

IDENTIFICATION DES PROPRIETES MECANIQUES A PARTIR DE MESURES DE CHAMPS DANS UN MATERIAU MULTI-PHASE

Karen Triconnet

▶ **To cite this version:**

Karen Triconnet. IDENTIFICATION DES PROPRIETES MECANIQUES A PARTIR DE MESURES DE CHAMPS DANS UN MATERIAU MULTI-PHASE. Mécanique [physics.med-ph]. Arts et Métiers ParisTech, 2007. Français. NNT : 2007ENAM0014 . tel-00351691

HAL Id: tel-00351691
https://pastel.hal.science/tel-00351691

Submitted on 9 Jan 2009

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.

N°: 2007 ENAM 14

Ecole doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

T H È S E

pour obtenir le grade de

Docteur
de
l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
Spécialité "Mécanique"

présentée et soutenue publiquement
par

Karen TRICONNET

le 25 Juin 2007

IDENTIFICATION DES PROPRIETES MECANIQUES A PARTIR DE MESURES DE CHAMPS DANS UN MATERIAU MULTI-PHASE

Directeur de thèse : ***Didier BAPTISTE***

Codirectrice de thèse : ***Katell DERRIEN***

Jury :

M. Fabrice PIERRON, Professeur des Universités, LMPF, ENSAM, Châlons-en-Champagne	Président
M. Michel GRÉDIAC, Professeur des Universités, LaMI, Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand	Rapporteur
M. Jérôme MOLIMARD, Maître-assistant, SMS, Ecole des Mines, Saint-Etienne	Rapporteur
M. Jean-José ORTEU, Professeur, CROMeP, Ecole des Mines, Albi	Examinateur
M. François HILD, Directeur de Recherche, LMT, ENS, Cachan	Examinateur
M. Didier BAPTISTE, Professeur des Universités, LIMI, ENSAM, Paris	Examinateur
Mme. Katell DERRIEN, Maître de Conférences, LIM, ENSAM, Paris	Examinateur

Laboratoire d'Ingénierie des Matériaux
ENSAM, CER de Paris

L'ENSAM est un Grand Etablissement dépendant du Ministère de l'Education Nationale, composé de huit centres :
AIX-EN-PROVENCE ANGERS BORDEAUX CHÂLONS-EN-CHAMPAGNE CLUNY LILLE METZ PARIS

Remerciements

Cette thèse n'aurait pas vu le jour sans la confiance et la patience de mon directeur de recherche, Monsieur Didier Baptiste que je veux vivement remercier. La pleine confiance qu'il m'a accordée m'a permis d'élaborer un plan de thèse personnel et propre à mes aspirations. Je voudrais aussi le remercier pour le temps et la patience qu'il m'a accordés tout au long de ces années, d'avoir cru en mes capacités et de m'avoir permis de réaliser ces travaux. De plus, les conseils qu'il m'a divulgués tout au long de la rédaction, ont toujours été clairs et succincts, me facilitant grandement la tâche et me permettant d'aboutir à la production de cette thèse.

Mes plus sincères remerciements vont également à Madame Katell Derrien qui en agissant à titre de co-directrice a fortement enrichi ma formation. Ses conseils et ses commentaires auront été fort utiles. Elle a souvent été mon garde-fou, recadrant mes excès tout en étant un soutien sans faille. Elle est aussi une personne de toute confiance, qui sait être présente quand il faut malgré sa discrétion apparente.

J'aimerais par ailleurs souligner la contribution importante réalisée par Messieurs Jérôme Molimard et François Hild. Leurs expertises respectivement au niveau du moiré interférométrique et de la corrélation d'images numériques ont été d'un apport précieux. Je les remercie également pour avoir bien voulu m'aider dans ma démarche de comparaison de techniques. Leur ouverture d'esprit, leur disponibilité et leur compréhension ont été une aide et un réconfort. Leurs commentaires et leurs suggestions ont été forts judicieux et appréciés.

Je remercie tous les chercheurs, enseignants et membres du personnel du laboratoire LIM pour leur amitié et leur aide pendant ces années de thèse. Je tiens à témoigner tout particulièrement ma sympathie à Stéphanie et Jeanine pour leur gentillesse quotidienne, et toute ma reconnaissance à Martin pour m'avoir supportée dans son bureau durant ces dernières années, et ce avec un stoïcisme inégalable. Bonne continuation au pays des caribous.

Si Marcel Proust ne croyait pas en l'amitié, c'est parce qu'il n'a pas connu mes amis, soutien de tous les jours, les bons comme les mauvais : dans le désordre, Lolo et Mickey, Phinou, Matthieu et Tiphaine, et Fanny.

Parce que sans eux je ne serais probablement pas allée au bout de ces travaux, parce qu'ils m'ont non seulement soutenue mais aussi réellement aidée notamment en relisant ce manuscrit, je remercie le plus chaleureusement du monde mes parents Martine et Robert, ma soeur Silvia, mon frère Benoît et mon compagnon Stéphane. Chaque bâtisse a ses fondations, ils sont les miennes.

Et pour finir, je n'ai que deux prénoms en tête même s'ils m'ont plus compliqué que facilité la tâche, ce sont mes deux enfants Alexis et Chloé, nés pendant ces travaux et qui sont mon rayon de soleil. Si ils ne doivent retenir qu'une chose de moi, elle n'est pas dans cette thèse mais dans les sages paroles du Petit Prince de Saint-Exupéry : "On ne voit bien qu'avec le coeur, ce qui est important est invisible pour les yeux. "

A ma famille et à ma grand-mère Paulette,
A mes enfants : Alexis, Chloé ...

Table des matières

Introduction générale **xv**

Chapitre 1
Problématique de l'étude **1**

1.1 L'interphase : constituant des matériaux composites 2
1.1.1 Positionnement de l'interphase au sein d'un composite 2
1.1.2 Rôle de l'interphase pour le comportement global du composite 4
1.1.3 Problèmes soulevés 8
1.2 Connaissance physico-chimique de la composition d'une interphase 8
1.2.1 Introduction 8
1.2.2 Les analyses physico-chimiques directes 11
1.2.3 Les analyses physico-chimiques indirectes 11
1.3 Caractérisation mécanique 12
1.3.1 Propriétés d'endommagement du composite par analyse de l'interphase . . 12
1.3.2 Propriétés viscoélastiques et thermiques 14
1.3.3 Conclusion [49, 9, 126] 16
1.4 Méthodologie mise en place 18
1.4.1 Objectifs 18
1.4.2 Procédure 19
1.4.3 Résultats espérés 20

Chapitre 2
Etude bibliographique de l'aspect expérimental **21**

2.1 Positionnement du problème au niveau de l'expérimentation 22
2.1.1 Contexte de l'étude 22
2.1.2 Vocabulaire métrologique 22
2.2 Revue des techniques existantes 26
2.2.1 Techniques issues des lois de l'optique 27

2.2.2 Techniques dites d'analyse d'images 33
2.3 Spécifications de la mesure 37
2.3.1 Limitations expérimentales et implications 37
2.3.2 Définition de la géométrie de l'éprouvette 38
2.3.3 Critères de sélection 39
2.4 Techniques retenues 40

Chapitre 3
Corrélation d'images numériques **43**

3.1 Présentation de la technique 44
3.1.1 La Corrélation d'Images Numériques (CIN) à travers la littérature 44
3.1.2 Principe théorique de la Corrélation d'Images Numériques (CIN) 46
3.1.3 Montage et réglages expérimentaux mis en place 48
3.1.4 Présentation de CORRELI 52
3.2 Caractérisation de la Corrélation d'Images Numériques (CIN) 53
3.2.1 La sensibilité de la méthode 54
3.2.2 Relation entre résolution et résolution spatiale 55
3.2.3 Relation entre incertitude et résolution spatiale 60
3.3 Choix de paramètres 63
3.3.1 Etablissement de critères caractérisant *a priori* la texture 64
3.3.2 Etablissement des valeurs critiques de ces critères 67
3.3.3 Evaluation des performances 68
3.3.4 Conclusion 71
3.4 Etude des corrections 71
3.4.1 Mise en évidence, origine et dépendance à la texture de l'erreur systématique subpixel 72
3.4.2 Application d'une correction 73
3.5 Validation sur une expérience avec jauges 80
3.5.1 Analyse de texture 81
3.5.2 Caractérisation de la technique 81
3.5.3 Comparaison avec les mesures de jauges 81
3.5.4 Correction subpixel 84
3.6 Protocole expérimental 86
3.7 Conclusion 87

Chapitre 4
Application à notre étude **89**

4.1 Analyse et choix d'une texture 90
4.2 Caractérisation de la technique et choix de paramètres 92
4.2.1 Utilisation d'un nouvel algorithme de corrélation : CORRELI-Q4 92
4.2.2 Caractérisation en déplacements 94
4.2.3 Caractérisation en déformations 94
4.2.4 Conclusion 95
4.3 Analyse des résultats 97
4.3.1 Conditions expérimentales 97
4.3.2 Les champs de déplacements 97
4.3.3 Les champs de déformations 99
4.3.4 Identification 100

Chapitre 5
Le moiré interférométrique **105**

5.1 Application d'une technique de moiré interférométrique 106
5.1.1 Le moiré interférométrique à travers la littérature 106
5.1.2 Préparation de l'éprouvette 106
5.1.3 Principes théoriques du moiré interférométrique 108
5.1.4 Montage expérimental 111
5.1.5 Post-traitement : lissage spatial et dérivation par une droite des moindres carrés [26] 113
5.1.6 Caractérisation du moiré interférométrique 114
5.2 Analyse des résultats 120
5.2.1 Champs de phase 120
5.2.2 Evolution des champs de déformation 120
5.2.3 Problèmes expérimentaux liés à la technique 122
5.3 Comparaison des techniques expérimentales 124
5.3.1 Aspects expérimentaux 124
5.3.2 Performances de la mesure 125
5.4 Conclusion 125

Chapitre 6
Identification des propriétés mécaniques par la méthode des champs virtuels **127**

6.1 Bilan des méthodes d'identification inverses 128
6.1.1 Définition du problème posé 128

6.1.2 Recalage par éléments finis 129
6.1.3 Ecart en relation de comportement 130
6.1.4 Ecart à la réciprocité 131
6.1.5 Ecart à l'équilibre 132
6.1.6 Méthode des champs virtuels 133
6.1.7 Conclusion 134
6.2 Identification dans le domaine élastique 135
6.2.1 Présentation de la MCV par morceaux avec bruit 135
6.2.2 Etude d'influence des paramètres 138
6.2.3 Résultats d'identification 145
6.3 Conclusion 153

Conclusion générale **155**

Annexes

Annexe A Description technique du microscope à grande distance frontale et caméra CCD. **157**

Annexe B Étalonnage transverse par la méthode de la grille - Photomécanique 2004, Orteu J.J., EMAC **167**

Annexe C Bilan de l'étude statistique. **177**

Annexe D Résultats de l'étude d'influence du découpage en morceaux. **185**

Bibliographie **189**

Table des figures

1.1 Schématisation d'une fibre enrobée dans la matrice avec création d'une 'phase' intermédiaire : l'interphase. . . . 3
1.2 Schématisation d'une zone bidimensionnelle appelée 'interface' *(a)* et tridimensionnelle appelée 'interphase' *(b)*. . . . 4
1.3 Courbe de transfert de contraintes pour une interphase plus *(a)* ou moins *(b)* cohésive. . . . 5
1.4 Profil de la contrainte de traction et de cisaillement dans la fibre de longueur l selon le modèle de Cox. . . . 6
1.5 différents mécanismes dus à une fissure matricielle dans un composite unidirectionnel soumis à un chargement de traction au niveau de l'interface. . . . 7
1.6 Modèle schématique d'une interphase selon Bikerman. . . . 10
1.7 Les quatres dimensions des études de l'interphase. . . . 17
1.8 Positionnement de notre étude dans l'exploration de l'interphase des matériaux composites. . . . 19
1.9 Démarche pour l'obtention du comportement global d'un matériau composite avec prise en compte du comportement réel de l'interphase. . . . 20

2.1 Schématisation des termes métrologiques de résolution, incertitude et limite de détection. . . . 23
2.2 Transformée de Fourier d'une fonction Gaussienne. . . . 25
2.3 Montage technique d'un polariscope linéaire (Extrait de [34]). . . . 28
2.4 Montage technique de l'interférométrie holographique (Extrait de [123]). . . . 30
2.5 Illustration schématique d'un moiré interférométrique à 4 faisceaux pour l'enregistrement des figures de franges suivant les deux directions de déformations $\boldsymbol{x}$ et $\boldsymbol{y}$ (Extrait de [120]). . . . 31
2.6 Montage conventionel ESPI : un miroir monté sur un système piézoélectrique est actionné pour introduire le décalage de phase (Extrait de [87]). . . . 33
2.7 Schéma d'une système d'aquisition de données pour un montage de corrélation d'image numérique bi-dimensionel (Extrait de [144]). . . . 36
2.8 graphique comparatif des techniques de mesure de champs (Inspiré de [145]). . . . 38
2.9 Géométrie de l'éprouvette étudiée et propriétés mécaniques des différentes phases. 39

3.1 Organigramme de la procédure de corrélation mise en place dans $CORRELI^{LMT}$ 47
3.2 Illustration du principe de la corrélation d'images numériques : appariement des points homologues. . . . 48
3.3 Photographie du montage expérimental de corrélation d'images numériques. . . . 49

3.4 Parallélisme des plans *(P1)*, correspondant à la surface de l'objet, et *(P2)* de la lentille du système d'observation. *(D3)* représente l'axe idéal de positionnement et *(D3')* un axe avec un défaut d'angle $d\theta$ par rapport à *(D3)*. 49
3.5 Effets de la traction uni-directionelle *(a)* et bi-directionelle *(b)*. Le carré en pointillé représente la zone d'observation alors que le carré en trait continu est représentatif de la zone correspondante à celle de l'observation initiale. 52
3.6 Images traitées pour l'étude de caractérisation. Niveau d'observation macroscopique avec texture artificielle pour une taille de 768×576 *pixels (a)* (nommée par la suite C8) et microscopique pour une taille de 1280×1024 *pixels (b)* (nommée par la suite C12). 54
3.7 Représentation schématique de l'application de la procédure de corrélation pour la détermination de la résolution spatiale en déplacement. 56
3.8 Représentation schématique de l'algorithme de Geers *et al.* de dérivation pour la détermination de la résolution spatiale en déformation. 58
3.9 Application de l'étude d'incertitude sur la texture de l'image Fig.3.6 *(a)*. Représentation de l'erreur moyenne *(a)* et de l'écart-type *(b)* des déplacements sur la séquence des 10 images crées pour une taille de ZOI, *i.e.* $n = 5$. Incertitude moyenne de la texture en échelle logarithmique en fonction de la taille de la ZOI, *i.e.* n, respectivement en déplacement *(c)* et en déformation *(d)*. 62
3.10 Présentation de différentes textures ayant été utilisées pour des études par corrélation d'images numériques. Texture naturelle *(a)*, carbure de silice pour essai de rupture *(b)* [50], carbone-carbone tissé *(c)* [124], laine de verre pour essai de compression *(d)* [77], fibre noyée dans la matrice pour essai de traction *(e)*, polypropylène pour un essai de traction *(f)* [99], mouchetis artificiel *(g)* [36], fibre noyée dans la matrice pour essai de traction avec texture artificielle *(h)*. 63
3.11 Application des critères sur l'image C8, Fig.3.6 *(a)*, codée sur 8 *bits* : histogramme *(a)*, écart-type des niveaux de gris *(b)* et rayon de corrélation adimensionné (c). . 65
3.12 Application des critères sur l'image Fig.3.6 *(b)* codée sur 12 *bits* : Histogramme *(a)*, écart-type minimum des niveaux de gris *(b)* et rayon de corrélation adimensionné *(c)*. 66
3.13 Influence du critère de rayon de corrélation sur les performances d'incertitude en déplacement *(a)* et en déformation *(b)*. 71
3.14 Forme de l'erreur systématique due à la méthode d'interpolation pendant le traitement d'inter-corrélation *(a)* dans l'espace temporel et *(b)* dans l'espace de Fourier. 73
3.15 Effet d'une correction de l'erreur systématique par interpolation linéaire de la fonction d'erreur sur la valeur moyenne *(a)* et l'écart-type *(b)* des déplacements. . 74
3.16 Représentation de l'erreur moyenne en déplacements (a) et en déformations (b) pour un déplacement imposé numériquement entre $0,4$ et $0,6$ *pixel*. 75
3.17 Représentation de la valeur absolue de l'erreur systématique *(a)* et lissage, polynôme de degré 5, de cette fonction dont la valeur $0,5$ *pixel* a été extraite *(b)*. . . 76
3.18 Effet d'une correction de l'erreur systématique, par interpolation polynômiale de degré 5 de la fonction d'erreur, sur l'erreur moyenne *(a)* et sur l'écart-type *(b)*. . 77
3.19 Interpolation polynomiale de degré 5 sur deux ZOI *(a)* et *(b)* de la fonction d'erreur subpixel locale. 78
3.20 Effet d'une correction, par interpolation polynômiale de degré 5, locale sur l'erreur moyenne *(a)* et sur l'écart-type *(b)*. 79

3.21 Effet d'une correction sur les déformations suivant les deux directions principales, par interpolation polynômiale de degré 5 des fonctions d'erreur, locale sur l'erreur moyenne *(a)* et sur l'écart-type *(b)*. 79
3.22 Analyse de texture de l'image de référence *(a)* : histogramme des niveaux de gris *(b)*, rayon de corrélation adimensionné *(c)* et écart-type minimum des niveaux de gris *(d)*. 80
3.23 Représentation, respectivement en déplacement et déformation, de la valeur moyenne *(a)* et *(c)*, et de l'écart-type *(b) et (d)* de l'erreur subpixel pour l'image de référence AU4G, Fig.3.22 *(a)* sans correction. 82
3.24 Comparaison des résultats de déformations obtenus par les jauges et la corrélation d'images numériques pour une taille de zone d'intérêt de $n = 6$. L'axe des ordonnées représente l'erreur entre le calcul par corrélation d'images numériques (sans corrections) et les valeurs des jauges de déformations. 83
3.25 Validation de la procédure et de la formulation de l'incertitude expérimentale, Eq.3.22 en fonction de l'incertitude numérique décrite section 3.2.3. 83
3.26 Effet d'une correction, par interpolation polynômiale de degré 5, locale sur l'erreur moyenne *(a)* et sur l'écart-type *(b)*. 84
3.27 Erreur moyenne de la corrélation d'images numériques par rapport aux résultats des jauges avant et après corrections sur les déformations suivant les deux directions $\mathbf{x}$ *(a)* et $\mathbf{y}$ *(b)*. L'axe des ordonnées représente l'erreur entre le calcul par corrélation d'images numériques prenant en compte les corrections subpixel et les valeurs des jauges de déformations. 85
3.28 Procédure à appliquer pour l'aboutissement d'une expérience de corrélation d'images numériques fiable et répétitive. 86

4.1 Trois différentes textures sous analyse : naturelle *(a)*, ajout d'un mouchetis de peinture *(b)* et pulvérisation d'or *(c)*. 90
4.2 Surface de l'éprouvette avec une pulvérisation d'or sous éclairage direct *(a)* et sous éclairage par transmission *(b)*. 91
4.3 Histogramme des niveaux de gris pour les 3 textures sous analyse : naturelle *(a)*, mouchetis de peinture *(b)* et pulvérisation d'or *(c)*. 92
4.4 Etude de texture sur les 3 textures sous analyse : rapport entre écart-type minimum des niveaux de gris par ZOI et la dynamique maximum de la caméra *(a)* et rayon de corrélation adimensionné *(b)*. 93
4.5 Mesure du capteur de charge (max. 5 kN) de la traverse au cours de l'expérience. 97
4.6 Cartes de déplacements obtenues pas corrélation d'images numériques suivant les deux directions principales 1 *(a)* et 2 *(b)*, ainsi que la carte des vecteurs associés à ce palier *(c)*. 98
4.7 Evolution des déplacements suivant la direction de chargement au cours de l'expérience jusqu'au déchaussement de la fibre. 99
4.8 Carte des déformations suivant la direction de chargement de l'éprouvette *(a)* et carte d'erreur correspondante *(b)*. 99
4.9 Cartes de déformations suivant la direction perpendiculaire au chargement *(a)* et en cisaillement *(b)*. 100
4.10 Zones permettant l'identification directement des propriétés mécaniques de l'interphase : zone 1 - le module d'Young, zone 2 - le coefficient de Poisson et zone 3 - cisaillement maximum. 101

4.11 Evolution longitudinales *(c)* et du module d'Young *(b)* de la zone 1 *(a)*. L'illustration *(d)* montre la zone de comportement élastique du tracé *(b)*. 102
4.12 Evolution du coefficient de Poisson en fonction du rayon de l'interphase *(b)* suivant la zone 2 *(a)*. 103
4.13 Evolution du coefficient de Poisson en fonction de la position angulaire au sein de l'interphase *(b)* pour un rayon médian de l'interphase *(a)*. 103

5.1 Dépôt de réseau de diffraction sur l'éprouvette par réplication. 107
5.2 Mesure de l'épaisseur de la grille avec la colle par microscope électronique à balayage. 107
5.3 Déformations relatives à un chargement de 100 N pour une éprouvette sans grille *(a)* et une grille avec colle de 20 μm d'épaisseur *(b)*. 108
5.4 Interférence des faisceux 1 et 2 après diffraction sur le réseau. 109
5.5 Montage du moiré interférométrique pour une observation microscopique. 111
5.6 Ecrans d'illumination, suivant les deux directions principales, pour l'utilisation du montage 3−miroirs. 111
5.7 Schématisation du chemin optique pour un déplacement de l'éprouvette suivant u_x. 113
5.8 Evolution des cartes de phases au cours du chargement selon une des deux directions principales - la direction verticale. 114
5.9 Schématisation de la démarche de post-traitement des cartes de phases obtenues par moiré interférométrique. 115
5.10 Observation de la rupture de l'éprouvette au niveau de l'interphase en lumière blanche. 121
5.11 Comparaison des résultats éléments finis et expérimentaux des cartes de déformations en (%) dans la direction de chargement. 121
5.12 Illustration du positionnement de la sur-épaisseur de résine au niveau de l'interface fibre - interphase. 123

6.1 Géométrie de l'éprouvette et de la section analysée par la MCV. 135
6.2 Découpage en morceaux de la zone sous analyse et numérotation des noeuds et des morceaux. 136
6.3 Géométrie sur laquelle est appliquée l'étude d'influence des paramètres, *i.e.* 90° d'amplitude angulaire. 139
6.4 Influence des variations de rigidité de la matrice ($Log(\%)$) sur la rigidité $Q_{rr_{int}}$ de l'interphase ($Log(\%)$). A droite du graphique sont indiquées les équations des droites approximant les points avec leurs coefficients de corrélation. 142
6.5 Influence des variations de rigidité de la matrice ($Log(\%)$) sur la rigidité $Q_{ss_{int}}$ de l'interphase ($Log(\%)$). A droite du graphique sont indiquées les équations des droites approximant les points avec leurs coefficients de corrélation. 142
6.6 Influence des variations de rigidité de la matrice ($Log(\%)$) sur la rigidité $Q_{\theta\theta_{int}}$ de l'interphase ($Log(\%)$). A droite du graphique sont indiquées les équations des droites approximant les points avec leurs coefficients de corrélation. 143
6.7 Influence des variations de rigidité de la matrice ($Log(\%)$) sur la rigidité $Q_{r\theta_{int}}$ de l'interphase ($Log(\%)$). A droite du graphique sont indiquées les équations des droites approximant les points avec leurs coefficients de corrélation. 143
6.8 Illustration de la méthode d'exclusion des points de mesures. Le graphique *(a)* montre une exclusion de la mesure au cas où un des sommets de la zone ne se situe pas dans le morceau. Quant au graphique *(b)*, il montre une exclusion de la mesure dans le cas où plus de 25% de la zone ne fait pas partie du morceau. . . . 144

6.9 Variation des rigidités de l'interphase (%) par rapport au nombre moyen de point de mesure par morceaux. 146
6.10 Module d'Young de la résine utilisée pour la matrice lors de plusieurs essais *(a)* et évolution du module d'Young pour une éprouvette avec différents pourcentages d'ensimage *(b)*. 147
6.11 Le découpage effectué sur l'image *a)* ne permet pas l'obtention d'une section complète au niveau de l'interphase contrairement à l'image *(b)*. 147
6.12 Découpage de la zone sous analyse. 148
6.13 Impact mathématique d'une variation du coefficient de Poisson sur la valeur du module d'Young pour une rigidité $Q_{rr_{int}}$ fixée. 149
6.14 Variation de l'angle de la zone sous analyse menant à respectivement une augmentation *(a)* et une diminution *(b)* du nombre de points de mesure. 150
6.15 Variation de l'angle de la zone sous analyse afin d'effectuer une identification au pôle nord de l'interphase, ainsi qu'effectué section 3.7.3. 152
6.16 Mise en évidence d'un comportement non-linéaire du système sous étude. 154

Introduction générale

Ces dernières décennies, la mécanique des solides a fortement évolué vers le domaine interdisciplinaire de la mécanique des matériaux. Cette tendance implique des modifications majeures pour le secteur de la mécanique expérimentale. A l'échelle microscopique, la compréhension des mécanismes physiques qui régissent le comportement macroscopique d'un matériau permet d'élaborer des lois multi-échelles particulièrement adaptées à la prévision du comportement des matériaux hétérogènes. Si on souhaite mettre en relation les liens qui existent entre la microstructure et le comportement macroscopique, il est indispensable de caractériser les effets mécaniques à une échelle fixe, celle des hétérogénéités. On comprend l'importance que la recherche fondamentale soit associée à des études expérimentales à des échelles plus adaptées au domaine de la micromécanique.

Les matériaux composites sont des structures à phases multiples. La réponse à un chargement est dépendante de l'interaction entre les composants et leurs interfaces/interphases [9, 49, 126]. Généralement, les dimensions des différentes phases peuvent varier du millimètre au nanomètre : une échelle d'étude qui est typiquement difficile à étudier par les outils expérimentaux classiques [90]. Les travaux de recherche de cette étude sur le thème de l'identification des propriétés mécaniques à partir de mesures de champs dans un matériau multi-phasé ont consisté à appliquer une procédure d'identification à un niveau d'observation micrométrique.

Ce mémoire s'articule autour de cinq chapitres.

Dans un premier chapitre, le contexte de l'étude est détaillé, rappelant les motivations et les enjeux de cette démarche. Un bilan de l'état des connaissances sur l'interphase d'un matériau composite est présenté, mettant en exergue les avancées et les aspects encore sous investigation. Dès lors, il apparaît comme fondamental de pouvoir mettre en place une méthodologie permettant l'identification des propriétés mécaniques de cette phase *in-situ*.

Le deuxième chapitre établit une revue bibliographique des différentes techniques de mesure de champ de déformation, en mettant en avant les avantages et les inconvénients de chacune. Les spécifications techniques, que doit remplir la méthode de mesure expérimentale, sont définies par l'analyse de la géométrie de l'éprouvette mais aussi des traitements numériques dont ces mesures seront l'objet. Un comparatif est sommairement présenté et permet de dégager deux techniques comme les mieux adaptées à cette étude : le moiré interférométrique et la corrélation d'images numériques.

Le traitement des mesures pour l'identification impose des contraintes sur les mesures. Ainsi, on est confronté au besoin d'effectuer des études expérimentales aux limites basses des niveaux d'observation des méthodes optiques classiques (*i.e.* le micromètre). Ces contraintes dimensionnelles ont nécessité la mise en place de deux techniques expérimentales de mesure de champ ;

l'une dite optique, l'interférométrie de réseau ou moiré interférométrique, l'autre dite d'analyse d'images, la corrélation d'images numériques. L'échelle d'observation microscopique et les faibles niveaux de déformations impliquent de bien maîtriser les techniques expérimentales. Pour la corrélation d'images numériques, nous nous sommes attachés, dans le troisième chapitre, à :

- La clarification de la procédure de calibration ;
- L'amélioration de cette procédure par une optimisation de ses paramètres et une évaluation des performances *a priori* ;
- Et enfin, par l'application d'un algorithme correctif afin de compenser une erreur systématique liée à l'interpolation subpixel, permettant ainsi une amélioration des résultats.

Finalement, les expériences sont menées sur une éprouvette, à une échelle micrométrique, et une première évaluation des propriétés mécaniques est effectuée.

En parallèle avec la technique de corrélation d'images numériques, une expérience de moiré interférométrique a été mise en place afin de procéder aux mesures et de comparer les deux techniques. Les détails de l'expérience de moiré interférométrique sont présentés et les mesures effectuées sur le même type d'éprouvette. Pour conclure ce quatrième chapitre, une comparaison des deux techniques est effectuée relativement à cette étude spécifique et un choix est fait pour le traitement par la méthode inverse d'identification.

Dans le dernier chapitre, les diverses méthodes inverses d'identification des propriétés mécaniques des matériaux sont passées en revue et leurs spécificités rappelées. Ensuite, l'une d'entre elles est détaillée : la méthode des champs virtuels. Une analyse sur l'influence des paramètres de cette méthode a permis leurs optimisations, en particulier en ce qui concerne le découpage en morceaux. Cette méthode est appliquée aux cartes de déformations obtenues par la corrélation d'images numériques et les résultats détaillés.

Chapitre 1

Problématique de l'étude

Sommaire

1.1 L'interphase : constituant des matériaux composites 2
1.1.1 Positionnement de l'interphase au sein d'un composite 2
1.1.2 Rôle de l'interphase pour le comportement global du composite 4
1.1.3 Problèmes soulevés 8
1.2 Connaissance physico-chimique de la composition d'une interphase 8
1.2.1 Introduction 8
1.2.2 Les analyses physico-chimiques directes 11
1.2.3 Les analyses physico-chimiques indirectes 11
1.3 Caractérisation mécanique 12
1.3.1 Propriétés d'endommagement du composite par analyse de l'interphase 12
1.3.2 Propriétés viscoélastiques et thermiques 14
1.3.3 Conclusion [49, 9, 126] 16
1.4 Méthodologie mise en place 18
1.4.1 Objectifs 18
1.4.2 Procédure 19
1.4.3 Résultats espérés 20

1.1 L'interphase : constituant des matériaux composites

1.1.1 Positionnement de l'interphase au sein d'un composite

Le terme 'composite' inclut de nombreux matériaux, c'est pourquoi dans cette étude nous limiterons l'utilisation de cette terminologie aux matériaux composites formés de renforts et de résine organique. Parmi ces derniers, on distingue deux types : les composites grande diffusion (GD) et haute performance (HP) [15].

Les composites GD représentent 95% des composites utilisés. Les constituants de base sont souvent des résines polyesters (*e.g.* 95% des résines utilisées sont des thermodurcissables) avec des fibres de verre. Dans 90% des cas, l'anisotropie n'est pas maîtrisée car les renforts sont des fibres courtes.

Les composites HP, principalement exploités dans l'aéronautique, sont moins utilisés car d'un coût relativement élevé. En effet, le taux des renforts employé, souvent des fibres longues de carbone, est supérieur à 50% et influe fortement sur le coût. En revanche, les propriétés mécaniques sont largement supérieures à celles composites GD.

L'avantage majeur des matériaux composites réside dans leur flexibilité. En effet, ils permettent la conception de structures à la demande dont les variables sont : la nature, la texture et la forme du renfort, le taux de renforcement, la nature de la résine et des charges ou additifs, la qualité de l'interface renfort-matrice, la géométrie de la pièce à réaliser et le procédé de mise en oeuvre utilisé.

A une échelle d'observation macroscopique, ces matériaux sont biphasés : les renforts et la matrice. Chacune des deux phases, choisie par le concepteur du matériau, possède des propriétés mécaniques et physico-chimiques intrinsèques très différentes l'une de l'autre. Leur association permet une synergie des performances à la fois mécaniques et physico-chimiques. On cherchera toujours à orienter au mieux les renforts en fonction des efforts auxquels la structure est soumise. Ainsi, les matériaux composites donnent l'opportunité d'intégrer les propriétés des matériaux, la conception et les techniques de fabrication de sorte que le produit final soit une structure complète et optimisée.

Tab. 1.1 – Quelques propriétés des principaux renforts des matériaux composites. La charge à rupture est associée à la traction.

Fibres	**Densité** (kg/m^3)	**E longitudinal** (GPa)	**Charge à rupture** (MPa)
Verre E	2540	73	1200
Verre R	2480	86	1300
Aramide (haut module)	1450	130	500
Carbone (haut module)	1800	400	1300
Bore	2630	400	3500

Il existe une grande variété de matériaux composites ce qui est dû à un large choix de fibres et de résines, d'où une grande flexibilité lors de la conception. Les matériaux constitutifs les plus généralement utilisés incluent pour les renforts : des fibres de verre, de carbone, d'aramide ou de métaux (bore, aluminium, acier) ; et pour les matrices : les résines thermodurcissables, thermoplastiques ou thermostables.

Les renforts constituent généralement l'armature ou squelette. Ils assurent la tenue mécanique, *e.g.* résistance à la traction et rigidité, Tab.1.1. La matrice lie les fibres renforts et leur

TAB. 1.2 – Quelques propriétés des principales matrices des matériaux composites. (TD : ThermoDurcissable, TP : ThermoPlastique)

Résines	**Type**	**Densité** (kg/m^3)	**E** (GPa)	**Coef. Poisson**
Polyester	TD	1 300	$3,8$	$0,37$
Epoxyde	TD	1 220	$5,2$	$0,38$
Polyamide	TP	1 130	$1,9$	$0,33$
Polycarbonate	TP	1 100	$2,3$	$0,33$
Aluminium	métal	2 630	69	$0,33$

répartition. Elle assure la protection chimique de ces derniers. Par définition, c'est un polymère ou une résine organique, Tab.1.2.

La structure est, en général, conçue afin que l'essentiel des contraintes soit supporté par les renforts. La matrice assure la protection des fibres et le transfert des contraintes entre les fibres. Le transfert des contraintes des fibres à la matrice se fait à travers une zone de contact qui suivant l'échelle ou le type d'étude mené est considérée comme bidimensionnelle (*i.e.* interface) ou tridimensionnelle (*i.e.* interphase), Fig.1.1 [29].

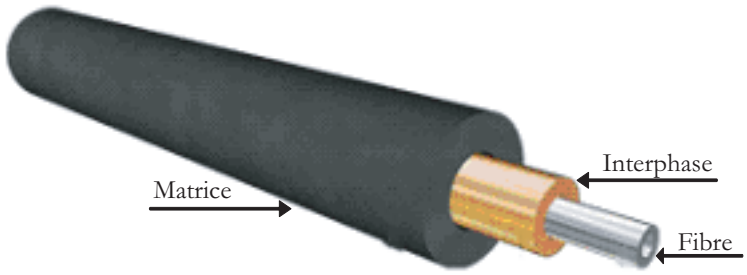


FIG. 1.1 – Schématisation d'une fibre enrobée dans la matrice avec création d'une 'phase' intermédiaire : l'interphase.

Par définition, l'interface représente la frontière séparant deux phases non miscibles. Alors que l'interface se réfère à une surface de contact et donc à une entité bidimensionelle, Fig.1.2 *(a)*, souvent utilisée lors des études mettant en place des modélisations ; l'interphase est relative à un volume et donc à une entité tridimensionnelle, Fig.1.2 *(b)*.

L'interphase fibre-matrice est une zone dont les propriétés physiques, chimiques ou mécaniques sont différentes à la fois de la fibre et de la matrice. Cette différence peut provenir de processus physico-chimiques multiples [160].

L'épaisseur de cette interphase est, elle aussi, variable. Par exemple, d'après Krawczak [92], l'épaisseur de l'interphase obtenue par mesures mécaniques (*i.e.* analyse viscoélastique et fluage thermostimulé) dans un système bille de verre-résine époxyde est de $1,4$ à $1,75$ μm pour un type d'ensimage spécifique des billes. Une étude par microscope à force atomique (AFM) sur des fibres de verre ensimées uniquement par l'agent de couplage conduit à une mesure de l'épaisseur de l'interphase de 70 nm. Enfin, l'étude par réflectivité des neutrons d'un système différent permet d'estimer à 2 nm l'épaisseur de l'interphase [11].

La nature et la qualité de la liaison entre renfort et matrice, *i.e.* l'interphase, joue donc un rôle essentiel dans la définition des caractéristiques des matériaux composites, même si les

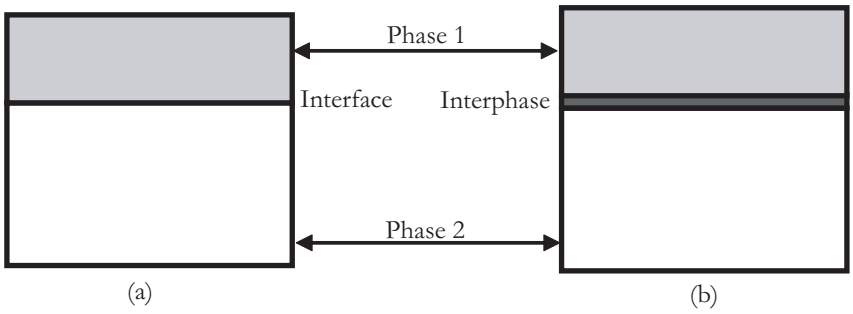


FIG. 1.2 – Schématisation d'une zone bidimensionnelle appelée 'interface' *(a)* et tridimensionnelle appelée 'interphase' *(b)*.

mécanismes mis en jeu à ce niveau restent relativement difficiles à maîtriser.

1.1.2 Rôle de l'interphase pour le comportement global du composite

Généralités [49, 35]

Le point clé de la conception des matériaux composites est l'optimisation du couple fibre-matrice afin d'obtenir les meilleures performances. Le point de vue contemporain de cette adhésion n'est plus de la considérer comme un simple lien physico-chimique entre la fibre et la matrice, mais d'analyser la structure et les propriétés des constituants autour de la région de l'interface. Ceci menant à l'étude d'une épaisseur.

Bien que l'interphase ne soit pas une phase au véritable sens du terme du fait qu'elle se crée à partir des deux phases en présence, elle représente un élément à part entière dans le processus de caractérisation du composite. Dans le cadre de ces matériaux, on définit physiquement l'interphase comme une région d'épaisseur finie non nulle qui débute là où les propriétés locales diffèrent de celles des renforts, et se propagent jusqu'à ce qu'elles deviennent identiques à celles de la matrice. Cette zone regroupe la surface de contact (*i.e.* l'interface) entre le renfort et la matrice, ainsi que deux zones finies non symétriques de part et d'autre de l'interface. La région de cette interphase, dans laquelle la fibre et la matrice interagissent, doit être optimisée afin d'obtenir les performances attendues. Bien qu'aucun modèle quantitatif ne soit disponible pour son optimisation, les principes de la thermodynamique et des sciences des matériaux associés à diverses analyses expérimentales ont permis, ces dernières années, de comprendre qualitativement le rôle d'une interphase [160].

Le rôle mécanique de l'interphase est complexe et multiple. Si elle est, par définition, le lieu de transfert des contraintes de la fibre à la matrice, elle joue aussi une rôle important du point de vue endommagement (*i.e.* l'amorçage et la propagation des fissures). En effet, une interphase très cohésive, Fig.1.3 *(a)*, permettra aux fissures de se propager perpendiculairement à l'axe des fibres et entraînera une rupture de l'échantillon. Une interphase moins résistante, Fig.1.3 *(b)*, permettra de dévier la fissure vers l'interphase et de limiter son impact à quelques fibres uniquement. Selon les conditions d'utilisation du matériau composite en question, le choix du type d'interphase sera bien différent.

- Dans le cadre d'un chargement dynamique, la décohésion fibre-matrice permettra alors de limiter la propagation d'une fissure ;
- Par contre, pour des conditions de chargement statique et sans choc mécanique, on privilégiera une interphase qui transmet les contraintes et maintient l'adhésion fibre-matrice

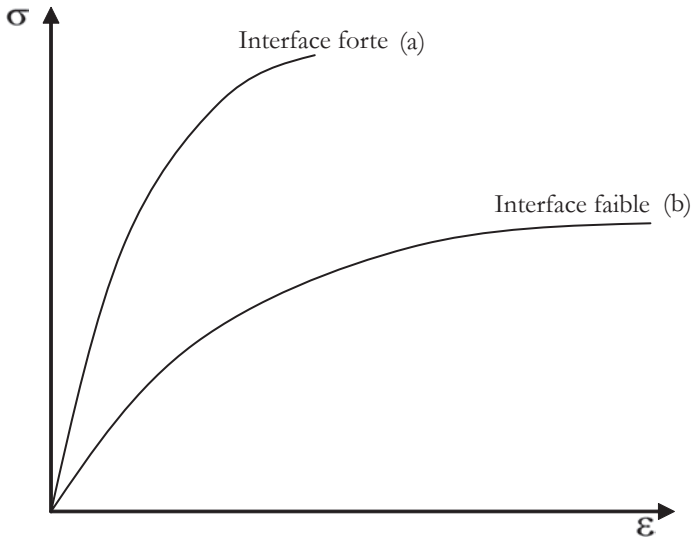


FIG. 1.3 – Courbe de transfert de contraintes pour une interphase plus *(a)* ou moins *(b)* cohésive.

quelles que soient les conditions environnementales.

On comprend alors que la connaissance, *in situ* et au cours de leur élaboration, des mécanismes de prise ou d'altération des matériaux composites, représente un enjeu important. En effet, la détermination des propriétés des constituants et la compréhension des origines de ces propriétés sont importantes pour définir une structure composite pour une application particulière ainsi que pour anticiper sa réponse à un chargement ou à des stimulations imposées sous différentes conditions.

En pratique, on peut énoncer trois aspects majeurs du rôle de l'interphase :

- Elle assure, physiquement, la continuité du renfort à la matrice, et ce à travers tout le matériau, en empêchant notamment la formation de porosités ou l'accumulation d'humidité ;
- Elle transmet les efforts. En effet, les fibres du composite sont les composants qui encaissent les efforts, la matrice répartit et transmet les efforts entre les fibres par l'intermédiaire tout d'abord de l'interphase ;
- Elle protège les deux phases principales : les fissures peuvent être déviées ou stoppées, l'humidité arrêtée par l'ensimage, la réaction chimique de la matrice sur le renfort peut être ralentie (*e.g.* cas d'une matrice métallique). L'interphase conditionne notamment la tenue au vieillissement des composites. Cette zone de contact entre le renfort et la matrice est souvent considérée comme étant la région la plus sensible à la corrosion. L'une des solutions pour pallier ces effets néfastes est d'éviter que le fluide ne puisse atteindre l'interface en choisissant des agents de couplage et/ou collants adaptés, créant une barrière efficace à la diffusion.

Le transfert de charge

La condition *sine qua non* d'obtention d'un composite à hautes performances est l'efficacité du transfert de charge qui s'effectue via l'interface [48]. En effet, les renforts supportent souvent la charge mécanique appliquée, tandis que la matrice la redistribue et la transfère d'une fibre à l'autre à travers l'interface, sous réserve que la liaison renfort-matrice soit parfaite.

Néanmoins, une amélioration de l'adhésion interfaciale ne suffit pas à optimiser le transfert de charge. L'illustration Fig.1.3 montre que des liaisons interfaciales fortes *(a)* permettent ef-

fectivement l'obtention de composite à haute rigidité et résistance. Néanmoins, cela contribue à une faible tenacité, une certaine fragilité et à une sensibilité aux chocs. Au contraire, une liaison interfaciale faible *(a)* limite les performances en résistance du composite, mais permet un accroissement de l'absorption d'énergie à l'interface renfort-matrice. L'optimisation de la conception de l'interphase passe alors par une analyse de l'utilisation après la fabrication du composite.

La disparité des propriétés thermo-élastiques entre les renforts et la matrice font de l'interphase une zone de concentration de contraintes si l'on fait l'hypothèse de continuité des déformations, *i.e.* l'interphase est intacte et 'parfaite' (*e.g.* sans décollement ou fissure). A l'état inital, des contraintes résiduelles sont présentes car la fibre est comprimée par la matrice radialement et axialement, dans le cas d'un coefficient de dilatation de la fibre inférieure à celui de la matrice. Ainsi la contrainte radiale autour d'une seule fibre infiniement rigide atteint un maximum lorsqu'elle est entourée d'un cylindre de matrice vingt fois plus important que le diamètre de la fibre. A ces contraintes thermiques viennent se superposer celles résultant du chargement mécanique. Lorsque cette interaction initiale est forte, certaines fibres se déchaussent plus facilement. Ainsi, dans le cas d'une traction exercée dans le sens des fibres disposées en arrangement hexagonal, la probabilité d'une rupture de l'interface est nulle en traction longitudinale, faible en traction transversale et élevée en cisaillement.

D'autre part, à la périphérie des particules et aux extrémités des fibres courtes ou des fibres rompues, les concentrations de contraintes sont considérables, particulièrement en cisaillement. Cet aspect est d'autant plus important que c'est par les extrémités que se produit le chargement du renfort par la matrice. Pour une fibre unique entourée de matrice, Cox [44] propose une solution analytique prévoyant la forme de la contrainte de cisaillement le long d'une fibre de longueur l, Fig.1.4.

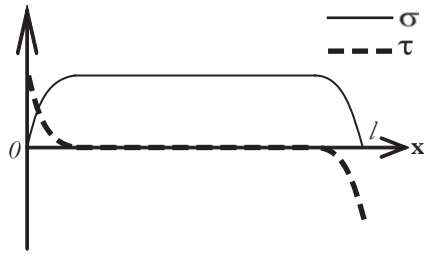


FIG. 1.4 – Profil de la contrainte de traction et de cisaillement dans la fibre de longueur l selon le modèle de Cox.

A partir des extrémités, les concentrations de contrainte diminuent rapidement le long de la fibre. La longueur nécessaire pour que le cisaillement s'annule est d'une grande importance. En effet, elle définit la longeur minimale de la fibre pour qu'il y ait un rechargement complet et donc l'effet de renfort. Si l'interphase est incapable de supporter ces contraintes de cisaillement, le processus de transfert de charge ne suit plus les lois classiques, d'autres phénomènes prennent alors le relais (*e.g.* endommagement, fissuration, *etc.*).

D'autres modèles de calculs analytiques existent, basés souvent sur celui de Cox, étoffés par la prise en compte de la triaxialité des contraintes, des contraintes thermiques, de l'effet de Poisson, *etc.* Mais aucun modèle ne fait l'unanimité et les conclusions globales sont du même ordre que celles amenées par le modèle de Cox.

Endommagement

L'interface est reconnue comme un paramètre important du comportement du composite global mais aussi de son processus d'endommagement et de rupture. La résistance à la rupture d'un faisceau de fibres est décrit comme un processus dans lequel la charge est supportée par des fibres rompues puis est reportée sur des fibres intactes. Ce report se fait par l'intermédiaire de l'ensemble matrice-interface et peut-être évalué à l'aide de divers essais micromécaniques décrits en section 1.3.1.

L'énergie consommée par la rupture du composite est bien plus élevée que celle que dégagerait les différents constituants. En effet, alors que le verre et le polyester sont tous deux des matériaux fragiles, les polyesters renforcés de verre sont relativement tenaces. L'origine de cette énergie supplémentaire réside principalement dans les processus dont l'interface est le siège. De nombreuses études tentent depuis longtemps d'effectuer un classement exhaustif de ces mécanismes et une évaluation de l'énergie qu'ils consomment.

Prenons l'exemple d'une fissure matricielle qui se présente à l'interface se propageant perpendiculairement aux fibres d'un composite unidirectionnel soumis à une traction, *i.e.* Fig.1.5 *(a)*. Les quatre mécanismes les plus souvent invoqués sont les suivants :

- La fissure est stoppée au voisinage de la fibre, Fig.1.5 *(b)*, supposée assez résistante pour ne pas rompre. L'état de contrainte locale qui se crée entraîne une décohésion de la fibre par propagation d'une fissure en mode II sur la longueur puisque la charge appliquée continue à croître.
- La fissure matricielle se propage au-delà de la fibre, Fig.1.5 *(c)*. Celle-ci, toujours sous contrainte, frotte contre la matrice sur toute la partie décollée.
- Lorsque la fibre casse dans sa portion décollée, Fig.1.5 *(d)*, son énergie élastique de déformation est instantanément dissipée dans la matrice avoisinante. La contribution énergétique de cette redistribution est importante puisque proportionnelle au carré de la résistance des fibres à la longueur considérée.
- La fissure principale continue à s'ouvrir, l'extrémité de fibre encore en place doit être déchaussée, Fig.1.5 *(e)*, ce qui implique encore une fois un frottement contre la matrice.

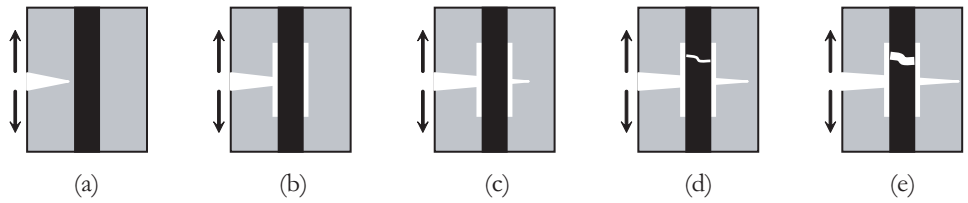


FIG. 1.5 – différents mécanismes dus à une fissure matricielle dans un composite unidirectionnel soumis à un chargement de traction au niveau de l'interface.

