées dans un modèle de simulation numérique du cisaillement. Le principe de la méthode consistera en la composition d'un spectre global à partir d'une méthode de segmentation (échantillonnage de profils à différentes échelles), où chaque échelle d'observation apporte un spectre d'informations. La définition d'une telle méthode d'échantillonnage s'inscrit dans un cadre de recherche très ambitieux qui vise à établir les bases d'une méthode permettant d'accéder à la détermination des caractéristiques morphologiques représentatives à l'échelle du site.

Enfin, il serait intéressant d'un point de vue numérique et mécanique d'insérer dans le code de calcul MORPHEE, une méthode d'analyse spectrale à pas (longueur d'onde) adaptatif. L'intérêt d'un tel développement serait de donner plus de souplesse à la méthode d'analyse pour l'extraction des informations spectrales à différentes échelles. En outre, le raffinement adaptatif des pas d'analyse devrait permettre une amélioration du temps de calcul et une meilleure adaptation des algorithmes de calcul en fonction des variations des échelles d'échantillonnage liées à l'intégration de données à différentes échelles.

BIBLIOGRAPHIE

Références bibliographiques

- AFTES Association Française de Travaux en souterrains [1993]
Texte de recommandations pour la description des massifs rocheux utile à l'étude de la stabilité des ouvrages souterrains.
Tunnels et ouvrages souterrains, n° 117, mai-juin 93, pp. 12-13.
- BAECHER G. B., LANNEY N. A. & EINSTEIN H. H. [1977]
Statistical description of rock properties and sampling.
In Proc. 18th U.S. Symp. on rock Mechanics - Colorado, pp. 5C1-1-5C1-8.
- BANDIS S., LUMSDEN A. C. & BARTON N. [1981]
Experimental studies of scale effects on the shear behaviour of rock joints.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 18(1), pp. 1-21.
- BANDIS S., LUMSDEN A. C. & BARTON N. [1983]
Fundamentals of rock joint deformation.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 20(6), pp. 249-268.
- BARTON N. [1971]
A relationship between joint roughness and joint shear strength.
Int. Symp. on rock Mech. rock fracture - Nancy, Paper I-8.
- BARTON N. [1973]
Review of a new shear strength criterion for rock joints.
Eng. Geol., Vol. 7, No.4, pp. 287-332.
- BARTON N. [1974]
A review of the shear strength of filled discontinuities in rock.
Norwegian Geotechnical Institute.
- BARTON N. [1976]
The shear-strength of rock and rock joints.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 13(9), pp. 255-279.
- BARTON N. [1978]
Suggested methods for the quantitative description of discontinuities in rock masses
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 15, pp. 319-368
- BARTON N. & BANDIS S. [1982]
Effects of block size on the shear behaviour of jointed rock.
Keynote Lecture, 23rd U.S. Symp. on Rock Mech., Berkeley, California, pp. 739-760.

- BARTON N., BANDIS S. & BAKHTAR K. [1985]
Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 22(3), pp. 121-140.
- BARTON N. & CHOUBEY V. [1977]
The shear strength of rock joints in theory and practice.
Rock Mech., Vol. 10, pp. 1-54.
- BELYTSCHKO T., PLESHA M. & DOWDING C. [1984]
A computer method for stability analysis of caverns in jointed rock.
Int. J. for Num. and Anal. Methods in Geomechanics, Vol. 8, pp. 473-492.
- BILLAUX D. [1990]
Modélisation géostatistique du réseau de fractures.
Sem. Modélisation des Massifs Rocheux Fracturés en Blocs. Nancy, 26-30 Mars, 29p.
- BILLAUX D., CHILES J. P., HESTIR K. & LONG J. [1989]
Three dimensional statistical modelling of a fractured rock mass: an example from the Fanny-Augères mine.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 26(3/4), pp. 281-299.
- BRILLET F. & MARSAC P. [1985]
Mesure de la macrotexture des chaussées.
Bull. liaison des laboratoires des ponts et chaussées.-140-Nov,-Déc. -1985.
- BROCK M. [1983]
Fourier analysis of surface roughness.
Technical review, 3, pp. 3-45.
- BROWN S. R. [1987]
A note on the description of surface roughness using fractal dimension.
Geophys. Res. Lett., Vol 14, pp.1095-1098.
- BROWN S. R. & SCHOLZ C. H. [1985]
Broad bandwidth study and the topography of natural rock surfaces.
J. Geophys. Res., Vol 90(12), pp. 575-582.
- BRUEL D. [1990]
Exploitation de la chaleur des roches chaudes et sèches - Etude des phénomènes hydrauliques, mécaniques et thermiques au moyen d'un modèle à fractures discrètes.
Thèse de doctorat - ENSMP / Hydrologie et Hydrogéologie Quantitatives - Fontainebleau.
- CACAS M. C. [1989]
Développement d'un modèle tridimensionnel stochastique discret pour la simulation de l'écoulement et des transferts de masse et de la chaleur en milieu fracturé.
Thèse de doctorat - ENSMP/ Hydrologie et Hydrogéologie Quantitatives - Fontainebleau.

- CHILES J.P. [1979]
Le variogramme généralisé.
ENSMP/ Géostatistique et Morphologie Mathématique - Rapport inédit no 612, 22 p.
- COJEAN R. [1993]
Les mouvements de versants et la stabilité des talus. Analyse, modélisation, prévention.
Document interne CGI, 106p.
- COX B. L. & WANG J. S. Y. [1993]
Fractal surfaces : measurements and applications in the earth sciences.
Fractals, Vol. 1(1), pp.87-115.
- CUNDALL P. A. [1971]
A computer model for simulation progressive, large scale movements in blocky systems.
Int. Symp. on rock Mech. rock fracture - Nancy, Paper II-8.
- DE TOLEDO P. & FREITAS M. [1993]
Laboratory testing and parameters controlling the shear strength of filled rock joints.
Geotechnique, Vol. 43, No. 1, pp. 1-19.
- DEERE D. E. & PATTON F. D. [1971]
Slope stability in residual soils.
Proc. Conf. on Soil Mech. and Foundation - Puerto Rico.
- DOWDING C. H., ZUBELEWICZ A., O'CONNOR K.M. & BELYTSCHKO T.B. [1991]
Explicit modeling of dilation, asperity degradation and cyclic seating of rock joints.
Computers and Geotechnics, Vol. 11, pp. 209-227.
- DUNCAN J. M. & CHANG C. Y. [1970]
Non linear analysis of stress and strain in soils.
In. Proc. Am. Soc. Civ. Engrs, J. Soil Mech. Fdns Div., Vol. 96(SM5), pp. 1629-1653.
- GENTIER S. [1986]
Morphologie et comportement hydromécanique d'une fracture naturelle dans le granite sous contrainte normale - étude expérimentale et théorique.
Thèse de Doctorat de l'Université d'Orléans.
- GHOSH A. & DAEMEN J. [1993]
Fractal characteristics of rock discontinuities.
Engineering geology, Vol. 34, pp. 1-9.
- GOODMAN R. E. [1974]
The mechanical properties of joints.
In proc. 3rd Congr. I.S.R.M. - Denver, Vol. 1(A), pp. 127-140.
- GOODMAN R. E. [1976]
Methods of geological engineering in discontinuous rock.
West.

- GOODMAN R. E. [1969]
The deformability of joints.
Symposium ASTM. Special technical publication 477, Denver - Colorado, pp. 174-196.
- GOODMAN R.E., TAYLOR R. L. & BREKKE T. [1968]
A model for the mechanics of jointed rock.
In. Proc. Am. Soc. Civ. Engrs, J. Soil Mech. Fdns Div., Vol. 94(SM3), pp. 637-659.
- HART R., CUNDALL P. A. & LEMOS J. [1988]
Formulation of a three- dimensional distinct element model. Part II: Mechanical calculations for motion and interaction of a system composed of many polyhedral blocks.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 25(3), pp. 117-126.
- HOEK E. [1983]
Strenght of jointed rock masses.
Geotechnique, Vol. 33(3), pp. 187-223.
- HOEK E. & BRAY J. W. [1981]
Rock slope Engineering.
3rd edn, The Institution of Mining and Metallurgy, London: IMM.
- HOEK E. & BROWN E.T. [1980]
Empirical strength criterion for rock masses.
J. of Geotechnical Engineering division, Vol. 106(GT 9), pp. 1013-1035.
- HOEK E. & BROWN E.T. [1988]
The Hoek and Brown failure criterion 1988-update.
Proc. 15th canadian Rock Mech. Symp., Toronto, pp. 31-38
- HOEK E., WOOD D. & SHAH S. [1992]
A modified Hoek-Brown failure criterion for jointed rock masses.
I.S.R.M. Symp. Eurock 92, Thomas Telford eds., London, pp. 209-213.
- HORNBY, P. G. & LAWRENCE W. [1987]
Development of mathematical modelling.
Techniques for coal mine design A.C.I.R.L., p. 100.
- HOWING K. D. & KUTTER H. K. [1985]
Time dependent shear deformation of filled rock joints.
Proc. Int. Symp. on Fundamentals of Rock Joints, Bjorkliden, Sweden, pp. 113-122.
- HUANG S., OELFKE S. & SPECK R. [1992]
Applicability of fractal characterization and modelling to rock joint profiles.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 29(2), pp. 89-98.
- HUTSON R.W. & DOWDING C.H. [1990]
Joint asperity degradation during cyclic shear.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 27, pp. 109-119.

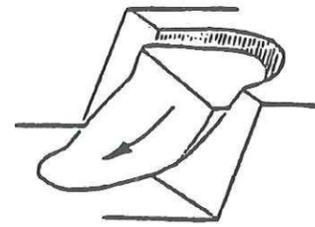
- ISRM (International Society for Rock Mechanics) [1978]
Suggested methods for the quantitative description of discontinuities in rock masses.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 15, pp. 319-368.
- KECILI S. [1993]
Contribution à l'étude expérimentale du comportement mécanique des discontinuités.
Master - ENSMP / Centre de Géologie de l'Ingénieur.
- LADANYI B. & ARCHAMBAULT G. [1970]
Simulation of shear behaviour of a jointed rock mass
Proc. 11th U.S. Symp. on rock Mechanics - AIME, New-York, pp. 105-125.
- LADANYI B. & ARCHAMBAULT G. [1977]
Shear strength and deformability of filled indented joints.
Proc. Int. Symp. on Geotechnics of Structurally Complex Formations, Italian Geotech. Assoc., Capri, Vol. 1, pp. 317-326.
- LAMA R. D. [1978]
Influence of clay fillings in shear behaviour of joints.
Proc. 3rd Int. Conf. Int. Association of Engineering Geology, Madrid, Vol. 2, pp. 27-34.
- LEE Y. H., CARR J. R., BARR D. J. & HAAS C. J. [1990]
The fractal dimension as a mesure of the roughness of rock discontinuity profiles.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 27(6), pp. 453-464.
- LOISEAU P. [1987]
Etude structurale et géostatistique des gneiss de la région Cézallier - modélisation tridimensionnelle de réseaux de fractures - application à l'écoulement des fluides.
Thèse de Doctorat de l'Université d'Orléans.
- MAERZ N. H. & FRANKLIN J. A. [1990]
Roughness scale effects and fractal dimension.
Scale effects in rock masses - Balkema, Rotterdam, pp. 121-126.
- MAGNAN J.P. [1982]
Les méthodes statistiques et probabilistes en mécanique des sols.
Presse de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées - Paris, 203 p.
- MANDELBROT B. [1975]
Les objets fractals, forme, hasard et dimension.
Flammarion.
- MANDELBROT B. [1982]
The fractal geometry of nature.
San Francisco: Freeman
- MATHERON G. [1965]
Les variables régionalisées et leur estimation.
Thèse de doctorat - ENSMP/ Géostatistique et Morphologie Mathématique - Fontainebleau.