Classiquement, il est admis que l'énergie de redistribution est plutôt responsable de la consommation d'énergie dans les composites de type verre-résine, tandis que c'est plutôt l'énergie de déchaussement qui intervient pour ceux de type carbone-résine [11]. Néanmoins, cette affirmation ne fait pas l'unanimité dans la communauté scientifique, le processus menant à la rupture est encore soumis à de nombreuses hypothèses et études.

Les reflexions qui se dégagent des études sur l'endommagement et la rupture des matériaux composites mettent en avant une question fondamentale : l'interface doit elle être considérée comme un fusible du système ou une protection ?

1.1.3 Problèmes soulevés

Il est aujourd'hui communémment admis que les interphases fibre-matrice jouent un rôle essentiel dans le comportement mécanique et la durée de vie des composites. Les analyses qui sont effectuées sur les différents sujets autour de cette phase font intervenir deux domaines : physico-chimique et mécanique ; ainsi que leurs interactions l'un par rapport à l'autre.

Aspects physico-chimiques

Les études traitant des aspects physico-chimiques d'une interphase considèrent souvent ce système comme une phase tridimensionnelle avec une épaisseur finie. Ces analyses ont principalement pour objectif de répondre aux questions suivantes :

- Qu'est-ce qu'une interphase ? Quels sont les processus physico-chimiques qui permettent la création de cette phase virtuelle et comment définir son état stable ?
- Quels sont les phénomènes mis en jeu par ce processus de création ? Quels sont les conséquences des variations des propriétés des constituants, de la procédure de fabrication ou de la mise en oeuvre, sur l'interphase ?
- Quels sont les outils d'analyses possibles étant donné que chaque interphase semble être 'unique' ? Quels moyens peuvent être mis en place pour optimiser une interphase *a priori* ?

Aspects mécaniques

Si les aspects physico-chimiques semblent être le domaine d'étude principale de l'interphase, l'intérêt de la connaissance des propriétés et du comportement mécanique de cette phase sont, de plus en plus, de première importance. Ainsi, les modélisations mécaniques de ce système la considèrent souvent comme une interface bidimensionnelle auquelle on associe des propriétés particulières. Cette limitation est souvent due aux moyens expérimentaux ne permettant pas aisément de travailler sur des zones de si petites dimensions. Les études menées dans le domaine de la mécanique ont principalement pour but de déterminer :

- Le comportement rhéologique global du matériau composite en liaison avec l'adhésion fibre-matrice. Ceci implique notamment l'analyse de l'endommagement et l'établissement d'un processus menant à la rupture du composite ;
- Le comportement local de l'interphase. Le but est ici de considérer l'interphase comme un matériau à part entière avec une loi de comportement qui à terme doit permettre une modélisation numérique du matériau composite global.

Ces analyses complexes et variées se frottent toutes à la même difficulté d'une étude de l'interphase *in-situ* et à ses faibles dimensions. Bien que des avancées importantes aient été faites ces dernières décennies, l'interphase reste une source inépuisée d'analyse. En particulier, les méthodes actuellement utilisées dans les laboratoires ne sont pas aisément exploitables dans le monde industriel.

1.2 Connaissance physico-chimique de la composition d'une interphase

1.2.1 Introduction

Les premières analyses de l'interphase ont été menées par l'étude des aspects physico-chimiques. En effet, l'interphase se formant au cours de l'élaboration du composite, le contrôle de ce procédé est d'importance majeure : contamination des surfaces, phénomènes de diffusion, gradients

thermiques, *etc.*, sont autant de paramètres qui influent sur la constitution de l'interface. Celle-ci peut être le lieu où se concentrent les défauts de toutes sortes : porosité et humidité, couches de réaction formées de produits fragiles, gradients de contrainte ou de composition, modifications de texture cristalline, *etc.* ; constituant ce que Bikerman [17] a appelé *weak boundary layers* (*i.e.* la frontière faible).

Toute une théorie de l'adhésion fibre-matrice a pu être élaborée par Bikerman à partir d'une classification des principaux défauts susceptibles d'être rencontrés. Dans les années 60, il émit l'hypothèse de la formation au voisinage de l'interface d'une zone, l'interphase, caractérisée par une cohésion différente de celles des deux matériaux en présence, *i.e.* fibre et matrice. Dans le cas d'une forte cohésion, *i.e.* Fig.1.3 *(a)*, une rupture ne peut se produire qu'à l'intérieur de l'un des solides. Au contraire, une rupture dans la zone de transition interfaciale traduit une faible cohésion, *i.e.* Fig.1.3 *(b)*. Ce modèle d'interphase, à forte ou faible cohésion, n'a pas la prétention d'expliquer les mécanismes de l'adhésion, par contre, il propose de porter une attention tout à fait particulière sur la nature de l'interface, après rupture, lorsque l'on affine l'échelle d'observation, du micromètre au nanomètre, c'est à dire à la dimension de la molécule.

L'interphase fibre-matrice est une zone dont les propriétés physiques, chimiques et mécaniques sont différentes à la fois de la fibre et de la matrice. Cette différence peut provenir de processus physico-chimiques multiples, comme par exemple la modification de la stoechiométrie par absorption préférentielle, la nucléation à la surface des fibres, l'orientation locale des chaînes ou le traitement initial des fibres c'est-à-dire de l'ajout d'une phase supplémentaire, typiquement le dépôt d'ensimage.

Le rôle de l'ensimage déposé sur les fibres est multiple : protéger les fibres de l'abrasion, faciliter l'adhésion dans une mise en oeuvre ultérieure ou encore de simplifier le procédé de fabrication. La formulation précise des ensimages est maintenue secrète par les industriels verriers. Il est cependant connu que les principaux constituants du mélange sont (les proportions sont données pour des pourcentages massiques) :

- Des agents collants (3 à 15%). Ils permettent d'assurer la cohésion des filaments et favorisent l'imprégnation par la matrice. Ils assurent avec le lubrifiant une protection des fibres contre l'abrasion ;
- Un lubrifiant ($0,05$ à 2%) ;
- Des agents de couplage ($0,1$ à $0,5\%$). Ils permettent d'établir des liaisons chimiques fortes entre la fibre et la résine.
- Des agents antistatiques (0 à $0,3\%$). Ils éliminent les charges électrostatiques.

Le dépôt d'ensimage induit des propriétés surfaciques différentes de celles de la fibre originale. Les additifs présents dans l'ensimage ont des fonctions multiples voire antagonistes (*e.g.* agent de couplage et agent lubrifiant). Quoiqu'il en soit, cet ajout modifie le comportement du matériau. Il a notamment été montré que l'ensimage semble renforcer la résistance des fibres de verre en traction. Probablement que ce dernier limite l'apparition de microfissures créées lors des manipulations des fibres par le frottement verre sur verre.

La complexité de cette interphase peut être illustrée (Fig.1.6) par l'utilisation d'un modèle schématique permettant aux différentes et nombreuses caractéristiques d'être énumérées. Par définition, l'interphase existe à partir du point dans la fibre où les propriétés locales varient par rapport aux propriétés du coeur de la fibre, jusqu'au point d'interface réelle fibre-matrice duquel les propriétés locales de la matrice égalent celles au coeur de cette matrice. Dans cette épaisseur, divers composants d'effets connus ou inconnus peuvent être identifiés.

L'adhésion entre la fibre et la matrice joue un rôle fondamental dans la répartition des contraintes au sein du matériau composite. Elle est le résultat de diverses interactions physiques ou chimiques [101]. Celles-ci proviennent de forces qui peuvent être d'intensité ou de portée très

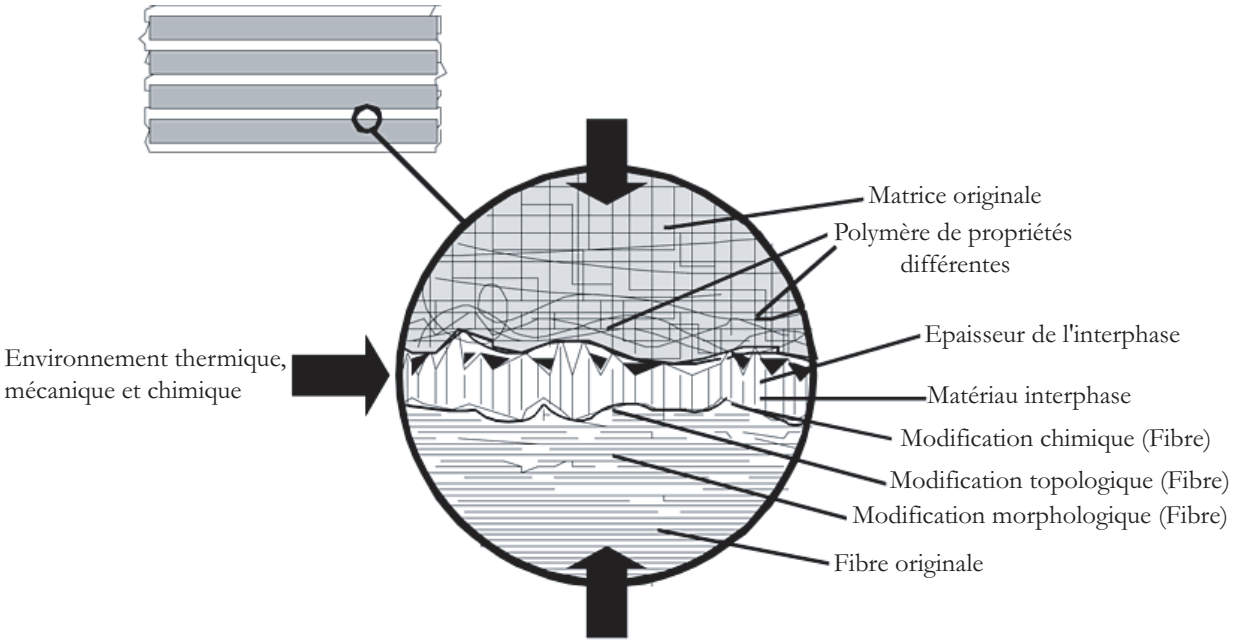


FIG. 1.6 – Modèle schématique d'une interphase selon Bikerman.

différentes.

- La fibre peut avoir des variations morphologiques près de sa surface. La zone de contact peut être plus importante que sa valeur géométrique en raison des pores, puits ou fissures sur la surface de la fibre.
- Les traitements extérieurs peuvent ajouter des groupes chimiques ou enlever la surface originale localement, provoquant des modifications différentes suivant les régions d'un point de vue structurelle ou chimique.
- L'exposition à l'air avant le traitement du composite peut avoir comme conséquence l'absorption d'espèces chimiques, qui peuvent changer ou éliminer certaine réactivité extérieure salutaire. Ces éléments absorbés peuvent aussi être source d'éléments volatiles qui, s'ils ne sont pas extraits avant, peuvent être à l'origine de vides qui perturbent l'interface.
- Une fois que la surface de la fibre et la matrice sont mises en contact, l'interface/interphase peut se former. Les groupes chimiques de la surface de la fibre peuvent réagir avec ceux de la matrice formant ainsi les liens chimiques. Les forces d'attractions de Van Der Waals, les liens d'hydrogène et électrostatiques, peuvent aussi se former en fonction des systèmes en présence.

Chacun de ces phénomènes peut varier en amplitude et se produire simultanément dans l'interphase. En fonction des différents matériaux mis en jeu, l'interphase elle-même peut être composée de n'importe lequel de ces composants et peut avoir une épaisseur de quelques nanomètres à quelques micromètres. En outre, l'interphase est formée pendant la fabrication du composite et peut, par conséquent, ne pas être dans sa configuration d'équilibre à cause des contraintes de processus. La structure de cette région peut avoir des effets importants sur les performances du composite en terme de contraintes mécaniques et de durabilité chimique et thermique.

Les analyses physico-chimiques de l'interphase incluent :

- D'une part, des analyses directes par des techniques d'analyse de surface des couches su-

perficielles de quelques nanomètres d'épaisseur en surface des renforts (*e.g.* XPS, SIMS, AES, *etc.*) ;
- D'autre part, des analyses indirectes par des techniques d'analyses thermiques (*e.g.* DSC, TMA, *etc.*), spectroscopiques (*e.g.* Raman, *etc.*) et chromatographiques.

1.2.2 Les analyses physico-chimiques directes

La plupart des techniques d'analyses physico-chimiques permettent une analyse élémentaire et/ou une étude des liaisons chimiques. Parmi les spectroscopies d'électrons, on distingue plusieurs types :

- **La spectroscopie de photoélectrons** (XPS - X Ray Photoelectron Specroscopy) permet la détection de tous les éléments (à l'exception de l'hélium et de l'hydrogène) sur une profondeur de 5 à 10 nm. Par exemple, ces analyses, faites sur les fibres de verre, donnent des informations sur la composition chimique et la structure de l'ensimage (*i.e.* liaisons chimiques) à partir de pourcentages atomiques. Ou encore, des essais sur des fibres de verre après extraction apportent des éléments de compréhension sur la nature chimique de la fraction chimiquement liée à l'ensimage.
- **La spectroscopie des électrons Auger** (AES, *i.e.* Auger Electron Spectroscopy) est pratiquée pour la caractérisation de la surface de renfort et de l'interface renfort/matrice à partir de faciès de rupture. La complexité du processus Auger en fait une technique moins usitée.
- **La spectroscopie de masse d'ions secondaires** (SIMS, *i.e.* Secondary Ion Mass Spectrometry) permet d'apporter des informations plus complètes sur la nature du traitement de surface en épaisseur à travers des profils de concentration en épaisseur, mais aussi sur l'homogénéité de répartition de l'ensimage.

1.2.3 Les analyses physico-chimiques indirectes

- **Les techniques thermiques** :

1. Les grandeurs calorimétriques, déterminées par calorimétrie différentielle à balayage, permettent d'étudier les modifications chimiques dans la zone interfaciale et donc d'évaluer la qualité de l'adhésion matrice-renfort dans les matériaux composites.
2. La variation du coefficient de dilatation thermique, déterminée par l'analyse thermomécanique peut également être considérée comme une grandeur permettant de caractériser l'interphase en particulier dans des composites à fibres unidirectionnelles.
3. La calorimétrie différentielle à balayage modulée en température offre la possibilité d'apporter des informations plus complètes sur les mécanismes de cristallisation et de fusion des polymères.
4. La combinaison récente de l'imagerie AFM et de l'analyse du comportement théorique des matériaux a mené au développement de la microthermoanalyse. Cette adaptation ouvre de nouvelles perspectives de caractérisation de l'interphase dans les composites grâce à l'observation à un niveau d'échelle plus adapté.

- **Les méthodes d'analyses spectroscopiques vibrationnelles** sont fréquemment appliquées à l'éude de l'interface renfort-matrice.

1. La spectrométrie infrarouge permet de déterminer le mécanisme susceptible de régir la formation de l'interphase, qu'il s'agisse d'un mécanisme thermodynamique ou contrôlé par un gradient de diffusion.

2. La spectrométrie Raman de résonnance UV dispose d'une sensibilité suffisante pour l'analyse des monocouches superficielles d'agent de couplage déposés sur la surface des renforts.
3. La spectroscopie à résonnance magnétique nucléaire présente une sensibilité insuffisante pour détecter les polymères de surface ou les interfaces. Cependant, certaines études montrent la possibilité d'identifier les réactions interfaciales.

– **L'analyse chromatographique** renseigne sur la distribution des masses moléculaires en poids et en nombre du traitement de surface déposé sur le renfort.

1.3 Caractérisation mécanique

Différentes échelles sont classiquement utilisées dans le cadre de l'étude des matériaux composites en mécanique. En fonction de ces échelles, la zone sous analyse est considérée comme une interface ou une interphase, menant à la caractérisation mécanique.

– L'échelle microscopique correspond à une observation au niveau de l'hétérogénéité. Cet ensemble monofilamentaire complet comprend une fibre, son interphase et la matrice qui l'entoure. C'est typiquement une représentation du volume élémentaire représentatif (VER). Ce niveau d'étude mène en générale à considérer la zone comme étant tridimensionnelle, soit une interphase.
– L'échelle mésoscopique correspond à un ensemble d'hétérogénéités, typiquement c'est le pli du matériau composite. Ce niveau d'observation mène souvent à la considération d'une zone bidimensionnelle, soit une interface.
– L'échelle macroscopique correspond au matériau composite complet, soit l'ensemble des plis qui le constituent. La zone locale de type interface ou interphase n'est généralement pas directement étudiée sous ce niveau d'observation trop macroscopique.

Il n'existe actuellement pas de méthodes normalisées de quantification de la qualité de l'interphase. En revanche, différentes techniques ont été développées et sont largement utilisées par la communauté scientifique ou industrielle. Précédemment, différentes méthodes d'analyse physico-chimiques ont été présentées mais il existe aussi des essais micromécaniques, décrits section 1.3.1, sur des composites modèles monofilamentaires et des essais mécaniques macroscopiques sur composites industriels.

Les études mécaniques effectuées sur les interphases ont pour but de déterminer ses propriétés que l'on peut diviser en deux catégories :

– Les propriétés d'endommagement ou d'utilisation du composite, *e.g.* résistance à la rupture, *etc.* ;
– Les propriétés comportementales, *e.g.* module d'Young, coefficient de Poisson, *etc.*

1.3.1 Propriétés d'endommagement du composite par analyse de l'interphase

Dans cette thématique, les études se tournent vers l'analyse de l'efficacité des modifications de la surface de la fibre, leur relation vis à vis de l'adhésion fibre-matrice et des propriétés mécaniques du composite [18]. Il existe diverses techniques développées pour évaluer l'adhérence fibre-matrice et les effets des modifications de surface de la fibre sur les propriétés effectives des composites.

Ces méthodes peuvent être classifiées suivant trois catégories :

– Les méthodes directes qui incluent la méthode de *pull-out* des fibres [30], de fragmentation [74, 101], de compression [132] et de microindentation [88, 152, 53] qui sont les plus utilisées ;

- Les méthodes indirectes évaluant l'adhérence fibre-matrice qui incluent la méthode de la courbe variable, l'essai de compressibilité de tranche ou de boule, l'analyse mécanique en dynamique et le contraste de tension par la spectroscopie de rayon X ;
- Les méthodes de composites laminés qui incluent les essais de flexion transverse à 90°, les essais de traction, le cisaillement sur trois ou quatre points, les essais de décollement et les essais de rupture en mode I et II.

Les méthodes directes ou essais micromécaniques

Les essais micromécaniques sur composites modèles monofilamentaires (*e.g.* comportant une fibre unique ou mettant en jeu la sollicitation d'une fibre unique) permettent d'accéder localement au comportement de la liaison renfort-matrice en mesurant la résistance interfaciale - essentiellement en cisaillement, plus rarement en traction - et d'établir les traits fondamentaux du transfert de charge et de la rupture interfaciale.

- **L'essai par compression de diabolos** consiste à solliciter en compression une éprouvette parallélépipédique dans laquelle a été noyée une fibre unique alignée suivant l'axe. La géométrie de l'échantillon ou la différence de coefficient de Poisson entre fibre et matrice engendrent des contraintes de cisaillement ou de traction à l'interface. Le principe est de mesurer la contrainte de compression pour laquelle un début de décohésion est détectée. Cette technique est dorénavant peu usitée à cause de la difficulté de préparation des éprouvettes et de détection de la décohésion.
- **La méthode du déchaussement** (*i.e. pull-out*) reste l'essai le plus simple, mais aussi celui dont les améliorations ont été les plus nombreuses. Il s'agit d'extraire une fibre unique d'un bloc de polymère. Le principe est d'enregistrer les courbes charge/allongement, puis de calculer la résistance interfaciale au cisaillement en rapportant la force nécessaire pour décoller la matrice du renfort à la surface de contact. Cette technique présente notamment l'avantage de prendre en compte les phénomènes de frottement consécutifs à la décohésion et de déterminer les énergies de rupture. *A contrario* ces inconvénients résident dans l'analyse plus que délicate des résultats des essais, mais surtout dans les difficultés expérimentales de fabrication, manipulation et mises en charge des échantillons : le taux d'échec atteint souvent plus de 75%.
- **Les essais de fragmentation** [155] font intervenir une fibre unique totalement enchâssée dans une éprouvette de polymère sollicitée en traction. La fibre subit alors des ruptures successives à chaque fois que sa résistance en traction est atteinte, et ce jusqu'à ce que les morceaux restants ne permettent plus au transfert de charge par cisaillement de générer des contraintes de traction suffisament importantes. Cette technique, relativement simple à mettre en oeuvre, présente néanmoins l'inconvénient de ne pouvoir être utilisée qu'avec des matrices fortement déformables, ce qui n'est pas toujours le cas des résines thermodurcissables.
- **L'essai de microindentation** [53], et sa variante *push-out*, permet une mesure de la force de décohésion *in situ* sur composites réels (*i.e.* principalement unidirectionnels). Cette méthode consiste à appuyer à l'aide d'un indenteur sur l'extrémité d'une fibre jusqu'à la décohésion de celle-ci. Les inconvénients de cette technique réside dans l'acquisition des paramètres indispensables au calcul des contraintes de décohésion et de frottement. Cette méthode s'avère alors difficile à utiliser, en raison, notamment, des faibles déplacements et/ou de la difficulté de prendre en compte certains phénomènes (*e.g.* évaluation de la longueur décollée, influence des fibres voisines, choix d'un critère de décohésion, répartition de la charge de l'indenteur sur la surface de la fibre, *etc.*).

Les méthodes précédentes conduisent à des renseignements intéressants sur les interfaces, en particulier sur la résistance interfaciale au cisaillement et ses variations en fonction des traitements de surface appliqués aux renforts.

Dans les méthodes faisant appel à des composites modèles monofilamentaires, la fibre se trouve dans un état de contrainte peu réaliste par rapport à celui régnant *in situ* dans un composite réel. Seul l'essai de microindentation permet d'éviter cet inconvénient. D'autre part, ces méthodes sont très délicates à mettre en oeuvre pour ce qui concerne, notamment, la préparation des éprouvettes. De plus, les résultats ne convergent pas vers une mesure absolue, instrinsèque, de l'adhésion interfaciale et permettent au mieux d'établir des comparaisons entre matériaux.

Conclusion

Tandis que les méthodes indirectes fournissent une évaluation qualitative de l'adhérence entre la fibre et la matrice, les méthodes de composites stratifiés mesurent réellement la sensibilité des propriétés des interfaces fibre-matrice. Les méthodes directes, quant à elles, fournissent non seulement une mesure de l'adhérence fibre-matrice, mais peuvent également fournir des informations sur les modes de défaillance et de l'énergie de rupture de ces interfaces.

Cependant, il est à noter que les multiples études liées à l'utilisation de ces essais restent limitées quant à leur application. Une de ces questions est l'identification des paramètres appropriés pour caractériser l'interface fibre-matrice. Tous les tests directs ou indirects ont été développés dans le but de mesurer l'effort de cisaillement de l'interface fibre-matrice. Pourtant, plusieurs de ces essais sont des essais de rupture qui, s'ils sont correctement employés, permettent de mesurer l'énergie de rupture. Par contre, ce paramètre est très rarement employé pour évaluer l'adhérence fibre-matrice ou concevoir les matériaux composites. D'autre part, ces tests nécessitent des précautions expérimentales, en particulier, dans la préparation des éprouvettes. Enfin, les résultats obtenus, par les essais micromécaniques sur une éprouvette, sont difficilement transposables à la détermination des propriétés du composite globale (*e.g.* différences de sollicitations, aux interactions entre les fibres, *etc.*).

1.3.2 Propriétés viscoélastiques et thermiques

Les propriétés intrinsèques de l'interphase sont évaluées soit par des analyses macromécaniques, soit par des modèles utilisant les différents essais décrits lors de l'analyse physicochimiques ou parfois d'essais mécaniques.

Les analyses macromécaniques

Les analyses macromécaniques ont l'avantage majeur de pouvoir être menées sur des composites industriels, d'où une plus grande utilisation et plus de développements. Ces analyses permettent d'étudier l'influence des modifications de la zone interfaciale sur les caractéristiques mécaniques, viscoélastiques ou diélectriques du composite.

Les essais mécaniques macroscopiques sont appliqués sur des composites réels et non sur des modèles 'parfaits'. Le plus souvent, les essais mécaniques sont menés sous sollicitations uniaxiales en traction, flexion, compression ou cisaillement. L'application de sollicitation multiaxiale reste encore relativement exceptionnelle. Si les propriétés mécaniques sont, dans une certaine mesure, influencées par l'interface renfort-matrice, celles qui sont gouvernées ou modifiées par le facteur relatif à la fibre ne sont pas toujours les plus significatives. Par conséquent, le choix de la propriété mécanique caractéristique la plus sensible aux modifications interfaciales est primordiale.

Malheureusement, il s'avère que les propriétés les plus fréquemment exploitées (*i.e.* module et propriétés à la rupture) ne sont pas nécessairement les plus sensibles au facteur 'interface'.

Les modèles d'interphase

Les premiers modèles de prévision du comportement mécanique des composites ont porté sur des systèmes constitués seulement de la matrice et du renfort, reliés par une interface parfaite et d'épaisseur nulle. C'est le cas, entre autres, des modèles dérivés de la rhéologie des suspensions et des modèles phénoménologiques. Seuls les modèles analytiques de transfert de charge, d'assemblage et d'homogénéisation permettent l'introduction d'une phase intermédiaire, d'épaisseur non nulle, qui constitue l'interphase.

– **Les modèles dérivés de la rhéologie des suspensions.**

Ces modèles supposent que les lois valables pour des charges sphériques en suspension dans un liquide newtonien sont applicables à des polymères chargés de billes en remplaçant les viscosités par des modules de cisaillement. Leur domaine d'application reste extrêmement limité.

– **Les modèles phénoménologiques.**

Ces modèles rendent compte du comportement mécanique d'un matériau donné, en le décrivant à l'aide d'éléments rhéologiques, tels que des ressorts, des amortisseurs, *etc.* Leur association judicieuse doit conduire à un comportement similaire à celui du matériau.

– **Les modèles analytiques.**

Ces modèles de transfert de charge permettent de mettre en évidence les mécanismes de transfert de charge en fonction d'un certain nombre de facteurs [74] (*i.e.* propriétés de l'interface, de la matrice, *etc.*). Différents modèles ont été développés pour décrire ces mécanismes.

1. Modèle de Cox ou le transfert de charge élastique/élastique.

Egalement appelé *shear-lag model*, ce modèle fait l'hypothèse d'un transfert de charge de type élastique/élastique (*i.e.* comportement linéaire élastique des fibres et de la matrice) et d'une adhésion parfaite à l'interface (*i.e.* pas de glissement), excepté aux extrémités de la fibre. Ces hypothèses limitent de ce fait la validité du modèle au calcul du module d'Young lorsque la matrice est suffisamment rigide ou pour des déformations suffisamment faibles.

Lorsqu'une sollicitation est appliquée suivant l'axe d'une fibre, la contrainte exercée est transférée aux fibres par l'intermédiaire des forces de cisaillement à l'interface. La contrainte de cisaillement à l'interface est nulle au milieu de la fibre et maximale à ses exrémités. Ce modèle ne prend en compte ni la résistance de l'interface (*i.e.* hypothèse d'une adhésion parfaite), ni les interactions entre fibres.

2. Modèle de Kelly-Tyson ou le transfert de charge par glissement.

Ce modèle considère que les fibres sont linéairement élastiques, la matrice est ductile et l'adhésion entre fibres et matrice est nulle. Le transfert de charge matrice-fibre s'effectue alors uniquement dans deux zones proches des extrémités. La contrainte de cisaillement à l'interface est générée par l'adhérence entre fibres et matrice, et a une valeur constante. Dans la partie médiane des fibres, les déformations du renfort et de la matrice sont identiques et égales à la déformation macroscopique du composite, la contrainte de cisaillement est nulle. Le mode de défaillance peut être prévu. La rupture du composite a lieu soit par cisaillement de l'interface ou de la matrice, soit par fracture des fibres.

3. Modèle de Pigott ou le transfert de charge élastique/plastique.

Le modèle de Pigott associe les deux modèles précédents. Il prend en compte les comportements généralement élastiques de la fibre et élastoplastiques de la matrice. Dans la zone médiane, la fibre et la matrice ont un comportement linéaire élastique tant que la contrainte de cisaillement à l'interface est inférieure à la contrainte au seuil d'écoulement de la matrice. Dans cette zone,

c'est le modèle de Cox qui prévaut. Aux extrémités, la contrainte de cisaillement atteint la valeur seuil et la matrice commence à fluer.

4. Modèle d'endommagement d'une interface pour la prévision du décollement [4].

Le délaminage est un phénomène qui implique des dégradations des couches et des raccordements interlaminaires. Le but de ce modèle est de permettre une première identification de l'interface modélisée. Celle-ci est un milieu tridimensionnel dont l'épaisseur est négligeable comparée aux autres dimensions des différents composants du composite. Par conséquent, elle peut être modélisée comme une entité bidimensionnelle qui assure le déplacement et le transfert des efforts d'un pli à l'autre. L'interface dépend de l'angle entre les directions des fibres des deux couches adjacentes. En premier lieu on suppose qu'elle est élastique et dégradable. L'intérêt principal de ce modèle est que, en utilisant seulement quelques caractéristiques intrinsèques de l'interface, il est possible de prévoir la tendance d'une structure au délaminage. Une des difficultés principales reste l'identification de ses caractéristiques.

– **Les modèles d'homogénéisation**

Les modèles d'homogénéisation permettent d'effectuer un changement d'échelle en remplaçant, du point de vue du comportement mécanique, la réalité microhétérogène complexe d'un matériau par un matériau homogène mécaniquement équivalente. Cette opération d'homogénéisation permet, lorsqu'elle est possible, de disposer d'une loi de comportement macroscopique plus riche que si elle avait été identifiée directement sur des réponses expérimentales globales. Cette démarche d'homogénéisation se déroule en trois étapes principales que sont :

1. La détermination des phases constitutives et du VER par lequel elles seront géométriquement définies. Néanmoins, la connaissance exacte du comportement de l'interphase est nécessaire pour une application optimum ;
2. La modélisation mécanique dite de localisation qui consiste à relier les grandeurs mécaniques locales ou globales. L'étape de localisation peut être appliquée selon différentes approches : on citera notamment celle d'Eshelby et de Mori-Tanaka couramment utilisées ;
3. L'homogénéisation des contraintes et des déformations pour la détermination des caractéristiques du milieu homogène équivalent, *i.e.* du milieu homogène fictif de comportement mécanique équivalent à celui du matériau hétérogène équivalent.

Les méthodes d'homogénéisation périodique sont les plus souvent utilisées pour des stratifiés à fibres longues (*i.e.* des composites HP). Alors que les méthodes d'homogénéisation des milieux aléatoires sont plus souvent relatives aux composites GD.

On pourra accorder une attention particulière au modèle d'inclusion enrobée [10, 56]. En effet, celui-ci permet une prévision des champs de contrainte dans les composites à fibres enrobées. Cette méthode est basée sur le modèle de Mori-Tanaka et formulée pour le cas d'un chargement thermoélastique. Une description générale est donnée pour un matériau triphasé et ensuite appliqué au cas des composites à fibre enrobée. Ce modèle permet de prendre en compte un comportement d'interphase.

Les grandes classes de modèles mécaniques précédentes reposent sur des lois de comportement élastique des constituants. Leur application dans le cadre de la viscoplasticité, plus proche d'un comportement réel, pose donc inévitablement la question de leur validité.

1.3.3 Conclusion [49, 9, 126]

Des essais sont souvent effectués à différents niveaux : microscopique [19] et macroscopique, sans qu'il y ait réellement de tentative de corrélation des résultats de ces deux approches. Un

certain nombre de techniques différentes sont utilisées pour étudier l'interface fibre-matrice dans des composites à matrice polymère. Bien que la plupart de ces méthodes aient été développées il y a plus de dix ans, elles sont toujours sujettes à discussion. Il s'agit de savoir ce qui est pertinent dans ces méthodes vis à vis des propriétés de l'interface, leur influence sur le matériau composite dans sa globalité, ainsi que la méthodologie d'extraction de ces informations à partir des données disponibles.

La recherche s'est focalisée, depuis plusieurs années maintenant, sur l'interphase comme entité physique avec une certaine taille [160]. Mais il est impossible d'avoir un dispositif de mesure constant car les propriétés et le lieu de la rupture varient en fonction de plusieurs paramètres, *e.g.* le traitement de surface de la fibre, *etc.*

Plusieurs points pourraient être des directions de travail pour le développement de la connaissance des interphases [9] :

- Le système interphase-fibre-matrice est souvent considéré comme un système à 2 ou 3 phases. Or, l'interphase en tant qu'entité physique est probablement un lieu où les propriétés varient suivant l'épaisseur ;
- Dans la littérature, la plupart des études sont effectuées dans le domaine élastique linéaire et non dans le domaine élastoplastique probablement plus proche de la réalité ;
- La majorité des études se contentent soit d'une vision microscopique du problème, soit macroscopique mais ne combinent pas, ou peu, les deux.

Malheureusement, à l'heure actuelle, les études des interphases n'ont pas encore permis de mesurer l'ensemble des paramètres qui pourraient être utilisés dans les équations de prédiction du comportement.

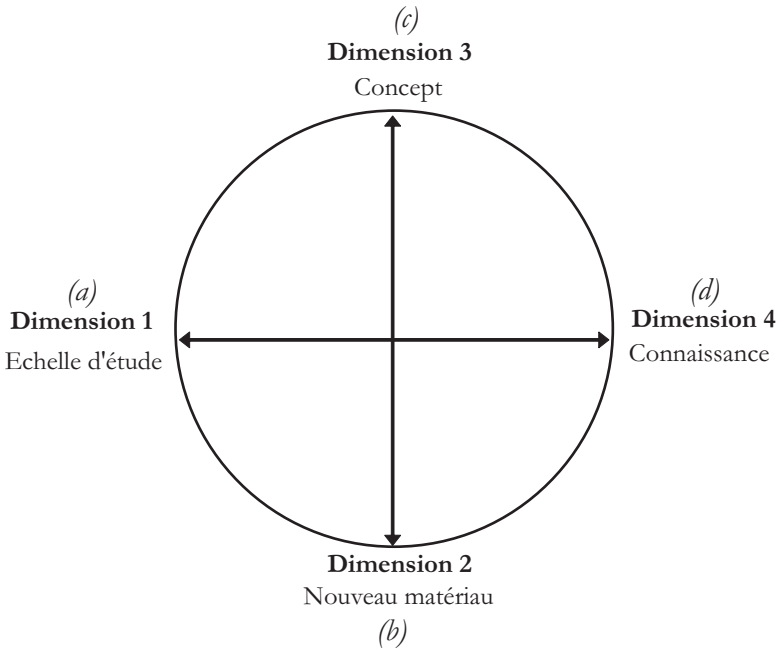


Fig. 1.7 – Les quatres dimensions des études de l'interphase.

Il devient alors intéressant de dresser un bilan des études menées sur les interphases. On observe alors 4 dimensions d'étude (Fig.1.7).

1. Le premier facteur est l'échelle d'étude de l'interphase du niveau nanométrique au macroscopique (*e.g.* typiquement l'interface), Fig.1.7 *(a)*. Les différentes analyses de cet aspect

consistent à :
- Etudier l'interphase en considérant uniquement ce matériau comme étant virtuel (*i.e.* échelle macroscopique) ou bien en prenant en compte l'ensemble des constituants du composite (*i.e.* échelle microscopique) ;
- Etudier la question de l'échelle elle-même et la nécessité de travailler à différentes échelles ;
- Etudier la relation entre les échelles.

2. Le second facteur permet de considérer l'interphase soit comme un matériau nouveau, soit comme un matériau à mettre en relation avec les autres constituants (*e.g.* fibre et matrice), Fig.1.7 *(b)*. Dans ce cas, on peut considérer que :
   - L'interface est décrite en terme de matrice ou de fibre modifiée ;
   - L'interface est décrite en terme de somme ou de différence de matrice et de fibre ;
   - L'interface est décrite comme étant la somme des constituants en présence ou non, *e.g.* un nouveau matériau.
3. Le troisième facteur évolue entre une considération de l'interface comme un objet avec des propriétés spécifiques jusqu'à la considérer comme un concept, Fig.1.7 *(c)*. Alors, l'interface/interphase peut être considérée comme :
   - Un objet, *e.g.* une interphase avec plusieurs couches ;
   - Un concept qui peut être mesuré par association avec différents objets mesurables, *e.g.* la déformation dans la fibre étant une mesure de l'efficacité de transfert de contraintes ;
   - Un concept qui ne peut pas être mesuré parce que l'objet n'est pas bien défini, *e.g.* on s'y réfère en terme de rupture ;
   - Un concept, *e.g.* qui n'existe peut être pas, ou peut être exprimé indirectement comme ayant des qualités.
4. Le quatrième et dernier facteur varie entre des études effectuées pour des applications particulières jusqu'à des études plus fondamentales dans l'unique but de développer des connaissances sur l'entité interphase, Fig.1.7 *(d)*.
   - La valeur de l'interface est à mettre en relation avec le but et l'application technique de l'interface dans le composite, *e.g.* il n'y a pas d'intérêt à mesurer les propriétés de l'interface sans savoir les conditions auxquelles le composite sera soumis.
   - La valeur de l'interface est à mettre en relation avec le but et l'application technique du composite dans sa globalité, *e.g.* les propriétés de l'interface sont directement en relation avec les propriétés du matériau composite qui influencent les conditions d'utilisation du matériau.
   - L'étude de l'interface sans considération de l'application technique, *e.g.* la détermination de l'effort de l'interface nécessaire pour le transfert des contraintes, pour le bien du développement de la science des matériaux.

De nombreuses études sont toujours en cours sur les interphases mais la difficulté de la définition même de l'objet étudié rend les résultats difficiles [74].

1.4 Méthodologie mise en place

1.4.1 Objectifs

Dans les matériaux composites, à matrice polymère renforcée par des fibres, les contraintes sont essentiellement supportées par les renforts. Le transfert de contraintes des fibres à la matrice se fait par cette zone de contact qui est, dans le cas de notre étude, considérée comme étant tridimensionnelle : l'interphase. Ses propriétés intrinsèques, différentes à la fois de celles des

fibres et de la matrice, résultent de leurs interactions physico-chimiques ainsi que des conditions d'élaboration du composite [129]. Elle est le siège de phénomènes locaux (*e.g.* l'endommagement) dont les conséquences se manifestent à l'échelle du comportement macroscopique (*e.g.* la perte de rigidité). Il est donc important de caractériser les propriétés de l'interphase au sein du composite afin de déterminer leur influence sur son comportement global.

1.4.2 Procédure

Lors de notre étude, l'interphase sera donc considérée comme un matériau réel nouveau dont l'étude microscopique amènera à des réponses macroscopiques, non pas pour une application particulière mais pour l'avancée des connaissances, Fig.1.8.

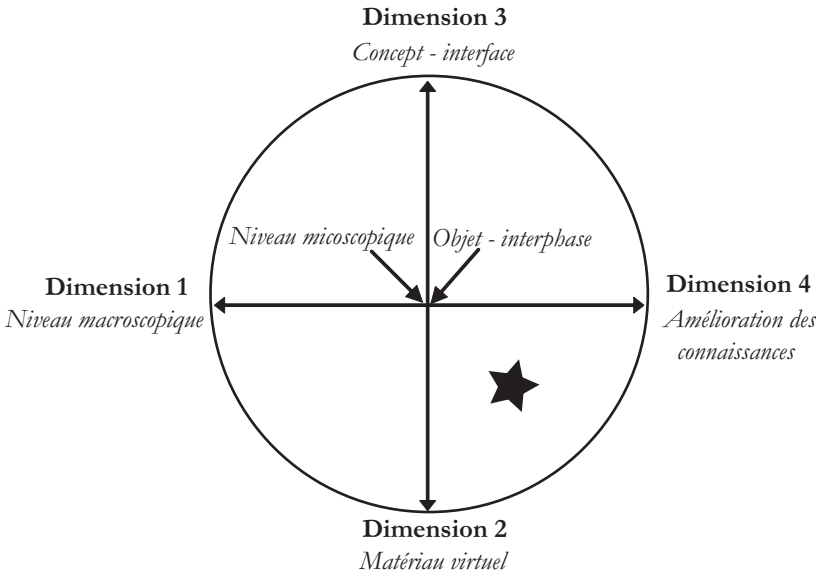


FIG. 1.8 – Positionnement de notre étude dans l'exploration de l'interphase des matériaux composites.

La démarche qui permet d'entrevoir une solution à ce problème nécessite le développement de méthodologies expérimentales et théoriques permettant d'évaluer et d'exploiter les champs de déformation à l'échelle de l'interphase, Fig.1.9.

Au cours d'un essai de traction sur un microcomposite, nous souhaitons réaliser des mesures permettant d'obtenir la carte des déformations de l'interphase. Ceci mène à l'identification de ses propriétés mécaniques, par une approche inverse, telle que la méthode des champs virtuels [67], en faisant l'hypothèse de la forme de sa loi de comportement. Ensuite, la connaissance des propriétés de chacun des constituants permet de prévoir par l'application des principes d'homogénéisation le comportement global du composite.

L'objectif final de cette étude n'est pas d'extraire les véritables propriétés mécaniques d'une interphase d'un matériau composite réel mais de montrer comment, sur une interphase définie et avec les moyens expérimentaux adaptés à l'échelle d'observation, une méthode peut être mise en place afin d'obtenir les paramètres constitutifs de la loi de comportement de cette phase.

Cette méthode permet, tout d'abord de lier les aspects expérimentaux et numériques du problème de l'interphase, ensuite de créer un lien entre les différentes échelles d'étude pour cet élément, *i.e.* du microscopique au macroscopique, et enfin de permettre une analyse standard

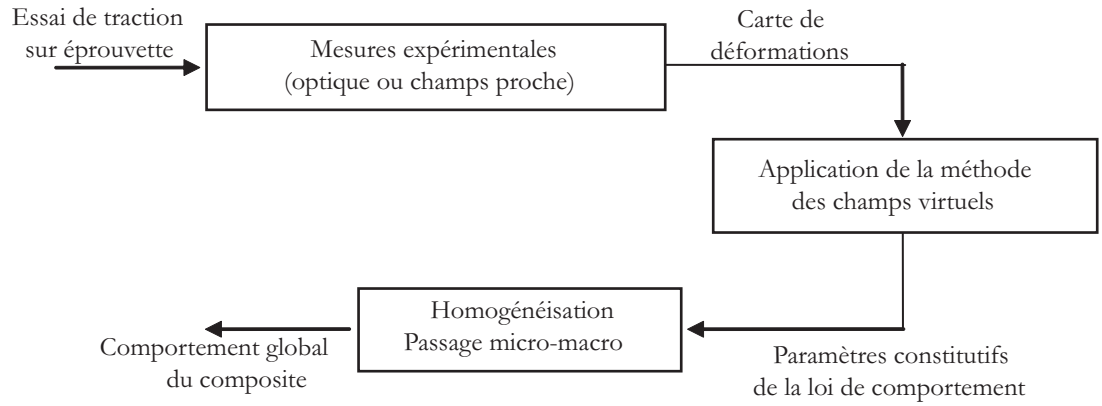


FIG. 1.9 – Démarche pour l'obtention du comportement global d'un matériau composite avec prise en compte du comportement réel de l'interphase.

applicable à chaque type d'interphase.

1.4.3 Résultats espérés

Dans le cadre de cette étude, nous nous limiterons à l'étude d'un microcomposite (*i.e.* une fibre enrobée d'une interphase noyée dans une matrice). Dans ce cas, nous éliminons les interactions entre les différents ensembles fibres-interphases existant au sein d'un matériau composite unidirectionnel à fibres longues, pris en compte lors de l'étape d'homogénéisation. De plus, l'étude d'une interphase réelle implique l'observation de l'évolution d'une épaisseur comprise entre un nanomètre et un micromètre. Cette échelle d'observation nécessite une étude à part entière. Donc, afin de valider l'ensemble de la méthode et de s'affranchir des importants problèmes liés à l'expérimentation, le choix est fait d'une éprouvette représentative d'un système monofilamentaire dont les dimensions sont plus appropriées à des techniques de mesure classiques.

Les objectifs généraux de l'étude d'une interphase d'un matériau composite peuvent être divisés en 3 séquences. Cette étude a pour but de mettre en place le mode opératoire pour la détermination des propriétés mécaniques d'une 'interphase' sur une éprouvette modélisant la structure géométrique d'un système fibre-interphase-matrice. Par la suite, il conviendrait d'appliquer la procédure de caractérisation pour une interphase réelle nécessitant alors l'étude d'un mode expérimental utilisant comme moyen d'observation un outil de type microscope à force atomique ou microscope à balayage électronique. Finalement, il s'agira d'appliquer la procédure complète comprenant à la fois la caractérisation de l'interphase et le passage micro-macro.

Dans le cadre de cette étude, les objectifs fixés sont ceux de la première phase d'étude. Il s'agira de mettre en place la procédure de caractérisation en posant les problèmes que la spécificité de l'étude pose (*i.e.* méthode expérimentale et d'identification).

Chapitre 2

Etude bibliographique de l'aspect expérimental

Sommaire

2.1 Positionnement du problème au niveau de l'expérimentation 22
2.1.1 Contexte de l'étude 22
2.1.2 Vocabulaire métrologique 22
2.2 Revue des techniques existantes 26
2.2.1 Techniques issues des lois de l'optique 27
2.2.2 Techniques dites d'analyse d'images 33
2.3 Spécifications de la mesure 37
2.3.1 Limitations expérimentales et implications 37
2.3.2 Définition de la géométrie de l'éprouvette 38
2.3.3 Critères de sélection 39
2.4 Techniques retenues 40

La première étape de cette procédure consiste au choix d'une technique expérimentale de mesure de champs cinématiques dont les résultats sur l'éprouvette permettent le traitement par une méthode d'identification inverse.

2.1 Positionnement du problème au niveau de l'expérimentation

2.1.1 Contexte de l'étude

Cette étude s'intègre dans un contexte d'observation et d'analyse de matériaux hétérogènes à l'échelle microscopique. La connaissance du champ local des déformations dans ce type de matériaux est une information importante pour l'investigation des déformations et de l'endommagement gouvernant le comportement mécanique macroscopique. C'est pourquoi l'utilisation et les développements de techniques, fiables, de mesures de champs cinématiques ont été fortement liés à la caractérisation des effets hétérogènes mécaniques à une échelle fine [72].

Les techniques de mesures de champs sans contact, qui sont des méthodes expérimentales alternatives aux techniques dites classiques de mesures locales (*e.g.* jauges de déformation, capteurs de déplacement, thermocouple, *etc.*), ont connu un développement important ces vingt dernières années. Plusieurs phénomènes ont favorisé cet essor :

- L'évolution considérable de la technologie des caméras CCD (champs de taille plus importante, augmentation des possibilités d'encodage des niveaux de gris) ;
- La diminution des coûts de l'acquisition vidéo et leur démocratisation ;
- L'évolution des capacités de calculs, performante à moindre coût par des micro-ordinateurs standards.

Même si, pour la plupart de ces techniques, les phénomènes physiques mis en jeu sont connus depuis des dizaines d'années ou plus, les enjeux et les possibilités offerts par l'utilisation du numérique ont considérablement modifiés leurs utilisations et leurs performances.

Le choix de la technique de mesure utilisée dépend de plusieurs éléments :

- La géométrie et les dimensions de l'éprouvette ;
- La taille et l'échelle d'observation de l'hétérogénéité ;
- L'utilisation et les performances des résultats obtenus.

Dans un premier temps, nous rappellerons des définitions de vocabulaire métrologique utilisées lors de cette étude afin de mettre en place les critères de choix de la technique de mesure de champ. Ensuite, un bref état de l'art de ces techniques est abordé rappelant les principes de chaque méthode et les performances généralement associées. Enfin, pour chacune d'entre elles, une bibliographie des ouvrages de référence est formulée.

2.1.2 Vocabulaire métrologique

Les techniques de mesure de champs sont caractérisées, comme toutes les autres méthodes de mesure, par la norme ISO [83]. Néanmoins, l'obtention d'une multitude de points de mesure comparé à une simple mesure par une seule acquisition implique l'introduction de nouveaux concepts, non définis par la norme ISO mais discutés dans de nombreux pays (*e.g.* USA-ASTM [7], France-CNRS GDR 2519 [59], UK/CH - SPOTS [23], *etc.*).

Deux aspects différents sont à distinguer : la mesure et la méthode de mesure.

La mesure

Rappelons que **le mesurande** définit la grandeur physique particulière soumise au **mesurage**, *i.e.* la méthode de mesure. Tout résultat de mesure est une variable aléatoire dont on ne

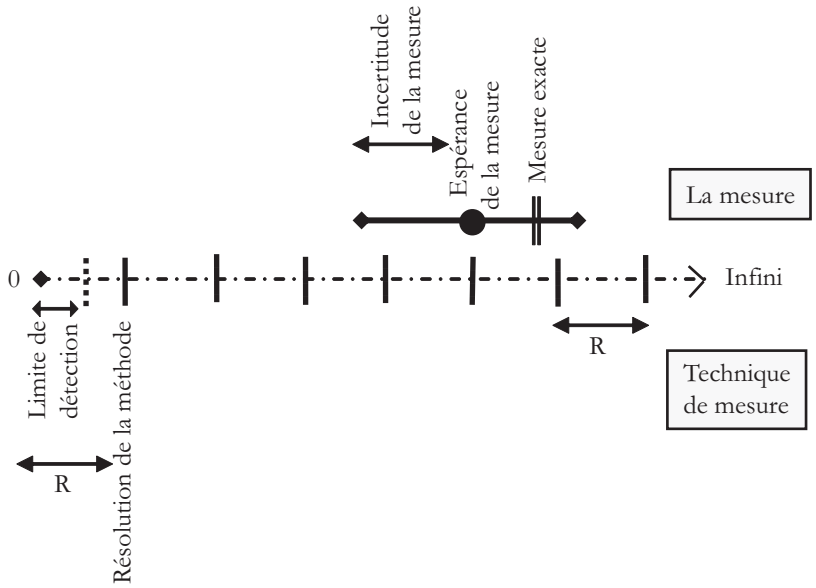


FIG. 2.1 – Schématisation des termes métrologiques de résolution, incertitude et limite de détection.

pourra pas connaître la valeur exacte. Pour que l'expression d'une valeur de mesure soit significative, elle doit comprendre trois éléments [83] : **une valeur, une unité** et **l'incertitude** sur cette valeur, Fig. 2.1.

Il est à noter que la norme ne considère pas l'intervalle de confiance comme un élément indispensable au résultat de la mesure. Néanmoins quand elle est disponible cette donnée précise la mesure.

Types de mesure [7]

Dans le cas des techniques de mesure de champs, on distingue deux, voire trois types de mesure.

- **Les données optiques** qui font référence aux données obtenues directement par le système de mesure (*e.g.* images de niveaux de gris).
- **les données intermédiaires** qui correspondent aux données obtenues par traitement des données optiques (*e.g.* champs de déplacement ou de phase).
- **Les données décodées** qui sont les informations de mesure en relation avec un gradient des données intermédiaires (*e.g.* champs de déformations).

Pour chaque type de données, les propriétés de la mesure peuvent être appliquées (valeur, unité, incertitude).

La limite de détection

La **limite de détection** d'une méthode de mesure est la valeur minimale théorique que doit avoir la grandeur mesurée pour que le résultat soit significativement différent de celui obtenu pour le mesurage du blanc (Fig. 2.1). Cette limite est définie en ne prenant en compte que les performances maximales des différents éléments matériels de la méthode, ce qui signifie que ni les

bruits de mesure, ni les erreurs de traitement algorithmiques ne sont considérés. Elle correspond à une valeur 'au mieux'.

La sensibilité d'une méthode

La norme ISO définit cette notion ainsi : *"Sensitivity of a measuring system : quotient of the change in the indication of a measuring system and the corresponding change in the value of the quantity being measured" [83].*

La **sensibilité** d'une méthode est un quotient mettant en relation la variation de la quantité actionnée avec la variation correspondant à la quantité mesurée. Cette valeur représente le gain du système de mesure.

La résolution de la mesure

La norme ISO définit cette notion ainsi : *"Resolution of a measuring system : smallest change, in the value of a quantity being measured by a measuring system, that causes a perceptible change in the corresponding indication" [83].*

La **résolution** de la mesure correspond à la plus petite fluctuation de la grandeur physique qui peut être mesurée de manière fiable (Fig. 2.1). Cette valeur représente une limite à partir de laquelle la mesure peut être considérée comme le reflet des phénomènes physiques qui lui sont liés.

Le seuil de détection n'est évalué qu'à partir des performances du matériel constituant la technique expérimentale, c'est une limite théorique. La résolution, quant à elle, prend aussi en compte les aspects de bruit de mesure. Ce n'est pas uniquement une caractéristique théorique.

Incertitude de la mesure

La norme ISO définit cette notion ainsi : *"Measurement uncertainty : parameter that characterizes the dispersion of the quantity values that are being attributed to a mesurand, based on the information used" [83].*

L'incertitude de la mesure est un paramètre quantitatif qui, associé à l'espérance mathématique du résultat de la mesure, caractérise la dispersion des valeurs qui pourrait raisonnablement être attribuée au mesurande, Fig. 2.1 [109].

La **dispersion** des résultats peut avoir de nombreuses sources. Classiquement, on peut citer : une définition incomplète du mesurande, une variation incontrolée des grandeurs d'influence du mesurande, un instrument de mesure, un opérateur, etc.

La résolution spatiale

La terminologie de résolution spatiale, qui n'est pas utilisée pour les systèmes de mesure classique, est d'une importance fondamentale dans le cadre des systèmes de mesure de champs sans contact. Sa définition n'a pas encore été établie par les standards de normalisation ISO, mais plusieurs contributions ont explicité ce terme.

- *"Distance entre deux points de mesure utilisant seulement des données optiques indépendantes" [137].* Cette définition, très restrictive, peut ne pas être adaptée à toutes les procédures de post-traitement utilisé dans ce type de technique, *e.g.* algorithme de dérivation numérique utilisant des poids.

- *"Distance à partir de laquelle un phénomène local a un effet négligeable sur les mesures voisines" [97].* Cette définition manque de précision et laisse une large interprétation quant à l'importance de l'influence des phénomènes.
- *"La demi-période du composant de la plus haute fréquence contenu dans la bande de fréquence des données optiques" [7].* Cette définition implique que les données décodées peuvent avoir une plus haute résolution spatiale que les données intermédiaires et ceci en fonction de l'algorithme de post-traitement utilisé. Cette liberté nous semble inadéquate.

Dans le souci majeur de permettre une comparaison entre les différentes techniques de mesure de champs sans contact, une nouvelle définition est établie ci-dessous. En effet, chaque algorithme ou procédure implique une limitation de son champ d'action, c'est ce que l'on appelle la résolution spatiale de l'algorithme. Cette dernière dépend des paramètres d'entrée et du type de traitement. Néanmoins, dans la plupart des cas, plusieurs algorithmes ou traitements sont appliqués pour l'obtention d'une mesure et c'est la combinaison des résolutions spatiales qui fait l'objet d'une description littérale ci-dessous. Cette expression est établie par analogie à la sommation de filtres Gaussiens. Chaque algorithme ou procédure peut être assimilé comme l'application d'un filtre Gaussien.

Définition et somme de filtres Gaussiens

On appelle loi Gaussienne centrée, la loi définie par la densité de probabilité $\varphi(X)$, Eq.2.1, dont l'espérance est nulle et la variance vaut s^2.

$$\varphi(X) = \frac{1}{s.\sqrt{2\pi}} \exp(-\frac{X^2}{2s^2}) \tag{2.1}$$

La transformée de Fourier d'une fonction gaussienne centrée sur l'origine est une autre fonction gaussienne, fig.2.2, de largeur inversement proportionnelle, elle-même centrée sur l'origine, Eq.2.2.

$$FFT[\phi(X)] = \frac{1}{2\pi} \exp(-\frac{w^2 s^2}{2}) \tag{2.2}$$

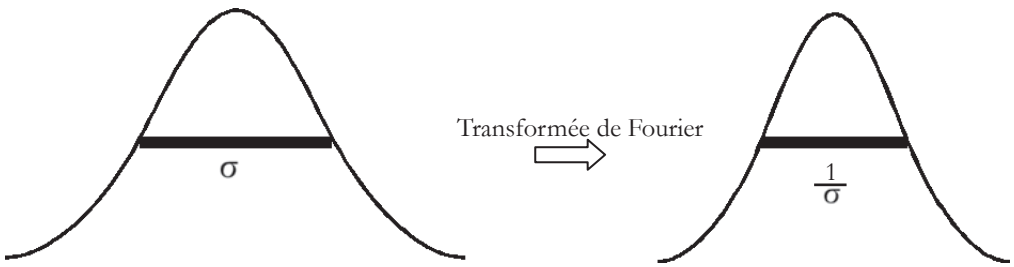


FIG. 2.2 – Transformée de Fourier d'une fonction Gaussienne.

Considérons qu'à une image décrite par une fonction $f(x)$, on applique successivement deux filtres Gaussiens $g_1(x)$ et $g_2(x)$. Cette application $F(w]$ peut être décrite littéralement par la convolution des fonctions, Eq.2.3.

$$F(w) = f(x) \odot g_1(x) \odot g_2(x) \tag{2.3}$$

On peut écrire la fonction $F(w)$ comme étant la transformée inverse de Fourier de la transformée de Fourier de l'expression décrite Eq.2.3. Or, la transformée de Fourier d'une convolution

est le produit des transformées de Fourier des fonctions convoluées. L'expression peut être écrite Eq.2.4.

$$F(w) = FFT^{-1}[FFT[f(x) \odot g_1(x) \odot g_2(x)]] \quad (2.4)$$
$$= FFT^{-1}[FFT[f(x)].FFT[g_1(x)].FFT[g_2(x)]] \quad (2.5)$$

Or d'après la propriété de la transformée de Fourier d'une Gaussienne Eq.2.2, on peut détailler Eq.2.6 où $s_3^2 = s_1^2 + s_2^2$.

$$FFT[g_1(x)].FFT[g_2(x)] = \exp(-\frac{w^2.s_1^2}{2}).\exp(-\frac{w^2.s_2^2}{2}) \quad (2.6)$$
$$= \exp(-\frac{w^2(s_1^2+s_2^2)}{2}) \quad (2.7)$$
$$= \exp(-\frac{w^2.s_3^2}{2}) \quad (2.8)$$
$$= FFT[g_3(x)] \quad (2.9)$$

Ainsi l'application successive de deux filtres Gaussiens est équivalente à celle d'un filtre Gaussien dont la largeur à mi-hauteur est égale à la racine de la somme des variances des deux filtres.

Transposition à la résolution spatiale

Chaque opération effectuée pour l'obtention des données étudiées (optiques, intermédiaires ou décodées) implique une zone d'application déterminée au sens des variances. Par analogie à la somme des filtres gaussiens, la résolution spatiale correspond à la racine carrée de la somme des variances s_i^2 de chaque opération élevée au carré, *i.e.* Eq.2.10, où i représente chacune des étapes du processus d'obtention des données.

$$RS = \sqrt{\sum_i s_i^2} \quad (2.10)$$

L'application de cette formulation est spécifiée en fonction des techniques appliquées aux sections 3.2.2 et 5.1.6.

Cette section ne reprend pas la totalité des termes métrologiques caractérisant les techniques de mesure [83] mais seulement ceux dont l'utilisation est nécessaire pour la suite de cette étude. Afin de déterminer les critères de choix, il faut définir clairement la géométrie de l'éprouvette.

2.2 Revue des techniques existantes

De nombreux aspects peuvent être étudiés grâce aux techniques de mesure de champs : température [57], déplacements [50], déformations [141], forme [134, 55], *etc.* On peut distinguer deux grandes familles de techniques de mesure de champs cinématiques (déplacements ou déformations) : les techniques d'analyse d'images et celles issues des lois de l'optique.

Les déformations peuvent être obtenues indirectement par dérivation numérique des champs de déplacements, *e.g.* le speckle interférométrique, le moiré géométrique ou interférométrique, l'interférométrie holographique, la corrélation d'images numériques, la méthode de grille, *etc.* ; ou directement lors de la procédure de mesure, *e.g.* shearography. Pour toutes, la même hypothèse sert de point de départ : les déformations subies au coeur du matériau sont répercutées identiquement sur la surface de l'objet étudié, *i.e.* hypothèse de contraintes planes.

De nombreux classements de ces techniques sont possibles : par ordre chronologique [125], type de codage [138], domaines d'application [90], nature du mesurande [138], ou encore en fonction des principes physiques utilisés, ainsi qu'effectué ci-après.

2.2.1 Techniques issues des lois de l'optique

Elles exploitent toutes des phénomènes physiques issus des lois de l'optique et d'une façon générale, nécessitent un montage optique destiné à faire apparaître le phénomène conduisant aux champs cinématiques recherchés (*e.g.* franges d'interférence), ce qui rend plus coûteux ces systèmes par rapport aux techniques d'analyse d'images. Parmi celles-ci, on peut notamment citer : la photoélasticimétrie, la méthode de grille, le moiré interférométrique, l'interférométrie holographique ou le speckle interférométrique.

Photoélasticité

La photoélasticimétrie est une méthode expérimentale permettant de visualiser les contraintes existant à l'intérieur d'un solide grâce à sa photoélasticité. Elle peut être bi- ou tri-dimensionnelle, de transmission ou de réflexion, les domaines d'application étant variés. Elle permet de déterminer en tout point de la surface d'une pièce soumise à des efforts :

- Les directions principales des contraintes ;
- La valeur de la contrainte maximale.

La photoélasticimétrie, appelée encore photoélasticité, est basée sur le phénomène de biréfringence provoqué par certains matériaux transparents, *e.g.* les résines époxyde. Ces milieux transparents optiquement isotropes deviennent anisotropes s'ils sont soumis à une déformation. Tous les matériaux sont *a priori* susceptibles de présenter ce phénomène, mais certains ont une sensibilité très supérieure aux autres ; ils sont alors dits photoélastiques.

Ce phénomène a été, initialement, observé par David Brewster ($1781 - 1868$) dans le verre au début du XX^e siècle. Le traité de Coker et Filon [39] ainsi que les travaux de Frocht [51] sont pionniers dans l'exploration des aspects et des applications de la photoélasticité. Depuis, la méthode a été largement utilisée dans l'industrie comme moyen d'analyse de contraintes en 2D. Sa simplicité d'usage et la capacité de visualisation de la totalité du champ sont des atouts majeurs pour l'utilisation industrielle. Les applications récentes de la photoélasticité concernent plus particulièrement les capteurs à fibres optiques [22].

Principe de la méthode

Les matériaux biréfringents sont des supports optiques qui ont la capacité de séparer le vecteur lumière en deux composantes vectorielles orthogonales et de transmettre ces composantes avec différentes vitesses. Par conséquent, les deux composantes orthogonales arrivent avec différents retards et forment la figure de franges. Lorsqu'une pièce, réalisée dans un matériau dit biréfringent, est soumise à un chargement, des franges, reflets de la répartition des contraintes, apparaissent. L'analyse de ces franges est réalisée par un polariscope, qui permet l'analyse du champ local des contraintes (dans le domaine élastique), Eq. 2.11.

$$\mathbf{\Phi} = 2\pi \frac{Ae}{G\lambda} \boldsymbol{\sigma}_{s_{max}} \tag{2.11}$$

où $\mathbf{\Phi}$ représente le déphase, A une constante dépendant de la nature du matériau, e l'épaisseur traversée, λ la longueur d'onde dans le vide de la lumière utilisée et G le module de cisaillement.

Différents types de réglages sont possibles, l'utilisation d'un analyseur-polariseur rectiligne croisé (Fig.2.3) ou le montage à polariseur circulaire sont des montages standards. Différents traitements comme l'analyse spectrale, la méthode de changement de phase ou le recours aux transformées de Fourier sont utilisés afin d'améliorer les performances de cette technique.

Performances

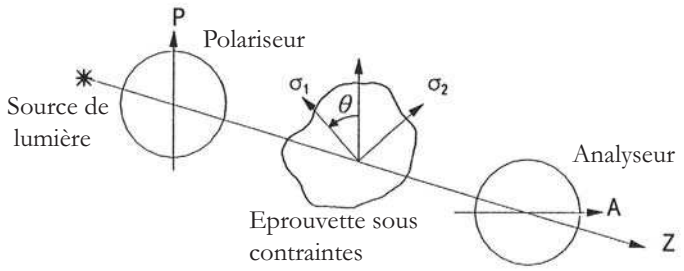


FIG. 2.3 – Montage technique d'un polariscope linéaire (Extrait de [34]).

Les mesures autorisent une reconnaissance des franges avec une précision de l'ordre de $\pm 0,005$ *frange* pour des hautes résolutions de caméra. Les procédures sont maintenant automatisées par l'utilisation de polariscopes motorisés, d'une acquisition des clichés par caméra CCD et d'un dépouillement numérique.

Comme la mesure est liée aux matériaux photoélastiques, elle n'est possible qu'en leur présence. A cause de cette restriction, cette technique de mesure est uniquement utilisée sur des modèles réalisés en résine ou des pièces recouvertes d'un film photoélastique, pour étudier les répartitions des déformations dans les structures, engendrées par des variations de géométrie.

Les échelles balayées s'échelonnent de un à plusieurs dizaines de centimètres. La définition des franges et donc la résolution de la mesure dépend en partie de la résolution des caméras.

La précision du système peut être affectée par les facteurs suivants : la linéarité (erreur observée entre 1 et $2,5\%$), l'erreur de numérisation (erreur de moins de $0,5\%$) et les bruits optiques et électriques (erreur négligeable).

La méthode de la grille

La méthode de la grille permet de mesurer le champ des déplacements plans de la surface d'un objet soumis à un effort.

Principe de la méthode

Dans cette méthode, le phénomène fondamental est la déformation solidaire d'une grille collée, déposée ou gravée sur la surface de l'échantillon étudié. On supposera alors qu'elle suit fidèlement les déplacements et les déformations du substrat sur lequel elle est déposée. Cette grille est illuminée puis observée par une caméra CCD. Si ses lignes sont perpendiculaires à la direction $\mathbf{x}$, l'intensité lumineuse réfléchie par un point $A(x_A, y_A)$ de la surface dans l'état initial s'exprime par Eq.2.12.

$$I_i(x_A, y_A) = I_i[1 + \gamma \cos(\frac{2\pi x_A}{f_p})] \tag{2.12}$$

où I_i est l'intensité initiale, γ est le contraste et f_p est la période de la grille. La sollicitation de l'objet provoque un déplacement du point A à une position $a(x_a, y_a) = A(x_A, y_A) + \mathbf{U}(A)$ dans l'état final. En supposant que la grille a suivi ce déplacement (hypothèse de base), l'intensité lumineuse au point a dans l'état final sera la même qu'au point A dans l'état inital. La phase de cette intensité dans l'état final est donc une superposition de la phase linéaire liée à la porteuse et de la modulation de la phase due au déplacement. Ce déphasage $\mathbf{\Phi}$ s'écrit par Eq.2.13.

$$\mathbf{\Phi}(a) = \frac{2\pi}{p}\mathbf{U}(a) \tag{2.13}$$

Cette équation établit la relation entre la modulation de la phase et le déplacement, ce qui permet par l'analyse des variations de phase d'obtenir les champs de déplacements.

Performances

Deux points sont à retenir lors d'une observation par la méthode de grille : tout d'abord, le plan du capteur CCD de la caméra et le plan de la grille doivent être parallèles. Il est préférable que l'image soit la plus constrastée possible sans toutefois présenter de saturation. Enfin, il existe des grilles avec des pas de 50 μm à quelques millimètres.

L'inconvénient majeur de la méthode de grille est sa forte sensibilité aux mouvements hors-plan. Les conséquences sur la mesure des déplacements plans est loin d'être négligeable. Cette technique est valable sous la condition que les déplacements et les déformations soient petits.

Typiquement, la résolution de la méthode de grille est de l'ordre du centième de franges, soit un centième du pas de la grille collée sur l'éprouvette (min. $0,5$ μm). La résolution de la méthode de grille semble un peu limitée pour notre cas, de plus la grille collée, transmettrice des déformations de l'éprouvette, masque la microstructure de l'éprouvette.

Les méthodes interférométriques

L'interférométrie est une technique pour mesurer la déviation entre deux champs d'ondes avec une sensibilité de l'ordre d'une fraction d'onde de la source lumineuse. Le principe général consiste à faire interférer des faisceaux de lumière monochromatique ayant suivi des chemins différents. Un des faisceaux étant en général le faisceau de référence, l'autre éclaire la surface dont on veut étudier les mouvements. Les ondes de lumière ne peuvent interférer que si elles sont émises par la même source. La plupart des interféromètres comprennent les éléments suivants :

- Une source lumineuse ;
- Un élément pour dédoubler la lumière en deux ondes partielles (ou plus) ;
- Différents chemins de propagation où les ondes partielles subissent différentes trajectoires ;
- Un élément pour superposer les ondes partielles ;
- Un détecteur pour l'observation des interférences.

Malgré tout, il y a des inconvénients et des limitations à cette pratique :

- Elle est très sensible aux vibrations ;
- Elle est sensible aux rugosités de la surface qui perturbent la mesure (sauf dans le cas du speckle interférométrique) ;
- Un problème ambigu survient lorsque la différence de phase entre deux pixels voisins est supérieure à 2π.

De nombreux phénomènes physiques améliorent leurs performances lorsqu'ils sont associés à l'interférométrie : l'holographie, le moiré, le speckle, *etc.*

L'interférométrique holographique

Bien que l'holographie nécessite l'utilisation de la lumière cohérente (inventée par Gabor [52] en 1948), elle existait depuis plus d'une décennie avant l'invention du laser. De nos jours et grâce aux techniques de l'holographie, nous sommes capables de faire interférer deux ondes réfléchies par le même objet en les mémorisant numériquement à deux instants différents.

Principe de la méthode

L'holographie consiste à enregistrer, sur un support photographique à grains très fins, les interférences entre deux ondes : une onde d'éclairage direct, dite onde de référence, et une onde

correspondant à la lumière diffusée par l'objet holographié, dite onde objet. Le montage expérimental est représenté Fig. 2.4. Après développement de la plaque holographique, celle-ci est

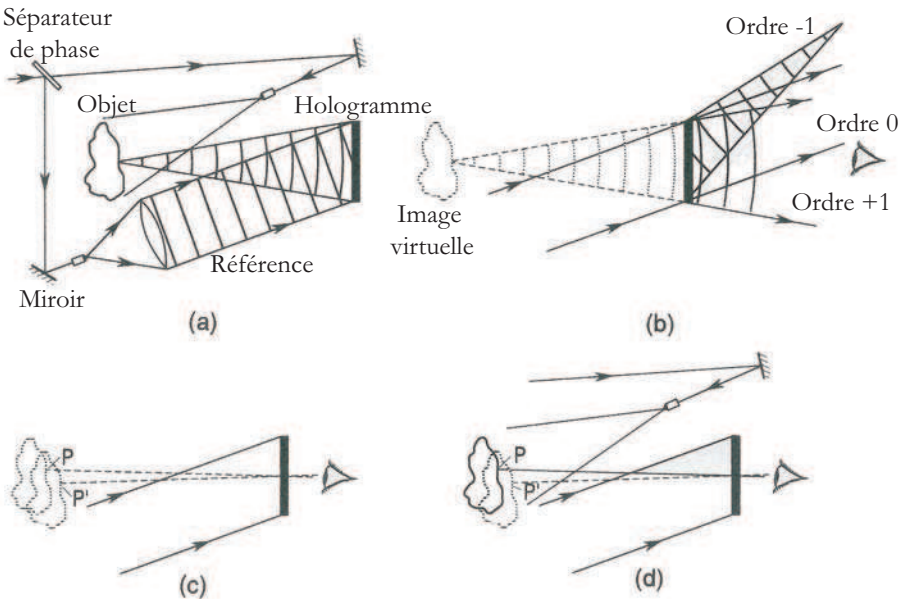


FIG. 2.4 – Montage technique de l'interférométrie holographique (Extrait de [123]).

éclairée par l'onde de référence qui a servi à l'enregistrement Fig. 2.4. Dans le cas de déformations statiques, les méthodes peuvent être classées en deux types : l'interférométrie en double exposition et l'interférométrie en temps réel.

Le frein majeur au développement de cette technique réside dans la procédure d'exploitation des résultats qui nécessitent une phase d'enregistrement de l'hologramme et une phase de restitution. Jusqu'à une époque récente les seuls supports présentant les caractéristiques adaptés à ce type d'application étaient les plaques holographiques. Chaque mesure nécessitait alors l'enregistrement d'un hologramme puis une phase de développement du support holographique, induisant des coûts importants tant au niveau des consommables qu'au niveau des temps de traitement.

Cependant, comme de nombreuses techniques optiques, l'holographie connaît un renouveau en raison des avancées des capteurs CCD. L'association des qualités intrinsèques de l'holographie et des moyens actuels d'enregistrement couplés à l'augmentation significative de la puissance des outils de calculs et de traitement a ouvert la voie à l'holographie numérique.

Performances

Un banc d'interférométrie holographique permet de mesurer de façon extrêmement précise, jusqu'à $0,3\ \mu m$, les modes et les amplitudes en déplacement sur des pièces dont les dimensions vont de quelques millimètres carrés à plusieurs centaines de millimètres carrés.

Notons cependant que la principale limite au développement de l'holographie numérique réside dans la résolution des matrices CCD dont les pixels ont des tailles bien supérieures à celle des émulsions photographiques classiques. En effet, les performances, inférieures au μm, sont obtenues grâce à l'holographie classique alors que l'holographie numérique conduit à des résolutions de l'ordre de quelques micromètres. De plus, les études présentées ne traitent que rarement des zones d'observations inférieures à plusieurs millimètres carrés.

Le moiré interférométrique

Principe de la méthode

Le moiré interférométrique peut s'expliquer en combinant les concepts et techniques du moiré géométrique et de l'interférométrie. Son atout majeur est sa capacité à mesurer des déplacements plans sur la surface d'un objet, avec une bonne résolution et un excellent rapport signal sur bruit.

Un réseau de diffraction sinusoïdal est illuminé symétriquement dans le plan perpendiculaire aux lignes du réseau par deux faisceaux collimatés, mutuellement cohérents, sous un angle α (Fig.2.5) tel que les faisceaux diffractés suivant le premier ordre se propagent parallèlement à la normale à la surface de l'échantillon. Ils interfèrent et les franges d'interférence sont observées dans un plan image du réseau donné par une lentille d'imagerie. Les deux faisceaux constituent

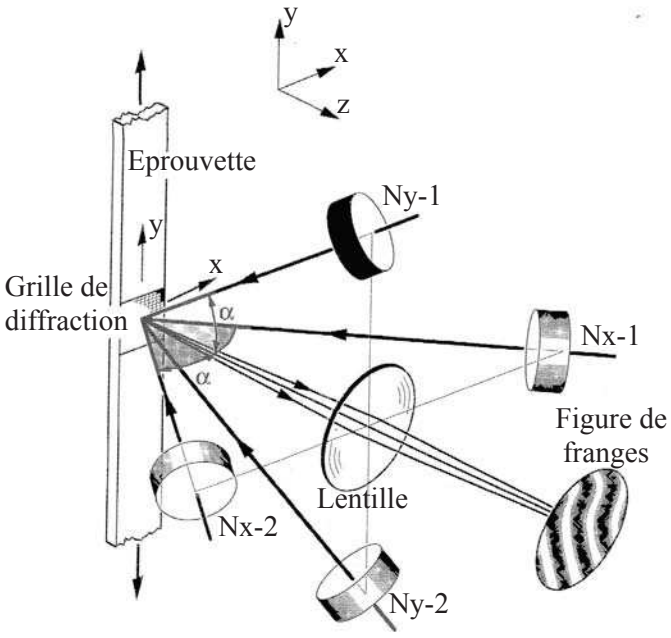


FIG. 2.5 – Illustration schématique d'un moiré interférométrique à 4 faisceaux pour l'enregistrement des figures de franges suivant les deux directions de déformations $\boldsymbol{x}$ et $\boldsymbol{y}$ (Extrait de [120]).

l'interférence, *i.e.* ils créent une grille virtuelle dans la zone de leur intersection. La grille virtuelle est coupée par l'éprouvette, ainsi apparaît une rangée de lignes claires et foncées : la figure de frange. Lors du chargement, la grille déformée liée à l'éprouvette et la grille virtuelle de référence interagissent pour former la figure de moiré, qui est observée par un dispositif optique et numérisée par une caméra CCD. La phase des franges d'interférence est observée dans l'état initial et dans l'état final, après un déplacement $\mathbf{U}$ d'un point du réseau. La variation $\Delta\Phi_x$ de phase des franges s'écrit alors Eq.2.14

$$\Delta\Phi_x = \frac{4\pi}{\lambda} u_x \sin\alpha \tag{2.14}$$

où λ représente la longueur d'onde de la source lumineuse, u_x le déplacement selon la direction $\mathbf{x}$. Or, le pas p du réseau et la direction de diffraction sont liées par la longueur d'onde λ du laser Eq.2.15

$$p = \frac{\lambda}{\sin\alpha} \tag{2.15}$$

En considérant l'Eq.2.15, la relation Eq.2.14 peut être réécrite Eq.2.16.

$$\Delta\Phi_x = \frac{4\pi}{p} u_x \tag{2.16}$$

Cette équation montre que la variation de phase des franges d'interférence est proportionnelle au déplacement plan de l'objet selon la direction **x**. Pour obtenir la composante u_y du déplacement, il faut illuminer le réseau symétriquement par deux faisceaux situés dans le plan (yz). Le raisonnement est le même que pour u_x.

Performances

Le moiré interférométrique à décalage de phase est une technique de mesure optique connue pour sa haute sensibilité [73, 93, 114]. Il a été démontré que cette technique offre des résolutions en déplacement de l'ordre de quelques nanomètres avec un équipement adéquat [104]. Ces performances sont particulièrement adaptées pour l'analyse de très petites déformations, comme celles qui se produisent lors des essais de traction des matériaux. Cependant, à cause du bruit rémanent présent dans les champs de déplacements, la détermination des déformations expérimentales peut poser de nombreux problèmes. Des contributions [105] montrent que l'application d'une différentiation directe, même à partir des champs de déplacements avec de faibles niveaux de bruit, peut conduire à des niveaux de bruit pour les cartes de déformations inacceptables. Les résultats de ces procédures sont affectés par des bruits aléatoires et systématiques. Des traitements numériques, de type lissage par exemple, peuvent être appliqués pour limiter l'impact de ces défauts.

Pour conclure : les bruits optiques et les perturbations environnementales, la qualité de la grille de diffraction et des autres composants optiques de l'interféomètre, les précautions dans l'alignement des faisceaux lumineux, les caractéristiques et la procédure de décalage de phase en font une technique difficile à maîtriser mais dont les performances sont excellentes.

Le speckle interférométrique

La granularité laser est un bruit spatial présent dans l'intensité lumineuse diffusée par une surface matérielle dite 'rugueuse', *i.e.* non polie, lorsque la source est monochromatique. Le speckle donne un aspect granulaire à cette surface [65, 66]. À la différence des interféromètres classiques où des faisceaux spéculaires et des surfaces polies doivent être employés, les interféromètres de speckle peuvent être utilisés pour étudier des déformations de surfaces d'objet qui dispersent la lumière.

Principe de ces méthodes

L'interférométrie de speckle permet une grande souplesse dans le choix des directions d'éclairage et d'observation. Il existe une multitude de montages permettant de nombreuses applications. On peut notamment citer les montages de type [85] :

- Hors-plan ;
- Dans le plan (en double éclairage ou en double observation), *e.g.* ESPI Fig.2.6 ;
- Comparatif ;
- Différentiel (shearography) ;
- De vélocimétrie ;
- Contourning.

Ces méthodes sont basées sur l'addition de la lumière dispersée par la surface d'objet avec un faisceau de référence qui peut être un champ spéculaire ou dispersé ne provenant pas nécessairement de l'objet. Les changements de phase sont codés par le faisceau de référence avec l'hypothèse

que la microstructure de la surface soit modifiée. Ce déplacement est extrait en corrélant deux taches, prisent avant puis après le déplacement de l'objet.

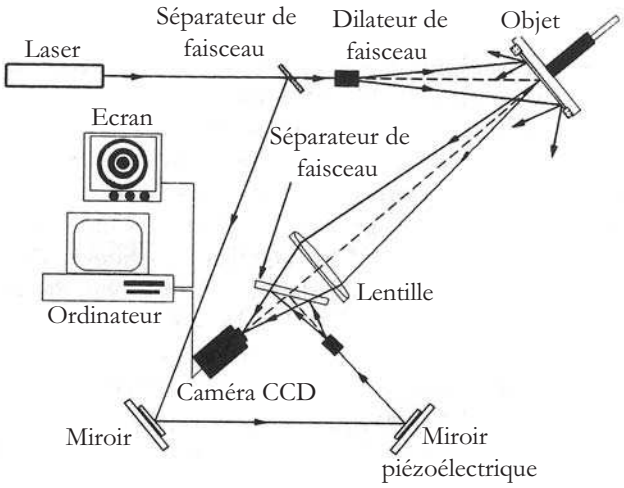


FIG. 2.6 – Montage conventionel ESPI : un miroir monté sur un système piézoélectrique est actionné pour introduire le décalage de phase (Extrait de [87]).

L'interférométrie de speckle peut être associé à l'holographie numérique ou à l'interférométrie réseau.

Performances

L'incertitude de l'interférométrie de speckle de la mesure de phase est comprise entre $\frac{1}{1000}$ et $\frac{1}{10}$ de franges.

L'interférométrie de speckle possède les grands avantages d'être plus robuste que l'holographie et plus flexible que l'interférométrie de réseau. Par contre, les signaux sont grandement bruités et le montage de la technique est complexe et couteux. Cependant l'inconvénient majeur de cette technique réside dans sa faible résolution spatiale pour la carte de phase : un lissage est inéluctablement effectué sur plusieurs pixels et souvent les performances annoncées ne concernent pas des mesures spatialement indépendantes.

2.2.2 Techniques dites d'analyse d'images

Les méthodes d'analyse d'images sont basées sur l'analyse de deux images représentatives respectivement des états initial et déformé de la structure étudiée. Le champ de déplacement entre ces deux séquences est déterminé discrètement en évaluant le mouvement d'un certain nombre de repères attachés à la surface de l'objet. Ces derniers forment un contraste sur cette surface et permettent l'obtention des composantes planes du champ de déplacement.

Ce type de techniques permet des applications multiples, en particulier à tous types d'échelle. Pour cela, il suffit d'adapter le système d'observation utilisé et le marquage de la surface de l'objet en fonction du niveau d'observation souhaité.

Ces techniques ont connu un essor important ces vingt dernières années, en particulier, grâce aux développements des moyens de traitements informatiques et des capacités de numérisation et d'acquisition des images.

Parmi ce type de technique, on peut citer : les méthodes de grille, la corrélation d'images numériques et les méthodes de flot optique.

Les deux éléments fondamentaux de ces techniques sont le marquage et le système d'observation, car ce sont eux qui définiront les performances. Quant aux marquages, on en dénombre quatre types majeurs.

1. Texture naturelle.
   Aucun ajout n'est nécessaire sur la surface de l'objet. Cette dernière doit présenter suffisament de caractéristiques pour permettre le post-traitement.

2. Dépôts par peinture.
   Les dépôts par pulvérisation de peinture permettent la création d'un mouchetis nuancé en niveaux de gris sur la surface de l'objet étudié. L'avantage des mouchetis de peinture réside dans le fait que le contraste local existe en tout point de la surface et donc la mesure peut être effectuée n'importe où. Les inconvénients majeurs de cette méthode sont le fait qu'elle cache la microstructure de la surface de l'objet et qu'il est difficile d'en maîtriser les motifs (*i.e.* taille, nombre, aspects des tâches, *etc.*).

3. Dépôts par microélectrolithographie.
   Les grilles de points ou de lignes sont les motifs les plus classiquement employés. L'amplitude du contraste est liée à la différence de numéro atomique entre le matériau de l'objet et celui déposé après irradiation de la résine (*i.e.* or [40, 131], platine, argent ou nickel). Cette application sur les métaux peuvent mener à des pas de grilles de 1 à 20 μm sur une surface de 1 mm^2. L'avantage de la microélectrolithographie est qu'elle laisse visible une grande partie de la microstructure, par contre elle n'est pas adaptable à tous types de matériaux avec les mêmes performances. En effet, le principe de dépôt par microélectrolithographie nécessite, dans le cas d'un dépôt d'or [3], l'irradiation d'une résine déposée au préalable et l'utilisation d'un solvant pour débarassé du surplus de résine après le dépôt d'or. Or ce procédé n'est pas aisément applicable à un matériau de type résine époxyde. Il peut être adapté à ce type de matériau, cependant les performances en sont nettement amoindries et des bruits de mesure apparaissent dues à de nombreux résidus de résine inévitables.

4. Gravure chimique.
   Des matériaux massifs ou en films minces sont gravés en milieu humide à température ambiante ou en bains thermostatés. Une large gamme de graveurs est disponible permettant d'effectuer des gravures plus ou moins sélectives. Ce sont des solutions chimiques acides ou basiques aux concentrations bien établies en fonction des applications. Les gravures standards sont typiquement au silicium, au dioxyde de silicium ou aux métaux. Tout comme la microélectrolithographie, cette technique n'est pas applicable à tous types de matériaux.

5. Gravure mécanique.
   La gravure mécanique affiche des performances très en retrait par rapport aux autres techniques de marquage. En effet, même si les surfaces couvertes sont beaucoup plus importantes (*i.e.* 1 m^2/h), le pas du marquage n'est que de 400 lignes par centimètre (*i.e.* 25 μm) associé à une profondeur maximale de 65 μm.

Les méthodes de grille [46]

Elles ont pour particularité d'utiliser des repères disposés régulièrement. Le principe de ces méthodes est de suivre le déplacement de ces repères entre les états de référence et déformé par un traitement d'image.

Principe de la méthode

Les marquages nécessaires pour créer à la surface de l'éprouvette le contraste indispensable à l'analyse, peuvent être de plusieurs types en fonction du mode d'obtention (*i.e.* peinture, dépôts métalliques, gravage mécanique ou chimique, *etc.*). Le type de marquage et la méthode qui lui est associé sont à mettre en relation avec le niveau d'observation souhaité (et les performances souhaitées), les contraintes expérimentales (*i.e.* température, environnement corrosif, *etc.*) et le type de matériel d'observation afin que le contraste soit visible.

Le suivi de repères entre les deux configurations, avant et après déformation, consiste en une analyse d'images numérisées en niveaux de gris puis traitées numériquement (*e.g.* par seuillage). En effet, le marquage se distingue de l'objet en lui-même par des niveaux de gris sensiblement différents de ceux du matériau. Il s'agit alors de retrouver l'information correspondant aux repères et de les isoler dans les deux configurations (*e.g.* en fixant un seuil de niveaux de gris). Leurs positions peuvent être retrouvées au pixel près et celle du centre du motif sera alors identifiée. Les déformations locales peuvent être déterminées par l'application d'une dérivation discrète connaissant le champ de déplacement par différence des coordonnées entre les deux états.

Performances

La procédure d'identification de la position du centre du motif nécessite souvent une intervention humaine afin d'identifier les pixels parasites dont les niveaux de gris correspondent à ceux de la grille sans pour autant en faire partie. Néanmoins, des algorithmes ont été développés pour parer partiellement ces défauts.

Cette technique n'est pas bien adaptée pour l'étude d'un matériau à phases multiples présentant des contrastes différents. Le niveau de gris des repères dans chaque phase n'est plus identique, ce qui nécessite l'utilisation d'un double seuillage et donc implique une multiplication des erreurs. De plus, les méthodes de grille sont peu fiables et imprécises face à de nouvelles techniques utilisant aussi le traitement d'images numériques. Elles restent néanmoins dans certains cas une approche simple, peu couteuse et dont les performances peuvent suffire.

Les méthodes de corrélation

Les méthodes de corrélation d'images ont été développées au début des années 80 et, malgré leur nouveauté, elles ont rapidement acquis une place de choix dans les études du domaine de la mécanique. La plupart des applications se résument à des études macroscopiques sur des éprouvettes d'essais mécaniques. L'échelle microscopique est souvent attribuée à une analyse millimétrique par une zone d'observation centimétrique. Néanmoins, des études ont montré que l'adaptation du système d'observation optique peut permettre des observations plus fines avec des niveaux de déplacements de l'ordre d'une dizaine de nanomètres.

Principe de la méthode

Le principe de cette technique, illustrée Fig.2.7, consiste à comparer deux images grâce aux variations de texture sur la surface de l'objet observé. Pour cela on utilise un motif aléatoire, *e.g.* de type mouchetis de peinture, qui fournit le codage nécessaire à la surface pour permettre ensuite la corrélation. Dans certains cas, l'utilisation d'un motif de type grille est possible, ce qui permet de ne pas occulter la microstructure. Il n'y a pas de règle particulière quant à l'ajout de repère sur la surface, différents types d'applications peuvent convenir : peinture, poudre de carbone, paillettes, speckle du à un laser, *etc.* Le choix dépend des performances attendues.

La comparaison des deux images s'effectue en appariant des points homologues par maximi-

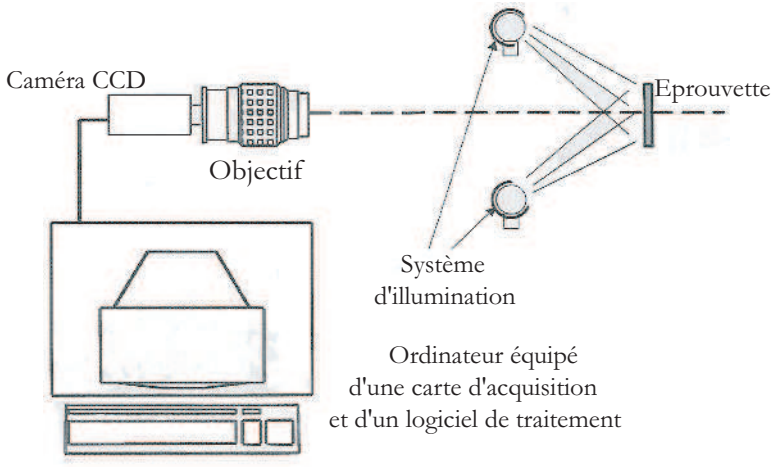


FIG. 2.7 – Schéma d'une système d'aquisition de données pour un montage de corrélation d'image numérique bi-dimensionel (Extrait de [144]).

sation d'une corrélation calculée sur un voisinage autour de ces points. Le motif aléatoire rend possible la reconnaissance des points homologues les uns par rapport aux autres (sauf pour un marquage de grille où un algorithme adapté doit être utilisé). La recherche du maximum de la corrélation est traitée numériquement avec souvent une interpolation des niveaux de gris afin d'atteindre des performances sub-pixel. Une fois les coordonnées des points homologues identifiées, la démarche est identique à la technique de la grille. On évalue les déplacements par différence et les déformations locales par dérivation discrète.

Performances

Les avantages de la technique de corrélation d'images numériques sont multiples :

- La précision de la mesure est sub-pixel grâce à l'utilisation des algorithmes d'interpolation de la fonction d'intercorrélation, ce qui aboutit à des performances intéressantes ;
- La résolution spatiale de la mesure n'est pas limitée à la distance entre les points, contrairement à la méthode de grille, puisque le contraste est réparti sur la totalité de la surface. Elle dépend du paramétrage de l'algorithme de corrélation ;
- Une analyse par corrélation d'images est très rapide et permet l'obtention d'une multitude de points de mesure ;
- La surface n'a pas forcément besoin d'une préparation particulière. Si le marquage existe naturellement sur la surface de l'éprouvette aucun ajout n'est nécessaire et on peut ainsi voir la microstructure.

On peut aussi y trouver de nombreux inconvénients :

- La surface de l'éprouvette ne présente que rarement le marquage nécessaire pour effectuer une bonne analyse de corrélation. L'ajout de repères sera nécessaire. Ces dépôts sur la surface de l'éprouvette occultent, tout ou partie, de la microstructure ;
- Un mauvais alignement du système d'observation par rapport à l'objet étudié peut provoquer des erreurs importantes dans le résultat de la corrélation sans que l'opérateur ne s'en aperçoive car la prise d'images est toujours possible ;
- Le nombre de points traités est limité par la taille du capteur de la caméra CCD utilisée.
- Toutes variations de la texture dues à l'application d'un effort sur la pièce étudiée mais non liée à la microstructure réelle de celle-ci, modifient l'image et donc implique une erreur

dans les résultats.

Les méthodes de flot optique

Ces méthodes sont issues de la recherche en imagerie informatique qui se focalise sur les problèmes de détection de mouvements dans des séquences d'images. Les applications sont ciblées autour de l'imagerie satellite pour les études météorologiques et les adaptations à la mécanique des matériaux sont rares. Ces méthodes trouvent leur origine dans les théories complexes d'analyse d'images, *i.e.* le flux optique.

Principe de la méthode

Le flot optique représente le champ de vitesse produit par le mouvement des objets présentant un contraste, observé à partir d'une séquence d'images. La détection du mouvement est réalisée en postulant que l'intensité lumineuse des objets observés se conserve au cours du mouvement. Ce dernier n'étant rien d'autre que la propagation de l'intensité lumineuse. En utilisant l'équation de la conservation de cette intensité au cours du temps avec des équations de contraintes supplémentaires (*e.g.* conditions aux limites, *etc.*), le problème revient alors à minimiser une certaine fonctionnelle réunissant toutes les conditions. L'obtention des déplacements de chaque pixel de l'image est obtenue plus rapidement que pour les techniques de corrélation d'images numériques.

Performances

Le principal avantage de ces techniques consiste en la meilleure évaluation de la déformation locale puisque le champ de déplacement est déterminé en chaque pixel à partir des variations locales de niveaux de gris d'une séquence à l'autre.

La précision de la mesure est sub-pixel. Les performances sont mal connues puisque la technique est peu utilisée dans le domaine de la mécanique des matériaux. Le formalisme de certains logiciels de corrélation d'images numériques utilise un appariement pixel par pixel, ce qui en font des méthode de flot optique [16].

2.3 Spécifications de la mesure

2.3.1 Limitations expérimentales et implications

Dans le cadre de l'utilisation de l'optique classique pour le moyen d'observation (*i.e.* lentilles, microscopes optiques, *etc.*), l'étude bibliographique montre un certain nombre de limites, Fig.2.8.

- La région d'observation minimale est bornée à une surface de $10^{-3} \times 10^{-3}\ m^2$.
- L'incertitude en déformations est limitée à quelques 10^{-5}.

Admettons que nous nous plaçons dans le cas d'une zone d'observation de largeur 100 μm. D'après la procédure d'étude mise en place section 1.4, l'utilisation de la méthode des champs virtuels implique l'observation des 3 phases suivant des proportions d'environ 45%, 45% et 10% respectivement pour la matrice, l'interphase et la fibre. Les dimensions de la zone d'observation contraignent alors une épaisseur de l'interphase à environ 45 μm. L'existence d'une telle interphase n'existe pas avec ces dimensions. D'autre part, l'éprouvette doit être géométriquement représentative d'une interphase d'où un diamètre de fibre au moins 2 fois supérieur à l'épaisseur de l'interphase, soit environ 100 μm. Les fibres actuellement disponibles permettent des diamètres de 8 à 11 μm pour les fibres de verre, de 250 μm à 3 mm pour les fibres optiques et supérieur à 500 μm pour les fibres métalliques.

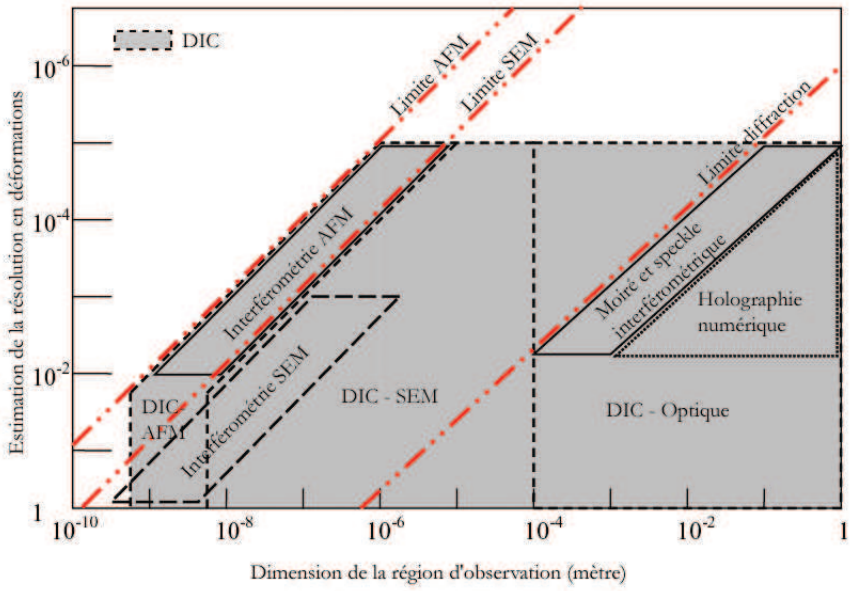


FIG. 2.8 – graphique comparatif des techniques de mesure de champs (Inspiré de [145]).

L'ensemble des techniques, décrites lors de l'étude bibliographique, nécessitent l'utilisation d'une caméra CCD de bonne performance. Pour un matériel numérisant sur 12 *bits* avec un capteur de 1024×1280 *pixels* une zone d'observation de largeur de 100 μm implique un facteur de grandissement de 78 $nm/pixel$. Or, l'application de la méthode des champs virtuels nécessite plusieurs points de mesures dans l'épaisseur de l'interphase, ce qui pour une vingtaine de points de mesure en déplacement aboutit à une résolution spatiale d'environ 28 *pixels*, soit $2,25$ μm.