- MATHERON G. [1970]
La théorie des variables régionalisées et ses applications.
ENSMP/ Cahiers du Centre de Morphologie Mathématique no 5, 212 p.
- MYERS N. O. [1962]
Characterization of surface roughness.
Wear, 5, pp.182-189.
- PAPALIANGAS T., HENCHER S. R., LUMSDEN A. C. & MANOLOPOULOU S. [1993]
The effect of frictional fill thickness on the shear strength of rock discontinuities.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 30(2), pp. 81-91.
- PASSOJA D. E. & AMBORSKI D. J. [1978]
Fracture profile analysis by Fourier transform methods.
Microstructural science, 6, pp.143-158.
- PATTON F. D. [1966 a]
Multiple modes of shear failure in rock and related materials.
Ph. D. Thesis, Univ. Illinois, Urbana.
- PATTON F. D. [1966 b]
Multiple modes of shear failure in rock.
Proc. 1st Cong. Int. Soc. of Rock Mechanics - Lisbon, Vol. 1, pp. 509-513.
- PHIEN-WEJ N., SHRESTHA U. B. & RANTUCCI G. [1990]
Effect of infill thickness on shear behavior of rock joints.
Rock Joints, Barton & Stephansson (eds) - Balkema, Rotterdam, pp. 289-294.
- PLESHA M. E. [1985]
Constitutive modeling of rock joints with dilation.
26th U.S. National Symp. on Rock Mech., South Dakota School of Mines and Technology, Rapid City, pp. 387-394.
- PLESHA M. E. [1987]
Constitutive models for rock joints discontinuities with dilatancy and surface degradation.
Int. J. Num. Anal. Meth. Geomech., Vol. 11, pp.345-362.
- POWER W. L., TULLIS T. E. [1991]
Euclidean and fractal models for the description of rock surface roughness.
J. Geophys. Res., Vol. 96, pp. 415-424.
- POWER W. L., TULLIS T. E., BROWN S.R., BOITNOTT G. & SCHOLZ C. H. [1987]
Roughness of natural fault surface.
J. Geophys. Res., Vol. 14, pp. 29-32.
- QUI X., PLESHA M. E., HUANG X. & HAIMSON B. C. [1993]
An investigation of the mechanics of rock joints - Part II. Analytical investigation.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 30(3), pp. 271-287.

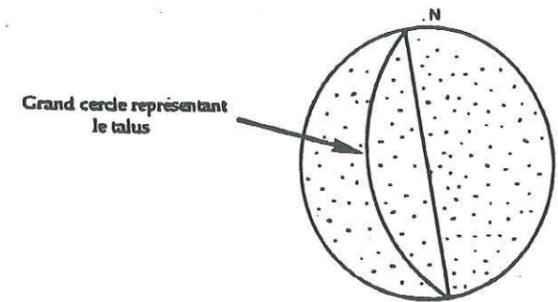
- RODE N. [1991]
Caractérisation et modélisation des massifs rocheux fracturé en blocs.
Thèse de doctorat - INPL.
- ROCHET L. [1992]
Talus rocheux : Etude - Conception - Réalisation.
Journées Terrassement Rocheux des LPC, 27p.
- ROCHET L. [1990]
Mécanique des massifs rocheux.
Session ENPC Mouvements de terrain, Valais (Suisse).
- ROCHET L. & al. [1976]
Propriétés mécaniques des discontinuités des massifs rocheux.
La mécanique des roches appliquée aux ouvrages du génie civil, pp. 79-95.
- ROWE P.W., BARDEN I. & LEE I.K. [1964]
Energy components during the triaxial cell and direct shear tests.
Geotechnique, Vol. 14(3), pp. 247-261.
- SAKELLARIOU M., NAKOS B. & MITSAKAKI C. [1991]
Technical note : on the fractal character of rock surfaces.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 28(6), pp. 527-533.
- SHEHATA W. & EISSA E. [1985]
On the validity of Schmidt hammer in estimating the joint wall compressive strength.
Proceeding of the international symposium on fundamentals of rock joints - Björkliden - Balkema, pp. 227-231.
- SWAN G. & ZONGQI S. [1985]
Prediction of shear Behaviour of joints using profiles.
Rock Mechanics and Rock Engineering, Vol. 18(3), pp.183-212.
- TSE R. & CRUDEN D. M. [1979]
Estimating Joint Roughness Coefficients.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 16, pp. 303-307.
- TULINOV R. & MOLOKOV L. [1971]
Role of joint filling material in shear strenght of rocks.
In Proc. Symp. on rock Mech. rock fracture - Nancy, Paper II-24.
- TURK N., GRIEG M. G. & DEARMAN W. R. [1987]
Characterization of rock joints surfaces by fractal dimension.
Proc. 28th U.S. Rock Mech. Symp., pp. 1223-1236.
- WARBUTON P. M. [1980]
A stereological interpretation of joint trace data.
Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 17(4), pp. 181-190.

Annexe I

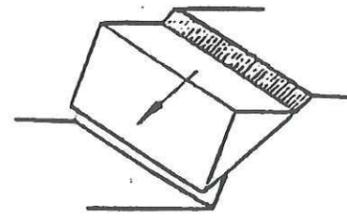
Présentation de quelques mécanismes élémentaires
de rupture



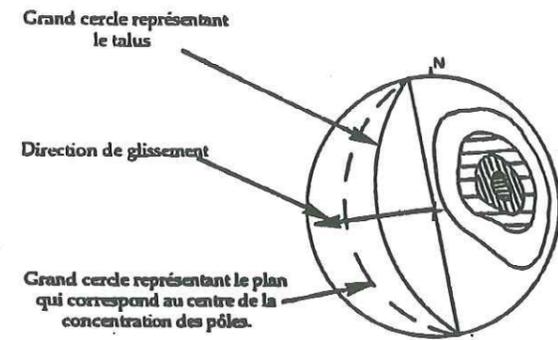
Rupture circulaire dans les sols, remblais rocheux ou massifs rocheux très fracturés et sans structure.



Grand cercle représentant le talus



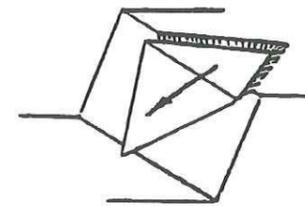
Rupture plane suivant une discontinuité parallèle à la direction du talus



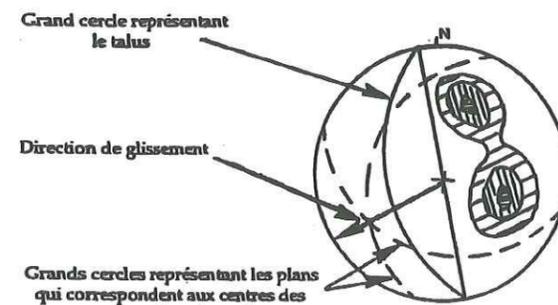
Grand cercle représentant le talus

Direction de glissement

Grand cercle représentant le plan qui correspond au centre de la concentration des pôles.



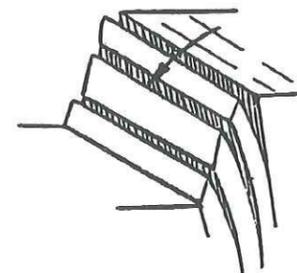
Rupture en dièdre comportant le glissement le long de l'intersection de deux discontinuités



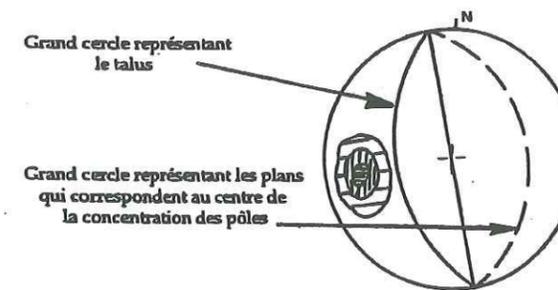
Grand cercle représentant le talus

Direction de glissement

Grands cercles représentant les plans qui correspondent aux centres des concentrations des pôles.



Basculement en roche dure avec des discontinuités très fort pendage.

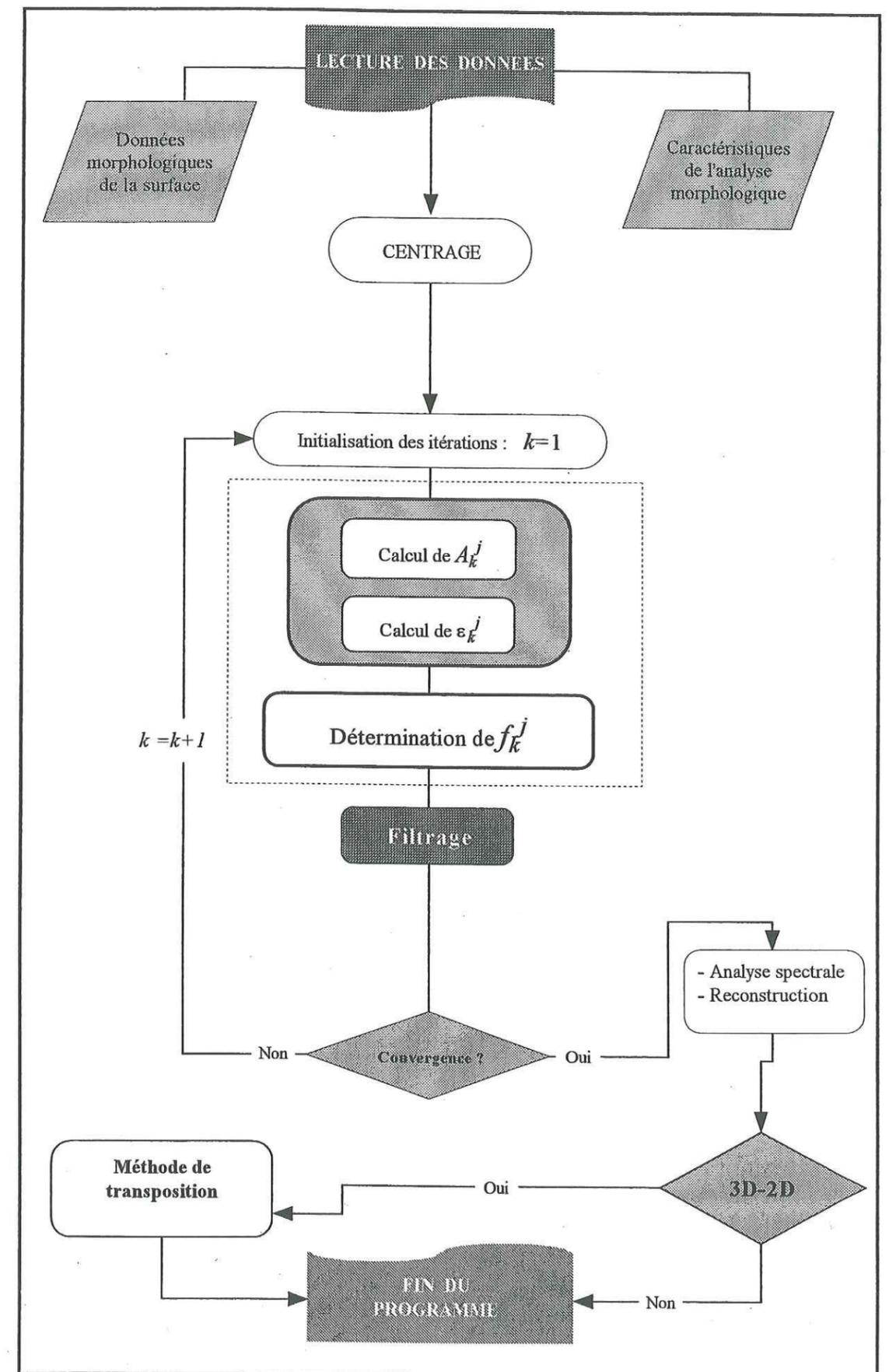


Grand cercle représentant le talus

Grand cercle représentant les plans qui correspondent au centre de la concentration des pôles