Rappelons que l'objectif de l'étude est la mise en place d'une procédure globale et ceci à partir de techniques expérimentales existantes et 'fiables'. Les limitations décrites ci-dessus impliquent une nécessité de créer une éprouvette géométriquement caractéristique d'un composite avec une interphase mais pas représentative de tous les aspects de ce dernier (*i.e.* propriétés mécaniques, dimensions, *etc.*). Quitte à créer complètement une nouvelle éprouvette, le choix est fait de ne pas se placer au-dessous des limites de performances des techniques expérimentales utilisant l'optique classique.

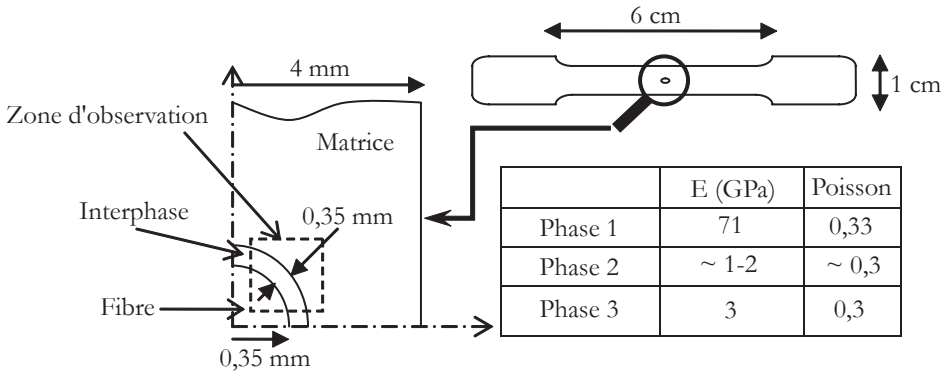
2.3.2 Définition de la géométrie de l'éprouvette

Plusieurs spécificités ont mené au choix établi pour la définition de la géométrie et des constituants de l'éprouvette.

- Les limitations expérimentales développées section 2.3.1.
- Les constituants de l'éprouvette doivent être le plus proche possible de celles d'un composite de type fibres de verre/résine époxyde, au moins pour la fibre et la résine. En effet, le rapport de rigidité existant entre les fibres de verre et la résine époxyde doit être conservé entre la fibre et la matrice de l'éprouvette.
- L'interphase est principalement considérée comme une réaction entre l'ensimage déposé sur les fibres de verre et la résine de la matrice. Ce constituant qui se forme habituellement au cours de la formation du composite devra, ici, être artificiellement créé pour obtenir les dimensions requises. Pour cela, nous considérerons comme hypothèse que les propriétés de

l'interphase sont plus proches de celle de la matrice que celle de la fibre elle-même.

La géométrie de l'éprouvette est fixée (Fig. 2.9). Celle-ci est géométriquement représentative d'un matériau composite à fibre longue, noyée dans une matrice. La phase correspondant à la fibre est composée d'aluminium et a un diamètre de 700 μm et celle relative à la matrice est composée de résine époxyde (DGEBA-DDS). La résine sélectionnée appartient au groupe des résines thermodurcissables. Celles-ci forment après polymérisation une structure tridimensionnelle irréversible. Quant à la représentation de l'interphase, elle est réalisée par un mélange de 70% de résine époxyde identique à la matrice et 30% d'ensimage industriel sans lubrifiant. L'épaisseur de l'interphase est de 350 μm.



	E (GPa)	Poisson
Phase 1	71	0,33
Phase 2	~ 1-2	~ 0,3
Phase 3	3	0,3

FIG. 2.9 – Géométrie de l'éprouvette étudiée et propriétés mécaniques des différentes phases.

Dans ce cas, l'éprouvette mise en place aura la même géométrie qu'un microcomposite réel mais les dimensions de chacune des phases seront adaptées à une étude par des moyens d'observation conventionels.

La définition de la géométrie de la pièce et la connaissance *a priori* de l'utilisation des résultats expérimentaux permettent d'établir les critères de la mesure menant au choix d'une technique adaptée.

2.3.3 Critères de sélection

Les champs de déformations obtenus par la technique de mesure de champs doivent être utilisés pour identifier les paramètres de la loi de comportement de l'interphase par la méthode des champs virtuels. L'utilisation des champs de déformations mène à trois conditions majeures, limitatives dans le choix des techniques de mesures de champs.

1. La zone d'observation est limitée à la plus petite surface possible et, au minimum, à un millimètre carré. La technique expérimentale choisie doit permettre l'observation d'une partie de la fibre, de la totalité de l'épaisseur de l'interphase et d'une partie de la matrice autour de l'interphase (Fig.2.9).
2. Le traitement par la méthode des champs virtuels des déformations requiert une dizaine de points de mesure dans l'épaisseur de l'interphase, qui mesure 350 μm. Ceci implique une résolution spatiale en déformations d'environ 35 μm. Ces méthodes de mesure donnent accès à des résultats en terme de champs de déplacements qui, une fois traités par dérivation numérique, permettent l'accès aux déformations. La résolution spatiale des mesures de déformations dépend alors de l'algorithme de dérivation appliqué.

3. Les niveaux de déformations au sein de l'éprouvette sont compris entre 10^{-2} et 10^{-3}. Ainsi, la technique expérimentale doit avoir une incertitude en déformation plus performante que 10^{-3} sans être pénalisée par le bruit expérimental (*e.g.* montage expérimental, algorithme, *etc.*).

2.4 Techniques retenues

Tab.2.1 et Fig.2.8 donnent une vue d'ensemble des possibilités des techniques de mesures de champs dans le cadre de notre étude.

Tout d'abord, le matériau utilisé est hétérogène et utilise un matériau métallique, ce qui élimine d'ores et déjà la photoélasticimétrie. D'autre part, la dimension de la zone d'observation doit être aux environs de 1 mm^2, l'holographie numérique n'est pas adaptée à ce niveau d'observation, de plus ses performances ne sont pas aussi intéressantes (à l'heure actuelle) que dans le cas de supports holographiques.

Les méthodes de grille utilisant des sytèmes d'observation d'optique classique que ce soit en interférométrie ou en analyse d'images ne permettent pas des résolutions spatiales suffisantes, il en va de même pour les méthodes de speckle différentiel qui par ailleurs ont l'avantage majeur de donner directement une information en termes de déformation.

Trois techniques de mesure de champ semblent donc adaptées à cette étude : le speckle interférométrique et la corrélation d'images qui utilisent la texture ; et le moiré interférométrique qui impose le dépôt d'une grille de diffraction sur la surface.

Le moiré interférométrique pose un problème puisqu'il masque la microstructure de la surface de l'éprouvette. Néanmoins, l'attrait des performances, bien supérieures aux autres techniques impose la selection de cette technique. La corrélation d'images numériques et le speckle interférométrique utilisent la texture naturelle de la surface de l'éprouvette et c'est en partie cet élément qui détermine les performances de la méthode. Or, dans le cas de la corrélation d'images, on peut utiliser des artefacts pour améliorer la qualité de la texture ce qui n'est pas le cas du speckle interférométrique. Donc, notre choix se porte sur le corrélation d'images numériques.

Ces deux techniques, le moiré interférométrique et la corrélation d'images numériques, utilisent des principes totalement différents. Le moiré interférométrique semble incontestablement mieux adapté en termes de performances que la corrélation d'images. Par contre, la grille de diffraction masque la microstructure de la surface de l'éprouvette, ce qui, dans le cadre de cette étude, est un véritable inconvénient. Nous conservons donc le choix de ces deux techniques afin de les comparer dans le cadre de cette étude.

TAB. 2.1 – Récapitulatif des performances des différentes techniques de mesure de champs.

	Corrélation motif aléatoire	Moiré Interféro-métrique	Shearo-graphie	Méthode de grille	Photo-élasticité	Holographie Interféro-métrique	Speckle Interféro-métrique	Corrélation de grille
Données optiques	Images en variation de niveaux de gris							
Données inter-médiaires	Déplacement	Phase	Déformation	Phase	Phase	Phase	Déplacement	Déplacement
Données décodées	Déformation	Déformation Déplacement	-	Déformation Déplacement	Déformation	Déformation Déplacement	Déformation	Déformation
Résolution	+	+++	++	+	-	++	++	+
Résolution spatiale	+	+++	-	+	- - -	-	+	-
Incertitude	+	++	+	++			+	-
Surface	+++	+	+	+	-		+	+
Micro-structure	+++	- -	- -	- -	+	+	+++	++
Région d'Etude	+++	+++	+++	+++	+++	- -	- -	+++

Chapitre 3

Corrélation d'images numériques

Sommaire

3.1 Présentation de la technique 44
3.1.1 La Corrélation d'Images Numériques (CIN) à travers la littérature . . . 44
3.1.2 Principe théorique de la Corrélation d'Images Numériques (CIN) 46
3.1.3 Montage et réglages expérimentaux mis en place 48
3.1.4 Présentation de CORRELI 52
3.2 Caractérisation de la Corrélation d'Images Numériques (CIN) . . . 53
3.2.1 La sensibilité de la méthode 54
3.2.2 Relation entre résolution et résolution spatiale 55
3.2.3 Relation entre incertitude et résolution spatiale 60
3.3 Choix de paramètres 63
3.3.1 Etablissement de critères caractérisant *a priori* la texture 64
3.3.2 Etablissement des valeurs critiques de ces critères 67
3.3.3 Evaluation des performances 68
3.3.4 Conclusion 71
3.4 Etude des corrections 71
3.4.1 Mise en évidence, origine et dépendance à la texture de l'erreur systématique subpixel 72
3.4.2 Application d'une correction 73
3.5 Validation sur une expérience avec jauges 80
3.5.1 Analyse de texture 81
3.5.2 Caractérisation de la technique 81
3.5.3 Comparaison avec les mesures de jauges 81
3.5.4 Correction subpixel 84
3.6 Protocole expérimental 86
3.7 Conclusion 87

Parmi l'une des deux techniques retenues, section 2.4, figure la corrélation d'images numériques. Cette technique, relativement récente, a d'ores et déjà trouvé sa place parmi les méthodes de mesure de champ sans contact. Néanmoins les procédures et les analyses de performances qui en découlent sont bien moins formalisées en comparaison des techniques issues des lois de l'optique. Ainsi, dans ce chapitre, la technique de corrélation utilisée sera présentée et différentes études seront menées afin d'aboutir à un protocole expérimental complet.

3.1 Présentation de la technique

La combinaison de l'informatique et des caméras numériques a rendu possible et facile l'acquisition, le stockage et le traitement des images. Ces nouvelles capacités ont eu un grand impact sur la métrologie optique de ces dernières années. Le traitement d'images peut, entre autres, faire appel à la notion de corrélation déjà utilisée par la vélocimétrie par imagerie de particules [57] (Particle Image Velocimetry PIV) en mécanique des fluides.

3.1.1 La Corrélation d'Images Numériques (CIN) à travers la littérature

Les origines de la corrélation d'images numériques datent des années 80, en particulier à travers une contribution de Peters et Ranson [115]. Cette dernière décrit l'utilisation d'images numériques d'ultrasons d'un solide, soumis à un chargement bi-dimensionnel, pour la détermination de la valeur moyenne des déplacements plans et des gradients de déformations de l'objet. Cette étude propose de parvenir à une mesure de champs en comparant le positionnement de petites zones de la surface du dit objet lors de différentes étapes du chargement. L'application d'un algorithme de dérivation numérique permet, de surcroît, l'obtention de l'information de déformations sur cette même surface.

Au cours des années suivantes, de nombreuses améliorations ont été apportées aux concepts initiaux. En particulier, quatre étapes majeures se sont dégagées.

- Les travaux de Sutton *et al.* [140, 141, 142], au cours des années 80, présentent des évolutions sur l'algorithme de détection subpixel. Le choix du type d'interpolation pour l'évaluation du déplacement subpixel est notamment discuté ainsi que des méthodes d'optimisation pour la minimisation.
- Chu *et al.* [37], en 1985, décrivent la théorie de la méthode de corrélation d'images numériques. Ils détaillent les précisions expérimentales obtenues, notamment en déformations.
- Ensuite, l'utilisation de la transformée rapide de Fourier (Fast Fourier Transform FFT) pour la détermination des déplacements s'est avérée être une alternative intéressante, en particulier pour des applications où les déformations planes sont petites. La transformée de Fourier discrète est appliquée sur les figures d'intensité des zones originales et déformées pour calculer la fonction d'intercorrélation [33]. L'approche par la FFT s'est révélée rapide et précise dans la plupart des cas. Elle est utilisée par certains logiciels de corrélation [76].
- Enfin, les travaux de Hild *et al.* [78], en 2002, présentent une évolution du traitement des images par la corrélation pour des analyses en très grandes déformations. En effet, une approche multi-échelle est mise en place afin d'augmenter le déplacement maximum détectable par rapport aux approches conventionelles de corrélation. Cette procédure est particulièrement bien adaptée aux textures pouvant varier au cours d'un chargement [77].

A travers ces différentes études, Sutton *et al.* [142] ont analysé les paramètres altérant la précision des mesures de déplacements obtenues par la corrélation d'images numériques bi-dimensionnelles.

- Le niveau de codage de la caméra CCD a un impact direct sur le résultat. En effet, plus la numérisation de l'image se fait sur un nombre élevé de bits, plus important sera le nombre de niveaux de gris potentiellement présents dans l'image. Par conséquent, la texture bénéficie de plus de motifs et permet l'obtention de meilleures performances.
- La taille du capteur définit le nombre de sous-échantillonnage de l'image lors de la numérisation. Ceci signifie donc que l'augmentation du nombre de pixels pour l'enregistrement aboutit à une augmentation de la résolution des données optiques et, potentiellement des performances.
- Le choix de la fonction d'interpolation permettant la localisation subpixel peut modifier sensiblement les résultats.

L'inconvénient majeur de cette méthode réside en la modulation de l'amplitude qui peut être causée par un faible déplacement hors-plan. Cette dernière pouvant provoquer des erreurs significatives dans la mesure des déplacements plans. Ce problème n'est d'ailleurs pas spécifique à la corrélation d'images numériques. Afin de minimiser ces effets, Sutton *et al.* [143] utilisent des lentilles à grande distance frontale. Par contre, cette solution n'est pas suffisante dans le cas de grands déplacements hors-plan. Néanmoins, la perte de netteté permet d'identifier rapidement la présence de cette source d'erreurs dans le cas d'échelle d'observation microscopique. La stéréo-corrélation [110, 54] (3D-DIC) permet d'éviter ce problème. Nous limiterons ici notre étude aux techniques bi-dimensionnelles.

Les domaines d'applications de la corrélation d'images numériques sont nombreux, de même que les logiciels qui permettent son application. Dans le commerce, des applications comme ARAMIS [6] ou VIC-2D [153] sont disponibles. Mais les plus utilisées sont les applications développées au sein des laboratoires, *e.g.* 7D-LMéCa, Correla-LMS, CorrelManuV-LMS/Polytechnique, Kelkins-LMGC ou Correli-LMT en France. En effet, ces logiciels permettent une programmation adaptée aux besoins des laboratoires et aux évolutions permanentes. Un benchmark est actuellement réalisé par le Groupement De Recherche (GDR) 2519 sur la plupart de ces logiciels de corrélation afin de les évaluer en fonction de différents types d'images simulant différentes sollicitations [111].

Les applications de la corrélation d'images sont aussi variées que les études au sein des laboratoires :

- Sur les métaux (aspects énergétiques [159], étude sur le Zirconium [46], fort gradient de déformations [95], *etc.*) ;
- Sur les polymères et composites (fissuration [108], cisaillement [47], comportement [36], compression [158], *etc.*) ;
- Sur les céramiques (identification [122], fissuration [50], *etc.*) ;
- Sur les matériaux biologiques (mesures de déformations sur du bois [42], *etc.*) ;
- Sur les élastomères (grandes déformations [64], *etc.*) ;
- Autres (la laine de verre [12]).

Elle est également utilisée par l'industrie, *e.g.* EADS [32] (*e.g.* suivi de cisaillement dans un panneau composite, investigations non-destructives, *etc.*), EDF, DASSAULT, DGA, PSA, Renault SA., *etc.*

Malgré la jeunesse de cette technique de mesure de champs cinématiques, la multitude des domaines d'applications, la diversité des études et la multiplication des utilisateurs montrent à quel point cette méthode a un fort potentiel à court, moyen et long terme. L'évolution continuelle du matériel technique pousse les expérimentateurs à optimiser tous les aspects de cette technique d'où des améliorations perpétuelles. Son atout majeur est la souplesse de son adaptation.

3.1.2 Principe théorique de la Corrélation d'Images Numériques (CIN)

Théorie générale

Le principe de base de la corrélation d'images numériques bi-dimensionnelles pour l'obtention d'une mesure de déplacement consiste à faire coïncider un point d'une image de la surface d'un objet au même point de l'image prise suite à un chargement. En supposant qu'il existe une correspondance entre les déformations de l'image enregistrée et celles de la surface de l'objet (*i.e.* hypothèse de base), l'appariement point par point, entre l'image originale et celle déformée, permet de mesurer les déplacements. Deux conditions majeures doivent être respectées pour appliquer au mieux la corrélation d'images numériques bi-dimensionnelles. Tout d'abord, la surface étudiée doit présenter un motif aléatoire avec une dynamique de niveaux de gris maximum ; ensuite, le positionnement des systèmes d'observation et de numérisation doivent être parallèles à la surface de l'objet.

L'appariement des points homologues se fait par maximisation d'une fonction d'intercorrélation calculée sur un voisinage autour de ces points. De ce fait, c'est un motif aléatoire qui rend possible la reconnaissance des points homologues les uns par rapport aux autres. La recherche de ce maximum passe par une procédure d'optimisation accompagnée d'une interpolation de la fonction d'inter-corrélation permettant l'amélioration de la précision de la mesure à un niveau subpixel.

Principe du logiciel CORRELI

L'ensemble des applications de la corrélation d'images numériques qui sont présentées dans ce document, *i.e.* développements et résultats expérimentaux, ont été effectuées autour et avec le logiciel $CORRELI^{LMT}$ [76, 77], développé au Laboratoire de Mécanique et Techologie (LMT) de Cachan. L'organigramme de la procédure de corrélation par ce logiciel est décrit Fig.3.1.

Pour déterminer le champ de déplacement d'une image déformée par rapport à une image de référence, un sous-domaine carré de l'image (de taille 2^n, n étant un entier naturel), appelé zone d'intérêt (Zone Of Interest : ZOI) est extrait. La procédure de corrélation d'images par $CORRELI^{LMT}$ consiste à retrouver la correspondance d'une ZOI entre deux images prises à des instants différents, comme l'illustre la Fig. 3.2. Le déplacement d'une ZOI par rapport à celle de l'image de référence correspond à un décalage de l'intensité du signal numérisé par une caméra CCD.

Pour identifier ce décalage, le signal de l'image déformée $g(\mathbf{x})$ peut être écrit comme un décalage du signal de l'image de référence $f(\mathbf{x})$ perturbé, Eq. 3.1.

$$g(\mathbf{x}) = f(\mathbf{x} - \mathbf{u}) + b(\mathbf{x}) \tag{3.1}$$

où $\mathbf{u}$ correspond à un déplacement inconnu et $b(\mathbf{x})$ à un bruit aléatoire. Pour évaluer le déplacement, la norme de la différence des deux signaux est minimisée par rapport à un déplacement global $\mathbf{U}$, Eq. 3.2.

$$\min_{\mathbf{U}} \parallel g - f(. - \mathbf{U}) \parallel^2 \tag{3.2}$$

Dans le cas d'une norme quadratique du type $\parallel f \parallel^2 = \iint f^2(x,y)dxdy$, la minimisation, Eq.3.2, peut alors s'écrire comme une maximisation de la quantité $h(\mathbf{U})$ définit dans l'Eq.3.3.

$$h(\mathbf{U}) = (g \odot f)(\mathbf{U}) = \int g(\mathbf{x}) f(\mathbf{x} - \mathbf{U}) d\mathbf{x} \tag{3.3}$$

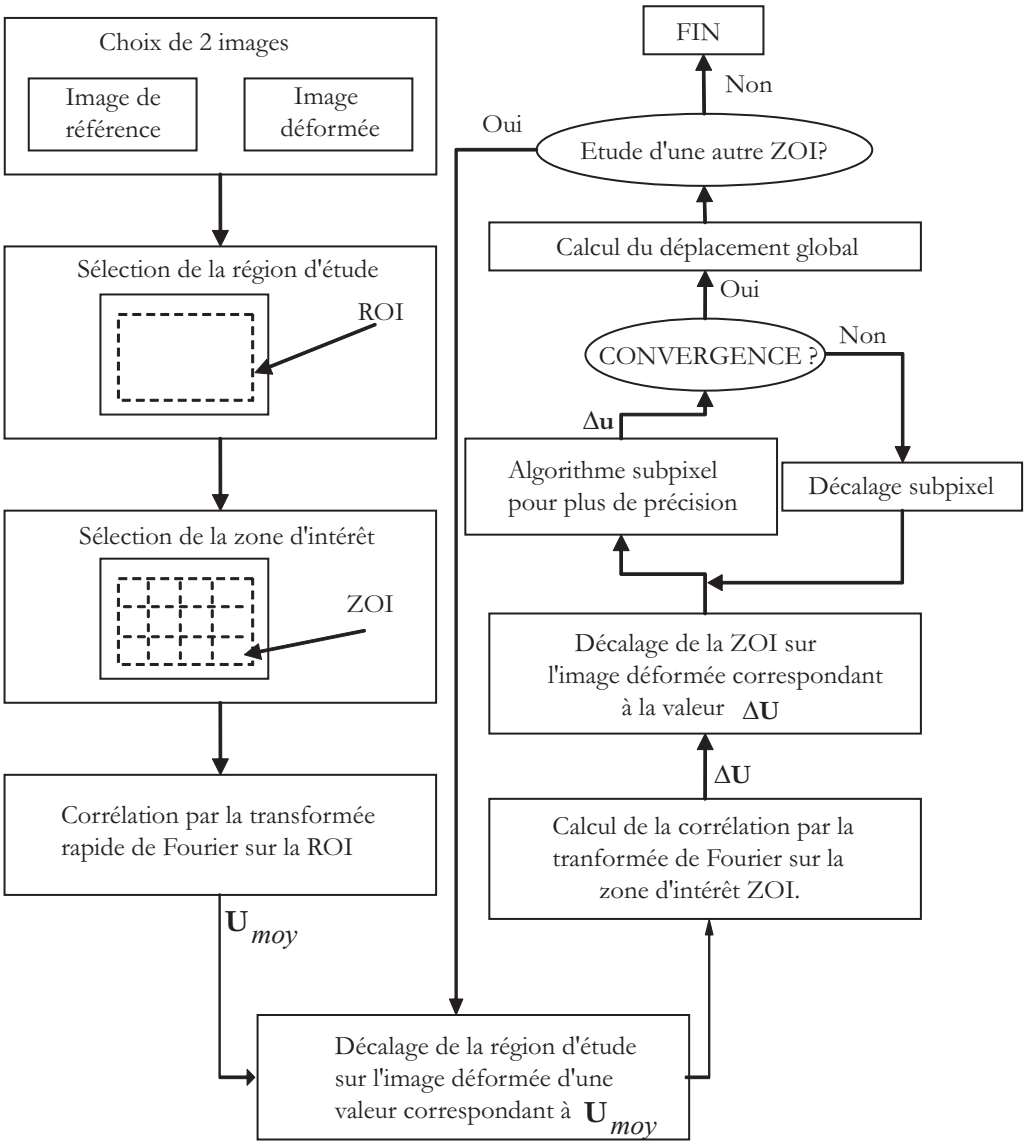


FIG. 3.1 – Organigramme de la procédure de corrélation mise en place dans $CORRELI^{LMT}$

où $\odot$ indique le produit de corrélation. De plus, considérons b comme étant un bruit blanc, l'estimation de $h(\mathbf{U})$ devient optimale. Le calcul du produit de corrélation peut être effectué soit dans l'espace réel, soit dans l'espace de Fourier en utilisant la transformée de Fourier rapide (Fast Fourier Transform : FFT), Eq.3.4.

$$g \odot f = 2^n . FFT^{-1}(FFT[g].\overline{FFT[f]}) \tag{3.4}$$

où le complexe conjugué est surligné et n est un entier qui définit la taille de la zone d'intérêt (ZOI). Cette condition, *i.e.* taille de 2^n, peut être adoucie par l'utilisation du sur-échantillonage (*i.e.* 'zero padding'). Ceci consiste à compléter une sélection de pixels, dans ce cas, par des 0 afin de compléter à une taille de 2^n. Néanmoins cette technique génère des gradients à cause des discontinuités aux bords. Il existe des solutions alternatives étudiées par Bergonnier *et al.* [14],

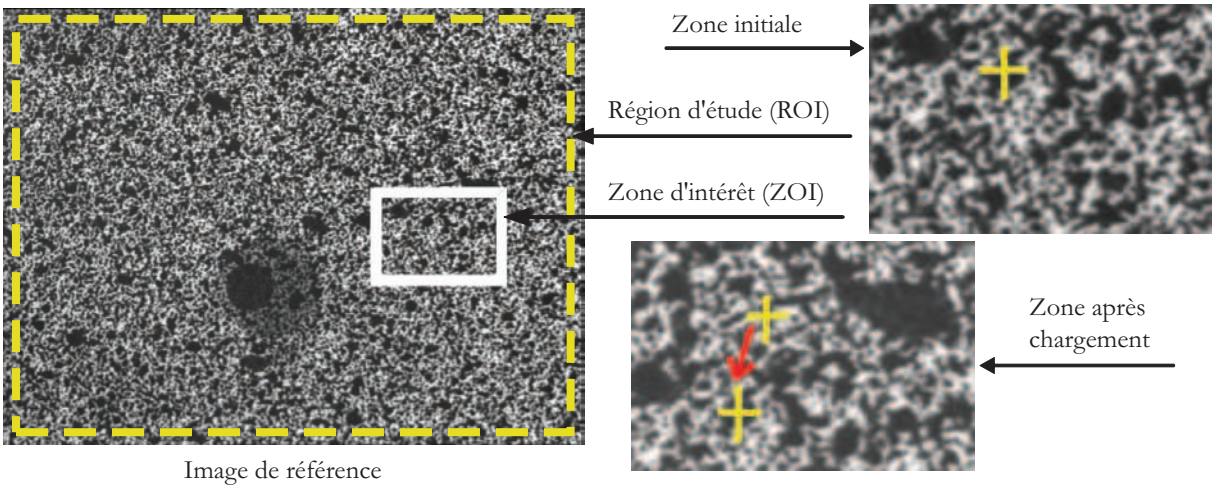


FIG. 3.2 – Illustration du principe de la corrélation d'images numériques : appariement des points homologues.

mais non utilisées dans cette étude. Par la suite, la taille de la ZOI sera caractérisée par l'entier n.

Pour évaluer les déplacements subpixels, la fonction d'intercorrélation est interpolée. Dans le cas de $CORRELI^{LMT}$, une interpolation bi-cubique est utilisée. Pour le cas de l'interpolation des niveaux de gris, une contribution de Sutton *et al.* [130] a montré des incertitudes en déplacement de l'ordre de $0,002$ *pixel* sur une image codée en 8 *bits*. Ce calcul est effectué pour chaque ZOI de la région d'étude (Region Of Interest : ROI).

La particularité de cette application, *i.e.* $CORRELI^{LMT}$, par rapport à la plupart des programmes de corrélation d'image numérique (CIN), réside dans le fait que les traitements sont effectués dans l'espace de Fourier permettant, entre autres, une excellente rapidité.

3.1.3 Montage et réglages expérimentaux mis en place

La corrélation d'images numériques est une technique de mesure qui ne nécessite que peu de matériel : une caméra CCD, une carte d'acquisition et un ordinateur muni des logiciels/routines adaptés pour l'acquisition et du traitement des données.

Le montage expérimental de cette technique est illustré Fig. 3.3. L'éprouvette *(b)* est fixée sur une machine de traction *(a)*. Le système d'observation est constitué de :

- Un microscope à grande distance frontale *(d)* (QUESTAR QM-100), Annexe A, fixé sur un pied, associé à une table de micro-positionnement *(f)*, permettant un réglage en translation tri-dimensionnel ;
- Une caméra CCD *(e)*, Annexe A, numérisant sur 12 *bits* grâce à un capteur de 1024×1280 *pixels* ;
- Une illumination par une lampe à filament *(c)*.

La caméra CCD et la machine de traction sont reliées à un ordinateur contenant une carte d'acquisition et un logiciel de traitement de corrélation d'images (*i.e.* $CORRELI^{LMT}$).

A chaque étape de l'acquisition ou du traitement des données du système de mesure, des erreurs peuvent être introduites.

1. Erreurs de positionnement

Une attention toute particulière doit être portée au montage et à la mise en place de la méthode

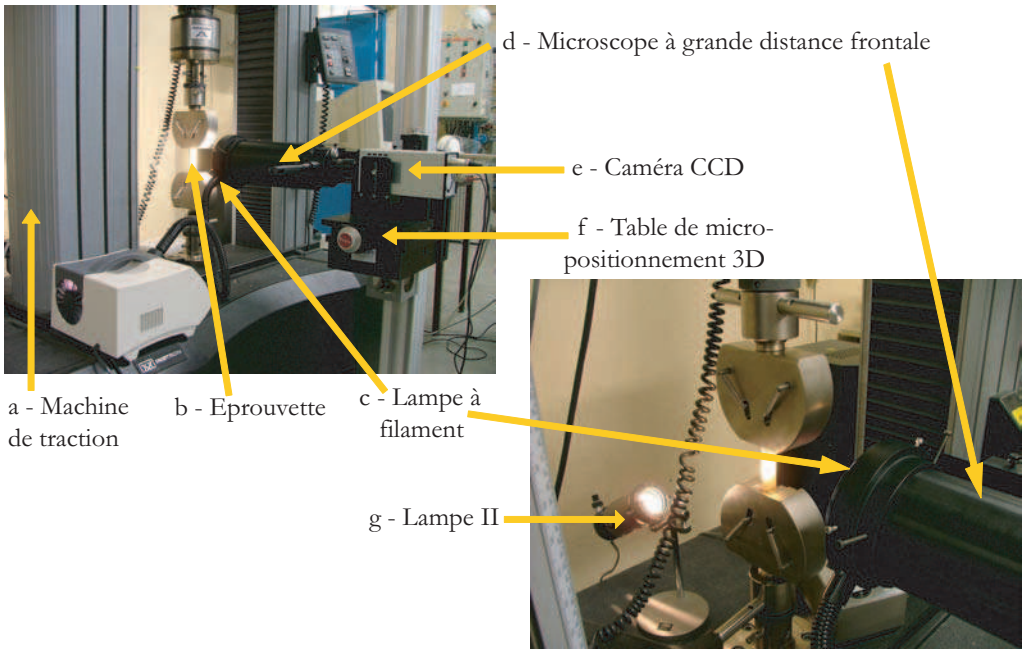


FIG. 3.3 – Photographie du montage expérimental de corrélation d'images numériques.

de corrélation d'images. En effet, une observation directe de la surface de l'éprouvette par une caméra est toujours possible même si les règles de parallélisme et de perpendicularité ne sont pas respectées. Par contre, ces erreurs provoquent d'importantes différences dans les résultats car au cours d'un essai, les modifications de la surface peuvent ne plus être le seul fait de l'état mécanique mais aussi de ces erreurs de positionnement.

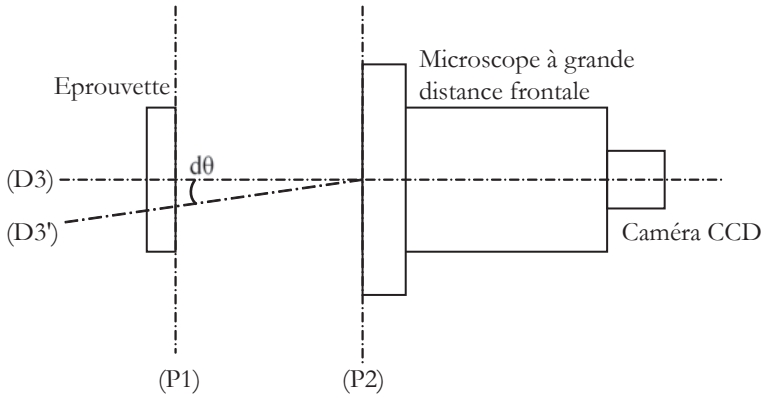


FIG. 3.4 – Parallélisme des plans *(P1)*, correspondant à la surface de l'objet, et *(P2)* de la lentille du système d'observation. *(D3)* représente l'axe idéal de positionnement et *(D3')* un axe avec un défaut d'angle $d\theta$ par rapport à *(D3)*.

Soit $\mathbf{u}$ un déplacement selon le plan de l'éprouvette et f la distance focale de la lentille, l'erreur relative effectuée sur la mesure du déplacement peut être estimée par l'Eq.3.5 (Fig.3.4).

$$\delta\mathbf{U} = -\frac{d\mathbf{u}.d\theta}{f} \tag{3.5}$$

Afin d'éviter ces erreurs, un pied de montage adapté à la machine de traction et au système d'observation a été conçu et réalisé. Ce pied de montage permet :

. de conserver le parallélisme entre la direction de chargement et le plan du système d'observation,
. de conserver le parallélisme entre la direction de chargement et la barre permettant le déplacement du système d'observation,
. de conserver la perpendicularité entre la direction de chargement et celle d'observation.

Par la suite, les erreurs de positionnement sont considérées comme négligeables.

2. Erreurs initiées par la procédure d'enregistrement

Ces dernières dépendent des performances du matériel d'observation utilisé, dans ce cas, le microscope à grande distance frontale et la caméra CCD, dont les caractéristiques sont présentées en Annexe A. Une caméra CCD est, avant tout, un instrument imageur, la grandeur physique observée étant le flux lumineux. Associée au microscope à grande distance frontale, c'est un instrument de mesure imparfait, qui entache d'une erreur plus ou moins importante les résultats fournis. On peut citer 5 bruits particuliers.

1. *Le bruit de lecture.* Il est dû, d'une part, à l'efficacité du transfert de charges, d'autre part à la précision de l'amplification analogique. Ces deux quantités diminuent quand la vitesse de lecture du CCD augmente. La caméra CCD, Annexe A présente un bruit de lecture de 5 e^-/px.
2. *Le bruit thermique.* Il représente l'incertitude sur le nombre d'électrons générés spontanément durant la pose et la lecture, qui forment le courant d'obscurité. Ce bruit dépend fortement de la température, et varie proportionnellement au temps de pose pour une température donnée. Un système de refroidissement du CCD, par effet Peltier, réduit nettement ce bruit, *i.e.* $\leq 0,1\ e^-/px/sec$.
3. *Les bruits parasites.* Ils sont une autre source d'incertitude, qui dépend de l'environnement électro-magnétique, et du blindage du CCD. Ils se traduisent le plus souvent par des pixels saturés sur l'image.
4. *Le bruit de photons.* C'est une caractéristique intrinsèque à la source observée et à ses variations aléatoires, qui ne dépend pas de l'instrument utilisé. Dans le cas de ce montage expérimental, le bruit de photons est négligeable par rapport aux autres bruits.
5. *La distorsion optique.* Il est le fait des distorsions du système d'observation, ici le microscope à grande distance frontale. Une procédure a été mise en place afin d'évaluer l'impact de la distorsion en terme de composante de déplacement. Malheureusement, les moyens à disposition (*i.e.* grille) ne nous ont pas permis de l'appliquer au microscope. Par exemple, il a été montré (Annexe B [41]) qu'un objectif de 50 mm pouvait induire jusqu'à 17 *pixels* d'erreur de distorsion. Le fourniseur assure que ce type de bruit n'existe pas sur leur microscope QUESTAR QM-100, de plus les utilisateurs de cet appareil converge vers la même affirmation.

Le bruit total est la moyenne quadratique des différents bruits entachant le signal, car ceux-ci sont indépendants. Dans la plupart des cas de la mécanique des matériaux, le bruit de lecture et le bruit de distorsion sont dominants. Les autres sont négligeables.

3. Erreurs dues aux vibrations extérieures

Les vibrations extérieures peuvent être induites par de nombreux éléments : la machine de traction (qui constitue ici la principale source), les mouvements humains autour de

l'expérience, le passage des métros, *etc.* L'utilisation d'un pied massif a permis de limiter certaines de ces vibrations mais en pratique il faudrait pouvoir disposer d'une salle blanche avec une isolation entre la machine de traction et le système d'observation. De plus, les vibrations de la machine de traction pourraient être encaissées par des sytèmes d'amortissement comme ceux utilisés dans l'industrie de la microéléctronique. Dans cette étude, nous considerons les avoir limités au maximum.

4. Erreurs dues aux variations de l'éclairage

Pour analyser l'impact de ces différents éclairages, on prendra une centaine d'image d'une texture de mouchetis dans les deux cas : avec et sans la source d'éclairage sous étude. On pourra alors comparer les résultats et établir l'impact de ces différentes sources. Lors de notre étude expérimentale, trois sources de variations d'éclairage ont pu être observées :

1. Tout d'abord, le scintillement des néons éclairant la salle dans laquelle se déroule l'expérience. Cette source d'erreur, non négligeable ($\simeq 40\ nm$ en déplacement) est aisément soluble par l'extinction de ces éclairages parasites.
2. L'éclairage de l'écran du micro-ordinateur nécessaire lors du déroulement de l'expérience. En prenant des précautions sur l'orientation de l'éclairage de l'écran et la distance de celui-ci par rapport au lieu propre du déroulement de l'expérience, ces effets parasites deviennent négligeables ($< 2\ nm$ en déplacement).
3. La lampe à filament utilisée pour l'éclairage direct de l'éprouvette est certainement la principale source d'erreur de ce type. Pour limiter ces erreurs, la lampe à filament est fixée sur le microscope de telle manière que les faisceaux de lumière soient parallèles à la normale de la surface de l'éprouvette. Néanmoins, l'éclairage de cette lampe n'est pas rigoureusement constant et les modulations provoquent des variations de l'illumination. Cette erreur sera prise en compte lors de l'étude de bruit, section 3.2.2.

5. Erreurs dues au mouvement de corps rigide

Les mouvements de corps rigide lors de l'application d'un chargement sont inévitables et ils peuvent engendrer des erreurs dans les résultats. Par exemple, pour un simple essai de traction, l'utilisation d'une machine de traction uni-directionnelle, Fig 3.5 *(a)*, montre clairement les problèmes que peuvent poser les mouvements de corps rigide. En effet, ceux-ci déplacent la zone étudiée hors de la zone d'observation et même les parties de la zone toujours sous observation peuvent être éclairés d'une manière différente que lors du précédent état, ce qui modifie le résultat cinématique sans que cela ne soit représentatif d'un changement de l'état mécanique. Deux éléments peuvent limiter ces erreurs :

1. Le déplacement du système d'observation pour que la zone analysée reste centrée sur la région d'observation initiale. L'application de ce suivi a de nombreux inconvénients : pas de mesure absolue du déplacement (sans impact dans le cadre de notre étude), pas de suivi continu de la surface de l'éprouvette et un repositionnement peu précis sur la région d'observation initale ;
2. L'utilisation d'une machine de traction bi-directionnelle, Fig.3.5 *(b)*.

Les résultats attendus dans le cadre de cette étude sont des champs de déformation. Ces derniers nécessitent l'obtention des champs de déplacement d'un état par rapport à celui de référence et non d'une mesure absolue. C'est pourquoi les erreurs dues au mouvement de corps rigide n'ont pas d'incidence sur cette étude (sauf mouvements hors-plans).

6. Erreurs dans la procédure d'extraction

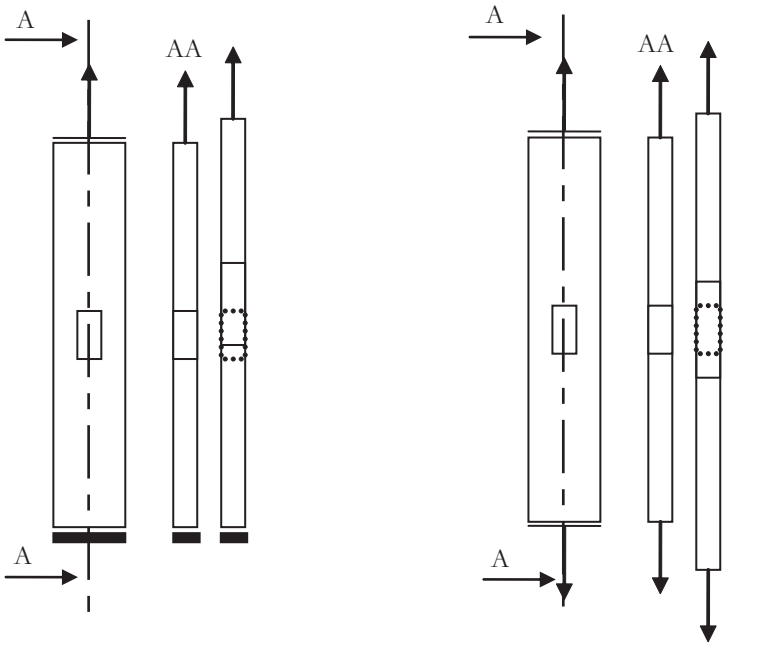


FIG. 3.5 – Effets de la traction uni-directionnelle *(a)* et bi-directionnelle *(b)*. Le carré en pointillé représente la zone d'observation alors que le carré en trait continu est représentatif de la zone correspondante à celle de l'observation initiale.

Dans le cas de la corrélation d'images numériques, les erreurs dues à la procédure d'extraction, *i.e.* l'algorithme de corrélation, sont majoritairement induites par l'analyse subpixel. En effet, l'interpolation fait que celle-ci est entâchée d'une erreur systématique discutée par ailleurs, section 3.4.

7. Erreurs dans les traitements des données
Dans le cas de notre étude, les résultats en déplacement obtenus par corrélation sont traités par un algorithme de dérivation numérique pour aboutir aux cartes de déformations. Cette application numérique engendre, comme tout algorithme, des erreurs.

3.1.4 Présentation de CORRELI

Une fois que l'essai est mené et que les images représentatives des différents états mécaniques sont numérisées, les champs de déplacement sont extraits grâce à un logiciel de traitement par corrélation. La corrélation d'images numériques n'étant pas définie par des standards, de nombreux laboratoires ont créé leur propre logiciel de traitement.
L'application du traitement par $CORRELI^{LMT}$ [76, 78] peut être décrite suivant 5 étapes :
- Etape 1 : Chargement de l'image de référence ;
- Etape 2 : Choix de la région d'étude (Region Of Interest : ROI) (*i.e.* zone de l'image à traiter pour l'obtention des déplacements) ;
- Etape 3 : Choix des paramètres de la corrélation (*e.g.* taille de la zone d'intérêt n, distance de séparation) ;
- Etape 4 : Choix du type de précision (*e.g.* pixel ou subpixel) ;

– Etape 5 : Traitement et enregistrement des résultats.

Dans la suite de cette étude, par défaut lorsqu'aucune précision ne sera apportée, nous considérons des traitements de corrélation avec une analyse subpixel précise (*i.e. accurate subpixel*) nécessitant une convergence des résultats et des petites déformations/déplacements utilisant la fonction $CORRELI^{2D}$. Les paramètres d'entrée sont les suivants pour un calcul de corrélation :

– L'image d'intensité des niveaux de gris (*i.e.* texture de référence) ;
– La dimension de la région d'étude (ROI). Ce paramètre permet la mise en place des ZOI au sein de l'image. Cependant, une fois défini, il n'implique pas de variation des performances au cours du traitement ;
– La taille de la zone d'intérêt, *i.e.* n ;
– La distance minimum entre deux centres de ZOI, *i.e.* ΔP.

Néanmoins, les performances de la corrélation ne dépendent pas seulement des paramètres d'entrées mais aussi des différents algorithmes utilisés :

– L'algorithme d'intercorrélation (niveau de précision : pixel) ;
– L'interpolation de la fonction d'intercorrélation (niveau de précision : subpixel) ;
– L'algorithme de dérivation numérique du champ de déplacement.

Les performances et les limites de l'ensemble de ces algorithmes liés aux paramètres d'entrées seront discutés dans la suite de ce chapitre.

Etant donné l'émergence récente des techniques de corrélation d'images, il n'existe que peu de documentation [37] permettant la mise en place d'un protocole rigoureux. Les trois paramètres d'entrées de la corrélation du logiciel utilisé (*i.e.* n, ΔP et la texture), inéluctablement dépendant les uns des autres, sont les éléments clés de la méthode de corrélation car ils déterminent l'ensemble des performances. Le choix de ces paramètres et leur analyse *a priori* sont donc essentiels pour optimiser les performances de la corrélation. D'autre part, celles-ci seront liées aux possibilités des deux algorithmes mis en oeuvre lors de cette expérience : celui d'intercorrélation avec interpolation pour un résultat subpixel et celui de dérivation numérique pour l'obtention des déformations. En effet, l'algorithme d'intercorrélation seul (précision : pixel) n'induit pas d'erreur mais les performances en termes d'incertitude sont moindres.

Afin d'utiliser la technique de corrélation d'images numériques de manière rigoureuse et répétitive, plusieurs études semblent nécessaires afin de définir un protocole expérimental menant à une détermination fiable :

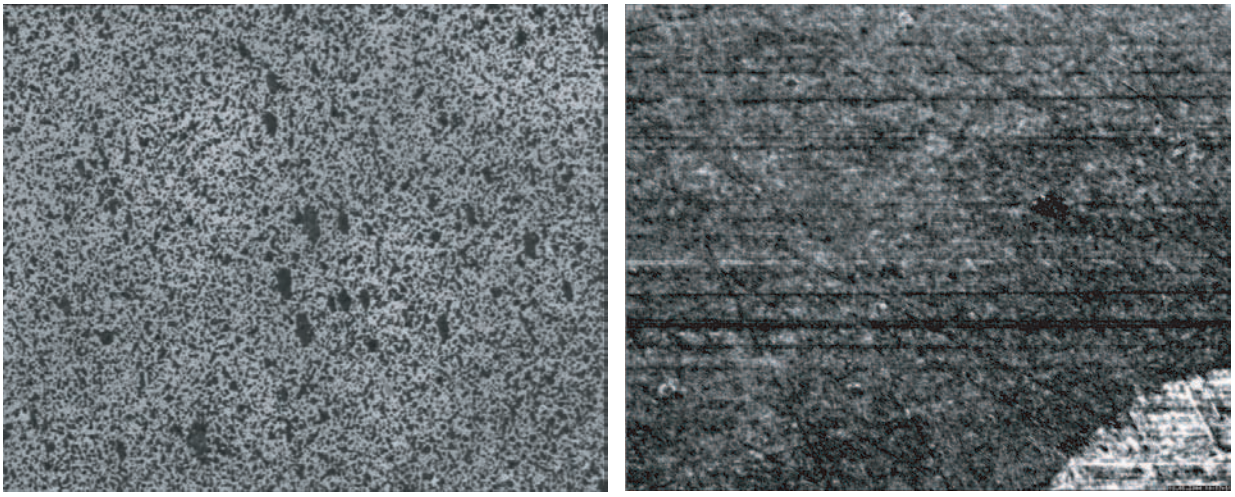
– Une procédure de caractérisation de la technique au sens métrologique doit être disponible et répétitive afin d'évaluer les performances réelles de la technique en fonction des paramètres n, ΔP et de la texture, section 3.2 ;
– L'analyse de la texture *a priori* doit pouvoir permettre un choix optimum de la taille de la ZOI, *i.e.* n, section 3.3 ;
– Les erreurs dues à l'algorithme d'intercorrélation au niveau subpixel doivent pouvoir être minimisées, section 3.4.

Ce sont ces analyses qui sont effectuées ci-après afin d'optimiser la technique.

3.2 Caractérisation de la Corrélation d'Images Numériques (CIN)

Dans cette section, des procédures sont mises en place pour caractériser les performances de la corrélation d'images numériques au sens métrologique. Pour cela, nous applique-

rons la procédure sur deux images de notre étude, toutes deux des textures artificielles avec deux différents niveaux d'observation : microscopique et macroscopique (Fig.3.6). L'image *(a)* correspond à un mouchetis artificiel de peinture par pulvérisation avec un ni-



(a) (b)

FIG. 3.6 – Images traitées pour l'étude de caractérisation. Niveau d'observation macroscopique avec texture artificielle pour une taille de 768×576 *pixels (a)* (nommée par la suite C8) et microscopique pour une taille de 1280×1024 *pixels (b)* (nommée par la suite C12).

veau d'observation macroscopique numérisé sur 8 *bits*. Le facteur d'échelle de cette image est de 17 $\mu m/pixel$. L'image *(b)* correspond à une observation microscopique numérisée sur 12 *bits* sous microscope à grande distance frontale pour une texture artificielle obtenue par pulvérisation d'or (similaire aux dépôts effectués pour les visualisation au MEB). Le facteur d'échelle de *(b)* est de $0,78$ $\mu m/pixel$.