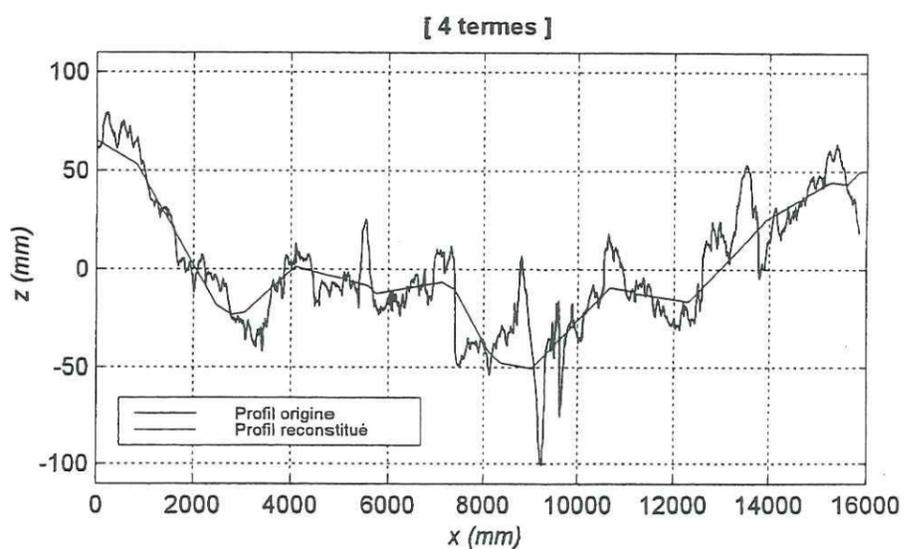
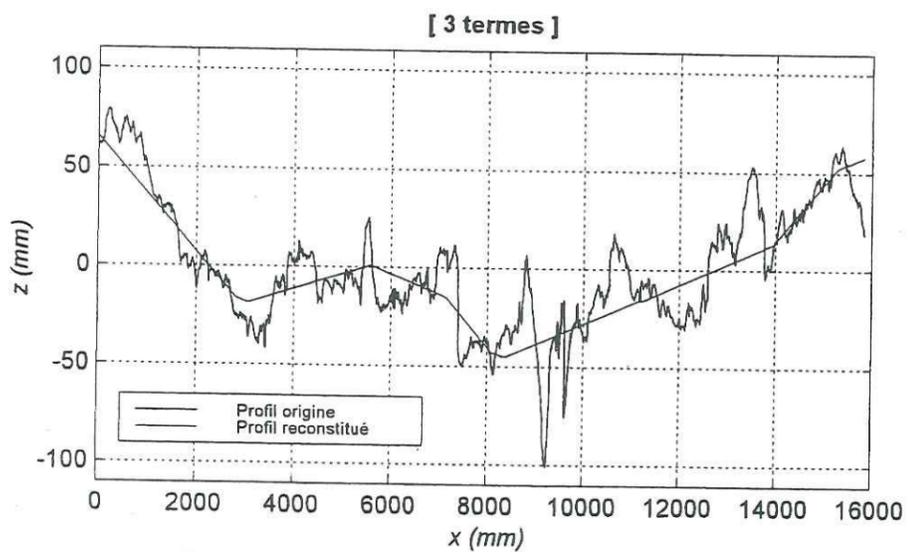
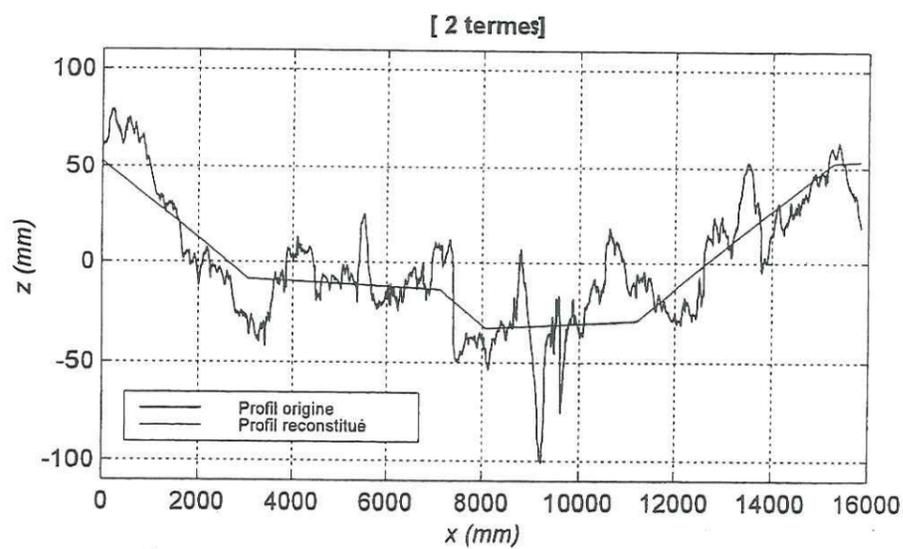
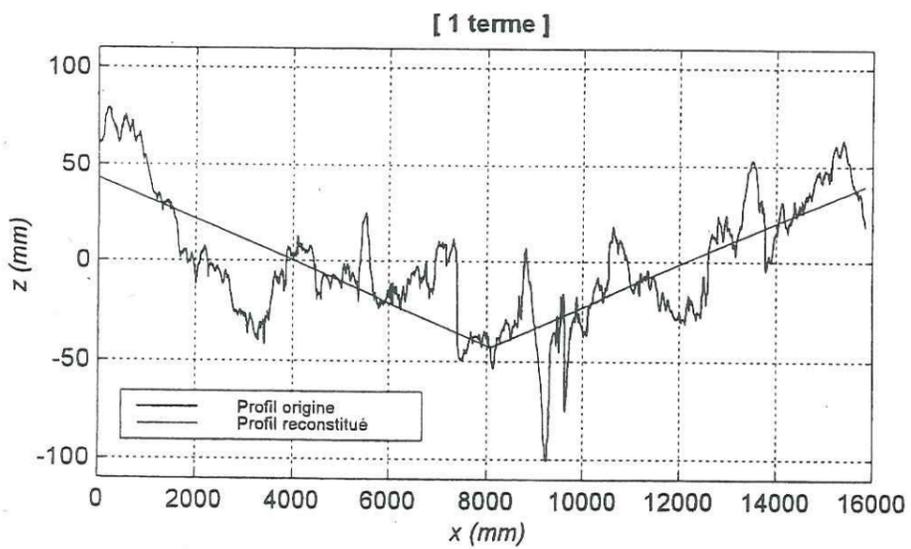
Figure I. 1 : Les mécanismes élémentaires de rupture et les projections stéréographiques des conditions structurales qui peuvent mener à ces ruptures. (d'après Hoek et Bray [1981])

Annexe II
Organigramme de MORPHEE

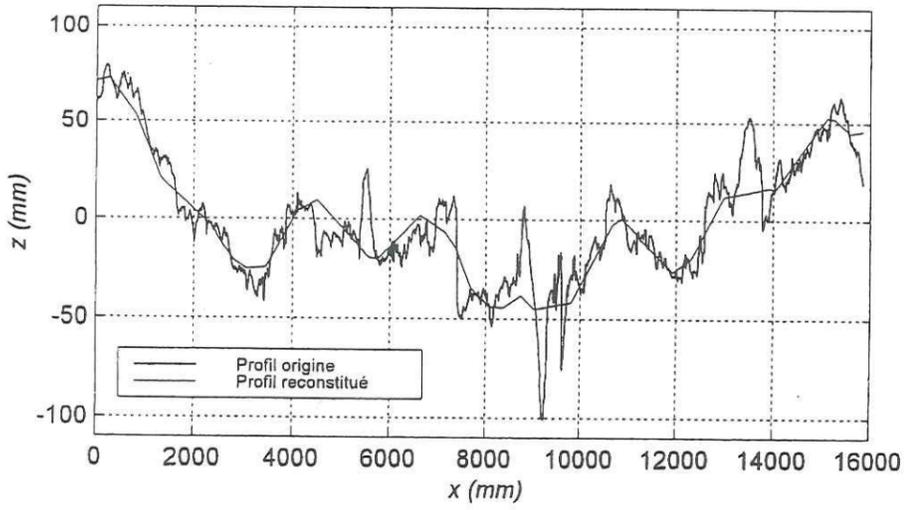


Annexe III

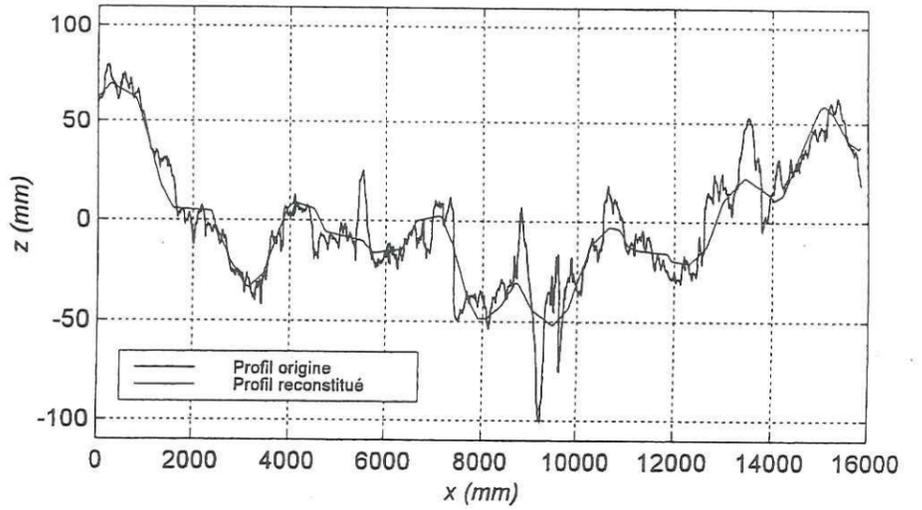
Représentation du profil de 16 m par les différents
termes de sa décomposition avec la méthode ATM



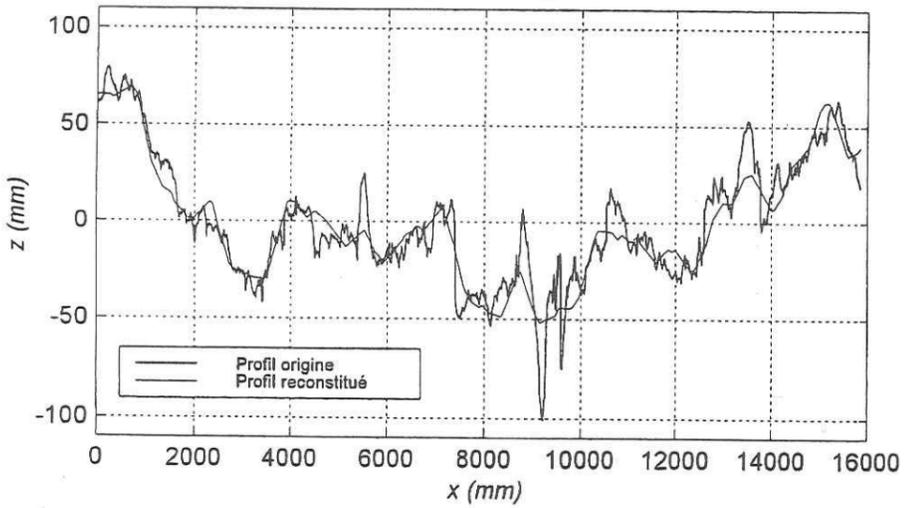
[5 termes]



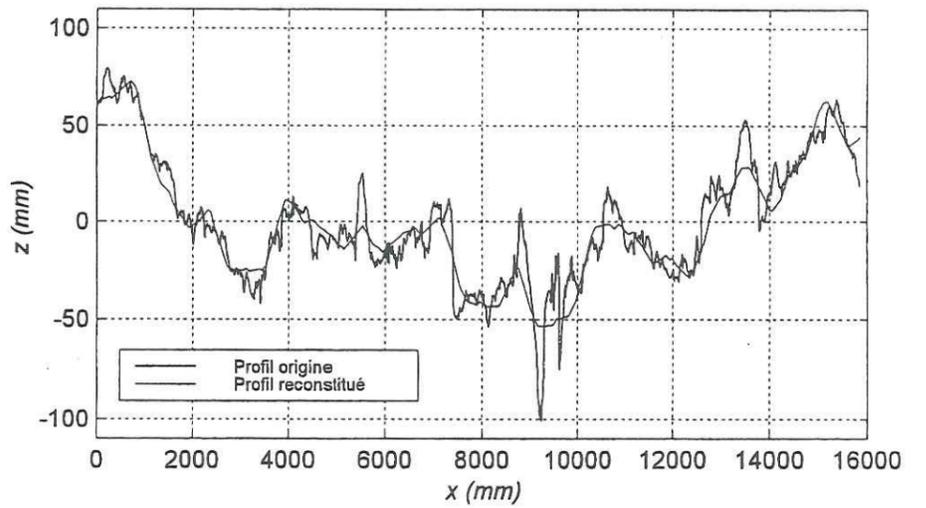
[6 termes]



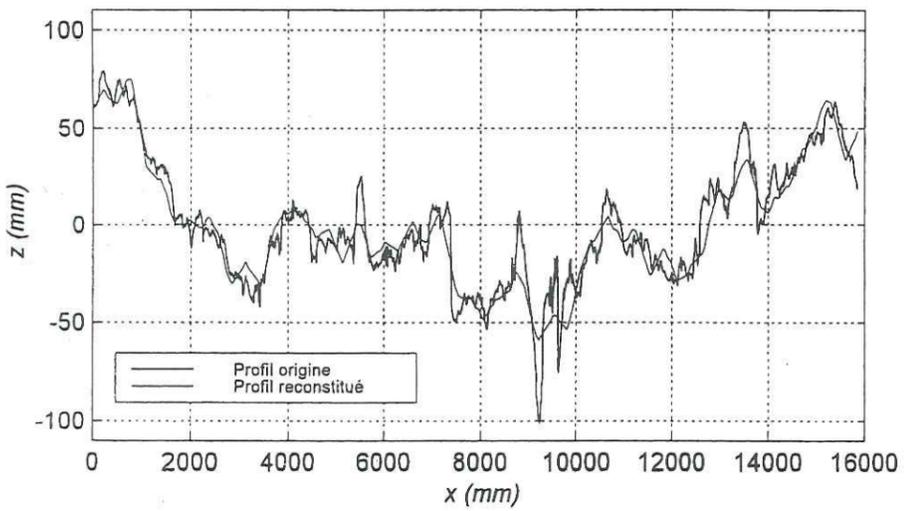
[7 termes]



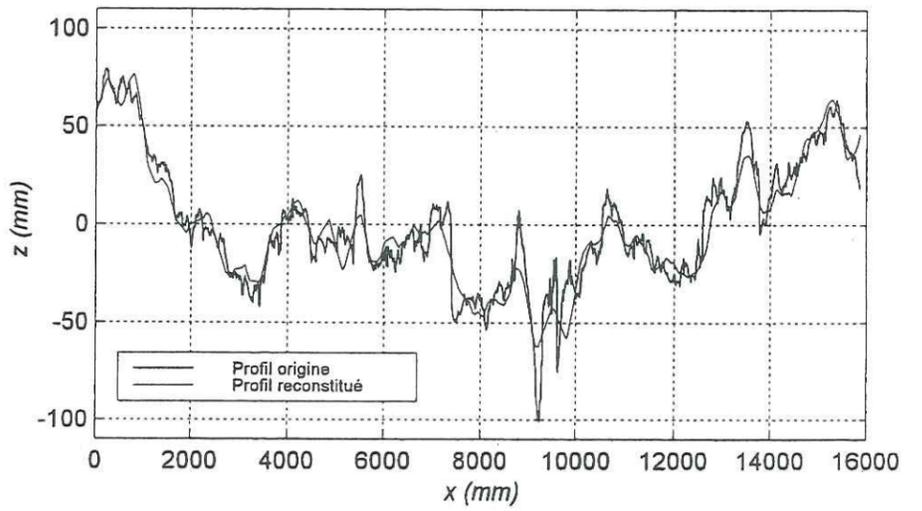
[8 termes]



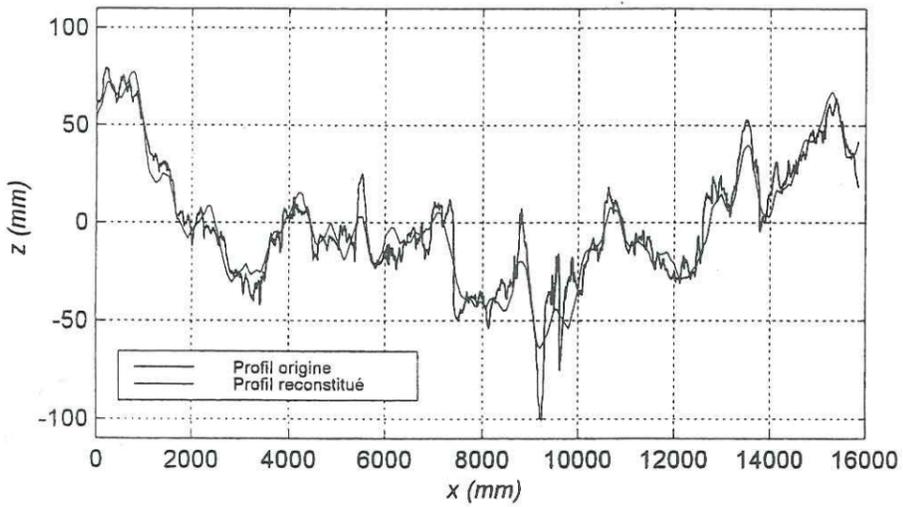
[9 termes]



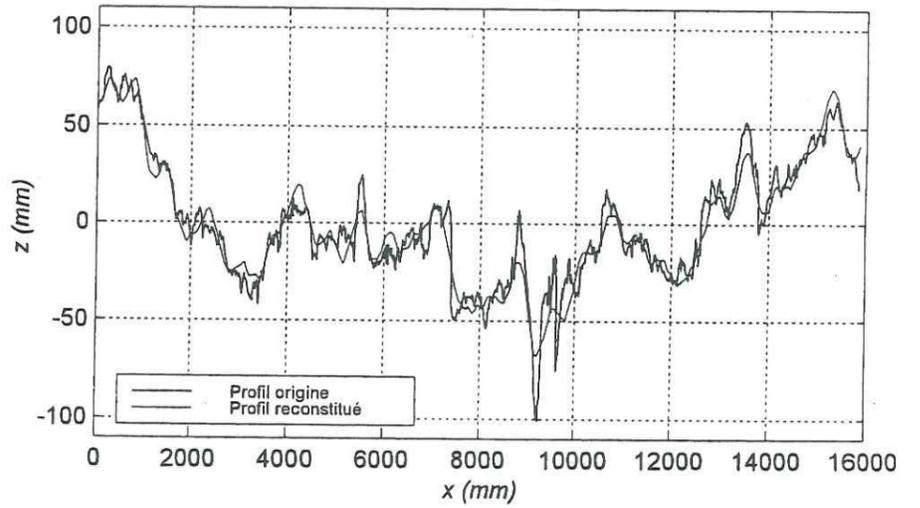
[10 termes]



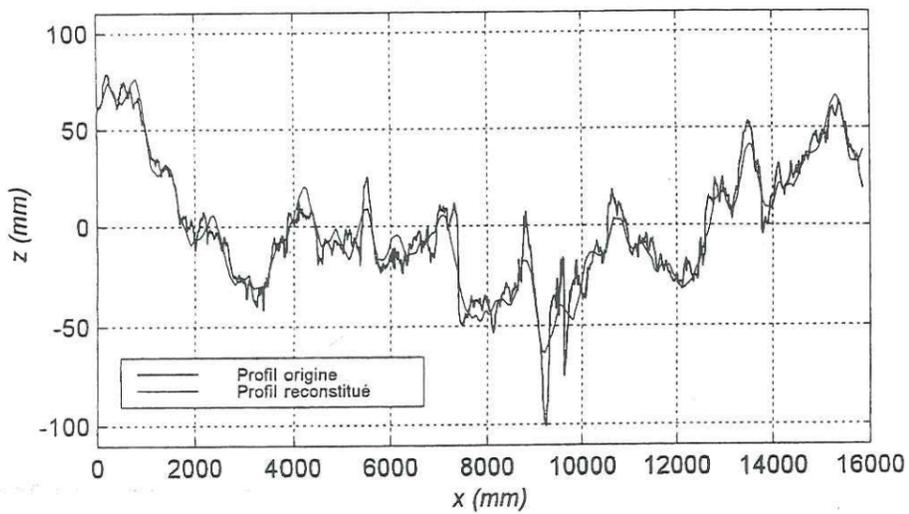
[11 termes]



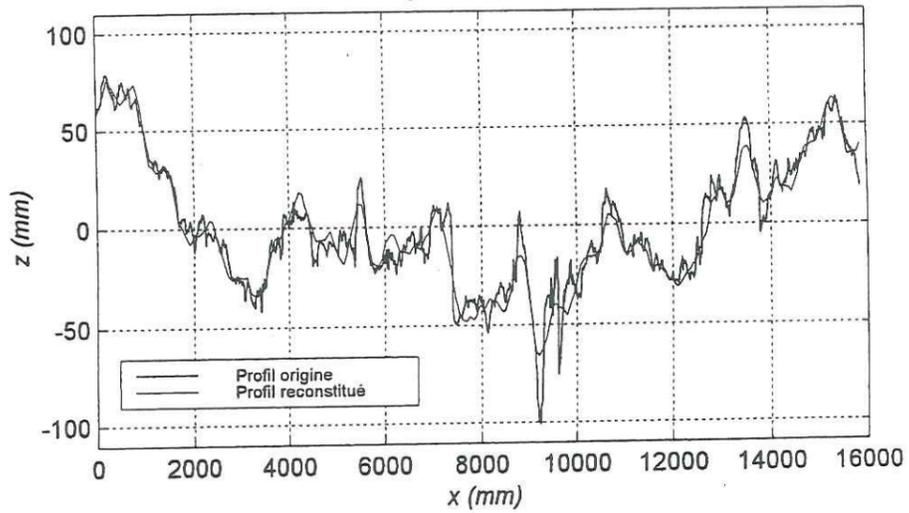
[12 termes]



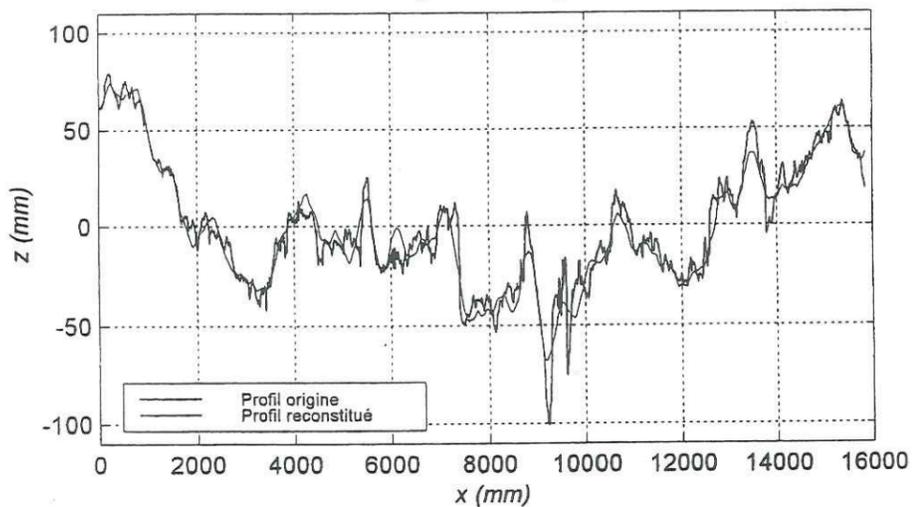
[13 termes]