3.2.1 La sensibilité de la méthode

Pour évaluer la sensibilité de la corrélation, on considère l'Eq.3.1 définissant l'image déformée. En première approximation, les petits déplacements $\mathbf{U}$ sont recherchés et on applique un développement limité d'ordre $\mathbf{1}$ en série de Taylor à la fonction g par rapport à $\mathbf{U}$, Eq.3.6.

$$g(\mathbf{x}) \approx f(\mathbf{x}) - \mathbf{U}.\nabla f(\mathbf{x}) + b(\mathbf{x}) \tag{3.6}$$

L'Eq.3.6 montre que le vecteur sensibilité de la corrélation d'images numériques est porté par $\nabla f(\mathbf{x})$, correspondant aux nombres de niveaux de gris disponibles. Ceci confirme que l'évaluation des déplacements en corrélation est *a priori* un problème mal posé [127] puisque seuls les déplacements existant suivant le gradient de niveaux de gris peuvent être détectés. Ce problème est partiellement résolu par l'analyse sur un nombre important de petites zones, *i.e.* les zones d'intérêts (ZOI). De plus, la sensibilité varie d'une zone à l'autre puisqu'elle est directement liée à la texture de la zone étudiée. La sensibilité $S(\mathbf{n})$ associée à chaque direction de déplacement $\mathbf{n}$ est donc traduite par l'Eq.3.7 et son maximum est noté S_{max}

$$S(\mathbf{n}) = \frac{1}{\mathbf{n}.\nabla f} \tag{3.7}$$

De nos jours, les capteurs permettant la numérisation d'images codent majoritairement sur 8 *bits*. Néanmoins, la numérisation par des caméras sur 10, 12 ou 16 *bits* devient de plus en plus accessible. Tab.3.1 donne la sensibilité maximale de la corrélation, en pixel, en fonction du niveau d'encodage maximum de la caméra CCD. Ainsi, la sensibilité de la technique est multipliée par 200 pour une caméra 16 *bits* par rapport à celle encodant sur 8 *bits*. Ceci montre l'importance du choix du niveau de numérisation en fonction de l'étude à réaliser car les prix des caméras sont fonction des capacités de numérisation.

TAB. 3.1 – Sensibilité maximale en pixel, d'après Eq.3.7, de la corrélation en fonction du niveau d'encodage de la caméra CCD.

Encodage (*bits*)	**Niveaux de gris**	**Sensibilité maximale** (*px*)
8	256	$3,9 \times 10^{-3}$
10	1024	$9,76 \times 10^{-4}$
12	4096	$2,44 \times 10^{-4}$
16	65536	$1,52 \times 10^{-5}$

Rigoureusement parlant, l'étude de la sensibilité de la mesure doit prendre en compte la texture étudiée. Certes, une caméra 12 *bits* permet l'obtention de 4096 *niveaux de gris* mais tous ne sont pas présents sur l'image étudiée par l'algorithme de corrélation. Ainsi la sensibilité de la mesure est liée aux nombres de niveaux de gris contenus dans l'image, *i.e.* N_{G_t}, et donc dépendante de la texture sous analyse. Ainsi pour les images de la Fig.3.6, on observe respectivement 196 et 3091 *niveaux de gris* présents sur les images C8 *(a)* et C12 *(b)*. La sensibilité maximale sur ces images est respectivement de $5,1 \times 10^{-3}$ *pixel (a)* et $3,2 \times 10^{-4}$ *pixel (b)*.

3.2.2 Relation entre résolution et résolution spatiale

Pour toutes les techniques de mesure, l'amélioration de la résolution a pour conséquence une dégradation de la résolution spatiale. Cette relation a plus ou moins d'importance et d'impact en fonction de la technique et de l'étude. Néanmoins, dans le cas des techniques de mesure de champs, elle prend toute son importance et il s'agit alors d'établir le meilleur compromis.

Résolution spatiale en déplacement

Le traitement de corrélation par $CORRELI^{LMT}$ menant aux champs de déplacements, implique l'application d'un algorithme d'inter-corrélation et d'une procédure d'interpolation subpixel.

1. L'algorithme d'inter-corrélation traite, lors d'une première approximation, l'ensemble des pixels de la ZOI de manière équivalente, Fig.3.7.
2. Afin de préciser la mesure du déplacement, une interpolation locale des niveaux de gris utilise les pixels autour du point de la mesure, Fig.3.7. Ainsi, par itération, les pixels autour du point de mesure, *i.e.* centre de la ZOI, auront plus d'influence dans le poids de la mesure que ceux aux bords de la zone.

Cette schématisation de l'algorithme de corrélation, Fig.3.7, peut être approximée par une Gaussienne centrée dont la valeur à mi-hauteur vaut 2^{n-1}. Pour un niveau de confiance à

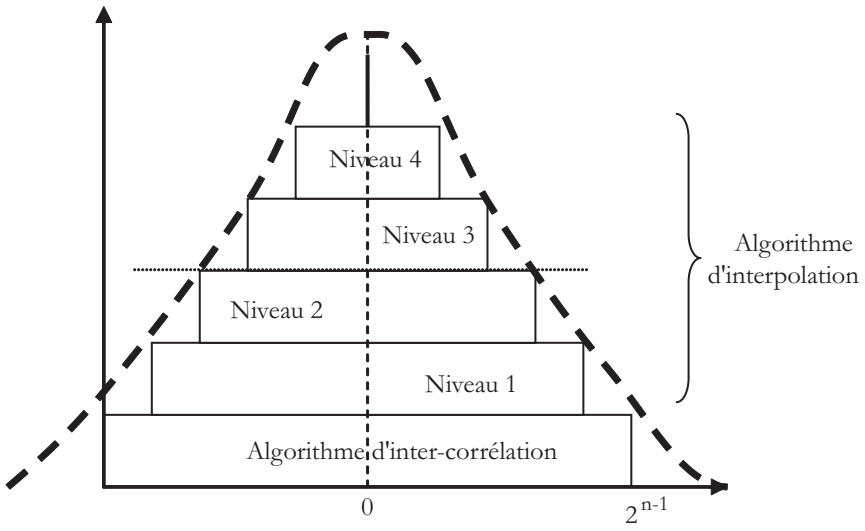


FIG. 3.7 – Représentation schématique de l'application de la procédure de corrélation pour la détermination de la résolution spatiale en déplacement.

95%, *i.e.* 2 écarts-types, la largeur relative correspond à la taille de la ZOI, *i.e.* 2^n. Ainsi, on considère que la résolution spatiale en déplacement correspond à la taille de la ZOI. L'application de la formulation Eq.2.10 n'apporte pas de changement étant donné que seul un algorithme, combinant l'inter-corrélation et l'interpolation, est utilisé, Eq.3.8.

$$RS_{CIN_{dep}} = 2^n \tag{3.8}$$

Champs de déplacement

L'Eq.3.6 montre que le plus petit déplacement mesurable de **U** est obtenu pour la plus petite différenciation de texture possible sur une image (*i.e.* 1 *niveau de gris*) et la plus haute sensibilité. En effet, ce déplacement peut être approximé par l'Eq.3.9.

$$U_{min} \propto S_{max} = \frac{1}{\nabla f_{max}} \tag{3.9}$$

S_{max} est représentatif de la valeur inverse du gradient maximum des niveaux de gris de l'image. Ainsi la résolution en déplacement peut être évaluée par Eq.3.9, laquelle doit prendre en compte le bruit expérimental de la mesure.
Pour évaluer ce dernier, on utilise plusieurs images de l'état de référence de l'expérience menée. Les conditions expérimentales doivent être les mêmes pour ces différentes images (*e.g.* luminosité, expérimentateur, éprouvette, machine, procédure *etc.*). On soustrait deux à deux les images pour obtenir des champs de bruit, *e.g.* cinq images d'un état permettent l'obtention de dix champs de bruit. Ces derniers sont traités afin de connaître le nombre de niveaux de gris moyens, noté N_{G_b}, qui est relatif au bruit expérimental. D'après Eq.3.9 et Eq.3.7, le déplacement global minimum correspond alors à l'Eq.3.10.

$$U_{min} \propto \frac{1}{(N_{G_t} - N_{G_b})} \tag{3.10}$$

Cette valeur correspond à la limite basse à partir de laquelle il est impossible de savoir si les variations sont dues au bruit expérimental ou à l'état mécanique de l'objet étudié. Ainsi,

pour les images de la Fig.3.6, la résolution en déplacement correspond à $2,46 \times 10^{-4}$ *pixel (a)* et $4,27 \times 10^{-3}$ *pixel (b)*.
Cependant, l'intérêt de l'utilisation de la corrélation d'images numériques consiste en l'obtention d'un champ de mesure. Ceci implique le traitement des imagettes (ZOI) et non de l'image dans sa globalité. Pour évaluer la résolution en déplacement, on analyse donc le traitement par $CORRELI^{LMT}$ des images à l'état de référence. Cette procédure permet de prendre en compte à la fois le bruit expérimental et celui correspondant à l'algorithme de corrélation. Les résultats sont variables en fonction de la taille de ZOI choisie. Ceci établit la relation entre résolution et résolution spatiale. Dans le cas des images de la Fig.3.6, la résolution en fonction de la résolution spatiale est détaillée Tab.3.2. Cette résolution est déterminée par le calcul de la moyenne des écarts-types des 10 cartes de déplacements de la séquence analysée.

TAB. 3.2 – Relation entre résolution en déplacement et résolution spatiale pour les images de la Fig.3.6.

n	**Résolution Spatiale** (px)	**C8 Résolution** (px)	**C8 Résolution** (μm)	**C12 Résolution** (px)	**12 Résolution** (μm)
4	16	$8,4 \times 10^{-3}$	142	$4,3 \times 10^{-2}$	0,033
5	32	$8,3 \times 10^{-3}$	141	$2,3 \times 10^{-2}$	0,018
6	64	8×10^{-3}	136	$1,3 \times 10^{-2}$	0,011
7	128	$7,1 \times 10^{-3}$	120	$7,1 \times 10^{-3}$	0,005

On observe que le niveau d'observation macroscopique permet l'obtention d'une meilleure résolution (en pixel) que dans le cas microscopique car l'amplitude du bruit est amplifiée par l'échelle d'observation. Si on reporte cette résolution en déplacement à la taille réelle d'un pixel (*i.e.* 17 mm/px pour *(a)* et $0,78$ $\mu m/pixel$ pour *(b)*), les performances de résolution vont naturellement au niveau d'observation microscopique.

Champs de déformation

Les mesures de déformations sont établies en utilisant le tenseur du gradient des déformations $\mathbf{F}$ liant un vecteur infinitésimal $d\mathbf{X}$ dans l'état de référence à celui de l'état déformé $d\mathbf{x}$, Eq.3.11.

$$d\mathbf{x} = \mathbf{F}.d\mathbf{X} \tag{3.11}$$

Ainsi, le tenseur $\mathbf{F}$ peut être lié au gradient des déplacements $\nabla\mathbf{u}$ par l'Eq.3.12.

$$\mathbf{F} = \mathbf{1} + \nabla\mathbf{u} \tag{3.12}$$

Dans le cas des mesures Lagrangiennnes, elles peuvent être exprimées en utilisant le tenseur des déformations $\mathbf{E}_m$, Eq.3.13.

$$\mathbf{E}_m = \begin{cases} \frac{1}{2m}(\mathbf{B}^m - \mathbf{1}) & pour\ m \neq 0 \\ \frac{1}{2}.\ln(\mathbf{B}) & pour\ m \to 0^+ \end{cases} \tag{3.13}$$

où $\mathbf{B} = {}^t\ \mathbf{F}.\mathbf{F}$ est appelé le tenseur des déformations droit de Cauchy-Green, $\mathbf{1}$ est le tenseur unité du second ordre, et ^{t} l'opérateur transposé. Quant $m = 1$, on obtient le tenseur des déformations de Green-Lagrange et pour $m = \frac{1}{2}$ le tenseur de Cauchy-Biot.

Quand l'amplitude du mouvement de corps rigide est petite, toutes les mesures convergent vers le tenseur infinitésimal des déformations défini Eq.3.14.

$$\boldsymbol{\epsilon} = \frac{1}{2}(\boldsymbol{\nabla}\mathbf{u} + {}^t\boldsymbol{\nabla}\mathbf{u}) \tag{3.14}$$

Différents algorithmes sont disponibles sous $CORRELI^{LMT}$:

- Les déformations infinitésimales correspondant à la partie symétrie du gradient de déplacement, Eq.3.14 ;
- Les déformations nominales ou de Cauchy-Biot correspondant au tenseur des déformations Eq.3.13 pour $m = \frac{1}{2}$;
- Les déformations de Green-Lagrange correspondant au tenseur des déformations Eq.3.13 pour $m = 1$;
- Les déformations suivant l'algorithme développé par Geers *et al.* [60].
  Les développements théoriques sont entièrement basés sur les déformées bi-dimensionnelles dans le plan. La mesure des déformations par les tenseurs de déformations classiques sont du type $\frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \mathbf{X}}$, obtenue d'après le problème Eq.3.11. Dans le cas de l'algorithme développé par Geers *et al.*, le développement en série est poussé à un ordre supérieur pour obtenir une information sur le gradient de déformation. Si pour la détermination du tenseur **F** deux points suffisent, celle du tenseur des gradients de déformation relatif à 8 composantes nécessite au minimum 6 points, Fig.3.8.

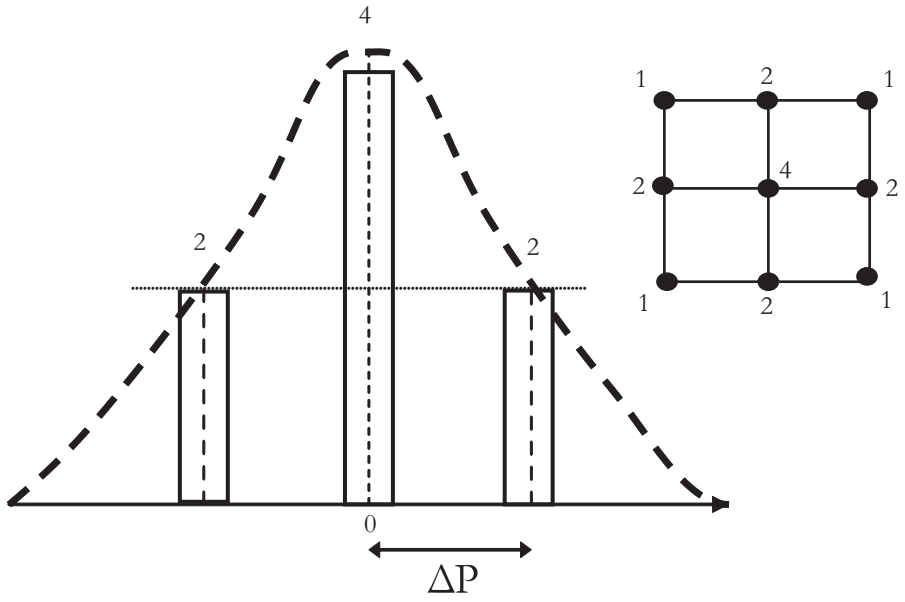


FIG. 3.8 – Représentation schématique de l'algorithme de Geers *et al.* de dérivation pour la détermination de la résolution spatiale en déformation.

  L'utilisation de plus de points implique une diminution du bruit grâce à l'effet de lissage induit. Par contre, ceci implique une plus grande portée et donc une augmentation de la résolution spatiale en déformation.

Afin de comparer les performances des différents algorithmes de dérivation numérique, on utilise une séquence d'images dont les déformations sont nulles. Ces images traitées par corrélation, puis par dérivation numérique grâce à chacun des algorithmes, permet de

comparer la résolution en déformations, Tab.3.3. La résolution en déformation est évaluée par l'analyse des champs d'une séquence d'images prises pour un état mécanique identique. Cette séquence est traitée par le logiciel de corrélation puis par dérivation numérique, donc les résultats fournissent des cartes de déformations dont les composantes devraient être nulles. La détermination de l'écart-type de ces cartes fournit la valeur de la résolution en déformation. Ceci montre bien que l'algorithme de Geers *et al.* [60] permet une plus faible

TAB. 3.3 – Comparaison des performances des différents algorithmes de dérivation numérique.

Algorithme	**C8** **Résolution** ***(a)***	**C12** **Résolution** ***(b)***
Infinitésimale	$8,40 \times 10^{-4}$	$4,3 \times 10^{-3}$
Nominale	$8,32 \times 10^{-4}$	$2,3 \times 10^{-3}$
Green-Lagrange	$8,01 \times 10^{-4}$	$1,34 \times 10^{-3}$
Geers *et al.* [60]	$7,15 \times 10^{-4}$	$7,1 \times 10^{-4}$

dispersion des résultats et ainsi une meilleure résolution sur les cartes de déformation. La totalité des cartes de déformation obtenues par la suite utilise la dérivation numérique par l'algorithme de Geers *et al.*

Détermination de la résolution spatiale en déformation

Il s'agit maintenant de déterminer l'impact de l'algorithme de dérivation associé à la mesure de déformation. La résolution spatiale est donc différente en fonction du type d'algorithme utilisé.
Pour les tenseurs de déformations suivant : infinitésimal, nominal et Green-Lagrange ; la fonction de dérivation est identique et s'effectue sur les M_n points de mesure suivant les directions principales $\mathbf{n}$. La résolution spatiale de l'algorithme correspond alors à la distance entre les points de mesure les plus extrêmes, *i.e.* $\Delta P.M_n$. L'application de l'Eq.2.10 permet alors l'établissement d'une formulation pour l'algorithme de corrélation $CORRELI^{LMT}$ associé à une dérivation classique correspondant à Eq.3.15.

$$RS_{GL} = \sqrt{(2^n)^2 + ((M_n - 1).\Delta P)^2} \tag{3.15}$$

Prenons le cas d'un décalage égal à la taille de la zone d'intérêt et d'une dérivation au sens des moindres carrés sur 3 points de mesure, la résolution spatiale en déformation devient Eq.3.16.

$$RS_{GL_{\Delta P=2^n}} = \sqrt{5}.2^n \approx 2,23.2^n \tag{3.16}$$

La schématisation de l'application de l'algorithme de Geers *et al.* est illustrée Fig.3.8 suivant une des directions principales. La mesure en déformation du lieu du point de la mesure a un poids de 4 pour chacun des éléments l'entourant alors que les points suivants les deux directions principales ont un poids de 2 et ceux suivant les diagonales des éléments un poids de 1.
Cette schématisation de l'algorithme de dérivation, Fig.3.8, peut être approximée par une Gaussienne centrée dont la valeur à mi-hauteur vaut $2\Delta P$ et dont les extrémités sont tronquées à $\pm 1,5\Delta P$ par rapport à l'origine. 95% des pixels utilisés sont pris en compte pour deux écarts-types, *i.e.* $3\Delta P$. L'application de l'Eq.2.10 permet alors l'établissement d'une formulation pour l'algorithme de corrélation $CORRELI^{LMT}$ associé à celui de dérivation

de Geers *et al.* correspondant à Eq.3.17.

$$RS_{Geers} = \sqrt{(2^n)^2 + (3\Delta P)^2} \tag{3.17}$$

Prenons le cas d'un décalage égal à la taille de la zone d'intérêt, la résolution spatiale en déformation devient Eq.3.18.

$$RS_{Geers_{\Delta P=2^n}} = \sqrt{10}.2^n \approx 3,16.2^n \tag{3.18}$$

Une résolution en déformation, Eq.3.19, peut être alors être estimée à partir de la résolution en déplacements, Eq.3.10.

$$E_{min} \# \frac{U_{min}}{RS_\epsilon} \tag{3.19}$$

Pour définir la résolution en déformations, on rapporte la résolution en déplacements à la résolution spatiale en déformations. Les résultats sont détaillés Tab.3.4 pour les images de la Fig.3.6.

TAB. 3.4 – Résolution en déformations en fonction de la résolution spatiale pour les images de Fig.3.6

Taille de ZOI n) (px)	**Résolution spatiale** (px)	**Résolution C8**	**Résolution C12**
3	26	$9,4 \times 10^{-6}$	$1,6 \times 10^{-4}$
4	51	$4,8 \times 10^{-6}$	$8,4 \times 10^{-5}$
5	102	$2,4 \times 10^{-6}$	$4,2 \times 10^{-5}$
6	203	$1,2 \times 10^{-6}$	$2,1 \times 10^{-5}$
7	405	6×10^{-7}	1×10^{-5}

.

3.2.3 Relation entre incertitude et résolution spatiale

L'incertitude sur la mesure par corrélation d'images numériques peut être décrite comme la somme de trois types d'incertitude :

- L'incertitude du bruit temporel qui a été évaluée dans la section 3.2.2 à partir des champs de bruit ;
- L'incertitude sur la sensibilité, *i.e.* sur la texture. En effet, dans le cas de la corrélation d'images, la sensibilité varie pour chaque ZOI en fonction du motif de celle-ci ;
- L'incertitude sur le biais géométrique due au positionnement du système d'observation. L'étude de la mise en place de l'expérience permet de négliger cette incertitude.

Par la suite, il sera montré que l'incertitude sur la texture est plus de dix fois supérieure à celle des bruits définis section 3.1.3 d'où un abus de vocabulaire utilisant le terme 'incertitude' pour faire référence à celle relative à la texture.

Le compromis entre l'incertitude et la résolution spatiale est certainement le point clé du traitement par corrélation d'images numériques. Nous avons mis en place une procédure afin d'évaluer cette relation incertitude-résolution spatiale. Cette procédure en quatre étapes aboutit à des résultats valables uniquement pour la texture étudiée. La Fig.3.9 montre les résultats l'application de cette procédure, détaillée ci-dessous, à l'image C8.

1. Un déplacement de corps rigide est appliqué numériquement à l'image de référence de la texture étudiée. Dix images sont créées avec un déplacement incrémental de $0,1$ *pixel* de 0 à 1 *pixel* par la routine *BOOMY* qui effectue un déplacement numérique pixel par pixel.

2. La séquence de 11 images est alors traitée avec le logiciel de corrélation d'images afin d'évaluer les déplacements pour chacune des dix images créées précédemment.
3. Une fois toutes les images analysées, l'erreur moyenne, Fig.3.9 *(a)*, et l'écart-type des déplacements, Fig.3.9 *(b)*, sont déterminés. L'incertitude sur les déplacements est alors évaluée comme étant la moyenne des écarts-types. Pour une taille de ZOI donnée, l'incertitude maximum est atteinte pour un déplacement imposé égal à $0,5$ *pixel*, Fig.3.9 *(b)*. L'incertitude sur les déplacements peut ainsi être déterminée pour chacune des tailles des zones d'intérêt, Fig.3.9 *(c)*.
4. Pour l'évaluation de l'incertitude sur les déformations, on utilise la même séquence d'images. En effet, puisque seuls des déplacements de corps rigide ont été appliqués sur l'image de référence, le traitement par dérivation numérique des champs de déplacements doit identifier des champs de déformation nuls. Ainsi l'erreur moyenne et l'incertitude, *i.e.* l'écart-type, des cartes peuvent être déterminés pour les déformations. En appliquant cette procédure, l'algorithme de dérivation est testé et l'utilisation d'un algorithme différent modifie les résultats et performances de cette incertitude.

Plusieurs remarques peuvent être faites sur cette procédure.

– Tout d'abord, en termes d'écart-type sur les déplacements pour une taille de ZOI donnée, la même tendance est observée pour toutes les textures. Ainsi, la valeur maximum est toujours atteinte pour un déplacement imposé de $0,5$ *pixel*. Ce résultat suggère qu'une évaluation plus rapide peut être effectuée par l'estimation de l'incertitude pour une seule image déplacée numériquement de $0,5$ *pixel*, Fig.3.9 *(b)*. La valeur de l'incertitude pour cette texture et pour une taille de ZOI fixée, correspond alors à la moitié de l'écart-type pour ce déplacement.
– Ensuite, il est à noter que même si cette procédure utilise des images réelles tous les bruits expérimentaux qui existent pendant le déroulement de l'expérience sont évités (*e.g.* illumination, vibration, variation de texture due aux déformations). Ainsi, l'incertitude de la mesure est inévitablement sous-estimée.
– A travers l'analyse d'un ensemble de textures détaillée Annexe C, la valeur de l'incertitude de texture est la plus importante des trois types d'incertitude. Elle rend ainsi les autres négligeables.
– Enfin, l'application de cette procédure pour les différentes tailles de ZOI permet de mettre en relation l'incertitude de la texture, représentative de l'incertitude de la mesure, avec la résolution spatiale de cette dernière.

Dès lors, un compromis entre incertitude et résolution spatiale est démontré. En effet, plus la taille de la ZOI augmente (*i.e.* dans la formulation de la résolution spatiale, Eq.3.17), plus l'incertitude de la mesure diminue. Ceci implique donc que l'obtention du nombre de points de mesure permet une amélioration de la fiabilité de la mesure. Cette tendance peut être décrite par une loi puissance reliant la taille de la ZOI, *i.e.* n, à l'incertitude en déplacement $\sigma_{\mathbf{U}}$, Eq.3.20.

$$\sigma_{\mathbf{U}} = \frac{A^{\alpha+1}}{2^{n\alpha}} \tag{3.20}$$

où A est une valeur constante et α la puissance lui correpondant. La même tendance est observée pour l'incertitude en déformation. Une loi puissance avec une puissance β est obtenue pour une incertitude moyenne en déformation σ_ϵ en fonction de 2^n, Eq.3.21.

$$\sigma_{\boldsymbol{\epsilon}} = \frac{B^{\beta}}{2.\Delta P^{\beta}} \tag{3.21}$$

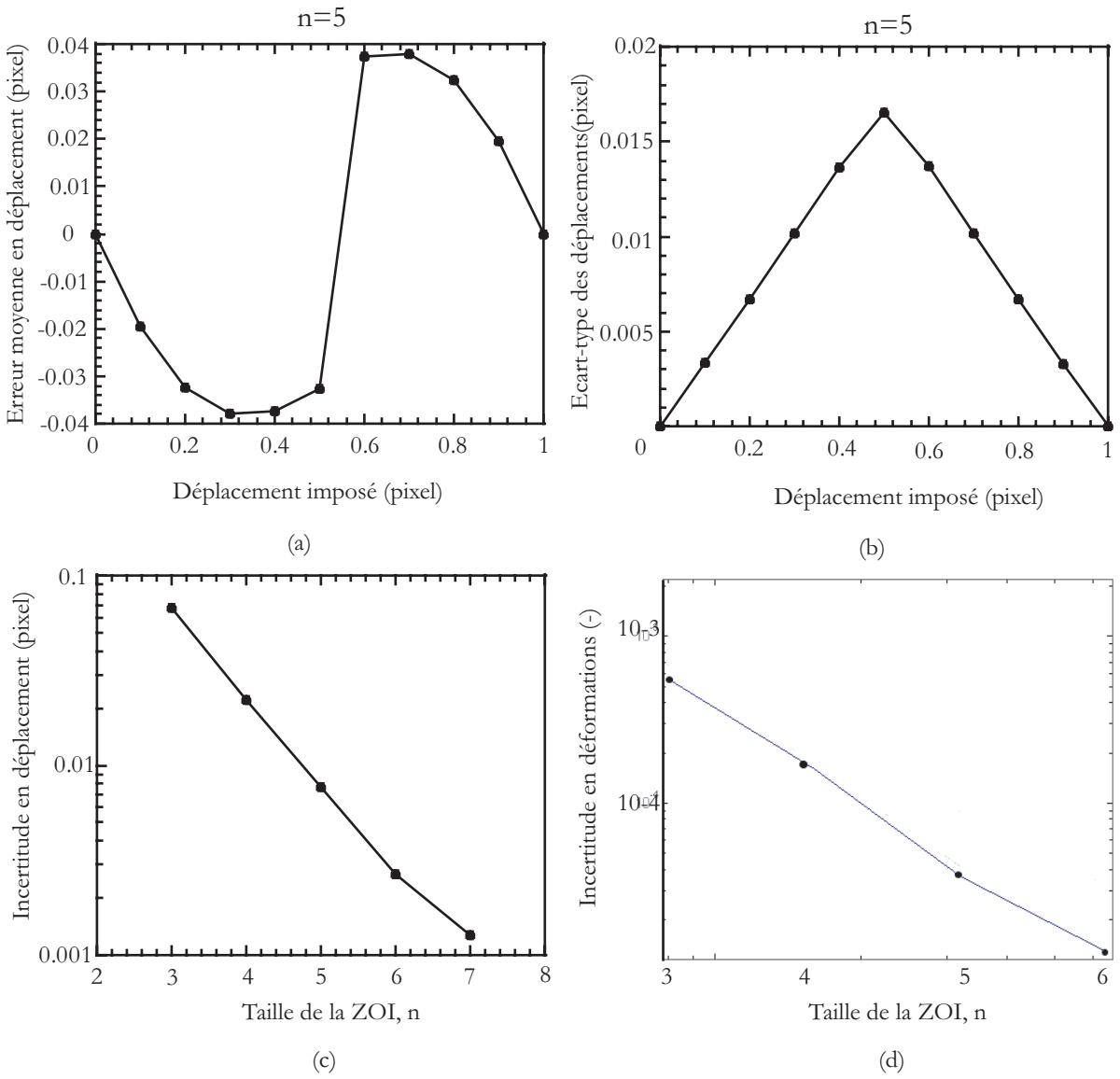


FIG. 3.9 – Application de l'étude d'incertitude sur la texture de l'image Fig.3.6 *(a)*. Représentation de l'erreur moyenne *(a)* et de l'écart-type *(b)* des déplacements sur la séquence des 10 images crées pour une taille de ZOI, *i.e.* $n = 5$. Incertitude moyenne de la texture en échelle logarithmique en fonction de la taille de la ZOI, *i.e.* n, respectivement en déplacement *(c)* et en déformation *(d)*.

où B est une constante.
Ceci implique que les deux incertitudes (déplacements et déformations) peuvent être mise en relation au travers de l'Eq.3.22.

$$\sigma_{\boldsymbol{\epsilon}} = C.\frac{\sigma\mathbf{U}}{2.\Delta P} \tag{3.22}$$

pour $\alpha + 1 \approx \beta$ et où C est une constante (*i.e.* $CA^{\alpha+1} \approx B^{\beta}$).
Cette formulation sera validée par des données expérimentales à la section 3.5.

L'ensemble des termes métrologiques caractérisant la méthode de corrélation d'images numériques sous $CORRELI^{LMT}$ ont maintenant été explicités et pour chacune des formulations des procédures ont été établies permettant leur répétabilité. Tout au long de cette section, les différentes terminologies ont toutes montré une forte dépendance à la texture, *e.g.* la sensibilité Eq.3.7, la résolution en déplacement Eq.3.10 *etc.* C'est pourquoi, l'analyse *a priori* de cette dernière doit permettre d'optimiser le choix des autres paramètres.

3.3 Choix de paramètres

La mesure des déplacements par corrélation d'images numériques peut être déterminée uniquement suivant la direction du gradient des intensités [127], *i.e.* des variations des niveaux de gris. Cet élément fondamental suffit à mettre en avant l'importance de l'influence de la texture étudiée sur les performances de la technique. En pratique, deux types de texture peuvent être utilisés : soit la surface naturelle de l'éprouvette si elle présente suffisamment de motifs, soit une texture qui doit être artificiellement créée/ajoutée sur la surface par différents moyens (*e.g.* mouchetis de peinture [27], pulvérisation d'or, de carbone, *etc.*). La Fig.3.10 montre différents types de textures utilisés pour le traitement par corrélation d'images numériques.

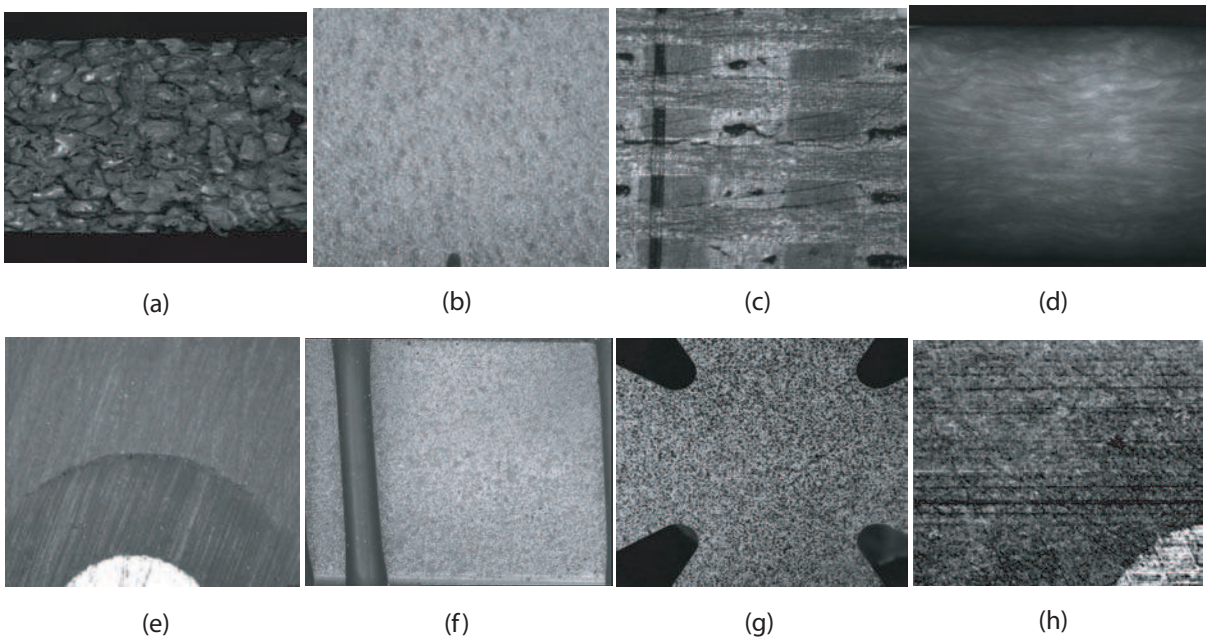


FIG. 3.10 – Présentation de différentes textures ayant été utilisées pour des études par corrélation d'images numériques. Texture naturelle *(a)*, carbure de silice pour essai de rupture *(b)* [50], carbone-carbone tissé *(c)* [124], laine de verre pour essai de compression *(d)* [77], fibre noyée dans la matrice pour essai de traction *(e)*, polypropylène pour un essai de traction *(f)* [99], mouchetis artificiel *(g)* [36], fibre noyée dans la matrice pour essai de traction avec texture artificielle *(h)*.

A travers les contributions, on observe que les performances des algorithmes de corrélation sont évaluées par des textures créées artificiellement. Ainsi, Sutton *et al.* [142] utilise une fonction exponentielle comme modèle d'intensité de texture. La génération des points noirs sur un fond blanc peut aussi être décrite par l'utilisation d'un processus point poissonien.

Cette procédure consiste à associer à chaque point une tache centrée (*i.e.* de type segment ou disque) de taille identique ou variable. L'image formée est la somme de toutes les taches [76, 86]. Des modèles statistiques ont été proposés afin de caractériser la figure d'intensité observée à partir des phénomènes de diffraction, *i.e.* 'speckle' [2, 65, 84, 98, 102]. Les avantages de ces modèles de texture sont qu'ils peuvent être utilisés pour évaluer précisement les performances de l'algorithme de corrélation puisque le déplacement peut être appliqué numériquement avec une grande précision. Néanmoins, tous ces modèles sont des cas idéaux et aucun n'est représentatif des textures obtenues expérimentalement [96]è. En effet, les textures aléatoires n'ont pas toujours les propriétés souhaitées et ne sont pas en général identiques deux à deux. C'est pourquoi, il est intéressant de savoir si la texture en place permet de conduire à des résultats fiables et robustes grâce à la corrélation d'images. Comme une très grande variété d'images peuvent être utilisées par cette technique, la qualité des images est l'un des paramètes clés pour l'évaluation des performances de l'expérience. Cependant, un certain nombre de paramètres expérimentaux influent sur la qualité des images comme :

– Les performances du capteur CCD (*e.g.* qualité de numérisation, bruit de photon [76, 80]) ;
– La position et l'intensité de la source lumineuse par rapport à l'éprouvette et la caméra CCD.

En ce qui concerne la numérisation des images, les capteurs encodant sur 8 *bits* sont toujours ceux qui sont les plus utilisés. Néanmoins, ces dernières années, ceux numérisant sur 10, 12 et 16 *bits* sont disponibles grâce à notamment l'évolution fulgurante des technologies numériques.

Rappelons que les trois paramètres de la corrélation d'images sont la texture, la taille de la ZOI, *i.e.* n (à cause de l'utilisation de la FFT) et le décalage des centres des ZOI, *i.e.* ΔP. Dans le cadre de cette étude sur l'analyse de la texture, on fixe les deux paramètres de l'algorithme l'un par rapport à l'autre, *i.e.* $\Delta P = 2^n$. Ainsi, dans l'ensemble de cette étude de texture, seuls deux paramètres influencent les performances : la texture et la taille de la zone d'intérêt, *i.e.* n.

3.3.1 Etablissement de critères caractérisant *a priori* la texture

Afin de caractériser la qualité d'une texture, trois quantités peuvent être étudiées. En fonction de celles-ci, des critères garantissant *a priori* les résultats de la corrélation d'images peuvent être établis.

1. Tout d'abord, une information globale sur la distribution des niveaux de gris sur l'image est donnée par l'histogramme. Cette représentation est classiquement utilisée par les expérimentateurs afin d'éviter les saturations des niveaux de gris (*i.e.* blanc ou noir) aux extrémités de la dynamique. De plus, l'utilisation de l'histogramme pour le réglage de l'intensité de la lumière permet l'obtention d'un spectre de niveaux de gris le plus large possible par rapport à la dynamique de la caméra CCD. Ainsi, pour l'image C8, Fig.3.6 *(a)*, l'histogramme Fig.3.11 *(a)* montre un spectre large des niveaux de gris sans saturation des noirs ou des blancs.
2. La représentation par un histogramme donne une information globale (*i.e.* associée à la totalité de l'image). De manière beaucoup plus locale, on peut considérer l'écart-type σ^{ZOI} de la fonction de distribution des niveaux de gris f_{ZOI} au sein de chaque ZOI. L'algorithme de corrélation ne peut pas donner de résultats à partir de l'analyse d'une fonction uniforme de niveaux de gris. Par conséquent, un premier critère considérant

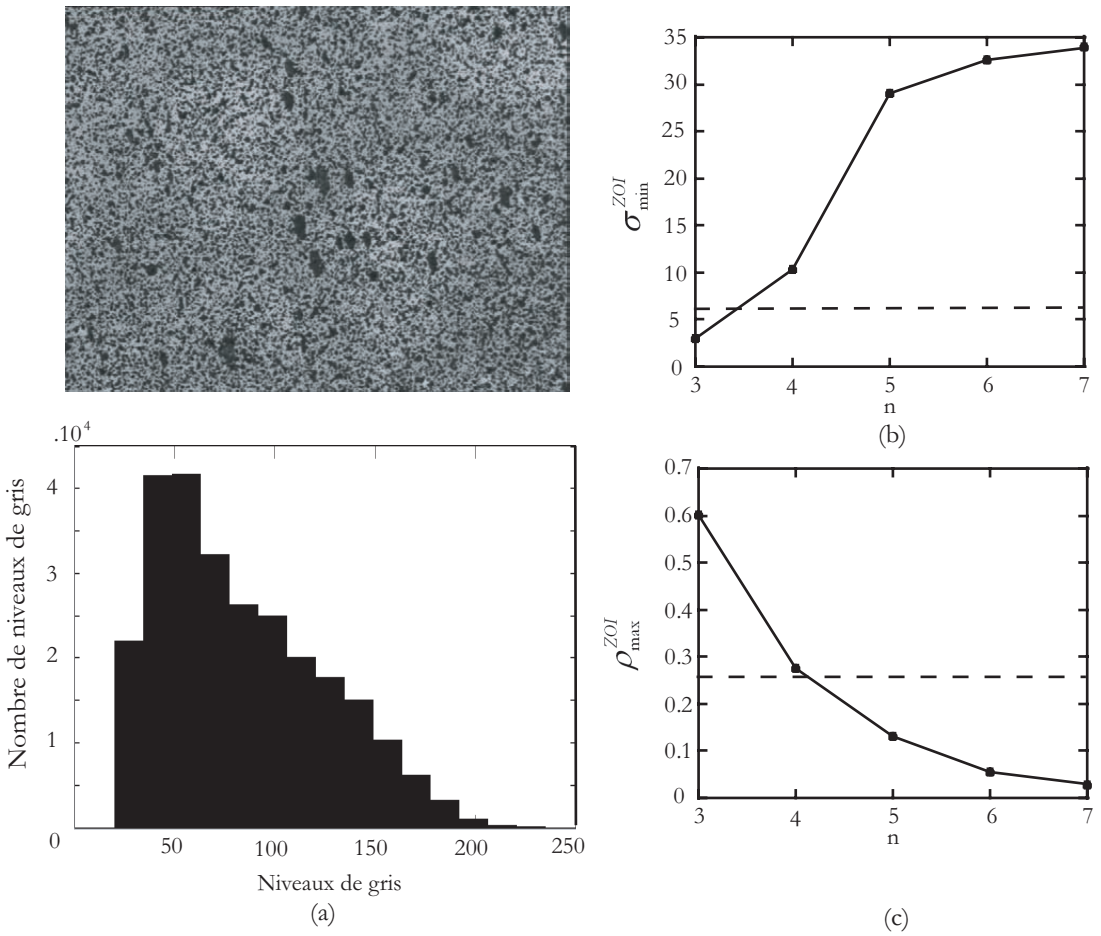


FIG. 3.11 – Application des critères sur l'image C8, Fig.3.6 *(a)*, codée sur 8 *bits* : histogramme *(a)*, écart-type des niveaux de gris *(b)* et rayon de corrélation adimensionné (c).

la valeur minimum σ_{min}^{ZOI} de σ^{ZOI} est introduit. La Fig.3.11 *(b)* représente la valeur de ce critère pour chacune des tailles de ZOI pour l'image Fig.3.6 *(a)*. Comme attendu, le nombre de niveaux de gris augmente avec la taille de la zone d'intérêt.

3. Enfin, la fonction d'autocorrélation de chaque ZOI de l'image caractérise sa 'qualité'. En effet, cela permet, au travers de l'analyse du rayon de corrélation, l'obtention d'une évalutation représentative de la taille du mouchetis. La fonction d'autocorrélation peut être définie de manière discrète par l'Eq.3.23.

$$A^{ZOI}(I,J) = f_{ZOI} * f_{ZOI}(I,J) = \sum_{i=1}^{2^n}\sum_{j=1}^{2^n} \tilde{f}_{ZOI}(i,j) * \tilde{f}_{ZOI}(i+I, j+J) \qquad (3.23)$$

où $\tilde{f}$ est une représentation périodique de la distribution des niveaux de gris f_{ZOI} pour chaque ZOI. La composante continue de la ZOI doit être otée et la fonction d'autocorrélation normalisée par sa valeur maximum qui est atteinte pour $I = 0$ et $J = 0$. La fonction normalisée $\widehat{A}^{ZOI}$ est interpolée par l'Eq.3.24 d'une ellipse.

$$\widehat{A}^{ZOI}(x,y) \approx 1 - (ax^2 + 2bxy + cy^2) \qquad (3.24)$$

où a,b,c sont identifiés en considérant les 8 points voisins à l'origine, x et y sont les coordonnées continues autour du maximum situé à l'origine. Deux rayons de corrélation R_1 et R_2 sont définis. Ils correspondent aux axes principaux de l'ellipse définie par l'intersection de la fonction d'autocorrélation $\widehat{A}^{ZOI}$ interpolée et le plan $z = 0$, Eq.3.25.

$$\begin{cases} R_1^{-2} = \frac{a+c}{2} + \sqrt{(\frac{a-c}{2})^2 + b^2} \\ R_2^{-2} = \frac{a+c}{2} - \sqrt{(\frac{a-c}{2})^2 + b^2} \end{cases} \tag{3.25}$$

Le rapport entre les deux rayons principaux est représentatif de l'anisotropie de la texture [13]. La demi-somme R est utilisé pour évaluer un rayon de corrélation moyen pour chaque ZOI. Un second critère est alors établi mettant en relation le rayon de corrélation et la taille de la ZOI, *i.e.* n. Il est défini par la valeur maximale ρ_{max}^{ZOI} parmi la totalité des ZOI du ratio $\rho^{ZOI} = \frac{R}{2^n}$ établi pour chaque ZOI. La Fig.3.11 *(c)* représente la valeur de ce critère pour chacune des tailles de ZOI pour l'image C8, Fig.3.6 *(a)*. Comme attendu, le rapport adimensionné diminue avec l'augmentation de la taille de la zone d'intérêt.

Les valeurs limites de ces deux critères (*i.e.* σ_{min}^{ZOI} et ρ_{max}^{ZOI}) sont identifiées ci-dessous. La même démarche peut être appliquée pour l'image C12, Fig.3.6 *(b)*, et les mêmes observations peuvent être faites, Fig.3.12.

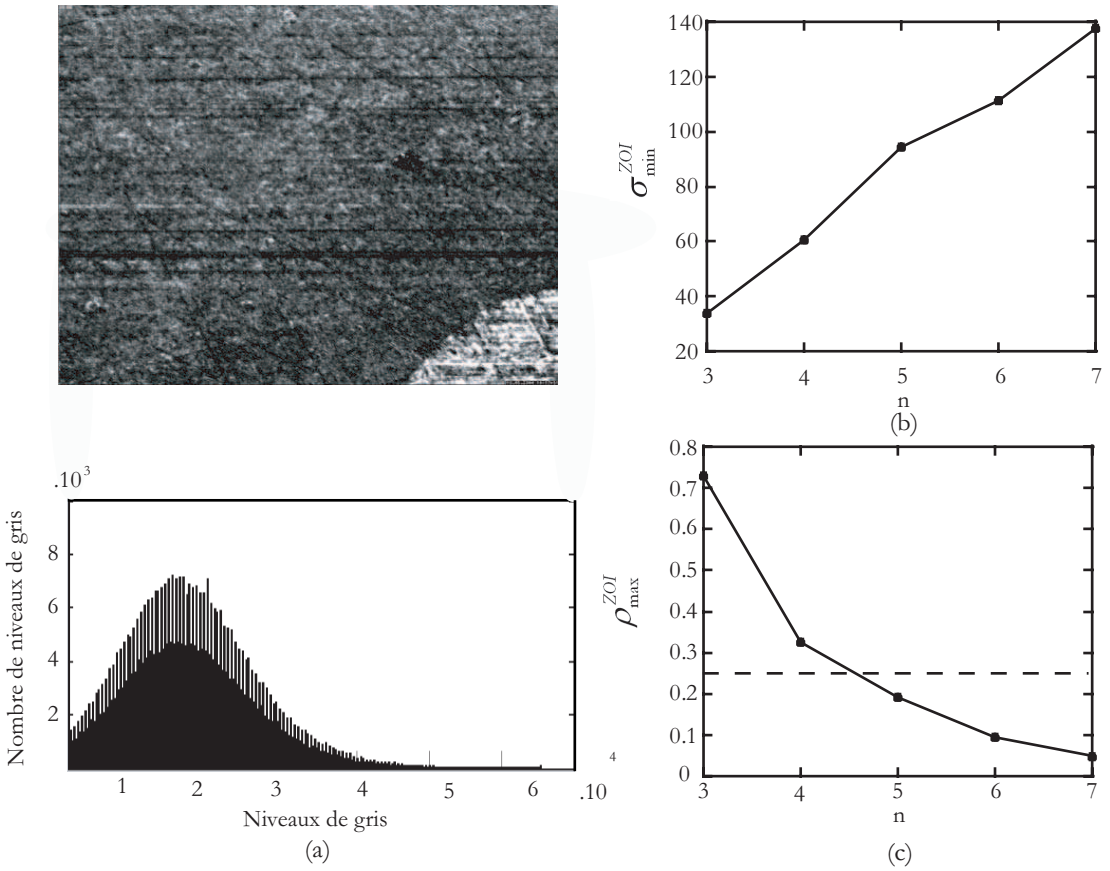


FIG. 3.12 – Application des critères sur l'image Fig.3.6 *(b)* codée sur 12 *bits* : Histogramme *(a)*, écart-type minimum des niveaux de gris *(b)* et rayon de corrélation adimensionné *(c)*.

3.3.2 Etablissement des valeurs critiques de ces critères

Ecart-type local des niveaux de gris σ^{ZOI}

Considérons le cas d'une distribution uniforme de niveaux de gris, *i.e.* tous les niveaux de gris ont la même probabilité d'être présent dans une ZOI. Dans ce cas, l'écart-type σ^{ZOI} de cette fonction f_{ZOI} équivaut à l'Eq.3.26.

$$\sigma^{ZOI} = \frac{\Delta_n^{ZOI}}{\sqrt{12}} \tag{3.26}$$

où Δ_n^{ZOI} correspond à la dynamique en terme de niveaux de gris de la ZOI. On peut, d'après Eq.3.26, établir la fonction de sensibilité de cette distribution en fonction de l'écart-type des niveaux de gris σ^{ZOI}, Eq.3.27.

$$S = \frac{1}{\sqrt{12}.\sigma^{ZOI}} \tag{3.27}$$

Dans la plupart des applications de la mécanique des matériaux une sensibilité de $0,05$ *pixel* est considérée comme acceptable. Par conséquent, pour chaque ZOI de l'image étudiée, l'écart-type σ^{ZOI} de la distribution des niveaux de gris f_{ZOI} ne doit pas être inférieur à 6 *niveaux de gris*, Eq.3.28.

$$\sigma_{min}^{ZOI} = 6 \; niveaux \; de \; gris \tag{3.28}$$

Pour des applications plus contraignantes, cette valeur doit être augmentée. C'est particulièrement vrai dans le cas d'utilisation de dynamique très grande, *i.e.* encodage sur 12 ou 16 *bits*. Typiquement, le Tab.3.5 présente une évaluation des valeurs critiques en fonction des performances espérées. Ce dernier montre bien le gain de l'utilisation d'un niveau

TAB. 3.5 – Sensibilité minimum et relation (%) avec la dynamique des niveaux de gris en fonction de l'encodage de la caméra (*bits*).