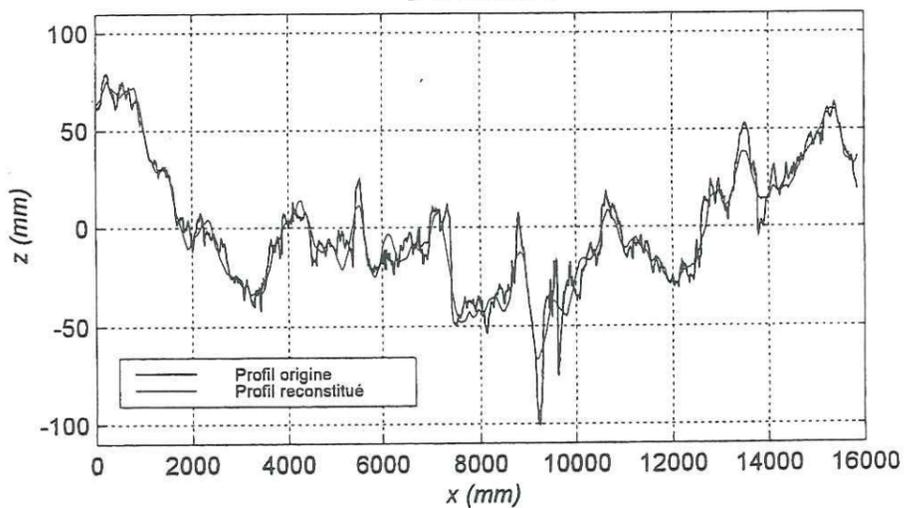
[14 termes]



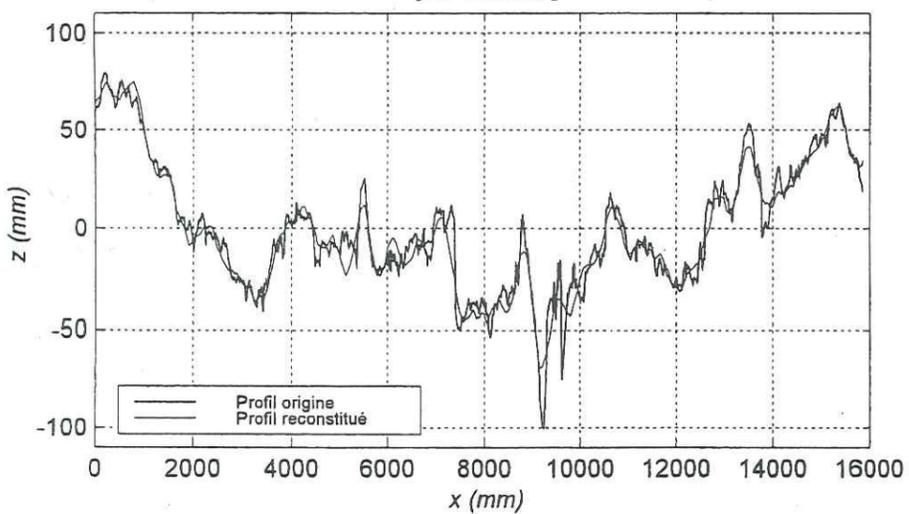
[15 termes]



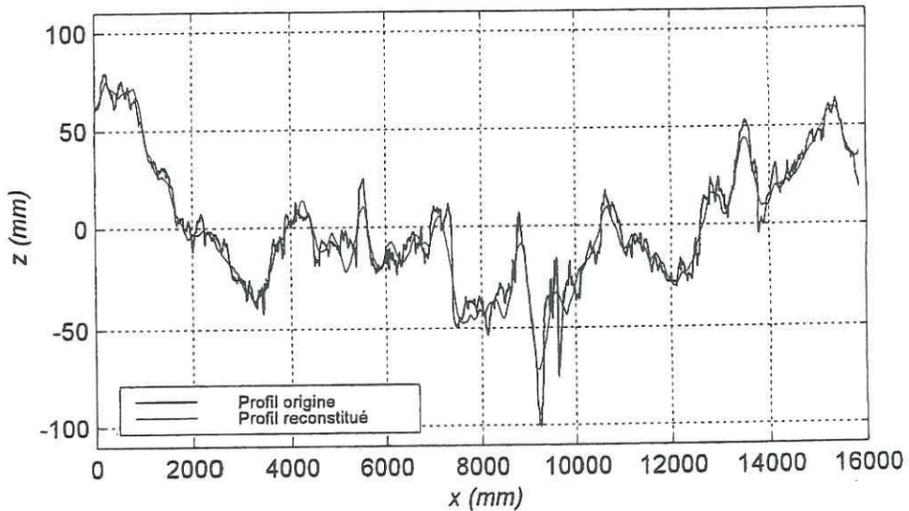
[16 termes]



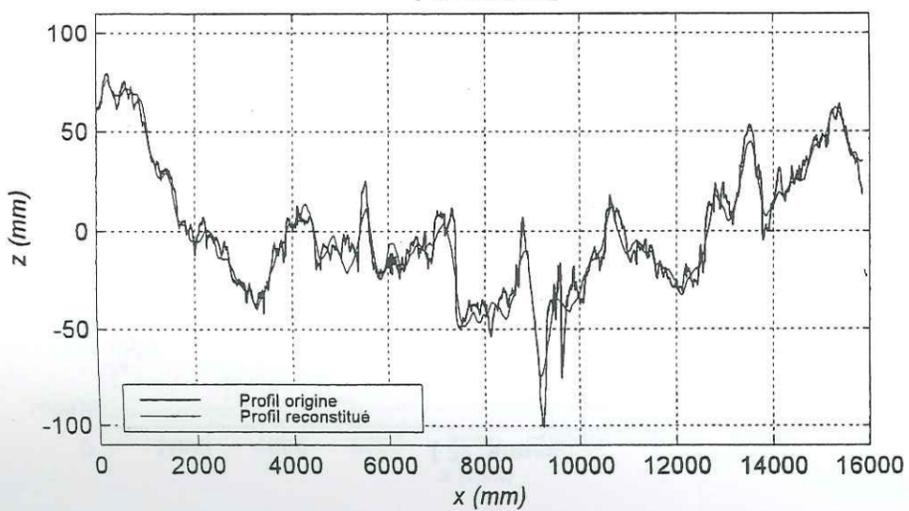
[17 termes]



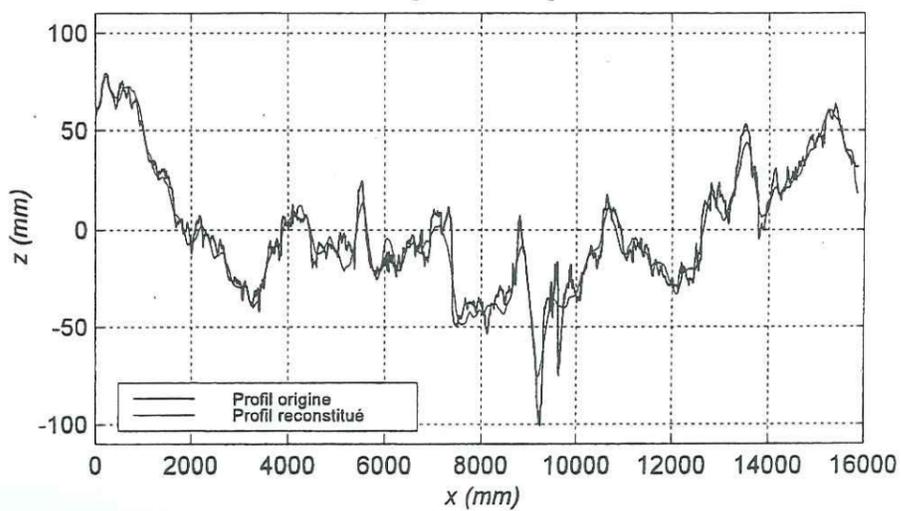
[18 termes]



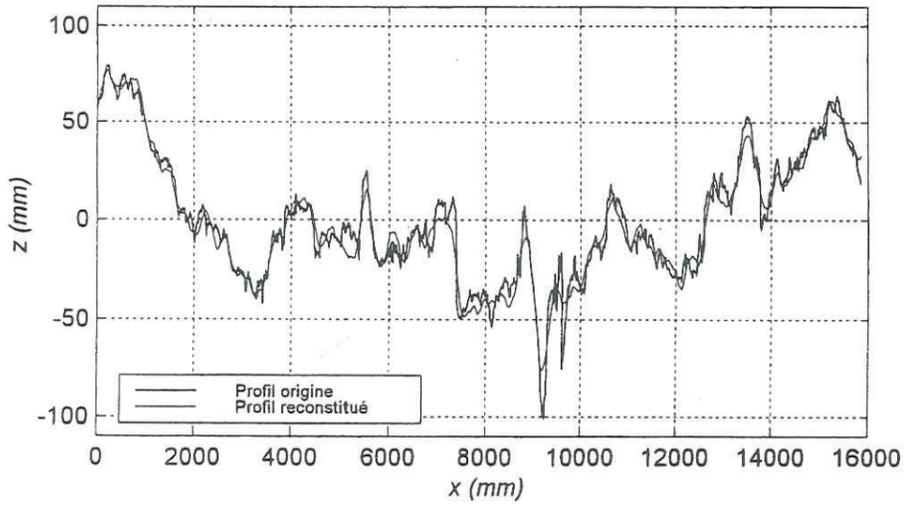
[19 termes]



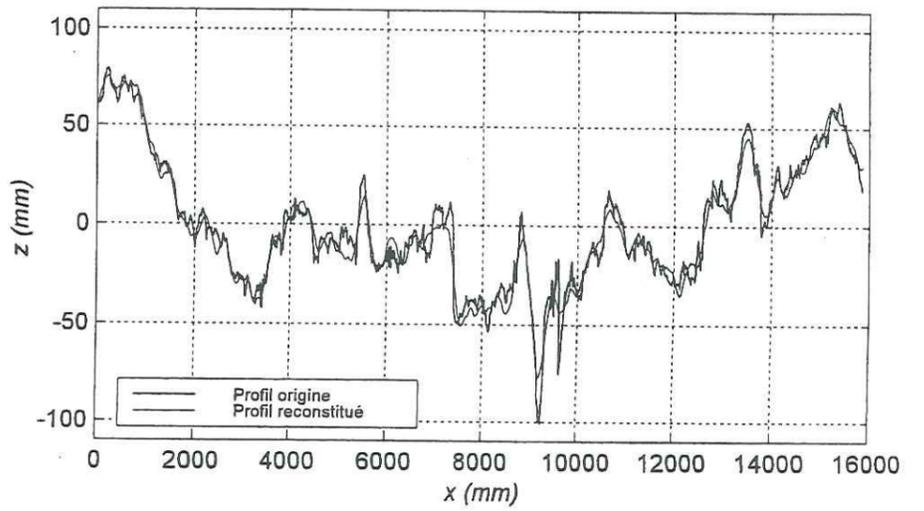
[20 termes]



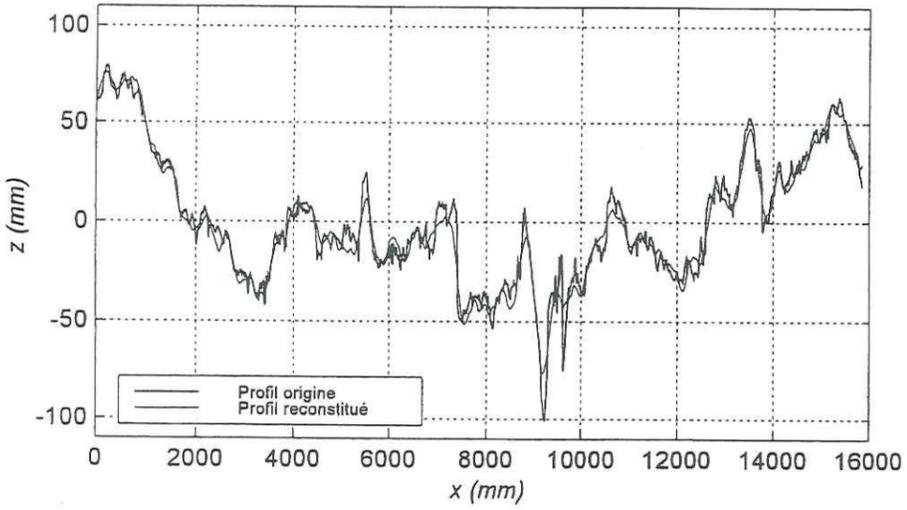
[21 termes]