Sensibilité minimum (*pixel*)	σ_{min}^{ZOI} (*nb niveaux de gris*)	**8 bits** (%)	**12 bits** (%)	**16 bits** (%)
$0,001$	289	–	7	$0,441$
$0,005$	58	$22,6$	$1,4$	$0,088$
$0,01$	29	$11,3$	$0,7$	$0,044$
$0,02$	15	$5,8$	$0,3$	$0,023$
$0,05$	6	$2,3$	$0,19$	$0,009$
$0,07$	5	$1,9$	$0,12$	$0,008$
$0,1$	3	$1,1$	$0,07$	$0,005$

d'encodage supérieur. En effet, les caméras 8 *bits* atteignent rapidement des pourcentages supérieures à 5% du nombre maximum des niveaux de gris possibles, niveau rarement atteint sur des images expérimentales.
Dans le cas des images de la Fig.3.6, le critère d'écart-type minimal, Fig.3.11 *(b)* élimine comme choix de taille de zone d'intérêt $n = 3$ pour l'image C8, Fig.3.6 *(a)*, par contre il n'est pas limitatif dans le cas de l'image Fig.3.6 *(b)*, en particulier car cette dernière est codée sur 12 *bits*, Fig.3.12 *(b)*.

Rayon de corrélation adimensionné ρ^{ZOI}

Pour l'application de la corrélation d'images numériques à un signal périodique, il est souhaitable qu'une période complète soit disponible pour chaque ZOI. En pratique, cela signifie qu'au moins une tache du mouchetis (*i.e.* un point noir ou blanc) et son voisinage (*i.e.* une zone antinomique blanche ou noire) doivent appartenir à chaque ZOI. Par conséquent, pour chacune de ces zones, le rapport entre le rayon de corrélation et la taille de la zone d'intérêt ne doit pas être supérieur à $0,25$, *i.e.* Eq.3.29.

$$\rho_{max}^{ZOI} = 0,25 \tag{3.29}$$

Dans le cas des images de la Fig.3.6, le critère de rayon de corrélation maximal, Fig.3.11 *(c)* et Fig.3.12 *(c)*, élimine comme choix de taille de zone d'intérêt $n = 3$ et $n = 4$ pour les images C8 et C12, respectivement Fig.3.6 *(a)* et *(b)*. Ce critère est plus limitatif que celui d'écart-type pour les textures artificielles.

Conclusion

La définition de ces deux critères locaux, liés directement à la taille des ZOI, permettent notamment l'optimisation du choix du paramètre n définissant la taille de ces dernières. Ceci est fondamental pour la technique de corrélation comme montré lors de l'étude de caractérisation section 3.2.
Deux aspects très intéressants de cette optimisation sont à noter :

- N'importe quelle texture peut être traitée. Ainsi un utilisateur peut tester par cette technique une texture naturelle et savoir si celle-ci a une 'qualité' acceptable pour un traitement. D'autre part, cette optimisation permet d'évaluer la 'qualité' d'une texture crée artificiellement et si nécessaire amener l'expérimentateur à recréer un mouchetis plus satisfaisant.
- Cette analyse peut être effectuée *a priori*, ce qui signifie qu'elle permet une évaluation des performances avant un quelconque chargement de l'éprouvette. Le dépôt d'un mouchetis aléatoire pose constamment le problème de la qualité de sa texture. Souvent les erreurs locales, pouvant contrarier fortement les résultats, ne sont identifiables qu'après l'expérience. L'utilisation de cette procédure évite ce type de problème.

Il s'agit donc maintenant d'établir les performances atteignables en corrélation d'images pour l'utilisation du paramètre d'optimisation, *i.e.* n, déterminé à partir des valeurs critiques.

3.3.3 Evaluation des performances

Cette étude de texture a été appliquée à un ensemble d'images obtenues lors d'analyses en mécanique des matériaux. Cet ensemble constitue un échantillon relativement varié de textures. En effet, parmi ces images, 27 sont des textures crées artificiellement et observées par des lentilles classiques (texture artificielle/observation macro), 2 sont des textures naturelles observées par un microscope à grande distance frontale (texture naturelle/observation micro), 13 sont des textures artificielles avec le microscope à grande distance frontale (texture artificielle/observation micro) et enfin les 3 dernières sont des textures naturelles observées par des lentilles classiques (texture naturelle/observation macro). Une étude statistique est donc menée à partir de ces 45 images, les résultats sont détaillés en Annexe C.
En moyenne, on peut considérer que l'application de ces critères permet l'obtention des performances suivantes : une incertitude de $2,4 \times 10^{-2}$ *pixel* en déplacement et $3,85 \times 10^{-4}$

en déformation. Si les exigences d'une expérience ne sont pas compatibles avec ces valeurs, il suffira alors de procéder à une étude de caractérisation pour chaque taille de ZOI afin de faire le choix qui convient. Ces valeurs sont indicatives, une étude de 45 images prises dans 2 laboratoires ne peut être considérée comme une étude statistique, *i.e.* un échantillon représentatif d'un ensemble.

TAB. 3.6 – Récapitulatif des types de texture et des échelles d'observation de l'étude statistique.

Echelle / **Type**	**Macro**	**Micro**	**Total**
Artificielle	27	13	40 (89%)
Naturelle	3	2	5 (11%)
Total	30 (67%)	15 (33%)	**Nb Images**

TAB. 3.7 – Influence du type de texture et de l'échelle d'observation sur les performances d'incertitude en déplacement.

Echelle / **Type**	**Macro**	**Micro**	**Total**
Artificielle	$1,15 \times 10^{-2}$	$5,12 \times 10^{-2}$	$2,44 \times 10^{-2}$
Naturelle	$2,56 \times 10^{-2}$	$1,32 \times 10^{-2}$	$2,06 \times 10^{-2}$
Total	$1,29 \times 10^{-2}$	$4,61 \times 10^{-2}$	σ_U **(px)**

TAB. 3.8 – Influence du type de texture et de l'échelle d'observation sur les performances d'incertitude en déformation.

Echelle / **Type**	**Macro**	**Micro**	**Total**
Artificielle	$2,77 \times 10^{-4}$	$6,09 \times 10^{-4}$	$3,85 \times 10^{-4}$
Naturelle	$5,19 \times 10^{-4}$	$1,92 \times 10^{-4}$	$3,88 \times 10^{-4}$
Total	$3,01 \times 10^{-4}$	$5,53 \times 10^{-4}$	σ_ϵ

Influence du type de texture et de l'échelle d'observation

Parmi les images utilisées lors de l'étude 'statistique', différents types de texture (*i.e.* naturelle ou artificielle) ainsi que deux échelles d'observation (*i.e.* microscopique ou macroscopique) ont été analysés. Néanmoins, le nombre d'images correspondant à chacune de ces catégories n'est pas équivalent et peut avoir une influence sur le résultat moyen des performances d'incertitude. C'est pourquoi les Tab.3.6, 3.7, 3.8 résument l'ensemble de ces données en fonction de chaque catégorie. On constate que les textures naturelles sont peu nombreuses. Ceci est dû à la difficulté de trouver des surfaces avec un motif présent permettant l'application de la corrélation. Une différence de performance peut être observée pour les observations effectuées à un niveau microscopique. En effet, cette échelle d'observation nécessite un motif très fin pour permettre, comme dans le cas des deux textures naturelles de cette étude, une corrélation de niveau équivalente à celle en observation macroscopique (en pixel). Souvent, l'ajout d'un marquage artificiel sur la surface de l'éprouvette étudiée ne permet pas d'atteindre ce niveau de finesse pour cette échelle d'observation alors que

le même marquage est plus que suffisant pour une observation macroscopique. Il est donc important d'évaluer les performances de la texture dans les conditions de l'expérience pour avoir une idée au plus juste de l'incertitude engendrée.
Néanmoins, il est nécessaire de rappeler qu'une incertitude de $1,29 \times 10^{-2}$ *pixel* pour une expérience où la résolution optique est de 17 $\mu m/px$ (*e.g.* celle de l'image C8, Fig.3.6 *(a)*) équivaut à 219 nm, alors qu'une incertitude de $4,61 \times 10^{-2}$ *pixel* pour une résolution optique de $0,78$ $\mu m/px$ (*e.g.* celle de l'image C12, Fig.3.6 *(b)*) équivaut à 36 nm. La valeur en pixel doit toujours être liée à cette donnée pour permettre une bonne prise en compte des performances par rapport aux exigences.

TAB. 3.9 – Influence du niveau d'encodage sur les performances d'incertitude.

Encodage (*bits*)	**Nb Images**	σ_U (*px*)	σ_ϵ
8	34 (75%)	$1,53 \times 10^{-2}$	$3,22 \times 10^{-4}$
12	11 (25%)	$5,08 \times 10^{-2}$	$5,8 \times 10^{-4}$

Influence du niveau d'encodage

Comme établi précédemment, *i.e.* section 3.3.2, le niveau d'encodage de la caméra est une source majeure d'amélioration des performances pour la corrélation d'images numériques. Le Tab.3.9 rassemble les résultats d'incertitude en déplacement et en déformation en fonction de ce paramètre. On observe une importante différence entre les images encodées en 12 *bits* et celles en 8 *bits*. Cette différence est liée à l'utilisation de la caméra 12 *bits*. En effet, cette caméra a été exclusivement utilisée pour des images en observation microscopique sur des textures artificielles. Donc, la dégradation des performances est liée, non pas à l'encodage de la caméra, mais à son utilisation. Une comparaison peut être faite entre les résultats, Annexe C, de l'image "PP-Micro" encodée en 8 *bits* et "Gold" en 12 *bits*. En effet, dans ces deux cas, on retrouve les mêmes conditions expérimentales, seule la caméra change. On observe alors que les performances en déplacement sont améliorées d'un coefficient 3. Une amélioration moins prononcée est aussi observable en déformations. Ainsi, l'encodage en 12 *bits* permet certainement une nette amélioration des incertitudes sur la texture. De plus, les valeurs moyennes atteintent dans les Tab.3.7 et Tab.3.8 pour les observations de texture artificielle à l'échelle microscopique sont certainement dues à l'utilisation, pour la majeure partie des images, de ce niveau d'encodage. Il est probable que ce niveau ne soit pas atteint avec une caméra numérisant sur 8 *bits*.

Influence des performances en fonction du niveau des critères

Le critère de rayon de corrélation adimensionné semble être le critère le plus restrictif. En effet, parmi les images de l'étude Annexe C, seules 2 images ont été contraintes par le critère d'écart-type des niveaux de gris : "LdR" et "LdV". Ces deux textures naturelles de laine de verre et de laine de roche n'ont d'ailleurs pas pu satisfaire ce critère. Néanmoins, les résultats donnés pour le critère du rayon de corrélation adimensionné montrent que dans certains cas, une texture possédant peu de niveaux de gris mais de nombreux motifs peut être analysée par corrélation. Ces deux images sont des cas très particuliers de texture, peu courant. Le rayon de corrélation semble alors le critère à la fois le plus restrictif et le plus pertinent pour les performances. *A priori*, plus le rayon de corrélation adimensionné est

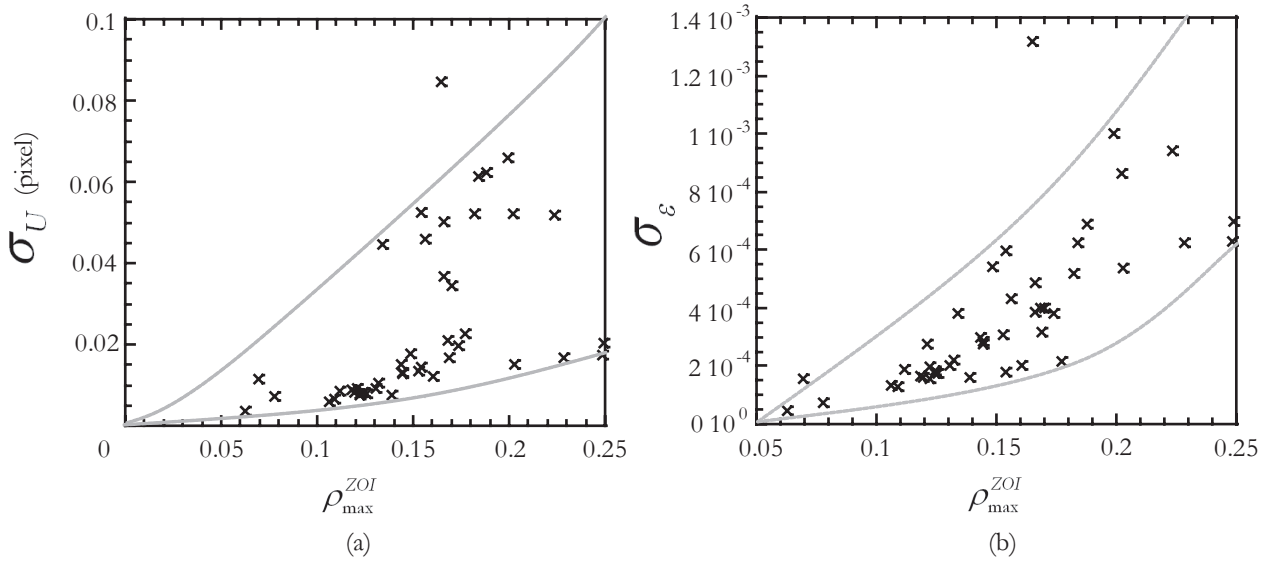


FIG. 3.13 – Influence du critère de rayon de corrélation sur les performances d'incertitude en déplacement *(a)* et en déformation *(b)*.

petit, plus il existe de motif dans la zone d'intérêt et meilleur est le calcul de corrélation. La Fig.3.13 montre l'influence de la valeur du critère ρ^{ZOI}_{max} en fonction des incertitudes σ_U *(a)*, et σ_ϵ *(b)*, sur les 45 cas de l'Annexe C. Une tendance se dégage de ce schéma montrant que plus le critère de rayon de corrélation adimensionné est faible, meilleures sont les performances de la technique. On observe également que pour des valeurs proches de la valeur $0,25$ la dispersion des performances est plus importante car dépendant du motif en lui-même.

3.3.4 Conclusion

Cette analyse de texture a permis de mettre en place une procédure d'optimisation du choix de la taille de la zone d'intérêt, *i.e.* n, à l'aide de trois critères définis à partir de la texture : un qualitatif et deux quantitatifs ρ^{ZOI}_{max} et σ^{ZOI}_{min}.

3.4 Etude des corrections

Malgré l'amélioration apportée par l'analyse de texture, un problème persiste : l'erreur systématique engendrée par l'interpolation subpixel observable sur la Fig.3.9 *(a)*. La forme de cette dernière est identique quelque soit la texture étudiée. Seule l'amplitude en fonction des images varie. Ce problème n'existe pas seulement dans $CORRELI^{LMT}$. Diverses contributions montrent sa récurrence.
Lors de travaux relatifs à la détermination de l'estimation des erreurs survenant lors de l'utilisation d'un décalage de phase sinusoïdal d'un signal, Wagdy et Lucas [154] ont montré que les paramètres clés sont l'amplitude, la fréquence d'échantillonage et le nombre de niveau de quantification (*i.e.* dans le cas d'image, le nombre de niveaux de gris). Tian et Huhns [149] relèvent que si l'on considère simplement le spectre de fréquence d'un signal, l'utilisation d'un schéma d'interpolation non linéaire à la fois pour la reconstruction des données et l'amélioration de la précision de la corrélation n'est pas raisonnable. Par contre,

ces études ne considèrent pas les effets de distorsion du signal (*e.g.* les déformations de la surface) dans leur analyse, pas plus que d'autres paramètres qui affectent l'incertitude de la mesure (*e.g.* la texture).
Sutton *et al.* [142] modélisent différents aspects du système de corrélation d'images numériques en se basant sur leurs propres expériences acquises lors de l'utilisation de la technique pour diverses applications. Quatre aspects sont pris en compte :

1. La forme de la fonction intensité d'une image ;
2. La procédure d'acquisition des données (*i.e.* la taille du capteur, le moyennage du signal par le capteur, la sensibilité du capteur à la lumière et la conversion du signal analogique en numérique) ;
3. La méthode d'interpolation pour une précision subpixel ;
4. La procédure de comparaison pour l'identification des déplacements et/ou déformations d'une image.

Les conclusions de cette étude permettent notamment de montrer que :
– La résolution et l'incertitude augmentent lorsque la fréquence d'échantillonage augmente (*i.e.* l'utilisation d'une numérisation sur 12 *bits* améliore les résultats par rapport à une numérisation sur 8 *bits*) ;
– Aux plus basses fréquences de l'échantillonage, les erreurs d'interpolation les plus importantes sont observées. L'utilisation d'une interpolation cubique associée à une numérisation sur 12 *bits* limitent l'amplitude de l'erreur ;
– Il existe une composante de haute fréquence au sein de la fonction d'erreur pour les basses fréquences d'échantillonages qui est réduite pour les hautes fréquences.

3.4.1 Mise en évidence, origine et dépendance à la texture de l'erreur systématique subpixel

Schreier *et al.* [130] constataient, en 2000, que de nombreuses expériences menées en corrélation d'images numériques par un algorithme d'inter-corrélation itératif exhibaient une erreur systématique dépendant de la position subpixel de l'imagette analysée. Cette erreur est observable en translation pure (*i.e.* mouvement de corps rigide) ainsi que pour des éprouvettes soumises à des déformations. Cette erreur est principalement due à la méthode d'interpolation utilisée dans l'algorithme d'inter-corrélation.
Ainsi que spécifié précédemment, chaque logiciel de traitement par corrélation d'images numériques utilise des algorithmes sensiblement différents même si les principes de base sont les mêmes. Ainsi Sutton *et al.* [142, 130] utilisent un traitement dans l'espace temporel alors que Hild *et al.* [76, 77, 78] se placent dans l'espace de Fourier. Ceci mène alors à deux formes de cette fonction d'erreur, illustrée Fig.3.14.
Dans les deux cas, on constate que l'erreur est nulle pour les déplacements de pixels entiers. Par contre, on observe une différence au niveau de la valeur médiane, *i.e.* $0,5$ *pixel*. En effet, dans l'espace temporel l'erreur est nulle alors qu'il existe un saut des valeurs dans l'espace de Fourier. Dans les deux cas, une interpolation bi-cubique est appliquée mais le traitement par la FFT provoque ce saut à la valeur médiane.
La cause de cette erreur vient des propriétés des méthodes d'interpolation utilisées dans l'algorithme de corrélation. En effet, pour obtenir la précision subpixel, le coefficient d'inter-corrélation (ou les autres critères d'appariements, *e.g.* différences de niveux de gris) doit être évalué entre les pixels entiers. Alors, les niveaux de gris doivent être interpolés. Habi-

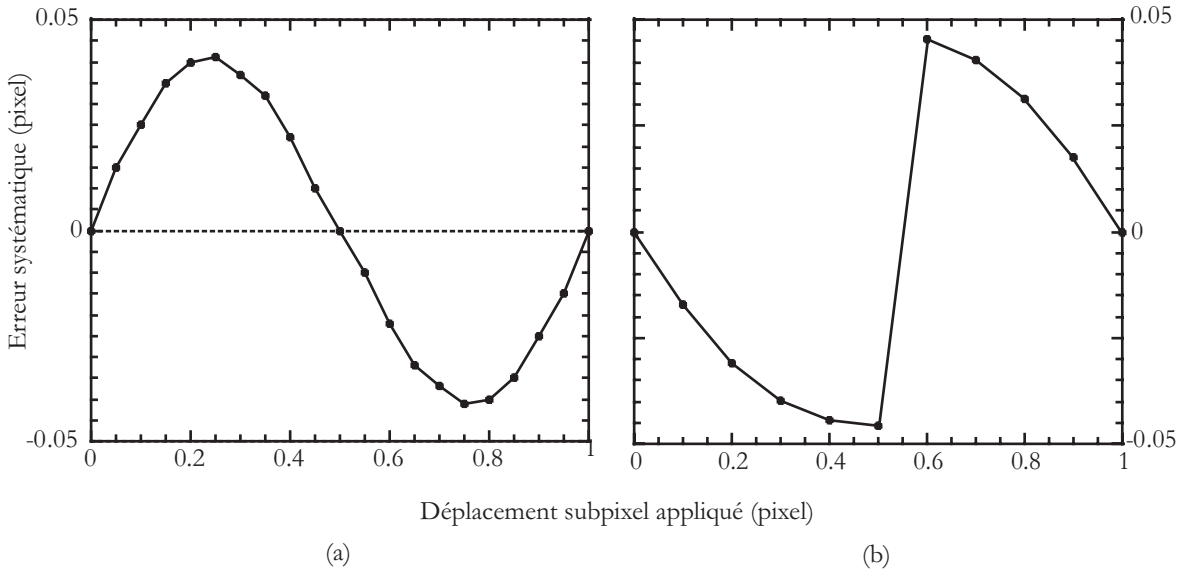


FIG. 3.14 – Forme de l'erreur systématique due à la méthode d'interpolation pendant le traitement d'inter-corrélation *(a)* dans l'espace temporel et *(b)* dans l'espace de Fourier.

tuellement, les méthodes d'interpolation communément appliquées, *i.e.* interpolation polynomiale et B-spline, dégradent à la fois l'amplitude et la phase du signal.
Dans le cas d'une interpolation cubique polynomiale, les résultats de l'erreur systématique d'inter-corrélation sont influencés par plusieurs facteurs comme le contenu fréquentiel de la figure de mouchetis, l'amplitude de l'erreur et l'erreur de phase de l'interpolation utilisée, *etc.* Une précision analytique de l'erreur ne peut être simplement déterminée. Des études numériques sur différents mouchetis et avec différentes méthodes d'interpolation ont été étudiés par Schreier *et al.* [130]. L'utilisation de l'interpolation linéaire cause des erreurs jusqu'à 40% de la déformation apparente. L'amplitude de cette erreur est clairement inacceptable. De plus, ils montrent que lorsque la distribution des niveaux de gris n'est pas une mesure exacte du contenu fréquentiel, la distribution bimodale avec essentiellement des taches noires sur un fond blanc (ou l'inverse) a plus d'énergie dans les hautes fréquences qu'une image avec des transitions douces entre le noir et le blanc. Ces résultats suggèrent que l'erreur systématique due à l'interpolation des niveaux de gris peut être mathématiquement éliminée. La méthode de corrélation d'images n'a pas d'erreur systématique empêchant des mesures de déformations avec des précisions comparables à celles des jauges. Néanmoins, il y a d'autres sources d'erreur qui affectent la précision de la méthode qui n'ont pas été prises en considération. L'impact de l'erreur d'interpolation n'est pas limité à la mesure des petites déformations. Les auteurs pensent que l'erreur d'interpolation peut être réduite par l'utilisation d'un filtre passe-bas et d'une fonction d'interpolation d'ordre élevé, tout en ne coûtant pas énormément en temps de calcul.

3.4.2 Application d'une correction

La forme globale de la fonction erreur est toujours identique mais les valeurs sont différentes pour chaque texture et ne dépendent pas du type de texture, *i.e.* mouchetis de peinture, texture naturelle, dépôt d'or au niveau microscopique ou macroscopique. Grâce aux procédures d'applications artificielles de mouvements de corps rigide/déformations, on peut

établir pour chaque texture la fonction d'erreur lui correspondant. A partir de l'analyse de cette fonction d'erreur, différentes procédures peuvent alors être mises en place : soit simplement par une interpolation linéaire, soit par une interpolation polynômiale. Pour l'ensemble de cette étude, l'application des corrections se fait pour une taille de zone d'intérêt définie, $n = 5$ pour l'image C8, Fig.3.6 *(a)*.

Interpolation linéaire

Une image de référence, Fig.3.6 *(a)*, est utilisée pour déplacer numériquement l'image de référence et créer une séquence de 10 images avec un incrément de déplacement de corps rigide de $0,1$ *pixel* par image entre 0 et 1 *pixel*. Cette séquence d'images est alors traitée par inter-corrélation et les résultats sont comparés au déplacement imposé numériquement en valeur moyenne et en écart-type, Fig.3.9 *(a)* et *(b)*.
La procédure d'application des corrections suit alors les 4 étapes suivantes.

1. On utilise l'image de référence pour créer une séquence d'images avec un incrément de $0,1$ *pixel* de mouvement de corps rigide de 0 à 1 *pixel*, soit une séquence finale de 11 images.
2. Le traitement de cette séquence par $CORRELI^{LMT}$ donne accès à une fonction d'erreur globale correspondant à la valeur moyenne de l'erreur sur les cartes de déplacements. Ceci constitue alors la fonction d'erreur relative à une texture et une taille de ZOI spécifique, Fig.3.9 *(a)*.
3. Cette fonction d'erreur est interpolée linéairement entre chaque point afin d'établir la correction à appliquer.
4. La fonction de correction est appliquée pour chaque point de mesure de chaque ZOI et limite l'erreur subpixel. Une nouvelle carte de déplacements est alors créée à partir des valeurs corrigées.

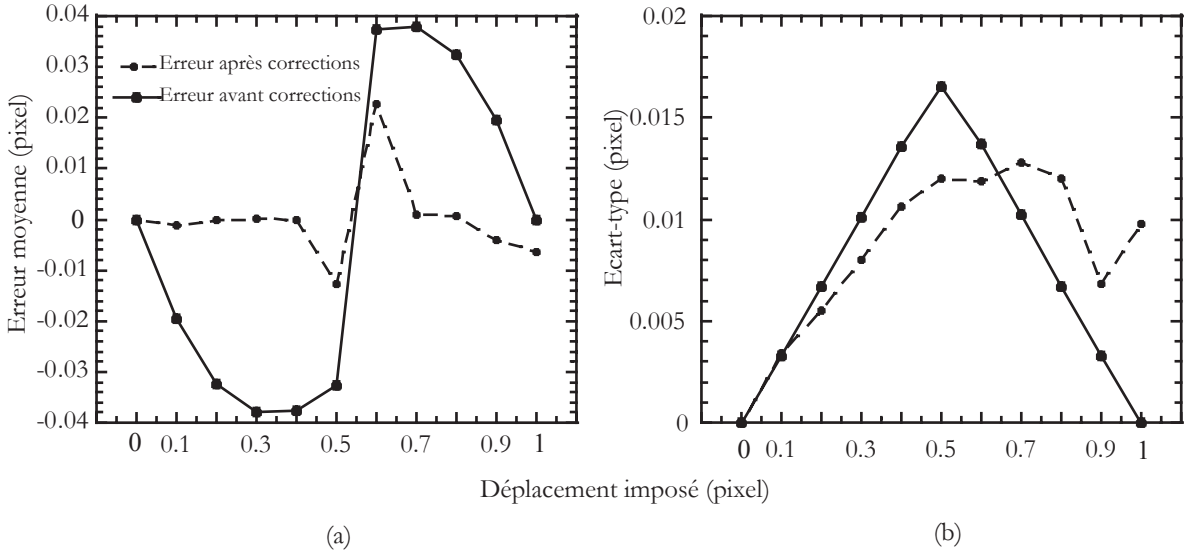


FIG. 3.15 – Effet d'une correction de l'erreur systématique par interpolation linéaire de la fonction d'erreur sur la valeur moyenne *(a)* et l'écart-type *(b)* des déplacements.

Afin de vérifier que l'application de cette procédure permet bien la correction de l'erreur

engendrée par la méthode d'interpolation, on l'applique sur le fichier ayant permis l'obtention de la fonction d'erreur. Les résultats de cette correction sont illustrés Fig.3.15. Le graphique *(a)* représente la valeur moyenne de l'erreur pour chaque mesure avant et après l'application de la procédure de correction suivant une des deux directions principales. L'erreur systématique est par conséquent réduite pour la plupart des valeurs, sauf pour les valeurs de $0,5$ et $0,6$ *pixel* pour lesquelles la correction apportée n'est pas aussi importante. Par contre, les valeurs de pixels entiers pour lesquelles l'erreur était nulle avant correction, subissent une dégradation. D'autre part, la fonction d'écart-type des résultats après correction, Fig.3.15 *(b)*, ne présente pas d'amélioration, au contraire. Ceci signifie alors que si la majorité des points de mesure est corrigée par cette procédure, une autre partie montre des résultats détériorés par l'application de cette correction.

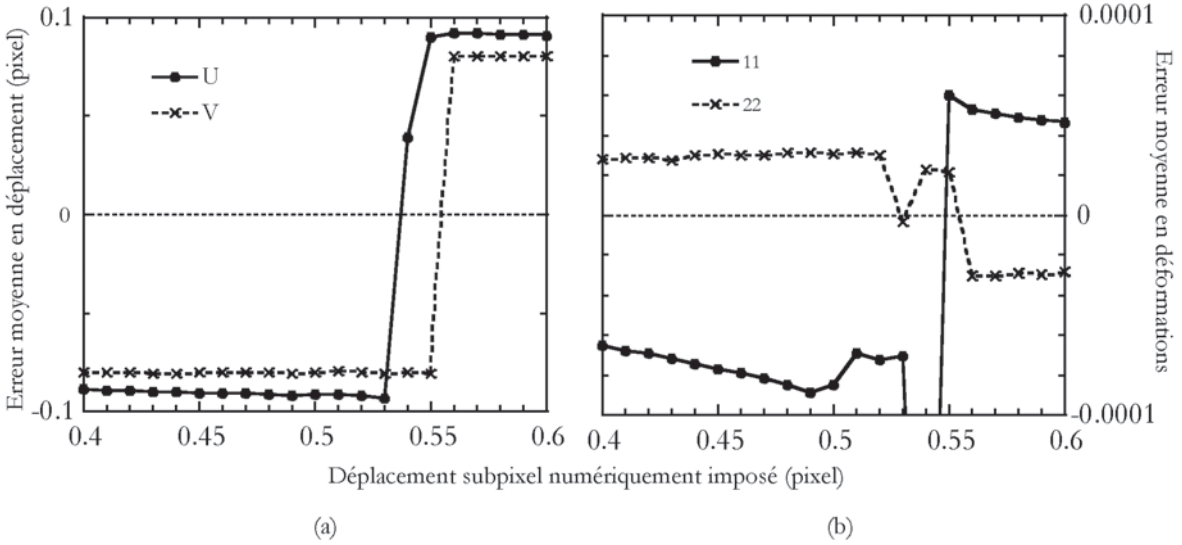


FIG. 3.16 – Représentation de l'erreur moyenne en déplacements (a) et en déformations (b) pour un déplacement imposé numériquement entre $0,4$ et $0,6$ *pixel*.

Le problème majeur dans l'application de cette procédure de correction est l'ignorance de la forme et du niveau de la fonction d'erreur au niveau de la valeur $0,5$ *pixel*. L'application d'un mouvement de corps rigide de $0,4$ à $0,6$ *pixel* avec un incrément de $0,01$ *pixel* montre qu'il existe toujours une valeur à laquelle la fonction d'erreur fait un saut, Fig.3.16. En effet, pour un déplacement de $0,05$ *pixel*, la fonction d'intercorrélation est excentrée. Néanmoins, en pratique, cette valeur n'est pas toujours la même pour les différentes textures même si elle est, dans la quarantaine de cas testés, Annexe C, toujours comprise entre $0,5$ et $0,6$ *pixel*.
Une autre approche va être utilisée pour appliquer une correction à l'erreur subpixel par une interpolation polynomiale de la fonction d'erreur.

Lissage polynomiale globale

L'observation de la fonction d'erreur, Fig.3.9 *(a)*, permet de mettre en évidence un certain nombre de propriétés :
– La fonction d'erreur est nulle pour des valeurs de pixels entiers (*i.e.* en particulier pour 0 et 1 *pixel*) ;

– Elle est impaire car symétrique par rapport à la valeur de 0 *pixel* ;
– Elle présente une symétrie autour de la valeur $0,5$ *pixel*.

Néanmoins, la discontinuité présente au niveau de la valeur de $0,5$ *pixel* rend le lissage de cette fonction d'erreur difficile. Afin de le rendre possible et utile, nous utiliserons un artefact de calcul.

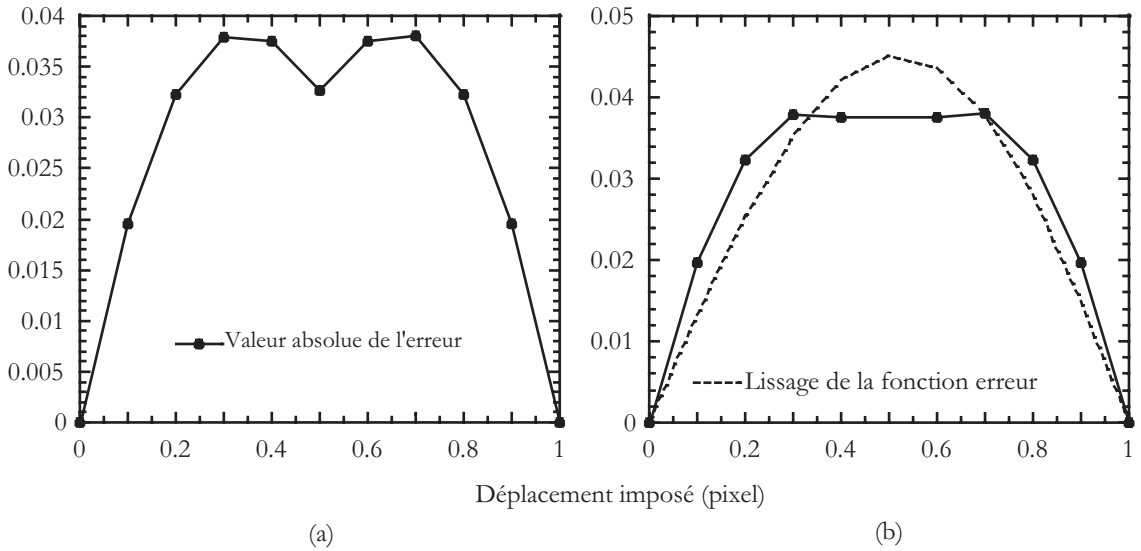


FIG. 3.17 – Représentation de la valeur absolue de l'erreur systématique *(a)* et lissage, polynôme de degré 5, de cette fonction dont la valeur $0,5$ *pixel* a été extraite *(b)*.

Pour cela, une fonction $\|E\|$ correspondant à la valeur absolue de la fonction d'erreur subpixel E, Fig.3.17 *(a)*, est considérée. De cette fonction $\|E\|$, on ôte systématiquement la valeur correspondant à un déplacement de corps rigide de $0,5$ *pixel* dont le résultat est trop aléatoire, Fig.3.17 *(b)*. L'étude s'effectue uniquement sur l'intervalle $[0,1]$ mais les propriétés de parité de la fonction E initiale sont conservées, *i.e.* $E(x) = -E(-x)$. Un lissage est alors effectuée par une fonction polynôme impaire de degré 3 minimum, Eq.3.30.

$$\|E\| \approx \sum_{i=0}^{deg} a_{2i+1}.x_{2i+1} \tag{3.30}$$

a_{2i+1} correpond aux coefficients d'interpolation et deg est un entier naturel. La forme de $\|E\|$ permet la prise en compte de la parité de la fonction E. Plusieurs conditions supplémentaires peuvent être prises en compte pour la détermination des coefficients a_{2i+1}, présentés Eq.3.31 par ordre d'importance.

$$\begin{cases} \|E\| = 0 & pour\ x = 0 \\ \|E\| = 0 & pour\ x = 1 \\ \|E\|' = 0 & pour\ x = 0,5 \end{cases} \tag{3.31}$$

La première condition est automatiquement remplie par la forme de la fonction, *i.e.* impaire. L'application de la seconde condition implique au minimum $deg = 2$, *i.e.* le polynôme d'interpolation est de degré 5 avec une relation entre les coefficients. Enfin, la condition d'une valeur maximum en $x = 0,5$ *pixel* imposerait un polynôme de degré 7. Néanmoins, comme les différentes fonctions d'erreur ont montré d'importantes variations quant à la

position de ce maximum, cette condition ne sera pas imposée, Fig.3.17 *(b)*. A partir de cette fonction d'interpolation, la correction est appliquée pour chacun des points de mesure, pour chaque *ZOI*.

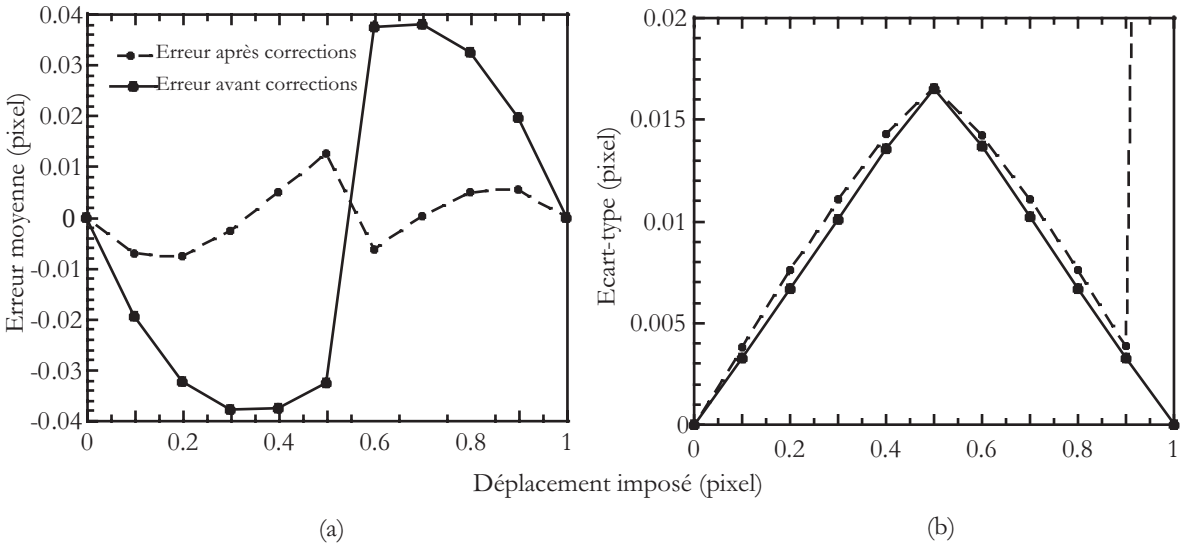


FIG. 3.18 – Effet d'une correction de l'erreur systématique, par interpolation polynômiale de degré 5 de la fonction d'erreur, sur l'erreur moyenne *(a)* et sur l'écart-type *(b)*.

Afin de vérifier que l'application de cette procédure permet la correction de l'erreur engendrée par la méthode d'interpolation, on l'applique sur le fichier ayant permis l'obtention de la fonction d'erreur. Les résultats de cette correction sont illustrés Fig.3.18. Le graphique *(a)* représente la valeur moyenne de l'erreur pour chaque mesure avant et après l'application de la procédure de correction. L'erreur systématique est réduite pour la plupart des valeurs, même pour les déplacements de $0,5$ et $0,6$ *pixel* pour lesquelles la correction linéaire n'apportait pas de solution satisfaisante. L'erreur sur les déplacements de pixel entier est nulle, contrairement à la correction linéaire, puisque imposée par les conditions de la fonction d'interpolation. Néanmoins, la fonction d'écart-type des résultats après correction, Fig.3.18 *(b)* ne présente toujours pas d'amélioration, comme pour la correction linéaire.
Si la fonction d'erreur semble globalement réduire l'erreur, la fonction d'écart-type des résultats corrigés montre que seule une partie des points de mesure est améliorée par la correction. Le reste des points de mesure est même détérioré par cette dernière.

Interpolation polynomiale locale

L'application d'une valeur de correction moyennée ne mène pas à un résultat satisfaisant. Ceci est dû au fait que pour chaque taille de ZOI et pour chaque emplacement de ces dernières dans l'image, la texture est différente et l'erreur engendrée est spécifique. Ainsi, l'application d'une valeur de correction issue d'une analyse subpixel locale doit permettre de limiter l'écart subpixel original.
Ainsi, la procédure suivante est mise en place afin de pallier ces défauts.

1. On utilise la même séquence d'images que précédemment, *i.e.* déplacement de corps rigide de 0 à 1 *pixel* avec un pas de $0,1$ *pixel*. Le traitement de cette dernière par

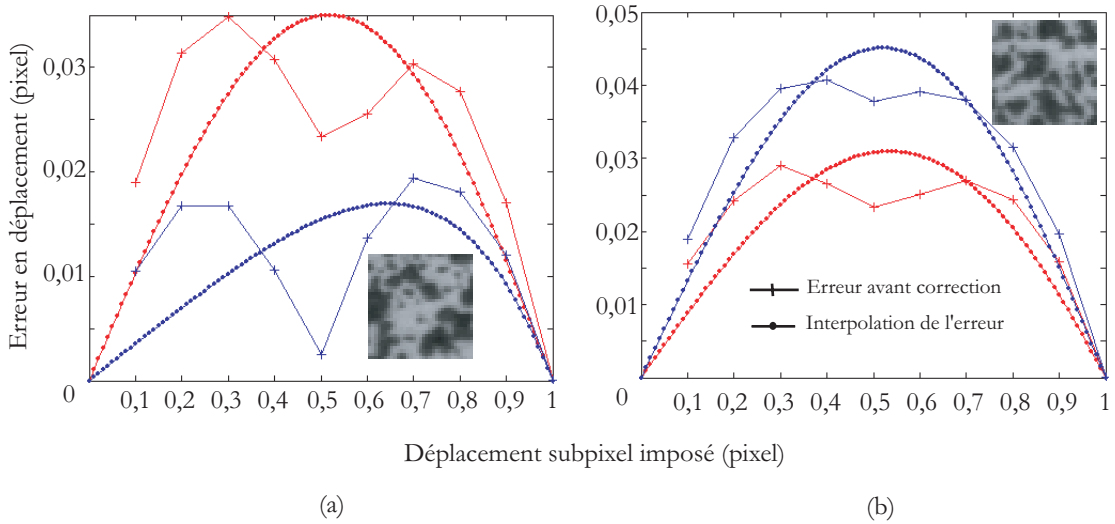


FIG. 3.19 – Interpolation polynomiale de degré 5 sur deux ZOI *(a)* et *(b)* de la fonction d'erreur subpixel locale.

CORRELI^{LMT} donne accès à une fonction d'erreur pour chaque ZOI de l'image étudiée, pour une taille de ZOI fixée. La Fig.3.19 montre deux fonctions d'erreur suivant les deux directions principales $\mathbf{x}$ et $\mathbf{y}$ pour deux ZOI distinctes de l'image. On remarque que les valeurs sont très différentes l'une par rapport à l'autre mais l'erreur en $0,5$ *pixel* est toujours très aléatoire.

2. Les fonctions d'erreur de chaque ZOI sont interpolées par une fonction polynomiale de degré 5 avec les mêmes caractéristiques que lors de l'étude précédente, *i.e.* l'interpolation polynomiale globale, Fig.3.19.
3. Les fonctions d'interpolation de l'erreur pour chaque ZOI sont alors utilisées pour appliquer les corrections subpixel du fichier à traiter aux valeurs des déplacements des ZOI correspondantes. Ainsi, un nouveau fichier est créé à partir des valeurs corrigées.

Afin de vérifier que l'application de cette procédure permet l'obtention des améliorations souhaitées, on l'applique sur le fichier ayant mené aux fonctions d'erreur des ZOI. Les résultats de cette correction sont illustrés Fig.3.20. La valeur moyenne de l'erreur sur les déplacements, Fig.3.20 *(a)*, montre les mêmes améliorations que dans le cas d'une interpolation polynomiale globale. En effet, le même type de fonction étant utilisé pour le lissage, les améliorations de l'erreur moyenne sont similaires. Par contre, la représentation de l'écart-type de l'erreur, Fig.3.20 *(b)*, met en évidence une nette amélioration. En effet, la valeur maximale de $1,5 \times 10^{-2}$ *pixel* avant correction est divisée par plus de 3. L'ensemble des écart-types est sous le seuil de 5×10^{-3} *pixel*. On peut donc estimer que la correction appliquée grâce à l'interpolation polynomiale des fonctions d'erreur locales permet une forte atténuation de l'erreur systématique subpixel en déplacement.

Effet sur les déformations

En ce qui concerne les déformations, un algorithme supplémentaire est induit dans la procédure, *i.e.* l'algorithme de dérivation numérique, et celui-ci peut lui-même introduire des erreurs. Néanmoins, pour identifier l'impact de la correction de l'interpolation subpixel sur

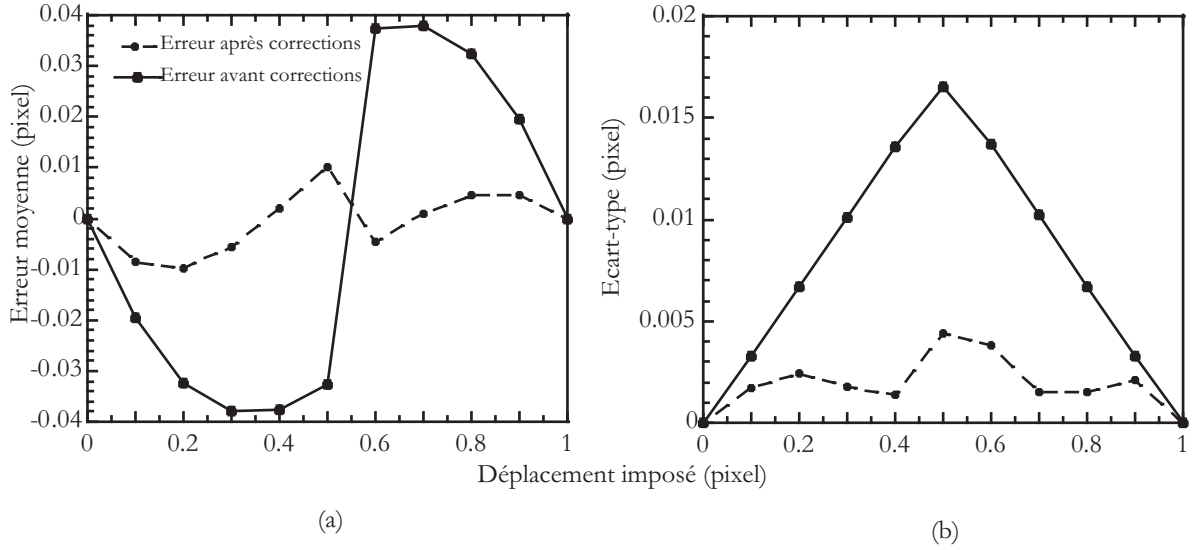


FIG. 3.20 – Effet d'une correction, par interpolation polynômiale de degré 5, locale sur l'erreur moyenne *(a)* et sur l'écart-type *(b)*.

les déformations, une comparaison des cartes de la séquence d'images initiales est effectuée avant et après l'application de la correction. Etant donné que seuls des déplacements de corps rigide ont été appliqués, les déformations doivent être nulles.

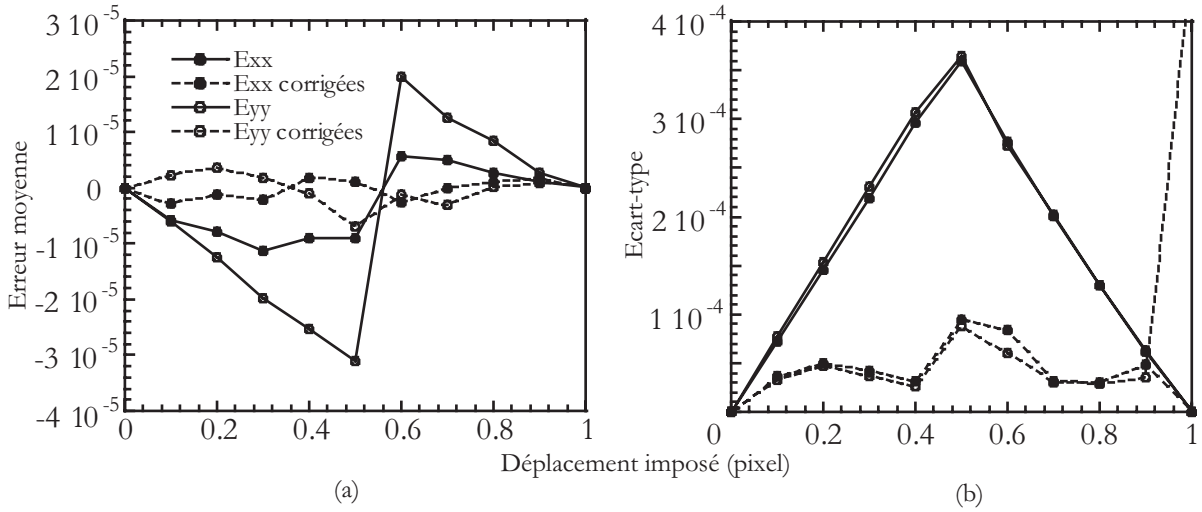


FIG. 3.21 – Effet d'une correction sur les déformations suivant les deux directions principales, par interpolation polynômiale de degré 5 des fonctions d'erreur, locale sur l'erreur moyenne *(a)* et sur l'écart-type *(b)*.