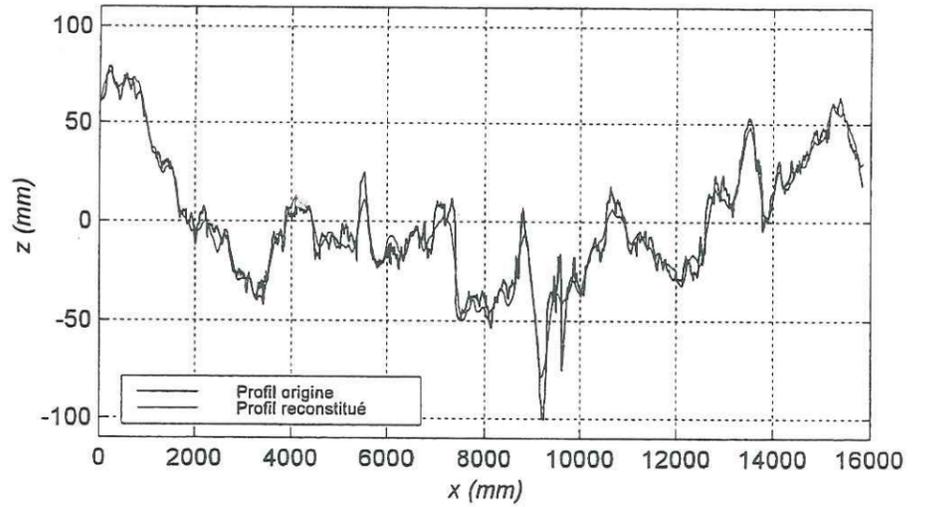
[22 termes]



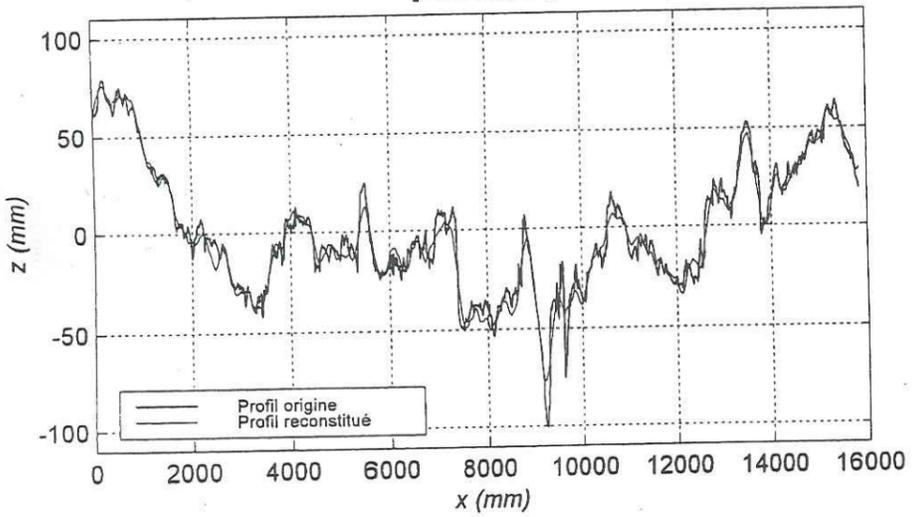
[23 termes]



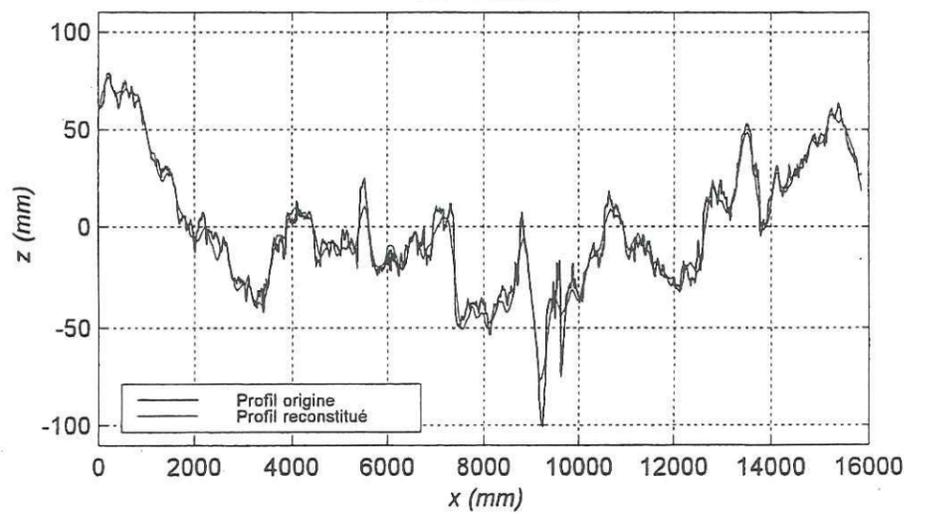
[24 termes]



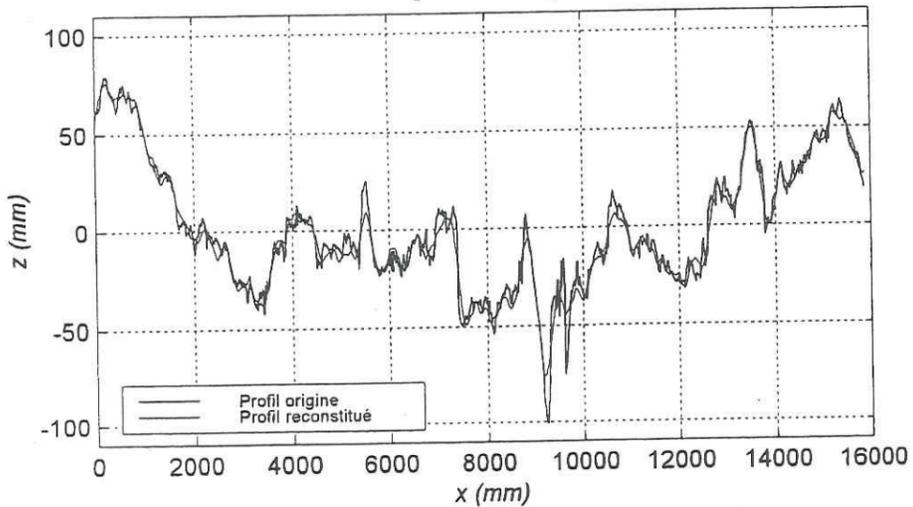
[25 termes]



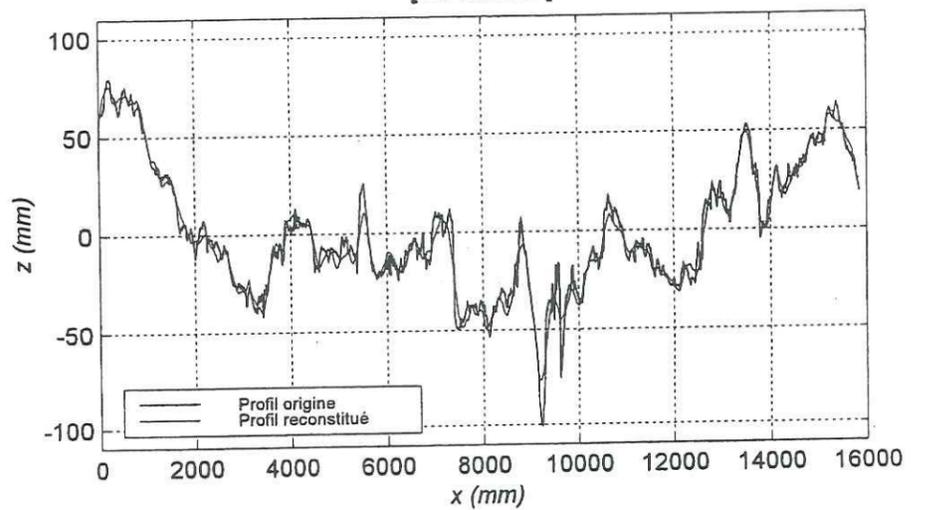
[26 termes]

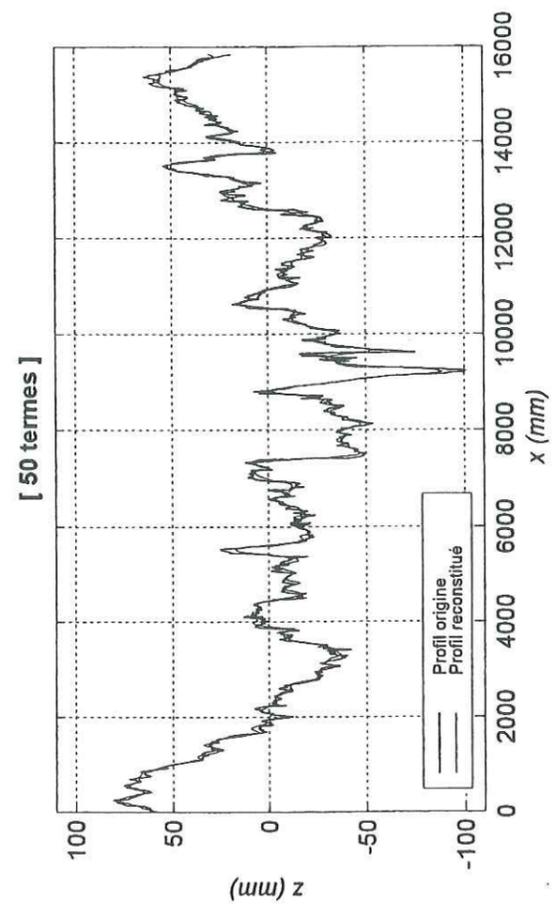
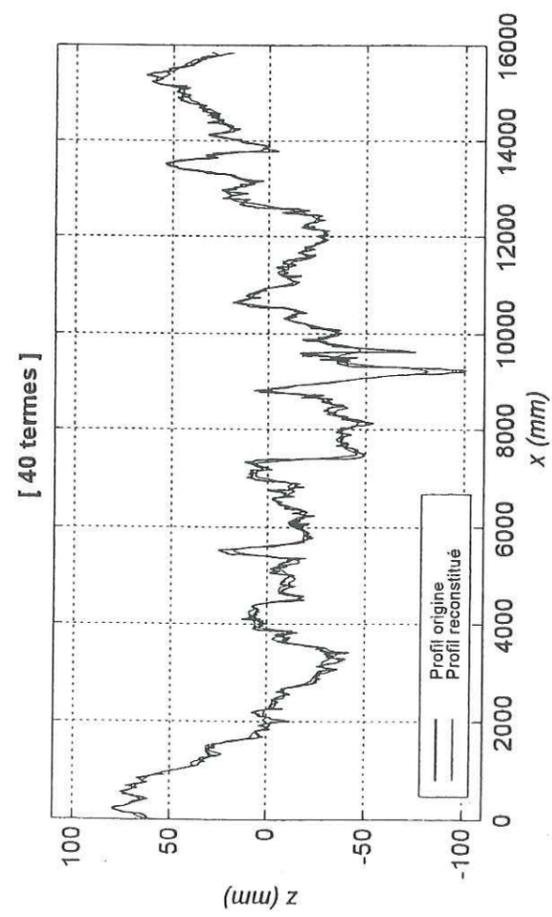
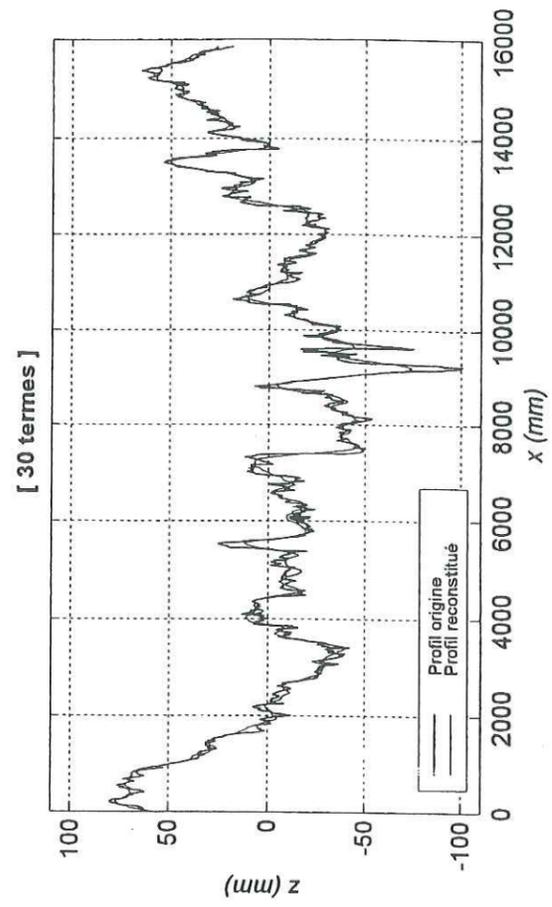
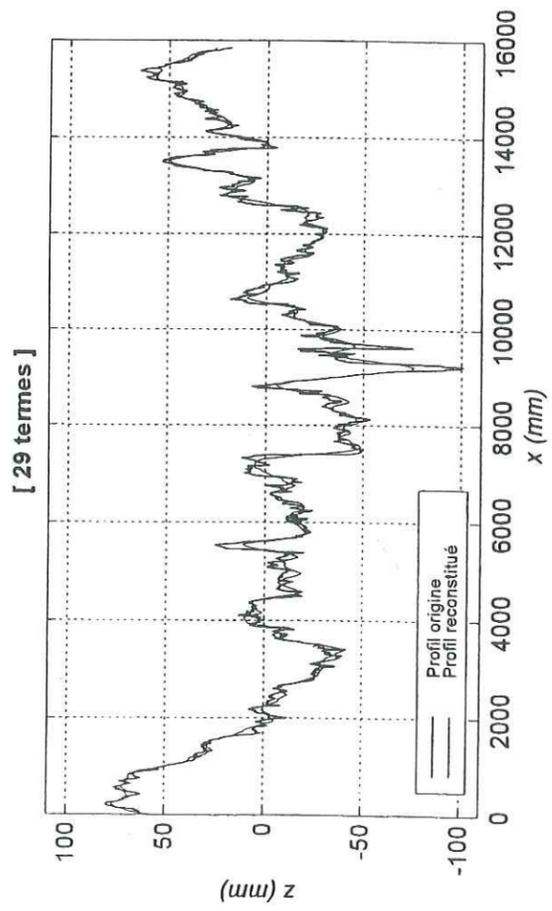