La Fig.3.21 *(a)* montre la valeur moyenne de l'erreur sur les déformations avant et après corrections suivant les directions principales $\mathbf{x}$ et $\mathbf{y}$. Les déformations corrigées montrent une nette atténuation de l'erreur. En effet, la valeur maximum en valeur absolue suivant E_{yy} diminue de 3×10^{-5} à moins de 10^{-5}, quant à celle de E_{xx}, elle varie de $1,2\times10^{-5}$ à 2×10^{-6}. Mais l'amélioration la plus significative est illustrée Fig.3.21 *(b)*. La valeur maximum

d'écart-type diminue de $3,7 \times 10^{-4}$ à 10^{-4}, soit une diminution par 4 de l'incertitude sur les déformations.
Pour conclure, la procédure de correction par interpolation polynomiale des fonctions d'erreur locales semble permettre une importante atténuation de l'erreur systématique subpixel. L'utilisation de cette procédure permet une amélioration des performances d'incertitude par 3 en déplacements et par 4 en déformations, pour une taille de zone d'intérêt fixée à $n = 5$.
L'ensemble des procédures et études effectuées précedemment (*i.e.* procédure de caractérisation, étude de texture et minimisation de l'erreur subpixel) doivent maintenant être testées sur une expérience menée avec des jauges afin d'évaluer leurs performances.

3.5 Validation sur une expérience avec jauges

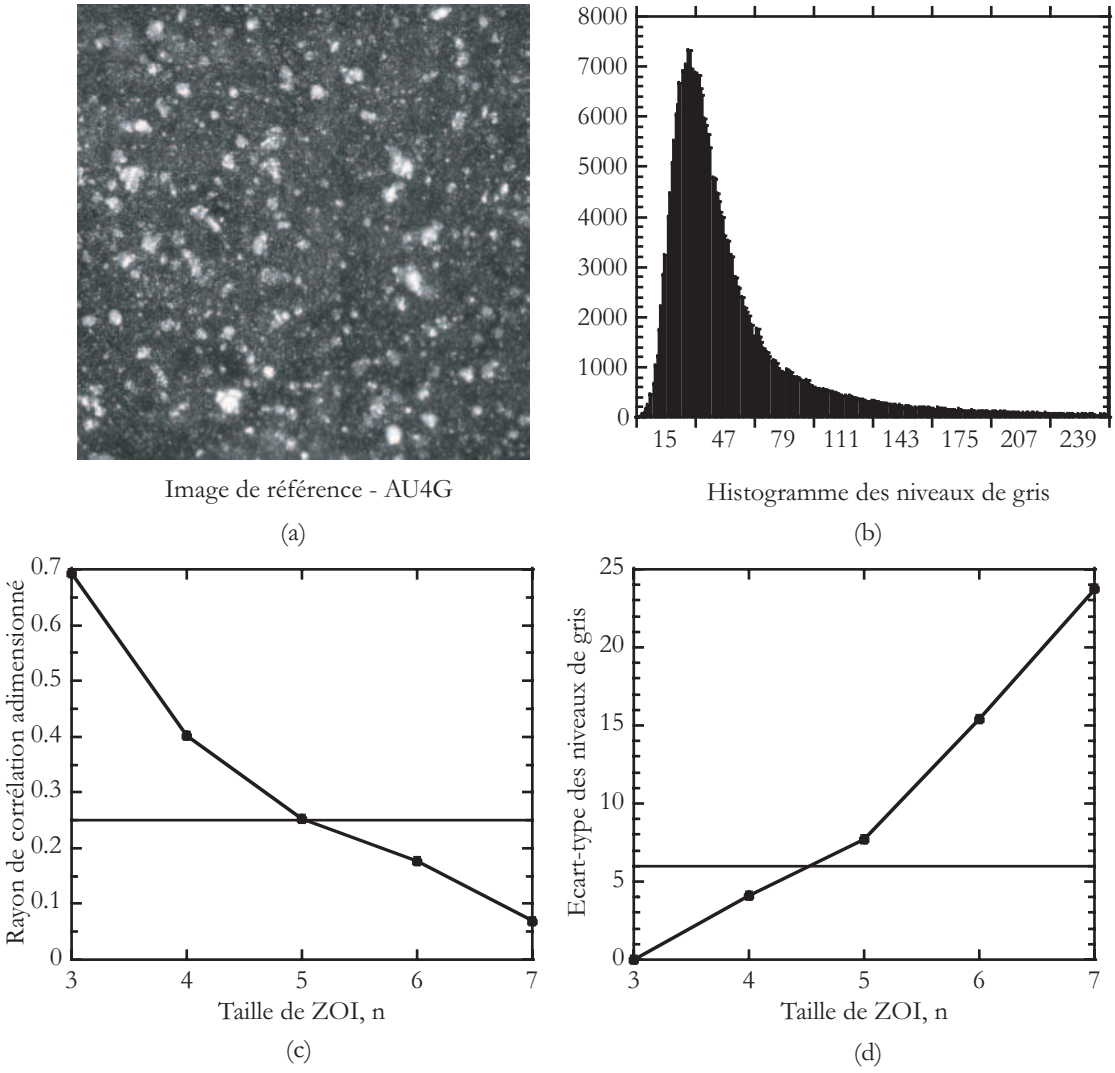


FIG. 3.22 – Analyse de texture de l'image de référence *(a)* : histogramme des niveaux de gris *(b)*, rayon de corrélation adimensionné *(c)* et écart-type minimum des niveaux de gris *(d)*.

Afin de valider l'ensemble des procédures décrites précédemment, un essai de traction mené sur une éprouvette d'alliage d'aluminium 2024 est analysé. Les déformations déduites des mesures de déplacement sont comparées à des mesures de jauges. Un montage expérimental particulier a été mis en place afin d'éviter les flexions naturelles [75]. Un microscope à grande distance frontale permet de visualiser une surface de 4 mm^2, Fig.3.22 *(a)*. Les mesures obtenues par corrélation d'images numériques ont permis la détermination des propriétés élastiques de cet alliage par une technique conventionnelle et par la méthode d'erreur en relation de comportement [62].

3.5.1 Analyse de texture

A partir de l'image de référence, une analyse de texture est exécutée afin de déterminer la taille de zone d'intérêt définie par les paramètres liés à la texture. Les résultats sont illustrés Fig.3.22. L'histogramme des niveaux de gris *(b)* montre un spectre large sur la dynamique sans saturation dans les noirs ou les blancs. Le critère d'écart-type minimum des niveaux de gris *(d)* permet au mieux de valider une taille de zone d'intérêt de 32 $pixels$, *i.e.* $n = 5$. En revanche, le critère du rayon de corrélation adimensionné *(c)* n'autorise pas cette taille de ZOI et impose l'agrandissement à une taille de 64 $pixels$, *i.e.* $n = 6$.

3.5.2 Caractérisation de la technique

L'application de la procédure de calcul de l'incertitude, décrite section 3.2.3, permet de déterminer une incertitude en déplacement (Fig.3.23 *(b)*) de cette texture de $3,38\times10^{-2}$ $pixel$ pour une taille de ZOI $n = 6$. Cette valeur, relativement importante, montre bien que cette texture contient des zones où les tâches sont grandes par rapport à la taille de la zone d'intérêt et contiennent peu de variation de niveaux de gris. Cet aspect de la texture fait régresser les performances de la corrélation d'images numériques.
Comme pour l'étude numérique d'incertitude, le décalage ΔP est égal à la taille de la ZOI. Ainsi, chaque point de mesure de déplacement est complètement indépendant des autres. Les déformations sont obtenues par l'utilisation de l'algorithme présenté par Geers *et al.* [60]. L'étude sur les déformations permet d'identifier pour une taille de zone d'intérêt de 64 $pixels$, *i.e.* $n = 6$, une incertitude de $1,7 \times 10^{-4}$, Fig.3.23 *(d)*. Les performances de cette expérience sont résumées Tab.3.10. Les résultats peuvent apparaître comme décevants par rapport aux valeurs moyennes obtenues section 3.2.3. Néanmoins, il est important de noter que parmi les 45 cas d'études de l'étude statistique, la texture de l'alliage d'aluminium, *i.e.* "AU4G" Annexe C, était l'une de celles qui donnait les plus mauvais résultats.

3.5.3 Comparaison avec les mesures de jauges

Dans le cas de cette expérience, il est possible de comparer les résultats des jauges (Fig.3.24) avec ceux de la corrélation d'images numériques pour l'utilisation de la taille de zone d'intérêt déterminée par l'analyse de texture, *i.e.* $n = 6$, . La zone grisée (Fig.3.24 *(a)*) représente le seuil d'incertitude en déformation déterminé par l'étude de caractérisation, Tab.3.10. L'erreur moyenne en déformation transverse E_{yy} est inférieure à 10^{-4} et 90% des mesures sont même inférieures à 5×10^{-5}. L'erreur moyenne des déformations longitudinales E_{xx} est inférieure à $1,7 \times 10^{-4}$ pour des niveaux de déformation supérieurs à 10^{-4} et 90% des points montrent une erreur inférieure à 7×10^{-5}. La totalité des valeurs d'erreur sont comprises dans l'intervalle d'incertitude déterminé par l'étude de caractérisation.

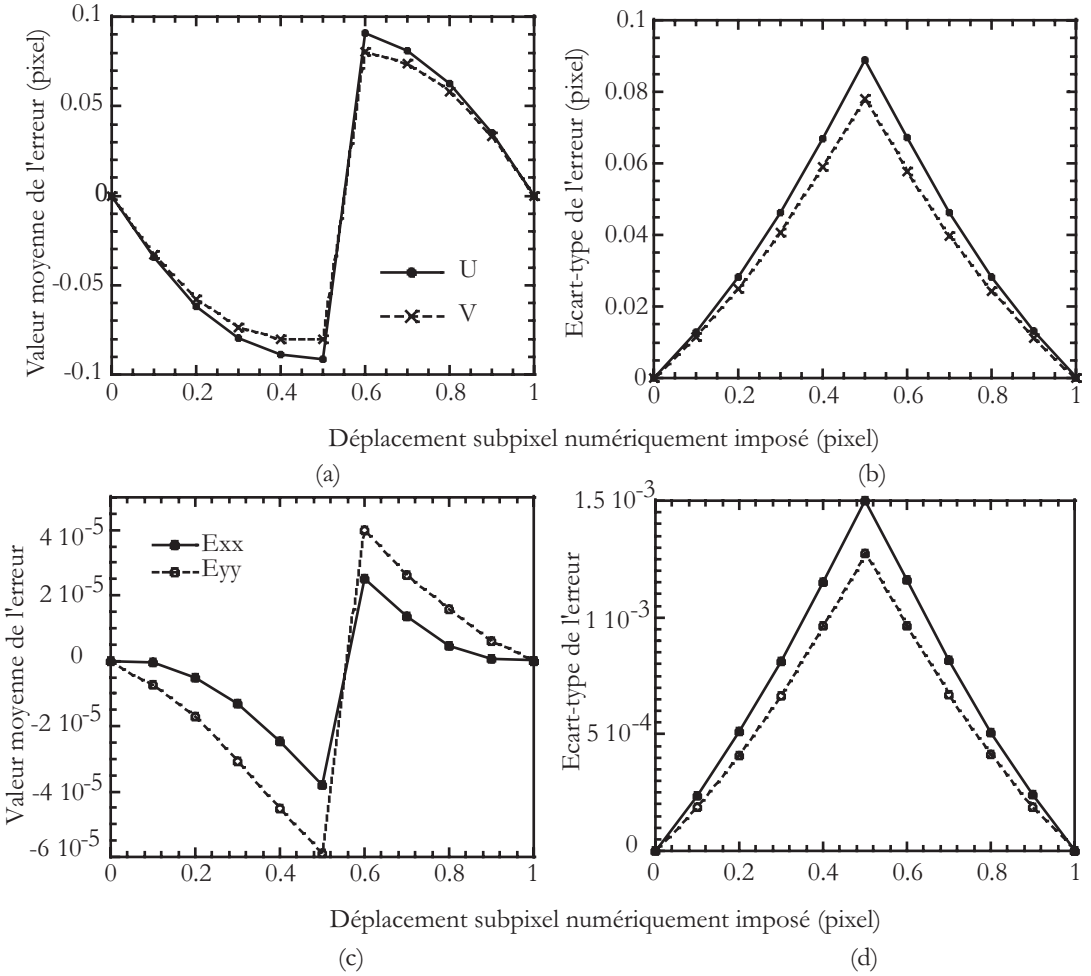


FIG. 3.23 – Représentation, respectivement en déplacement et déformation, de la valeur moyenne *(a)* et *(c)*, et de l'écart-type *(b) et (d)* de l'erreur subpixel pour l'image de référence AU4G, Fig.3.22 *(a)* sans correction.

Une question se pose toujours, le choix de la taille de la ZOI par l'analyse de texture, *i.e.* $n = 6$, est-elle judicieuse ? Pour cela, une étude d'incertitude à partir de l'image de référence est effectuée pour chaque taille de ZOI, menant aux tracés des courbes numériques d'incertitude (Fig.3.25). D'autre part, à partir des images obtenues expérimentalement, une incertitude expérimentale est déterminée pour chaque taille de ZOI en fonction de la valeur moyenne d'écart-type des différents états de chargement menant aux tracés des courbes expérimentales d'incertitude (Fig.3.25).
On observe que l'incertitude numérique sous-estime la réalité expérimentale comme présenti lors de l'étude de caractérisation. La tendance globale est retransmise mais l'estimation numérique ne prend pas en compte toutes les incertitudes expérimentales associées à l'acquisition et la numérisation des images en plus de celle de l'algorithme de corrélation. Cependant, même si les performances sont sous-estimées, l'analyse de texture semble un outil simple et rapide pour évaluer *a priori* les propriétés de la texture. Le choix de la taille de ZOI, *i.e.* $n = 6$, correspond effectivement à celui dont les performances sont les plus proches de celles attendues par l'analyse de texture en moyenne. La valeur de $n = 6$ semble

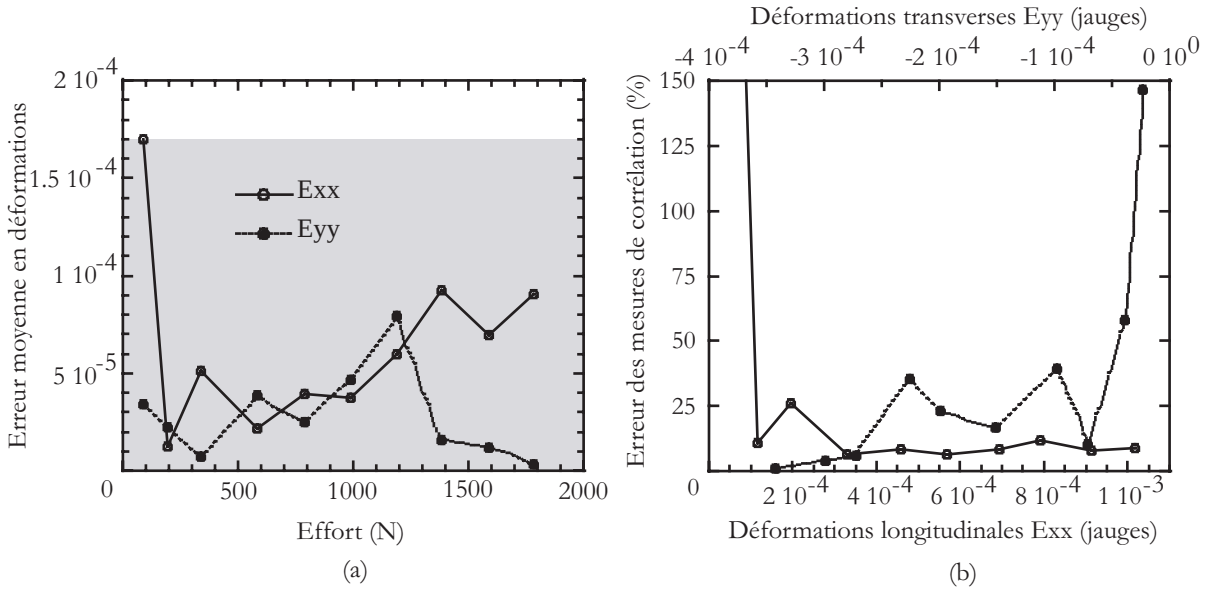


FIG. 3.24 – Comparaison des résultats de déformations obtenus par les jauges et la corrélation d'images numériques pour une taille de zone d'intérêt de $n = 6$. L'axe des ordonnées représente l'erreur entre le calcul par corrélation d'images numériques (sans corrections) et les valeurs des jauges de déformations.

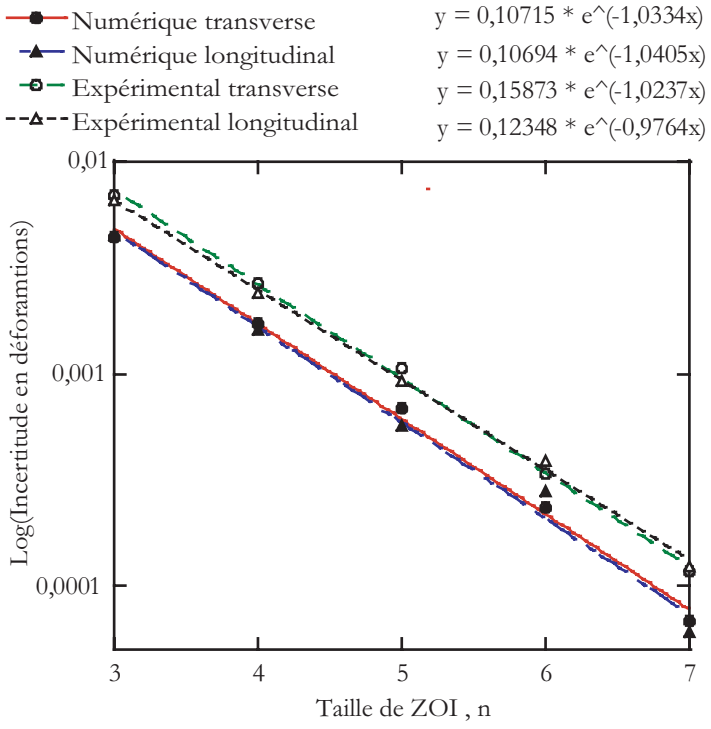


FIG. 3.25 – Validation de la procédure et de la formulation de l'incertitude expérimentale, Eq.3.22 en fonction de l'incertitude numérique décrite section 3.2.3.

un bon compromis *a priori* pour les performances attendues. Néanmoins, la qualité des mesures de cette expérience permet aussi l'application d'un paramètre moins contraignant en terme de résolution spatiale, *i.e.* $n = 5$. Il semble par contre difficile d'aller au delà.
Une question reste en suspens, l'analyse numérique, formulée section 3.2.3, est-elle un outil adapté pour évaluer les performances de l'algorithme de corrélation *a priori* ? La Fig. 3.25 nous donne la réponse. Les incertitudes numériques et expérimentales pour chaque taille de zone d'intérêt, *i.e.* $n = [3, 7]$, suivant les deux directions principales sont représentées sur un graphique 'Log-Log'. Une courbe tendance, corrélée à plus de 90% avec les points de mesure, est identifiée. Celle-ci a une pente de $-1,5$ pour chacune des déformations sous investigation. Il y a seulement un facteur multiplicatif de l'ordre de $1,3$. On peut donc conclure que l'analyse numérique de l'incertitude est une manière appropriée d'évaluer les performances globales d'un algorithme de corrélation. En outre, cette procédure est particulièrement bien adaptée pour aider l'utilisateur à choisir les paramètres de corrélation. D'autre part, et dans l'idée de simplifier autant que possible la procédure d'évaluation de l'incertitude, cette analyse numérique peut être réalisée avec simplement une image décalée de $0,5$ *pixel*. Ainsi, l'utilisateur peut évaluer les incertitudes en déplacement et déformation. Attention, cette procédure n'est applicable uniquement pour cette forme récurrente des fonctions d'écart-type. Il est à noter que, par exemple, l'application de la procédure de correction subpixel, section 3.4.2, modifie la forme de cette fonction et ne permet plus cette simplification. L'analyse de texture, qui est plus rapide, permet de choisir les paramètres de corrélation associés à des performances 'moyennes'. Elle est préférable pour des utilisateurs novices. Les plus expérimentés préfèreront connaître les incertitudes pour chaque taille de ZOI afin de choisir eux-mêmes le meilleur compromis en termes de performances.

3.5.4 Correction subpixel

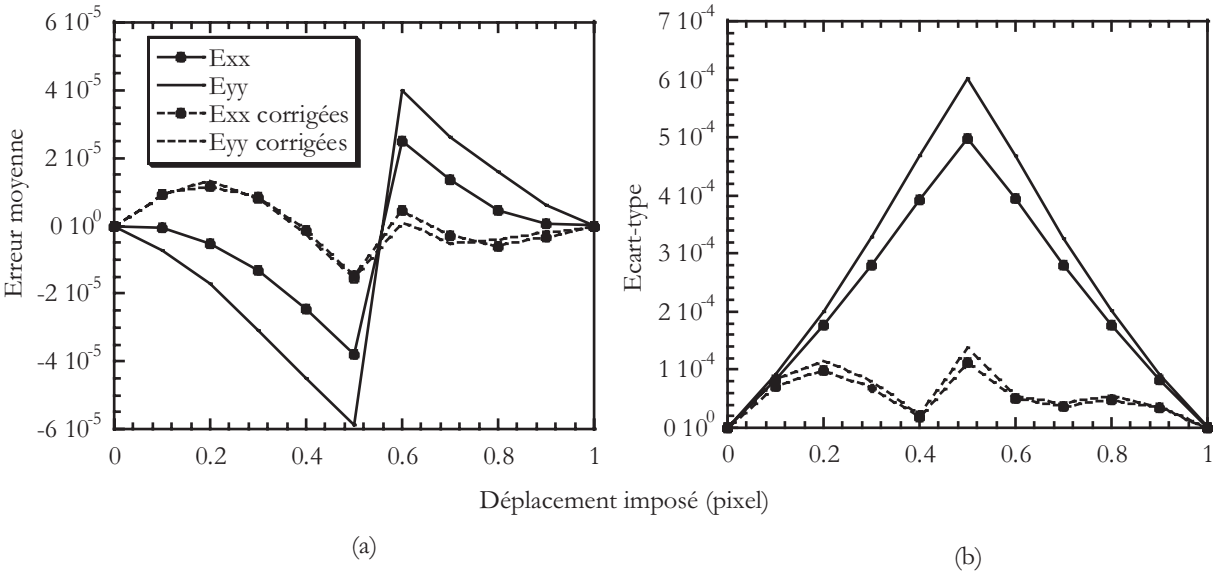


FIG. 3.26 – Effet d'une correction, par interpolation polynômiale de degré 5, locale sur l'erreur moyenne *(a)* et sur l'écart-type *(b)*.

Les résultats de l'expérience détaillée précédemment montrent déjà des performances excellentes. Toutefois, on applique la procédure de correction de l'erreur subpixel. L'application

de cette dernière, sur la séquence d'images menant à l'obtention des valeurs de correction, montre une amélioration de l'incertitude de $1,7\times10^{-4}$ à 6×10^{-5} en déformations, Fig.3.26.

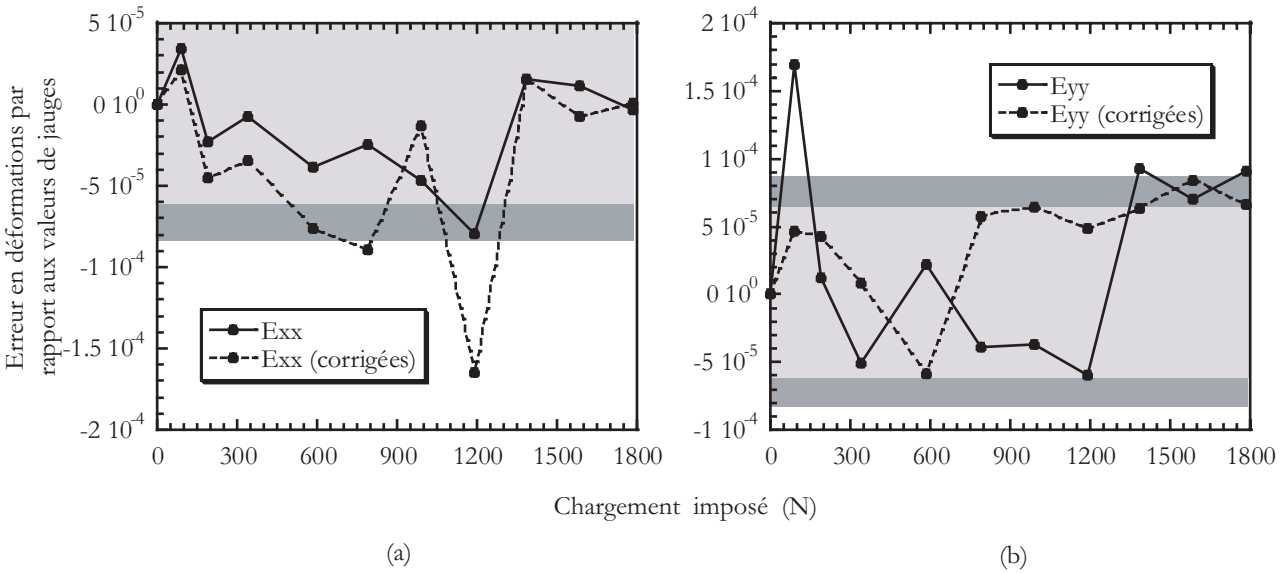


FIG. 3.27 – Erreur moyenne de la corrélation d'images numériques par rapport aux résultats des jauges avant et après corrections sur les déformations suivant les deux directions $\mathbf{x}$ *(a)* et $\mathbf{y}$ *(b)*. L'axe des ordonnées représente l'erreur entre le calcul par corrélation d'images numériques prenant en compte les corrections subpixel et les valeurs des jauges de déformations.

Le traitement des fichiers de corrélation corrigés donne accès par la dérivation numérique aux résultats des déformations corrigées (Fig.3.27). La zone grise sur le schéma correspond à la zone d'incertitude numériquement définie, quant à la zone plus foncée, c'est la multiplication de cette dernière avec le coefficient de $1,3$ déterminé lors de la comparaison avec les mesures de jauges (Fig.3.25). La procédure de correction de l'erreur subpixel ne semble pas apporter d'améliorations importantes sur les résultats de déformations.
Cependant, plusieurs remarques sont à noter.

- Avant l'application des corrections, la majorité des points de mesure est d'ores et déjà comprise dans l'intervalle d'incertitude théorique déterminé à partir de l'analyse subpixel corrigée.
- L'intervalle d'incertitude expérimentale, *i.e.* avec application du coefficient $1,3$, inclut 90% des valeurs corrigées.
- Les mesures de jauges sont, comme toute mesure, entâchées d'un bruit et donc d'erreurs. Les écarts observés peuvent être représentatifs d'un cumul d'erreurs de corrélation et des jauges. Lors de cette étude, les mesures de jauges sont utilisées comme référence, pour autant leur fiabilité n'a pas été étudiée.

L'erreur systématique engendrée par l'interpolation subpixel est inévitablement une dégradation des résultats pour certaines mesures, tandis que pour d'autres elle permet de compenser d'autres erreurs ou bruits en jeu. Ainsi, la correction subpixel ne permet pas toujours une amélioration probante des résultats pour des mesures dont les résultats sont déjà très précis.

TAB. 3.10 – Caractérisation de l'expérience menée sur un alliage d'aluminium [75].

	Déplacement (px)	**Déplacement** (μm)	**Déformation**
Résolution globale	$4,15 \times 10^{-3}$	8×10^{-3}	$2,4 \times 10^{-5}$
Incertitude avant corrections	$3,38 \times 10^{-2}$	67×10^{-3}	$1,7 \times 10^{-4}$
Résolution spatiale (px)	64	128 μm	202
Incertitude après corrections	7×10^{-3}	12×10^{-3}	6×10^{-5}

3.6 Protocole expérimental

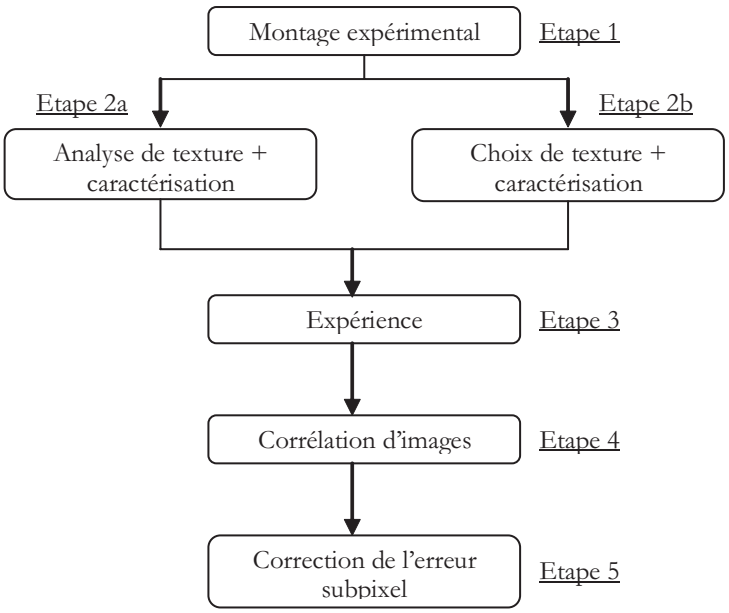


FIG. 3.28 – Procédure à appliquer pour l'aboutissement d'une expérience de corrélation d'images numériques fiable et répétitive.

L'ensemble des études établies lors de ce chapître permet de mettre en place un protocole expérimental pour la corrélation d'images numériques menant à une expérience fiable et répétitive. Ce protocole est illustré par l'organigramme Fig.3.28. Cette procédure comprend 5 étapes principales :

1. Etape 1 : Elle consiste à effectuer les montages et réglages expérimentaux préliminaires. Il doit notamment y être effectué une détermination et une minimisation des erreurs et bruits, *i.e.* positionnement, variations d'éclairage, choix du matériel d'observation et d'enregistrement en fonction de l'expérience, *etc.*
2. Etape 2 : L'expérimentateur doit commencer par 'choisir' la texture la mieux adaptée à son étude et aux performances attendues. Si les valeurs moyennes de l'étude statistique pour l'analyse de texture présentée section 3.3 conviennent, cela permet la détermination des paramètres de la corrélation, *i.e.* la texture, la taille de la ZOI n et ΔP, Etape 2a et ensuite la caractérisation de l'expérience. Dans le cas inverse, une combinaison de l'étude de texture avec la détermination de l'incertitude permet à l'expérimentateur de procéder à un compromis entre les 3 paramètres. En effet, le

choix peut aussi bien être fait sur la taille de ZOI ou le décalage que par une reprise de la texture pour l'obtention d'une texture satisfaisante. Quoi qu'il en soit, à la fin de cette étape, les paramètres de la corrélation d'images numériques doivent être définis pour le type d'étude mené et les performances souhaitées.

3. Etape 3 : On procède à l'expérience et à la prise de la séquence d'images à analyser.
4. Etape 4 : Le traitement par corrélation d'images numériques est effectué par le logiciel choisi en fonction des paramètres établis lors de l'étape 2. De plus, un algorithme de dérivation numérique peut être appliqué aux résultats pour l'obtention des cartes de déformations.
5. Etape 5 : Les fichiers de corrélation peuvent être traités par la procédure de correction de l'erreur subpixel.

Ce protocole a été établi en fonction de l'utilisation du logiciel $CORRELI^{LMT}$. Néanmoins, les principes des analyses effectuées sont valables pour tous les logiciels de corrélation. Seuls les paramètres peuvent être sensiblement différents, mais ils sont toujours représentatifs des mêmes propriétés. Ainsi, certains logiciels n'utiliseront pas la taille de la zone sous analyse mais le décalage des centres de ces dernières ou le nombre de zones, *etc.* Ces différents paramètres sont tous des éléments clés de la résolution spatiale de l'expérience et des performances en incertitude. Il s'agira seulement de mettre en place pour chaque logiciel les formulations qui lui conviennent.

3.7 Conclusion

Etant donné que les mesures expérimentales devaient répondre à certains critères de performances, il a été nécessaire de mettre en place un protocole pour la corrélation d'images numériques et de développer des méthodes de caractérisation de cette méthode afin de pouvoir par la suite utiliser convenablement ces mesures.
Ont notamment été mis en place :
– Une méthodologie définissant les caractéristiques de la corrélation d'images numériques avant avoir fait l'expérience en elle-même ;
– Des critères permettant d'identifier la validité (ou non) d'une texture :
– Ces deux aspects permettant un choix optimum des paramètres d'entrée de la corrélation.
Ces évolutions seront appliquées à notre cas d'étude dans le chapitre 4.

Chapitre 4

Application à notre étude

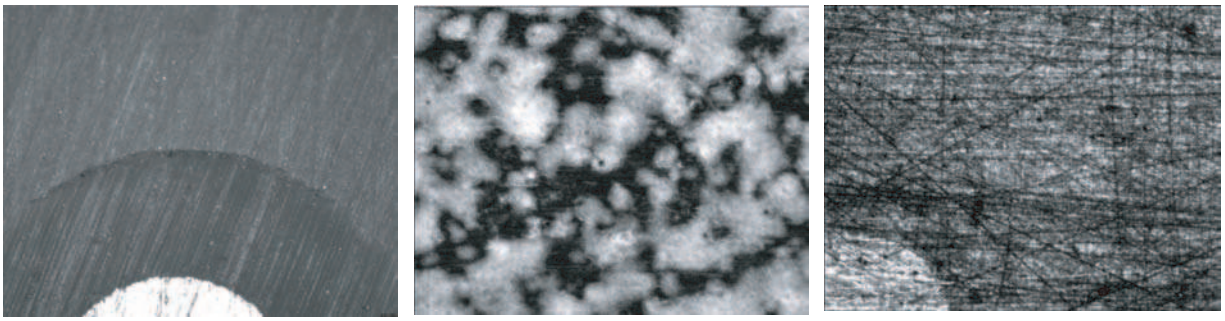
Sommaire

4.1 Analyse et choix d'une texture 90
4.2 Caractérisation de la technique et choix de paramètres 92
4.2.1 Utilisation d'un nouvel algorithme de corrélation : CORRELI-Q4 92
4.2.2 Caractérisation en déplacements 94
4.2.3 Caractérisation en déformations 94
4.2.4 Conclusion 95
4.3 Analyse des résultats 97
4.3.1 Conditions expérimentales 97
4.3.2 Les champs de déplacements 97
4.3.3 Les champs de déformations 99
4.3.4 Identification 100

Une fois le protocole expérimental établi et le montage effectué, il s'agit d'appliquer la corrélation d'images numériques à l'éprouvette à 'interphase épaisse' afin de déterminer les champs de déformations lors d'un essai de traction.

4.1 Analyse et choix d'une texture

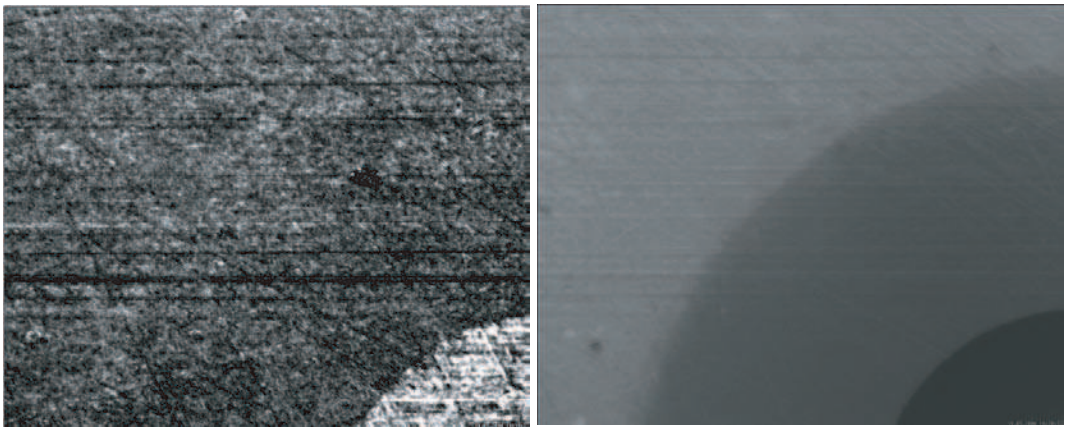
Tout d'abord, la surface de l'éprouvette doit présenter une texture suffisante pour permettre l'application de la technique de corrélation. La visualisation de la microstructure de l'éprouvette ou au minimum l'identification de l'emplacement de la fibre et de l'interphase est un élément important de cette étude. Différents types de textures sont déposés sur la surface de l'éprouvette afin d'ajouter de l'information en terme de niveaux de gris. Dans le but de créer cette texture aléatoire, plusieurs méthodes sont testées : dépôt de carbone par application d'empreinte digitale, dépôt de carbone, d'or, de peinture par pulvérisation, dépôt d'encre par tampon de papier de verre, *etc.* Il est aisé de constater que de nombreuses idées peuvent conduire à des textures aléatoires. Néanmoins, la contrainte d'observation microscopique élimine d'entrée de jeu la plupart d'entre elles. Ainsi, trois textures, illustrées Fig.4.1, semblent donner des résultats intéressants et sont analysées afin de déterminer celle qui aboutira aux meilleures performances pour une observation microscopique.



(a) (b) (c)

FIG. 4.1 – Trois différentes textures sous analyse : naturelle *(a)*, ajout d'un mouchetis de peinture *(b)* et pulvérisation d'or *(c)*.

La texture naturelle de la surface de l'éprouvette, Fig.4.1 *(a)*, laisse apparaître les traces de polissage. Ces dernières peuvent être amoindries et relativement aléatoires mais elles sont toujours visibles à ce niveau d'observation sur ce type de matériau. Ce 'marquage' permet ainsi d'ajouter un motif à la surface. La seconde texture, Fig.4.1 *(b)*, consiste en une pulvérisation de peinture (*i.e.* fond noir avec un motif blanc) déposée sur la surface initiale. Cette texture a pour inconvénient majeur de masquer la microstructure de l'éprouvette. La dernière texture, Fig.4.1 *(c)*, correspond à l'ajout d'une pulvérisation d'or sous éclairage direct. Les marques de polissage, aussi aléatoire que possible, permettent l'obtention d'un motif plus ou moins apparent en fonction de l'or ajouté.
La microstructure est observable grâce à un éclairage par transmission de l'éprouvette, Fig.4.2 *(b)*. En effet, on utilise ici les propriétés de transparence des composants de l'éprouvette pour déterminer le lieu des éléments de la microstructure.
Les histogrammes des niveaux de gris de chaque texture sous analyse sont illustrés Fig.4.3. La texture naturelle *(a)* montre certains inconvénients ne permettant pas une 'bonne' corrélation, même si cette dernière est applicable. En effet, la représentation graphique montre



(a) (b)

FIG. 4.2 – Surface de l'éprouvette avec une pulvérisation d'or sous éclairage direct *(a)* et sous éclairage par transmission *(b)*.

une faible dynamique, 379 *niveaux de gris*, sans un motif très apparent, mais surtout on observe une saturation dans les blancs qui cause de nombreuses erreurs en corrélation. L'histogramme de la texture avec mouchetis de peinture *(b)* correspond précisement à ce que recherche un expérimentateur pour l'application de la corrélation d'images numériques. En effet, une très large dynamique englobant la quasi-totalité de la dynamique totale et aucune saturation aux extrémités de cette dernière. Quant à la texture avec pulvérisation d'or, *(c)*, elle correspond à une texture tout à fait acceptable, une large dynamique, *i.e.* 3349 *niveaux de gris*, et pas de saturation.
Les deux critères quantitatifs $(\sigma_{min}^{ZOI}, \rho_{max}^{ZOI})$ sont évalués pour les 3 textures sous analyse. On observe que le critère d'écart-type des niveaux de gris (Fig.4.4 *(a)*), n'est limitatif que pour la texture naturelle qui dépasse à peine ce critère. De même, le critère de rayon de corrélation adimensionné, Fig.4.4 *(b)*, restreint pour la texture naturelle, la taille de ZOI à $n = 4$. La texture avec mouchetis de peinture montre les meilleurs atouts pour les deux critères, et en particulier en ce qui concerne l'écart-type des niveaux de gris lié à la large dynamique représentée par l'histogramme, Fig.4.3 *(b)*. Le critère de rayon de corrélation adimensionné ne montre pas une aussi grande différence entre le mouchetis de peinture et la texture avec pulvérisation d'or, or la section 3.3 montre que ce critère est le plus représentatif de la qualité de la corrélation.
La texture naturelle ne présente ni assez de contraste, ni assez de motif pour permettre une 'bonne' corrélation. Les deux textures artificielles doivent permettre d'aboutir aux résultats attendus par l'application de la corrélation. Le mouchetis de peinture a une plus large dynamique et les critères montrent qu'il s'agit certainement de la meilleure texture. Néanmoins, l'ajout d'une couche, aussi fine soit-elle, de peinture masque la microstructure de la surface de l'éprouvette. L'éclairage par transmission permet dans certains cas de distinguer l'emplacement de la fibre mais en aucun cas l'interphase qui l'entoure. Cette contrainte de visualisation étant fondamentale dans le cas de notre étude, la texture avec pulvérisation d'or correspond alors au meilleur compromis, Fig.4.2. D'après l'analyse de texture, la taille de ZOI applicable est $n = 4$ pour l'obtention des performances moyennes établies section 3.3.

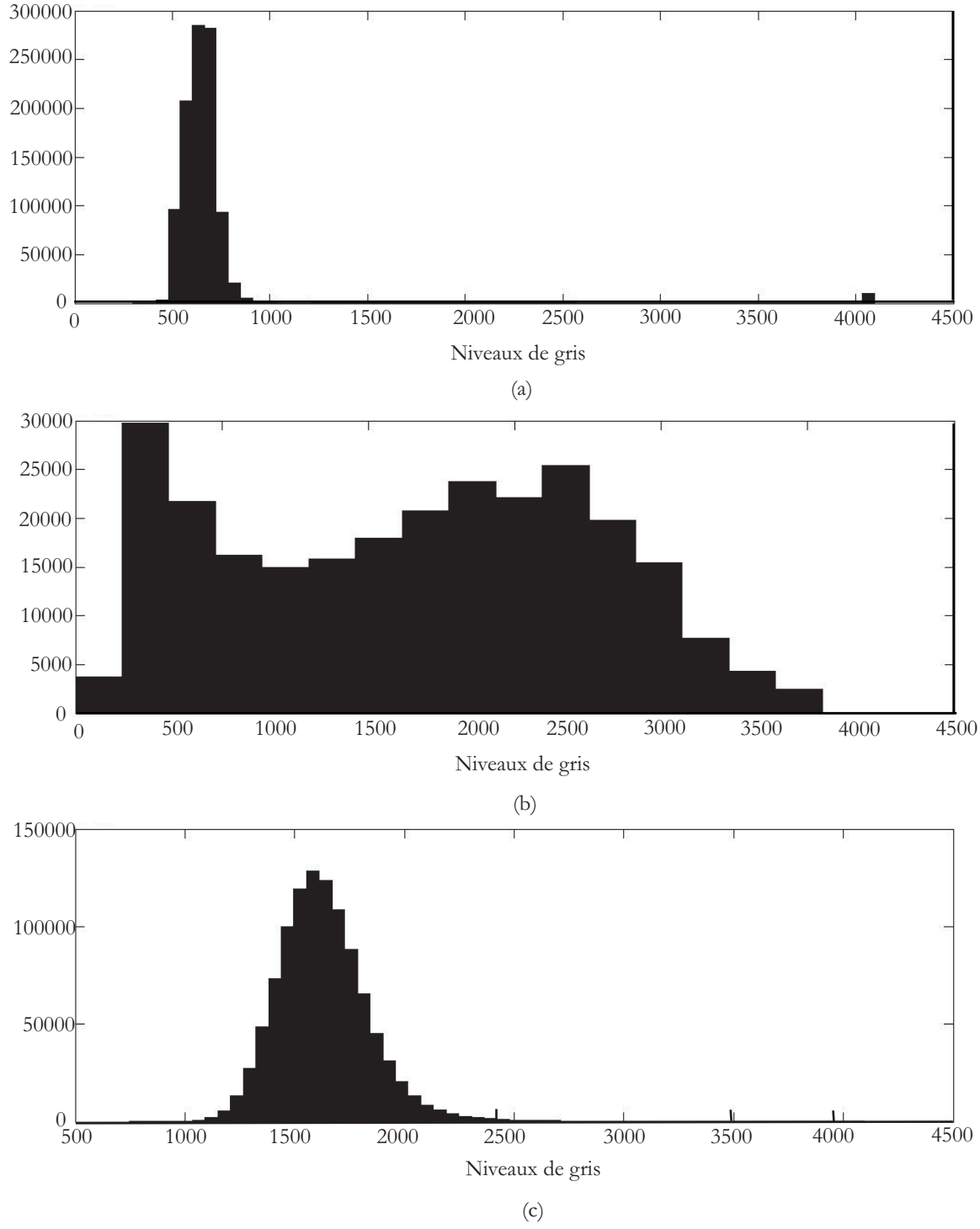


FIG. 4.3 – Histogramme des niveaux de gris pour les 3 textures sous analyse : naturelle *(a)*, mouchetis de peinture *(b)* et pulvérisation d'or *(c)*.

4.2 Caractérisation de la technique et choix de paramètres

4.2.1 Utilisation d'un nouvel algorithme de corrélation : CORRELI-Q4

Une nouvelle approche de traitement par corrélation d'images a été mise au point très récemment (2005). L'ensemble des études faites précedemment l'ont été sur l'ancienne

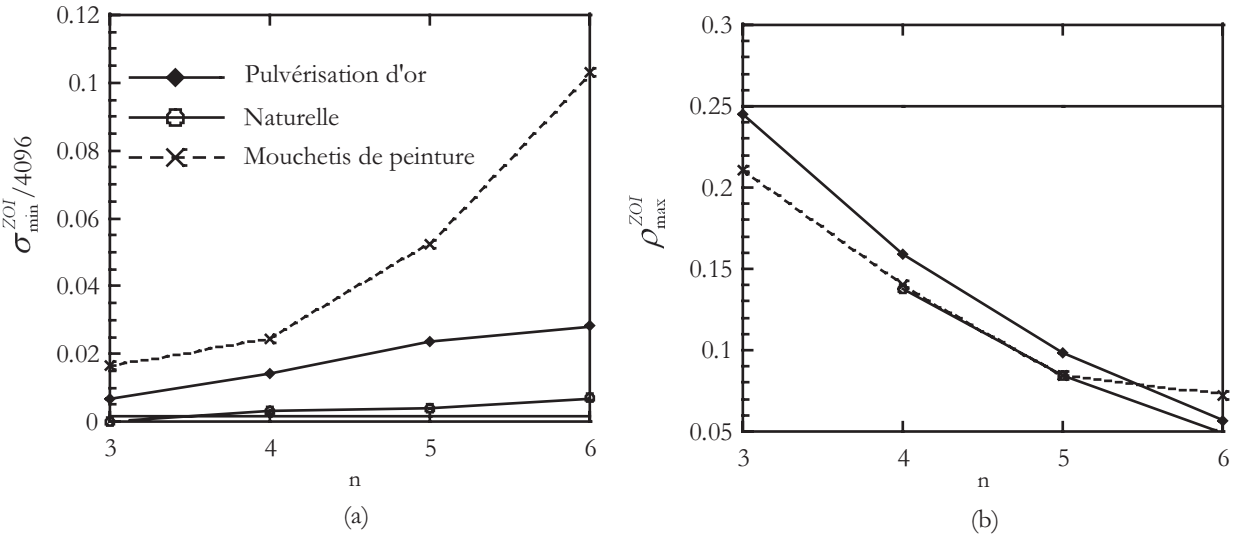


FIG. 4.4 – Etude de texture sur les 3 textures sous analyse : rapport entre écart-type minimum des niveaux de gris par ZOI et la dynamique maximum de la caméra *(a)* et rayon de corrélation adimensionné *(b)*.

procédure que nous nommerons dorénavant $CORRELI - Q1$. L'intérêt de l'utilisation de cette nouvelle application $CORRELI - Q4$, dans le cadre de notre étude, consiste principalement en une amélioration de la résolution spatiale pour une incertitude fixée, ou inversement, une amélioration de l'incertitude pour une résolution spatiale fixée. Or il s'agit d'un point clé de notre analyse. C'est pourquoi, les cartes obtenues ci-après et l'ensemble de l'analyse qui suit sera effectué à partir de l'utilisation de l'algorithme $CORRELI-Q4$, encore en phase de test. Néanmoins, l'ensemble de l'algorithme ne sera pas détaillé.
L'analyse de texture ne subit aucune modification, si ce n'est que les valeurs moyennes des performances dégagées par l'étude statistique devraient être améliorées. La procédure de caractérisation de la technique reste inchangée, seule l'utilisation de $CORRELI-Q4$ en lieu et place de l'algorithme $CORRELI-Q1$ pour la détermination des incertitudes modifie les performances. L'analyse de résolution a été mathématiquement décrite [128, 16]. Quant à la procédure permettant l'application de corrections des erreurs subpixel, celle-ci étant liée à l'utilisation d'une interpolation de type Fourier toujours valable sous $CORRELI - Q4$, elle reste alors d'actualité.
Dans cette nouvelle approche [16, 79, 128], les déplacements sont décrits par des fonctions de forme de type bilinéaire à 4 noeuds, *i.e.* $Q4$, appliquées en simulation par éléments finis. La formulation de l'image déformée, approximée par un développement limité d'ordre 1 de Taylor de la fonction g par rapport à $\mathbf{U}$, Eq.3.6, est utilisée. La différence quadratique à minimiser peut alors être exprimée Eq.4.1.

$$\int\int_{\Omega}(f(\mathbf{x}) - \mathbf{U}.\bigtriangledown f(\mathbf{x}) - g(\mathbf{x}))^2.d\mathbf{x} \tag{4.1}$$

C'est alors que le déplacement $\mathbf{U}(\mathbf{x})$ est décomposé suivant un ensemble de fonction de forme $\mathbf{\Psi}_n(\mathbf{x})$, Eq.4.2.

$$\mathbf{U}(\mathbf{x}) = {}_n a_{\alpha n} \mathbf{\Psi}_n(\mathbf{x}) \mathbf{e}_n \tag{4.2}$$

où $\mathbf{e}_n$ représente le vecteur de direction. A partir de cette formulation, La fonction objectif à minimiser, Eq.4.1, aboutit à un système linéaire résolvable.