[27 termes]



[28 termes]





Annexe IV

Résultats des essais

ESSAIS DE CISAILLEMENT : ECHANTILLON 1

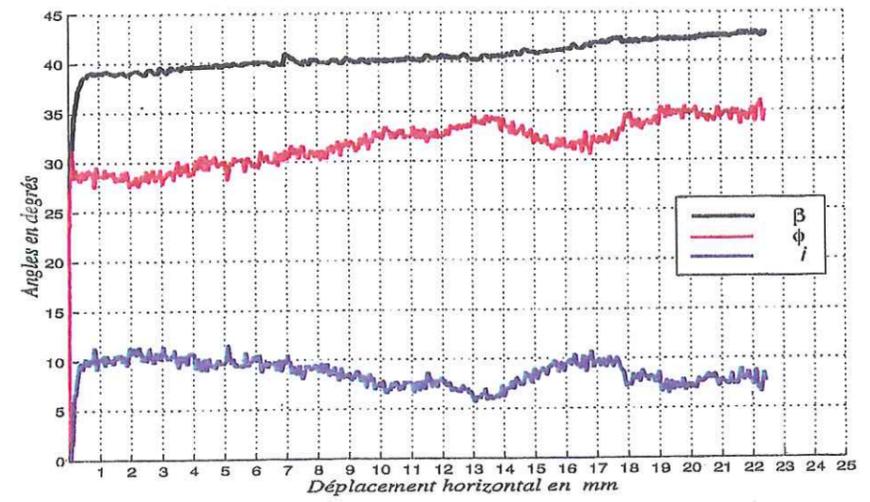


fig. 1a : Angles β , ϕ , et i .

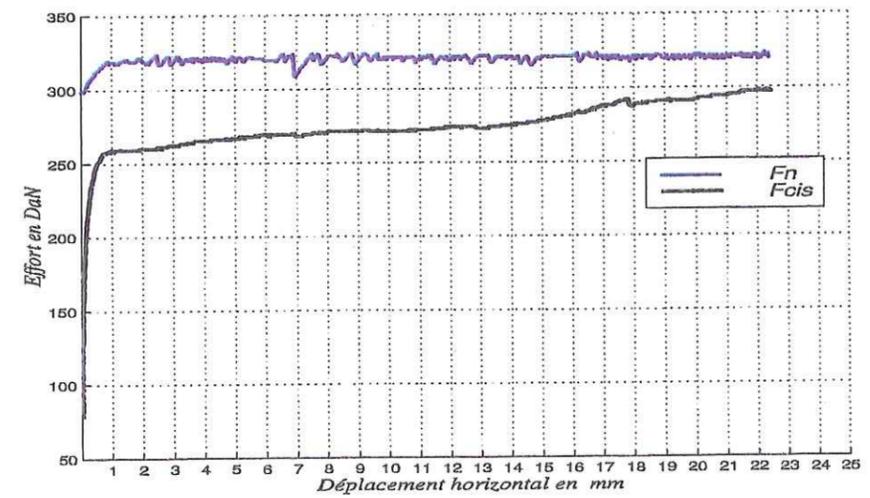


fig. 1b : F_n et F_{cis} .

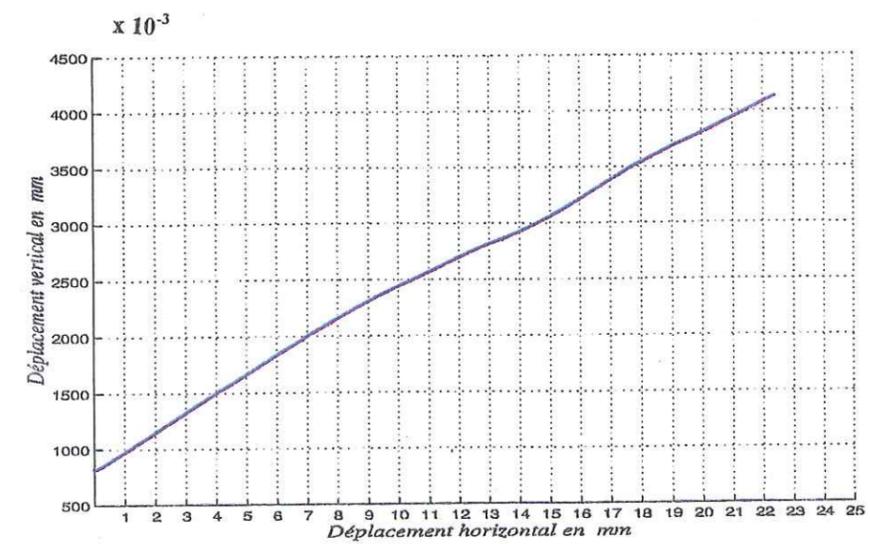


fig. 1c : Dilatance.

ESSAIS DE CISAILLEMENT : ECHANTILLON 2

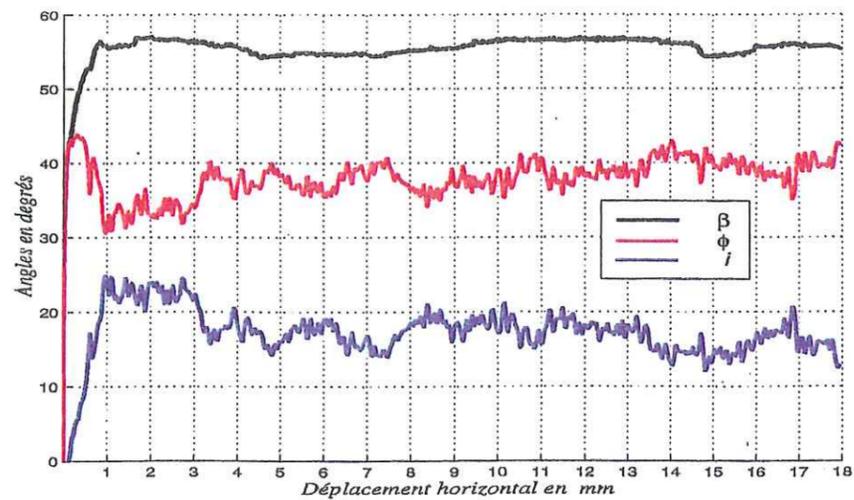


fig. 2a : Angles β , ϕ , et i .

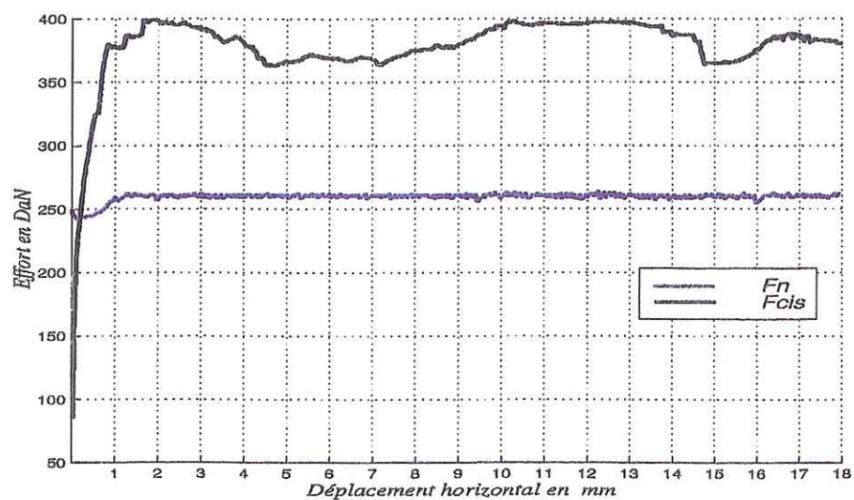


fig. 2b : F_n et F_{cis} .

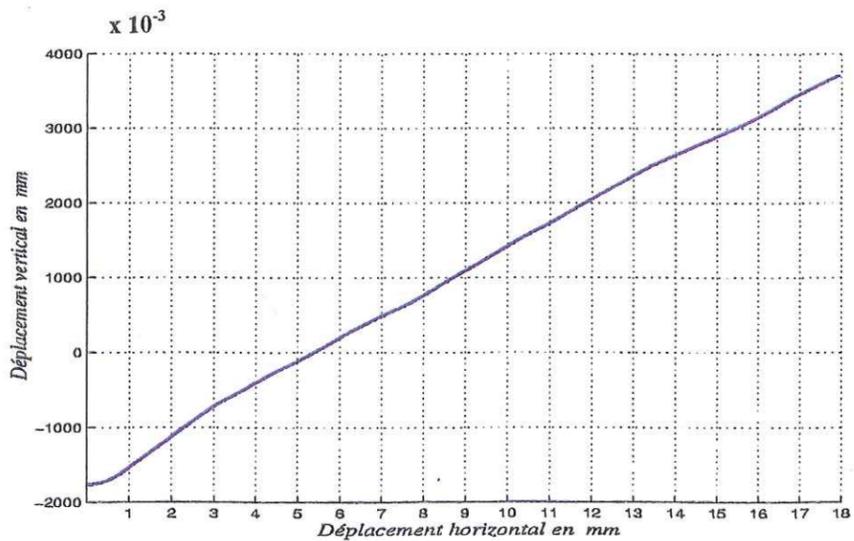


fig. 2c : Dilatance.

ESSAIS DE CISAILLEMENT : ECHANTILLON 3

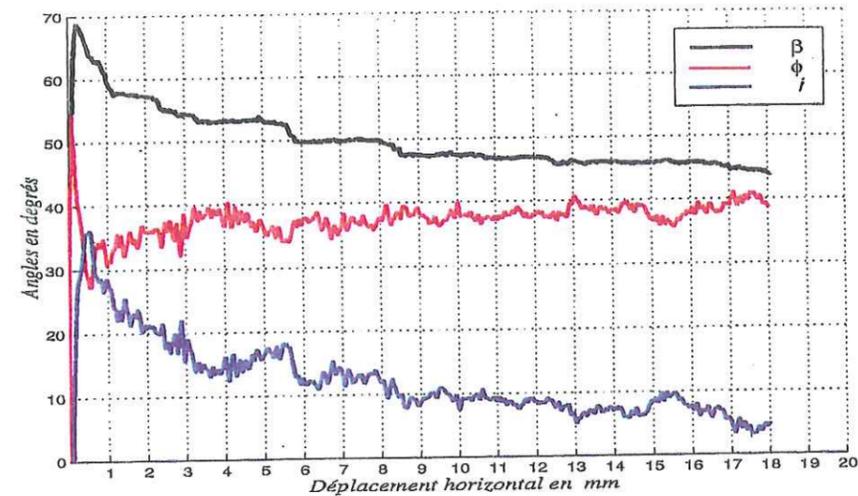


fig. 3a : Angles β , ϕ , et i .

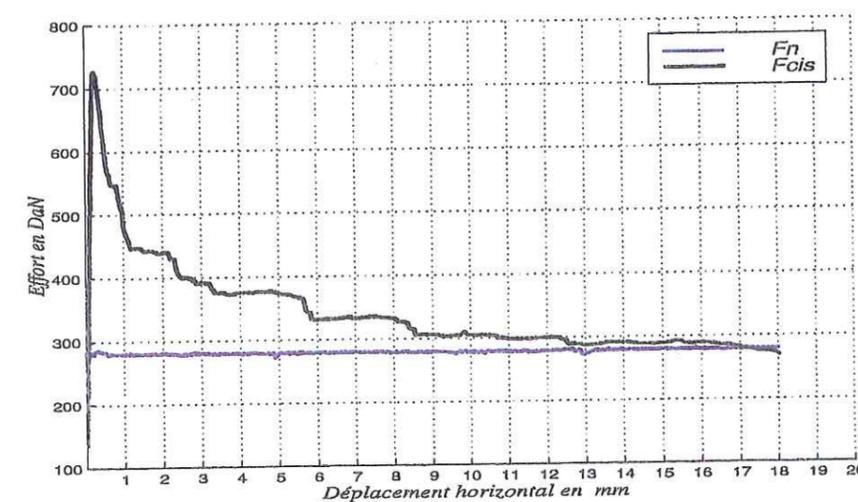


fig. 3b : F_n et F_{cis} .

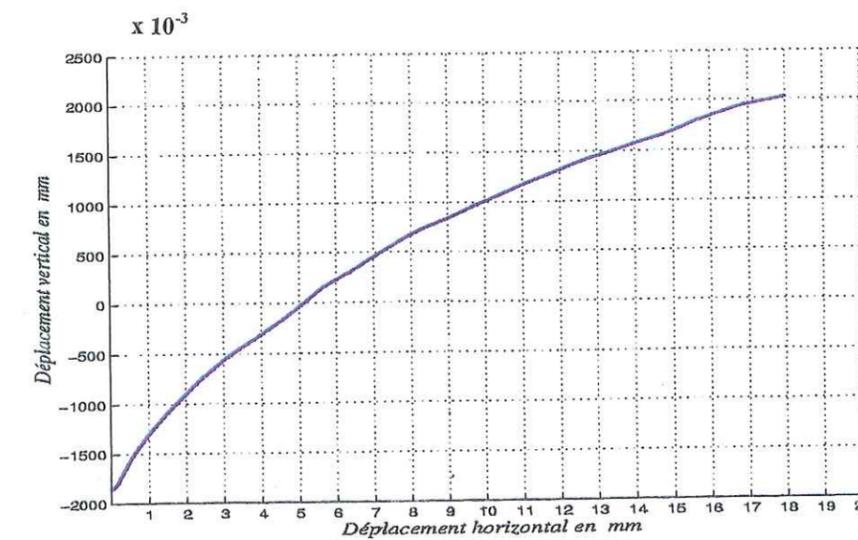


fig. 3c : Dilatance.

ESSAIS DE CISAILLEMENT : ECHANTILLON 4

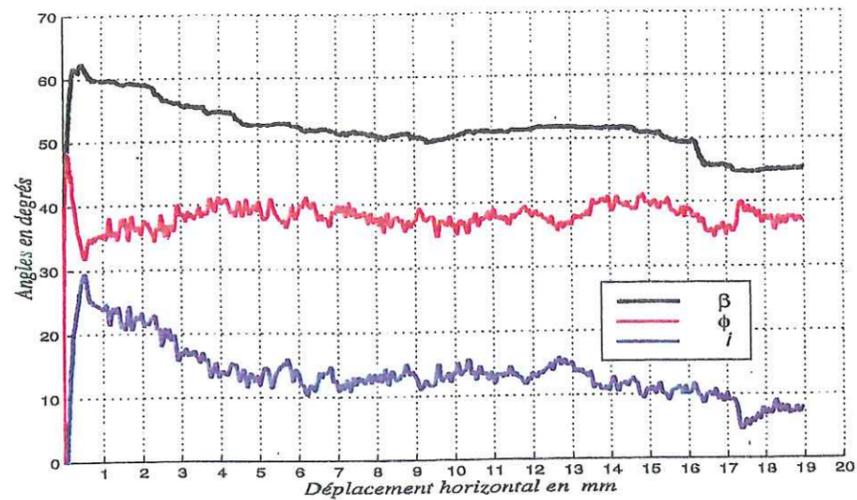


fig. 4a : Angles β , ϕ , et i .

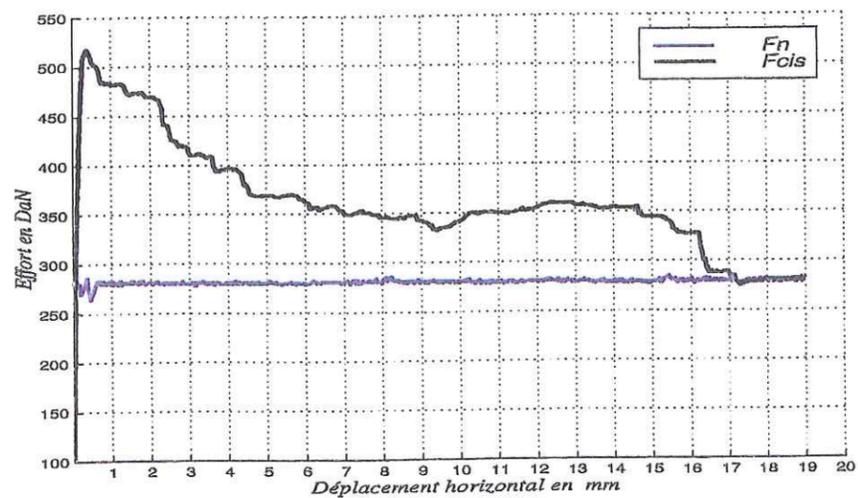


fig. 4b : F_n et F_{cis} .

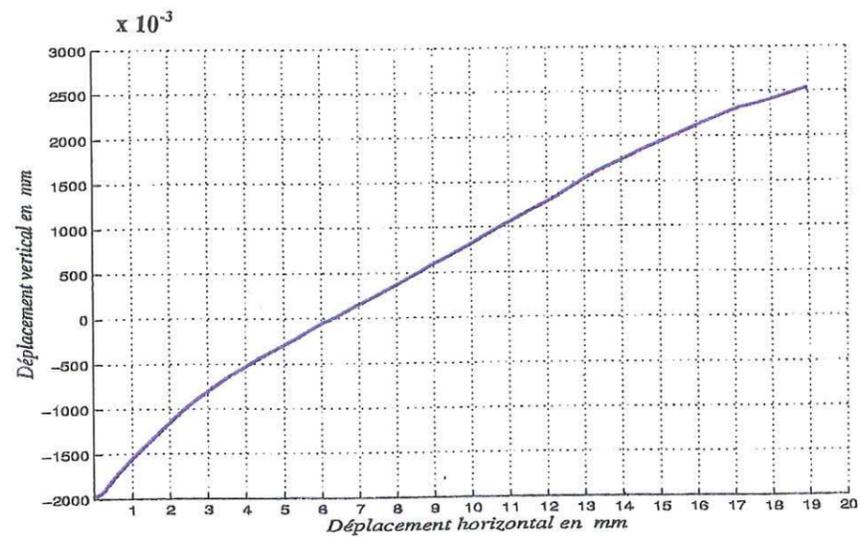


fig. 4c : Dilatance.

CARACTERISATION DE LA MORPHOLOGIE DES DISCONTINUITES ROCHEUSES : APPROCHE SPECTRALE

RESUME : La caractérisation de la morphologie de surface des joints rocheux est d'un intérêt particulier pour une évaluation correcte de la résistance au cisaillement des discontinuités rocheuses. D'un point de vue géométrique, cette dernière est particulièrement caractérisée par une forme très irrégulière des aspérités, définissant ainsi une géométrie polygonale des profils des joints.

Dans ce cadre, une méthode spécifique d'analyse spectrale et d'identification morphologique adaptée au problème de la caractérisation de la géométrie irrégulière des discontinuités rocheuses a été mise au point. Cette méthode repose sur une décomposition en série à partir de fonctions élémentaires triangulaires (méthode dénommée ATM).

Sur le plan expérimental, les relevés des profils des épontes des joints rocheux ont été effectués au moyen d'un rugosimètre 3D en laboratoire, et d'un profilographe à règle pour les mesures in situ, mis au point dans le cadre de cette recherche.

Nos travaux ont porté en premier lieu sur la caractérisation et la description quantitative de la morphologie des joints rocheux à différentes échelles. Diverses simulations sont présentées qui démontrent l'intérêt d'une telle approche notamment, en comparaison avec la méthode d'analyse spectrale par les transformées de Fourier.

En second lieu, on tire profit des informations spectrales pour transposer la géométrie réelle tridimensionnelle en image bidimensionnelle qualitativement équivalente du point de vue du comportement au cisaillement (dilatance).

Ces travaux ont conduit à la mise au point d'un modèle numérique d'analyse et de synthèse spectrale, dénommé MORPHEE. Les caractéristiques et les performances de ce nouvel outil sont exposées et illustrées par l'application de la méthode d'analyse ATM à l'étude de la morphologie des profils de discontinuités rocheuses à différentes échelles. La méthode d'analyse a fait l'objet d'une validation expérimentale par comparaison avec des échantillons soumis à des essais de cisaillement en laboratoire.

Mots-clés : Joint rocheux, discontinuité, morphologie, analyse spectrale, cisaillement, dilatance, rugosité, massif rocheux.

CHARACTERIZATION OF ROCK JOINT MORPHOLOGY : SPECTRAL ANALYSIS

ABSTRACT : The characterization of the morphology of rock joint surfaces is of great interest, in particular for the determination of realistic shear strength of rock joints. From a geometrical point of view, a rock joint surface is characterized by irregular asperities which form polygonal profiles.

In this framework, a new method devoted to morphology characterization has been developed. This new spectral analysis approach appears really suited to the natural features of discontinuities in rock masses. The method is based upon a serial decomposition with triangular functions. It is named ATM method.

Experimentally the measurements of the rock joint microtopography were realized firstly in the laboratory with a three-dimensional roughness apparatus and secondly in situ with a Profilographe rule.

The research work deals firstly with the characterization and the quantitative description of the rock joint morphology at different scale. Many simulations are presented in order to validate and demonstrate the interest and quality of this new method. Some of them are devoted to the comparison with the well known Fourier spectral analysis.

In the second part of this research work, the spectral information issued from the ATM method are taken into account in order to perform a transformation of the initial three-dimensional geometry to a bi-dimensional one. The behaviour of this 2-D morphology is supposed to be quite similar to the real one, notably in shear analysis (Dilatancy phenomenon).

In addition, this work has led to the development of a numerical code, concerned with this new spectral analysis and named MORPHEE. This program is presented and numerical simulations are provided in order to demonstrate its capabilities. Many computations are done in order to establish its superiority by comparison with the Fast Fourier Transform. The numerical results which have been compared with the experimental ones allow to conclude that this new method is well validated.

Keys-words : Rock joint, discontinuity, joint morphology, spectral analysis, shear strength, dilatancy, roughness, rock mass.