4.2.2 Caractérisation en déplacements

La numérisation de l'image se fait sur 12 *bits*, soit un nombre maximum de 4096 *niveaux de gris*. L'observation se fait sur 1280×1024 $pixels^2$ pour une zone de taille 900×750 μm^2, soit une résolution optique de $0,71$ $\mu m/px$. L'image avec la texture par pulvérisation d'or (Fig.4.2 *(a)*) contient 3091 *niveaux de gris*, ce qui correspond, d'après l'Eq.3.7, à une sensibilité maximale de $3,2 \times 10^{-4}$ *pixel*, *i.e.* $0,23$ nm.
Roux et Hild [128] ont effectué une analyse mathématique de la sensibilité de la technique de corrélation d'images utilisant l'algorithme de $CORRELI - Q4$. L'expression mettant en relation la résolution δU_{min} et la résolution spatiale en déplacement RS_U est détaillée par l'Eq.4.3 où p correspond à la résolution optique, σ l'écart-type des cartes de bruit et f la fonction des niveaux de gris de l'image de référence. Les résultats sont illustrés par la Tab.4.1.

$$\delta U_{min} = \frac{12\sqrt{2}p\sigma}{7\sqrt{|\bigtriangledown f|^2 2^n}} \tag{4.3}$$

TAB. 4.1 – Résolution en déplacement (en px et nm) en fonction de la résolution spatiale (en px et en nm) par l'analyse mathématique basée sur l'algorithme de corrélation CORRELI-Q1.

Résolution spatiale (px)	**Résolution** (px)	**Résolution** (nm)
8	$1,18 \times 10^{-3}$	$0,84$
16	$2,84 \times 10^{-4}$	$0,2$
32	$6,75 \times 10^{-5}$	$0,05$
64	$1,9 \times 10^{-5}$	$0,01$

D'après l'analyse de texture, section 3.3, la taille de ZOI retenue comme paramètre est $n = 4$. La résolution spatiale en déplacement est alors de 16 *pixels*, *i.e.* $11,48$ μm.

4.2.3 Caractérisation en déformations

La résolution spatiale en déformation dépend de la taille de la ZOI mais aussi du décalage des centres des ZOI, *i.e.* ΔP, Eq.3.17. La résolution en déformations est déterminée par Eq.3.19. Les résultats sont illustrés Tab.4.2 pour les différents paramètres de décalage ΔP et une taille de ZOI de $n = 4$. Ainsi la résolution locale varie de $1,4 \times 10^{-5}$ pour un décalage de 4 *pixels* à $2,9 \times 10^{-6}$ pour un décalage de 32 *pixels*. Bien entendu, l'amélioration de la résolution en déformation va de paire avec une détérioration de la résolution spatiale de la mesure de respectivement 15 μm à 70 μm.

TAB. 4.2 – Relation entre la résolution en déformations et la résolution spatiale pour une taille de ZOI de $n = 4$ et un décalage ΔP.

ΔP (px)	RS_{Geers} (px)	RS_{Geers} (μm)	**Résolution** (-)
4	20	$14,4$	$1,4 \times 10^{-5}$
8	$28,8$	$20,7$	$9,8 \times 10^{-6}$
16	$50,6$	$36,3$	$5,6 \times 10^{-6}$
32	$97,3$	$69,8$	$2,9 \times 10^{-6}$

La procédure mise en place section 3.2.3 permet la détermination de l'incertitude à partir de l'image de référence en fonction de la résolution spatiale. Les performances d'incertitude en déplacements sont détaillées Tab.4.3 pour une taille de ZOI, *i.e.* 2^n, variant de $n = 3$ à $n = 6$.

TAB. 4.3 – Incertitude en déplacement suivant les deux directions principales (px et nm) en fonction de la résolution spatiale (px et μm).

RS_U (px)	RS_U (μm)	σ_U (px)	σ_U (nm)	σ_V (px)	σ_V (nm)
8	$5,7$	$4,06 \times 10^{-2}$	$29,1$	$3,41 \times 10^{-2}$	$24,5$
16	$11,5$	$9,2 \times 10^{-3}$	$6,6$	$7,88 \times 10^{-3}$	$5,6$
32	$22,9$	$1,6 \times 10^{-3}$	$1,1$	$1,73 \times 10^{-3}$	$1,2$
64	$45,9$	$3,5 \times 10^{-4}$	$0,2$	$3,2 \times 10^{-4}$	$0,2$

La formulation de la relation entre incertitude et résolution spatiale décrite Eq.3.20, s'exprime Eq.4.4.

$$\sigma_U = \frac{A^{\alpha+1}}{RS_U^{\alpha}} \tag{4.4}$$

Avec $A = 0,99359$ et $\alpha = 1,7864$, obtenus par identification de l'Eq.4.4 avec le tracé de la fonction mettant en relation l'incertitude et la résolution spatiale en déplacement.
Pour une taille de ZOI de $n = 4$, l'incertitude est de $9,2 \times 10^{-3}$ *pixel*, *i.e.* $6,6$ nm. Les critères de performances section 2.3 impliquent une résolution minimale en déformations pour une incertitude minimum fixée. L'application de la procédure section 3.2.3 permet de déterminer l'incertitude en déformations. Le Tab.4.4 montre les performances en fonction de la résolution spatiale, *i.e.* dépendant du paramètre ΔP puisque la taille de la ZOI est fixée à $n = 4$.
Les valeurs limites en incertitude et résolution spatiale en déformations définies en section 2.3.3 associées au Tab.4.4 permettent de délimiter les paramètres de l'algorithme de corrélation menant aux performances requises dans le cadre de cette étude. Ainsi, pour une taille de ZOI égale à 16 *pixels* et un décalage de 16 *pixels*, l'application de l'algorithme de corrélation pour l'image de référence avec pulvérisation d'or permet d'obtenir les performances optimum pour cette étude.

TAB. 4.4 – Incertitude en déformations en fonction de la résolution spatiale en déformation (px et μm). Les déformations sont obtenues à partir de l'algorithme de Geers *et al.* [60].

ΔP (px)	RS_{Geers} (px)	RS_{Geers} (μm)	σ_E (-)
4	20	$14,4$	$4,6 \times 10^{-4}$
8	$28,8$	$20,7$	$3,2 \times 10^{-4}$
16	$50,6$	$36,3$	$1,8 \times 10^{-4}$
32	$97,3$	$69,8$	$9,5 \times 10^{-5}$

4.2.4 Conclusion

La caractérisation de la technique de corrélation d'images numériques, *i.e.* algorithme *CORRELI-Q*4, permet de déterminer l'ensemble des performances pour une image de

référence donnée Fig.4.2 *(a)*. Cette étude a permis l'identification des paramètres optimum de la corrélation, *i.e.* $ZOI = 16$ *pixels* et $\Delta P = 16$ *pixels*, en fonction des contraintes évaluées afin de correspondre à l'application qui suivra. Ce choix aboutit aux performances récapitulées Tab.4.5.

TAB. 4.5 – Tableau récapitulatif des performances de l'expérience de corrélation pour une taille de ZOI et un décalage de 16 *pixels*.

	(px)	(μm)	$(-)$
Résolution spatiale en déplacement	16	$11,5$	–
Résolution en déplacement	$2,8 \times 10^{-4}$	2×10^{-4}	–
Incertitude en déplacement	8×10^{-3}	$5,7 \times 10^{-3}$	–
Résolution spatiale en déformations	$50,6$	$36,3$	–
Résolution en déformations	–	–	$5,6 \times 10^{-6}$
Incertitude en déformations	–	–	$1,8 \times 10^{-4}$

La section 2.3.3 définissait 3 critères de performances ayant une implication pour l'identification des propriétés de l'interphase.

1. Tout d'abord, la résolution spatiale en déformation devait correspondre à une valeur avoisinant 35 μm. Pour les paramètres de corrélation d'images choisis, cette valeur atteint $36,3$ μm, soit moins de 2 μm de la valeur fixée. Ce critère est validé.
2. Ensuite, l'incertitude en déformation ne devait pas être supérieure à 5×10^{-4} afin de permettre de mesurer des déformations de l'ordre de 10^{-3} avec une relative précision. Les paramètres déterminés précédemment mènent à des performances qui remplissent parfaitement les conditions des critères imposés.

TAB. 4.6 – Performances en termes de résolution spatiale (px) et de résolution en déformation pour une taille de zone $ZOI = 8$ et $ZOI = 32$ pixels.

ZOI	ΔP	**Résolution Spatiale**	**Incertitude**
px	px	px	–
8	4	$14,4$	$2,8 \times 10^{-3}$
8	8	$25,3$	$1,6 \times 10^{-3}$
8	16	$48,7$	$8,2 \times 10^{-4}$
8	32	$96,3$	$4,2 \times 10^{-4}$
32	4	$34,2$	$5,8 \times 10^{-5}$
32	8	40	5×10^{-5}
32	16	$57,7$	$3,4 \times 10^{-5}$
32	32	$101,2$	2×10^{-5}

D'autre part, ces paramètres, *i.e.* $ZOI = 16$ *pixels* et $\Delta P = 16$ *pixels*, sont le meilleur compromis pour les critères imposés. En effet, Tab.4.6 recense les performances des combinaisons de paramètres pour des tailles de zones de 8 et 32 *pixels*. Seulement deux jeux de paramètres remplissent les contraintes de performances de résolution et résolution spatiale en déformation, *i.e.* $ZOI = 32$ *pixels* et $\Delta P = 4$ *pixels* et $\Delta P = 8$ *pixels*. Néanmoins, dans les deux cas, il existe un chevauchement des ZOI. Dans le but de travailler sur des données les plus indépendantes possibles, l'ensemble de paramètres $ZOI = 16$ *pixels* et $\Delta P = 16$ *pixels* est choisi. En effet, la géométrie de l'éprouvette impose une évaluation

des déformations sur un ensemble de trois phases. Les zones d'intérêt permettant le calcul des déformations ne doivent pas prendre en compte des données de différentes phases pour déterminer une mesure. En utilisant des zones indépendantes, il suffira de ne pas utiliser les données de la zone à cheval sur deux phases. Cependant, si les zones se chevauchent, les résultats pourraient être faussés sur plusieurs zones. Cette contrainte est une sécurité pour l'utilisation future des cartes de mesure.

4.3 Analyse des résultats

4.3.1 Conditions expérimentales

Un essai de traction avec paliers est effectué sur l'éprouvette à interphase décrite Fig.2.9. L'essai est piloté en déplacement à la vitesse de 3 mm/min, *i.e.* une vitesse de déformation de 5×10^{-4}. Les paliers sont maintenus pendant 300 s pour des déplacements de la traverse de 3×10^{-2}; 6×10^{-2}; 3×10^{-1}; 6×10^{-1} et $1,2$ mm. L'évolution de la mesure du capteur de force au cours de l'expérience, illustrée Fig.4.5, montre que pour chaque palier la charge diminue jusqu'à une stabilisation. La diminution de la charge, illustrée par cette figure, est due aux rattrapages des jeux de la machine ainsi qu'au caractère visqueux du comportement de l'ensemble matrice/interphase.

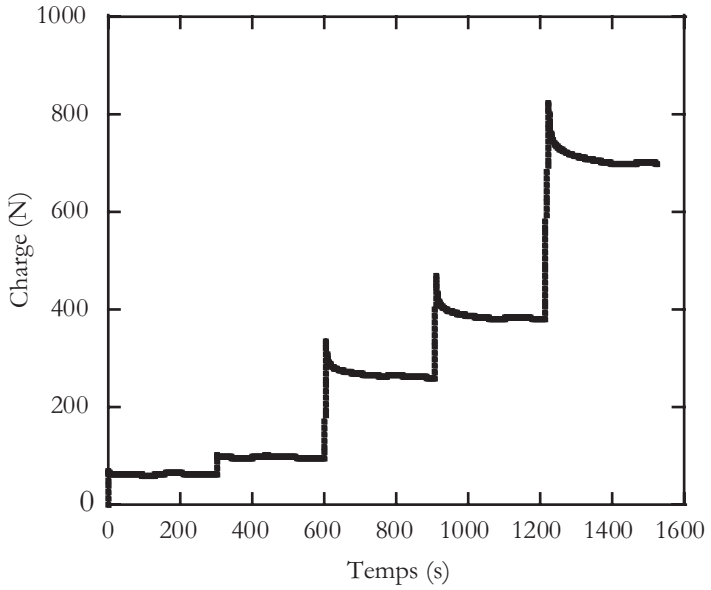


FIG. 4.5 – Mesure du capteur de charge (max. 5 kN) de la traverse au cours de l'expérience.

4.3.2 Les champs de déplacements

Le système d'observation, *i.e.* le microscope à grande distance frontale associé à la caméra CCD 12 *bits*, est déplacé verticalement grâce à la table micrométrique à chaque palier afin de prendre les clichés nécessaires au traitement par corrélation. On attend la phase de stabilisation pour effectuer les relevés. Néanmoins, la procédure mise en place implique que les déplacements déterminés ne sont pas des valeurs exactes, le système d'observation subissant des déplacements physiques. Il est tout de même possible d'observer les cartes

de déplacements relatives aux deux directions principales, Fig.4.6, et de faire quelques constatations utiles.

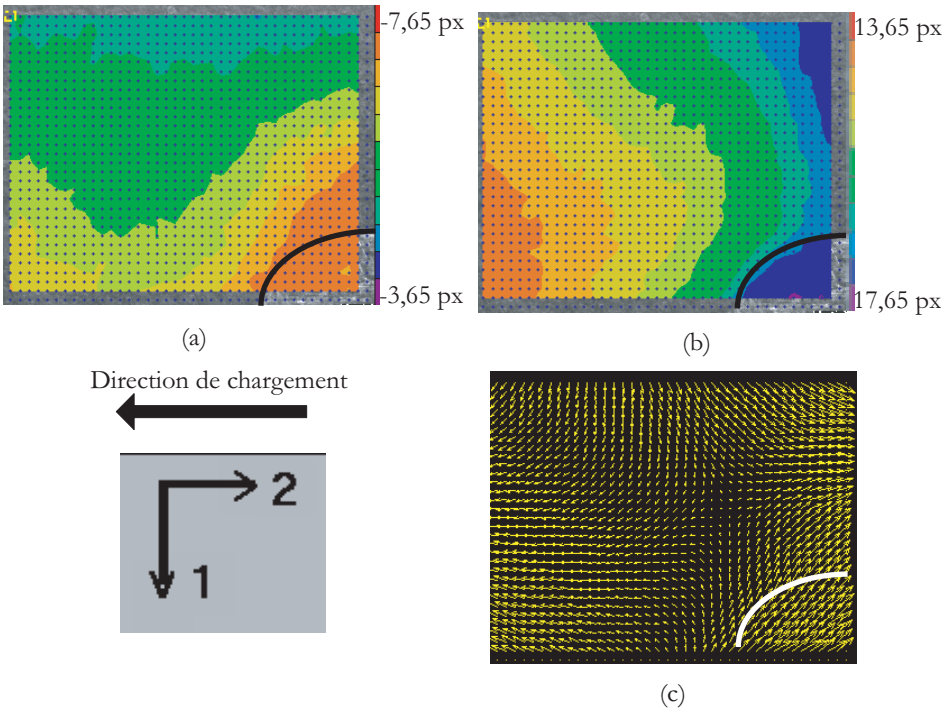


FIG. 4.6 – Cartes de déplacements obtenues pas corrélation d'images numériques suivant les deux directions principales 1 *(a)* et 2 *(b)*, ainsi que la carte des vecteurs associés à ce palier *(c)*.

- La forme des champs de déplacements, Fig.4.6 *(a)* et *(b)*, et la carte des vecteurs *(c)* confirme un chargement en traction effectué sur l'éprouvette. De plus, la 'propreté' de ces champs permet d'espérer que les champs de déformations dérivés seront peu bruités.
- L'hétérogénéité de l'éprouvette, *i.e.* la fibre en aluminium, laisse apparaître une modification des champs de déplacement. La particularité de cette dernière pourra alors être observée dans les champs de déformation.

Si on effectue un essai avec un chargement continu de 1 mm/mn, l'hétérogénéité observée sera plus ou moins rapidement hors de la zone d'observation. Ceci mène à une zone d'étude relativement diminuée, où les contraintes d'observation, citées section 2.3 ne sont plus réalisables : une partie de la fibre, la totalité de l'interphase et une partie de la matrice doivent faire partie de la zone d'étude. L'observation de l'évolution des champs de déplacement pour ce type d'essai permet de voir l'évolution des déplacements au cours de l'essai, Fig.4.7.

L'utilisation de ces champs pour l'identification n'est pas possible par la méthode des champs virtuels puisque la matrice n'est pas suffisament présente dans la zone d'étude. La définition de la zone d'observation est un aspect important des mesures de cette étude. En effet, si cette dernière est trop petite et que l'interphase et la matrice ne sont pas suffisament présentes, alors l'identification par la méthode des champs virtuels n'est pas réalisable. Si, au contraire, la zone est trop grande, les spécifications techniques, notamment en terme de résolution spatiale (*i.e.* nombre de points de mesure au sein de l'interphase), ne seront pas respectées. C'est pourquoi, il est nécessaire de déplacer à chaque palier la caméra afin

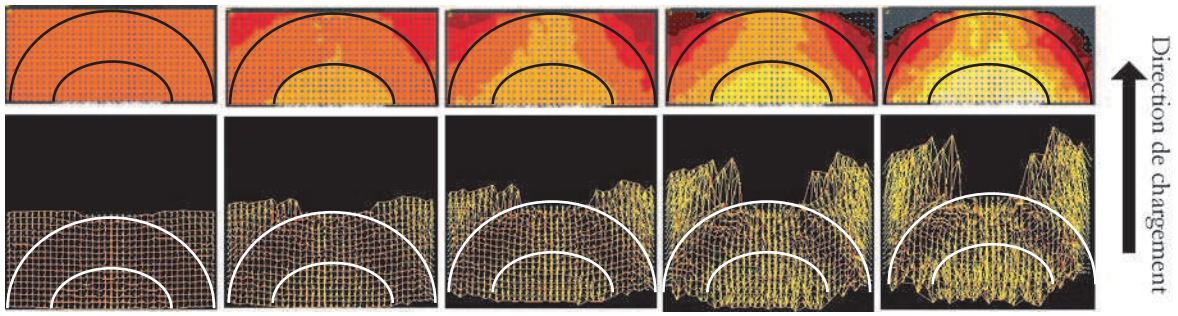


FIG. 4.7 – Evolution des déplacements suivant la direction de chargement au cours de l'expérience jusqu'au déchaussement de la fibre.

que celle-ci soit centrée sur l'interphase, permettant alors une visualisation de l'ensemble fibre/interphase/matrice. Dès lors, la référence de la première image est perdue et seuls les champs de déformations sont déterminés.

4.3.3 Les champs de déformations

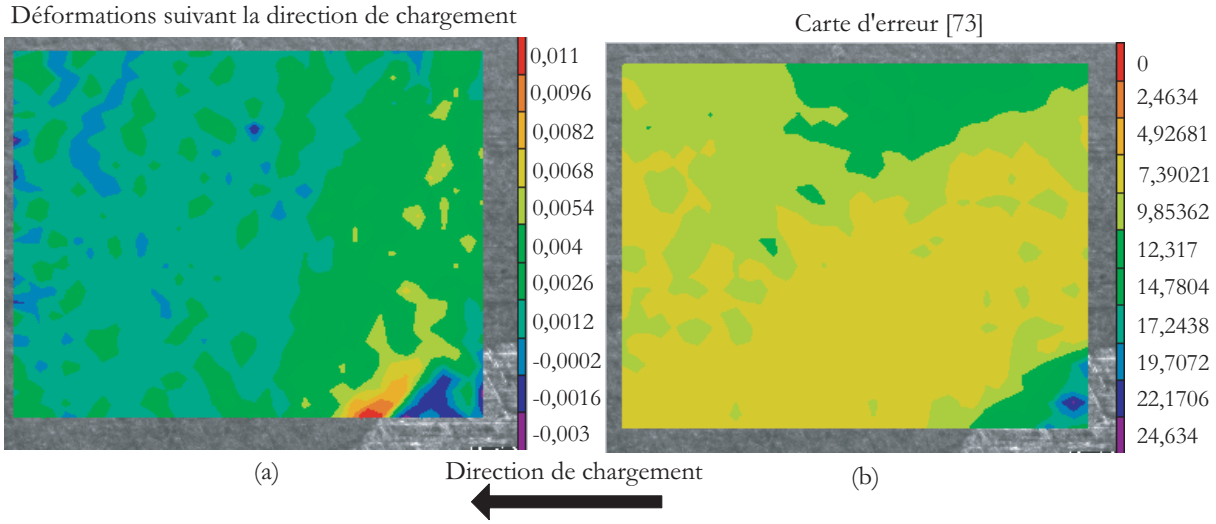


FIG. 4.8 – Carte des déformations suivant la direction de chargement de l'éprouvette *(a)* et carte d'erreur correspondante *(b)*.

A partir des cartes de déplacements obtenues Fig.4.6, un algorithme de dérivation numérique est appliqué, *i.e.* Geers [60], afin d'aboutir à l'obtention des cartes des champs des déformations pour les différentes directions. Celles-ci sont illustrées suivant la direction de chargement, Fig.4.8 *(a)* ; et suivant la direction perpendiculaire au chargement Fig.4.9 *(a)* et en cisaillement *(b)*.
Les cartes de déformations font ressortir l'hétérogénéité sous étude. En effet, les trois déformations montrent des concentrations de déformations autour de l'hétérogénéité. Plus particulièrement, la carte du champ des déformations suivant la direction de chargement fait apparaître une concentration de contraintes à l'interface de la fibre et l'interphase avec un 'gradient' de déformations au sein de l'interphase.

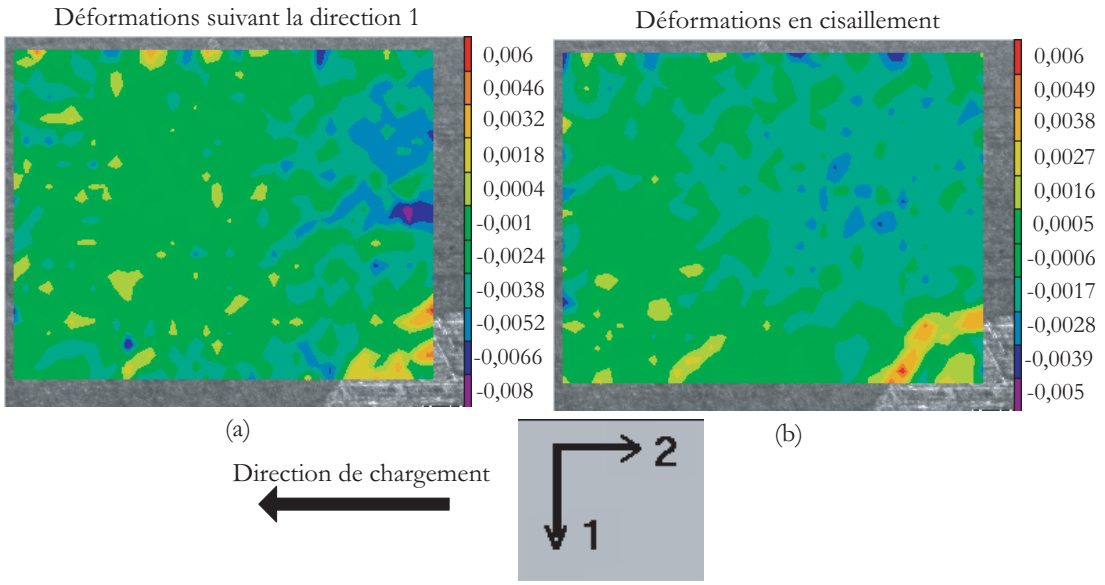


FIG. 4.9 – Cartes de déformations suivant la direction perpendiculaire au chargement *(a)* et en cisaillement *(b)*.

La carte d'erreur, Fig.4.8 *(b)*, nous permet de valider l'utilisation des mesures de l'interphase et de la matrice pour lesquelles les niveaux d'erreurs sont faibles et homogènes. C'est une carte d'erreur définie dans $CORRELI^{LMT}$ [76]. Sur l'ensemble de la zone étudiée, *i.e.* interphase et matrice, la valeur moyenne de l'erreur est d'environ 9 niveaux de gris. Dans le cas d'un capteur CCD avec un codage sur 12 bits, c'est une erreur minime.
Le niveau des déformations pour la carte du champ des déformations suivant la direction du chargement, Fig.4.8 *(a)*, est dix fois supérieur au niveau de l'incertitude de la technique. On peut donc estimer que les mesures effectuées sont fiables.

4.3.4 Identification

Dans le cas d'un matériau isotrope élastique, une évaluation du module d'Young et du coefficient de Poisson peut être effectuée sans avoir recours à une des méthodes inverses utilisée dans le chapitre 5. En effet, la géométrie de l'éprouvette et le mode de sollicitation en traction permettent de déterminer localement les propriétés mécaniques de l'interphase ou au moins de les estimer.
La zone 1, définie Fig.4.10, correspond géométriquement à une zone centrée par rapport à l'axe de la fibre et suivant la direction de chargement de l'éprouvette. Les contraintes de cette zone $\sigma_{zone\ 1}$ sont quasiment équivalentes à celles situées loin de l'hétérogénéité suivant la direction longitudinale σ_{moyen}. Il est alors possible d'estimer le module d'Young de l'interphase par les équations de la mécanique des milieux continus, Eq.4.5.

$$\begin{cases} \epsilon_{11} = \frac{\sigma_{11}^{Zone1}}{E} \\ \epsilon_{22} = -\frac{\sigma_{11}^{Zone1} \cdot \nu}{E} \\ \nu = -\frac{\epsilon_{22}^{Zone1}}{\epsilon_{11}^{Zone1}} \end{cases} \tag{4.5}$$

où $\sigma_{11}^{Zone1} = \frac{F}{S}$, ϵ_{11}^{Zone1} et ϵ_{22}^{Zone1} correspondent aux valeurs expérimentales de la zone sous

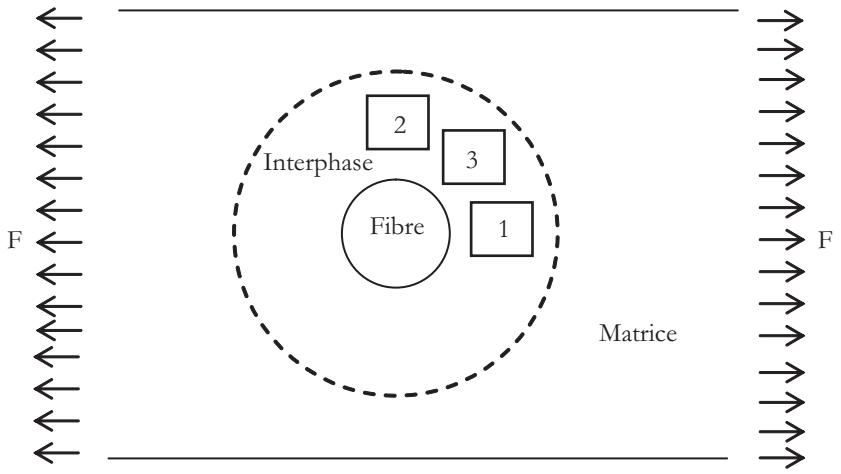


FIG. 4.10 – Zones permettant l'identification directement des propriétés mécaniques de l'interphase : zone 1 - le module d'Young, zone 2 - le coefficient de Poisson et zone 3 - cisaillement maximum.

analyse. Dès lors, les valeurs du module d'Young et du coefficient de Poisson peuvent être déterminées. L'identification mène alors aux valeurs suivantes $\nu = 0,35$ et $E = 1440\ MPa$. La Fig.4.11 illustre l'évolution des déformations longitudinales en fonction de la contrainte moyenne de la zone 1. Ce tracé met en exergue deux comportements successifs.
Tout d'abord, l'interphase montre un comportement quasi-linéaire jusqu'à un chargement 800 N. En effet, les valeurs du module d'Young, illlustrées Fig.4.11 *(d)* sont comprises entre 1400 et 1450 MPa. Seuls les étapes de chargement comprises dans la zone de comportement élastique sont prises en compte dans cette évaluation, *i.e.* jusqu'à 800 N.
Plusieurs essais de traction ont été menés sur des éprouvettes rectangulaires uniquement réalisées avec du mélange de résine et d'ensimage industriel sans lubrifiant. Ces essais ont montré un comportement viscoélastique très variable en fonction des conditions de cuisson du mélange. En moyenne, le module d'Young de ce mélange a été évalué à $1100-1300\ MPa$. On peut expliquer la différence entre cette valeur et celle de 1440 MPa déterminée précédemment par la géométrie de l'éprouvette. En effet, la dimension de l'interphase est faible par rapport à la dimension de l'éprouvette et on peut avoir des effets de la géométrie sur l'évaluation du module d'Young. De plus, il a été constaté précédemment des variations de plusieurs centaines de MPa sur le module d'Young du mélange résine/ensimage pour des variations de cuisson relativement faible. Or, la géométrie de l'éprouvette avec une interphase de 350 μm implique une cuisson nécessairement différente au sein de l'interphase par rapport à l'éprouvette rectangulaire contenant uniquement le mélange.
La seconde phase de l'évolution des déformations longitudinales en fonction de la contrainte moyenne, Fig.4.11 *(c)*, montre un aspect non-linéaire. Il est difficile à partir de ces illustrations de déterminer si cette non-linéarité est liée directement au comportement du matériau ou à un endommagement interne.
L'observation des images prises lors des différents paliers de chargement montre une variation localement des niveaux de gris précisement pour les paliers de chargement supérieurs à 800 N. Cette variation peut être consécutive à un endommagement interne important alors que la rupture de l'éprouvette pour un niveau de chargement de 1700 N est localisée au niveau de cette zone. Cette observation ne permet pas de conclure avec certitude sur l'origine de l'aspect non-linéaire de la Fig.4.11 *(b)*. Donc, les paliers de chargement

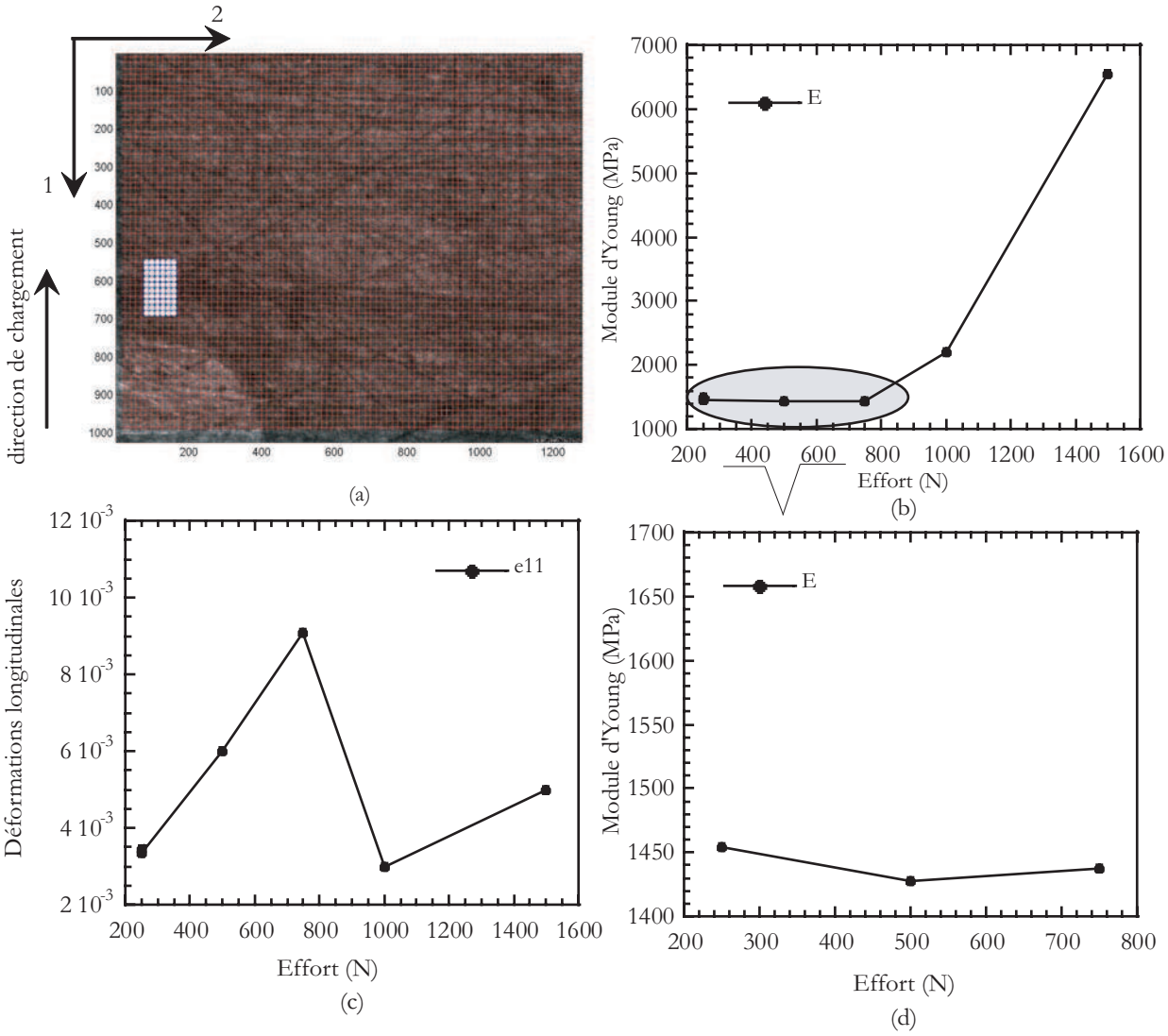


FIG. 4.11 – Evolution longitudinales *(c)* et du module d'Young *(b)* de la zone 1 *(a)*. L'illustration *(d)* montre la zone de comportement élastique du tracé *(b)*.

supérieurs à 800 N ne peuvent être considérés comme représentatif du comportement de l'interphase.

Dans la suite de cette étude, les traitements numériques liés à l'identification ou l'estimation des propriétés mécaniques seront effectuées dans la zone de comportement élastique, soit pour un chargement inférieur à 800 N. La zone 2, définie Fig.4.10, correspond géométriquement à une zone centrée par rapport au centre de la fibre et suivant la direction perpendiculaire à celle du chargement. Cette zone est celle qui subit le moins de déformations dues à l'essai au sein de l'interphase.

On peut évaluer le coefficient de Poisson de l'interphase par l'Eq.4.6 de la mécanique des milieux continus dans le cas d'un chargement uniaxial.

$$\nu = -\frac{\epsilon_T}{\epsilon_L} \tag{4.6}$$

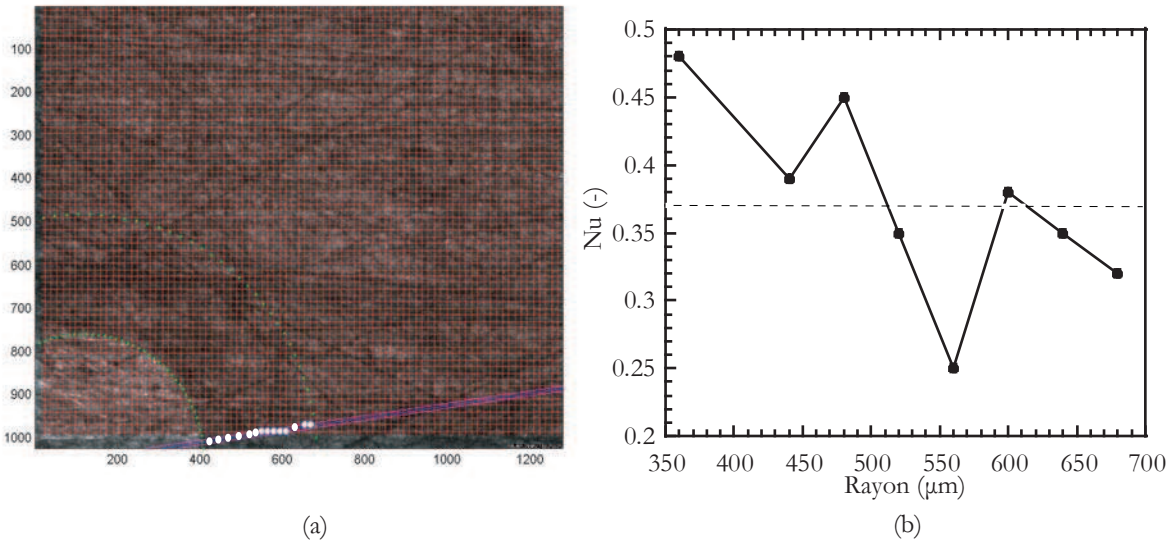


FIG. 4.12 – Evolution du coefficient de Poisson en fonction du rayon de l'interphase *(b)* suivant la zone 2 *(a)*.

On trace l'évolution du coefficient de Poisson le long de la zone 2, Fig.4.12 *(b)*. De même, on trace l'évolution de ce coefficient suivant le cercle médian de l'interphase Fig.4.13 (b). Ces tracés sont effectués pour un palier de chargement à 750 N soit dans le domaine considéré comme quasiélastique.

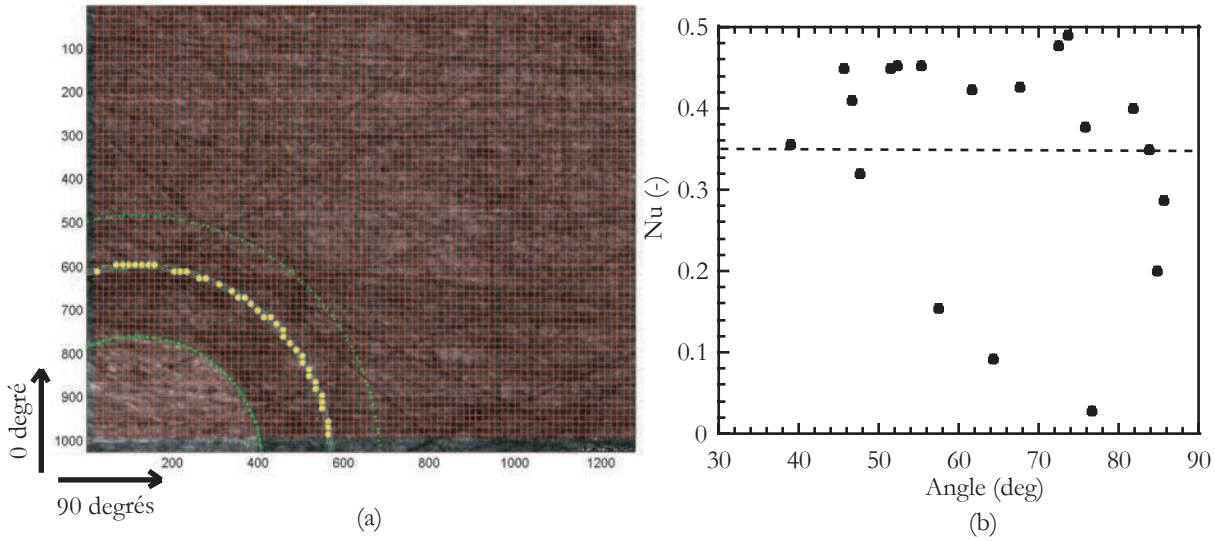


FIG. 4.13 – Evolution du coefficient de Poisson en fonction de la position angulaire au sein de l'interphase *(b)* pour un rayon médian de l'interphase *(a)*.

L'évolution du coefficient de Poisson suivant la zone 2 montre une décroissance du coefficient en direction de la matrice. Quelques points donnant lieu à des valeurs de coefficient de Poisson en dehors de l'intervalle de valeur attendues pour ce type de matériau, *i.e.*

$[0,2-0,4]$), ont été extraits de ce graphique. L'observation de l'évolution du coefficient de Poisson en fonction de l'angle pour un rayon médian de l'interphase montre une certaine dispersion des mesures. Le coefficient de Poisson est une propriété difficile à déterminer de par sa sensibilité. Cette expérience ne permet pas de mener une identification fiable de ce coefficicent. Ces constations ont pu être répétées sur d'autres expériences. Néanmoins, un coefficient correspondant à la valeur moyenne $\nu = 0,35$ est retenu. En effet, cette valeur moyenne se retrouve à travers différentes analyses numériques Fig.4.13 *(b)* et Fig.4.12 *(b)*.

4.4 Conclusion

Les développements et la mise en place de la technique de corrélation d'images numériques nous ont permis d'obtenir les cartes de déformations de l'ensemble fibre/interphase au cours d'un essai de traction. Les contraintes expérimentales exposées section 2.3 ont été respectées. Les résultats obtenus seront utilisés au chapître 6 pour identifier les propriétés élastiques de l'interphase. Une première analyse des résultats et une évaluation des propriétés mécaniques a permis d'effectuer une estimation du module d'Young et du coefficient de Poisson de l'interphase.
La corrélation d'images numériques ne représente qu'une des deux techniques de mesure de champ sélectionnée dans le chapitre 2. Il s'agit maintenant de mettre en place et d'analyser la technique du moiré interférométrique. Une comparaison entre les deux techniques sera effectuée pour le cas particulier de l'étude d'un composite monofilamentaire ultérieurement.

Chapitre 5

Le moiré interférométrique

Sommaire

5.1 Application d'une technique de moiré interférométrique 106
5.1.1 Le moiré interférométrique à travers la littérature 106
5.1.2 Préparation de l'éprouvette 106
5.1.3 Principes théoriques du moiré interférométrique 108
5.1.4 Montage expérimental 111
5.1.5 Post-traitement : lissage spatial et dérivation par une droite des moindres carrés [26] 113
5.1.6 Caractérisation du moiré interférométrique 114
5.2 Analyse des résultats 120
5.2.1 Champs de phase 120
5.2.2 Evolution des champs de déformation 120
5.2.3 Problèmes expérimentaux liés à la technique 122
5.3 Comparaison des techniques expérimentales 124
5.3.1 Aspects expérimentaux 124
5.3.2 Performances de la mesure 125
5.4 Conclusion 125

Lors de l'étude bibliographique, section 2.4, deux techniques ont été retenues pour cette étude. Chacune d'elles présente des aspects positifs et négatifs ne permettant pas de spécifier, sans essai, celle qui est le mieux adaptée. C'est pourquoi des expériences de moiré interférométrique ont été mises en place. Par la suite, un choix entre ces deux techniques est discuté. Différents points de vue sont pris en compte : le montage expérimental, l'échelle d'observation, l'influence des conditions environnementales, les performances de mesure, *etc.* Finalement, les résultats relatifs à l'interphase épaisse décrite section 2.1.1 sont présentés pour la technique choisie.

5.1 Application d'une technique de moiré interférométrique

5.1.1 Le moiré interférométrique à travers la littérature

Cette technique est restée, par le passé, de moindre intérêt pour les mesures en déformations planes puisque la sensibilité de la technique était cantonnée [125] aux grilles de 40 $lignes/mm$. Ceci limitait le potentiel de mesure de déformation à des niveaux de l'ordre de plusieurs pourcents [31, 125, 157]. Petit à petit, deux axes de recherche ont été approfondis afin d'améliorer l'observation expérimentale.

– Tout d'abord, une amélioration de la sensibilité a été réalisée par la subdivision des franges disponibles de plus en plus finement [116, 135, 156].
– Ensuite, au lieu de considérer les effets de la diffraction comme un problème, ces derniers ont été utilisés pour concevoir un système fonctionnant avec des densités de lignes sensiblement plus élevées.

En 1968, Post [119] montre comment une multiplication par deux du nombre de franges peut être obtenue. L'étape suivante est franchie par l'introduction des lasers et le passage à des systèmes entièrement interférométriques. Enfin, plus récemment, l'amélioration des densités des grilles de diffraction est encore améliorée par les avancées des films photorésists dans l'industrie microéléctronique. De nos jours, le moiré interférométrique à décalage de phase est connu pour permettre l'obtention de haute sensibilité parmi les techniques optiques de mesure de champs [93, 73, 114]. Particulièrement utile pour l'analyse des petites déformations, telles que celles présentes lors d'essai de traction de matériau, il a été démontré que cette technique permet une résolution en déplacement de quelques nanomètres avec un équipement adapté [104]. Néanmoins, les déformations expérimentales n'affichent pas de telles performances, en particulier à cause du bruit résiduel présent dans les données de déplacements. Miller *et al.* [105] montrent que l'utilisation d'une différenciation directe à partir de données en déplacement même peu bruitées peuvent aboutir à des résultats en déformation inacceptables. Les résultats de cette technique sont affectés par différents bruits aléatoires et systématiques. Ceux-ci incluent : le bruit optique et les perturbations environnementales, la qualité de la grille de diffraction et des composants optiques de l'interféromètre, l'attention portée à l'alignement et au réglage des éléments, ainsi que les caractéristiques de la procédure de décalage de phase [135].

5.1.2 Préparation de l'éprouvette

Une des particularités du moiré interférométrique est la nécessité d'un dépôt d'une grille de diffraction sur la surface de l'éprouvette. Celles utilisées (*i.e.* 1200 $traits/mm$) permettent que la surface de l'objet étudié se compose d'une rangée régulière de creux et de bosses. Le réseau utilisé a une efficacité de 80%, ce qui correspond au rapport entre la quantité de

lumière diffractée aux ordres +1 et −1 et la quantité de lumière totale.

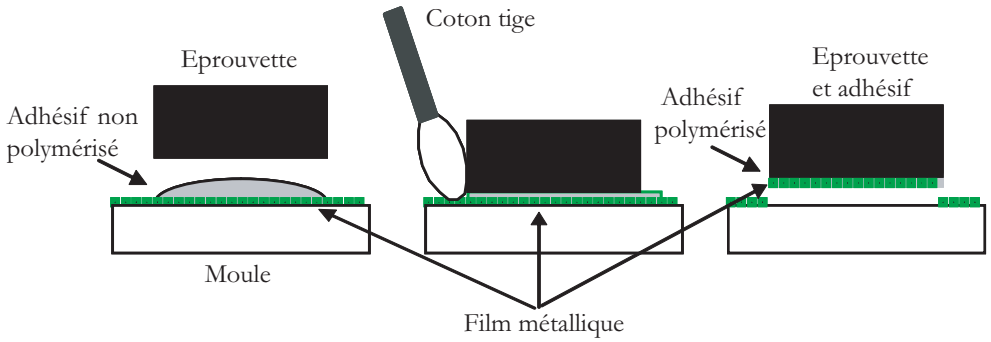


FIG. 5.1 – Dépôt de réseau de diffraction sur l'éprouvette par réplication.

La grille est appliquée sur l'éprouvette par une méthode de réplication [26, 119] illustrée Fig.5.1. Un moule en silicone correspondant à une surface plane avec une grille de diffraction, à traits orthogonaux croisés, est utilisée. La grille est recouverte avec un film métallique fortement réfléchissant, habituellement de l'aluminium pulvérisé. Une petite dose d'adhésif liquide est versée sur le moule, l'éprouvette est alors pressée contre l'adhésif et le moule. L'adhésif en excès est nettoyé, puis le moule est retiré après le durcissement de l'adhésif. L'interface entre le film métallique et le moule étant moins résistant qu'entre l'éprouvette et le film métallique, le film est ainsi transféré sur l'éprouvette. Par conséquent, une grille mince et fortement réfléchissante de lignes croisées est fermement attachée à la surface d'étude, et celle-ci se déformera alors en même temps que l'éprouvette. Le réseau déposé doit recouvrir toute la zone d'analyse de l'éprouvette.

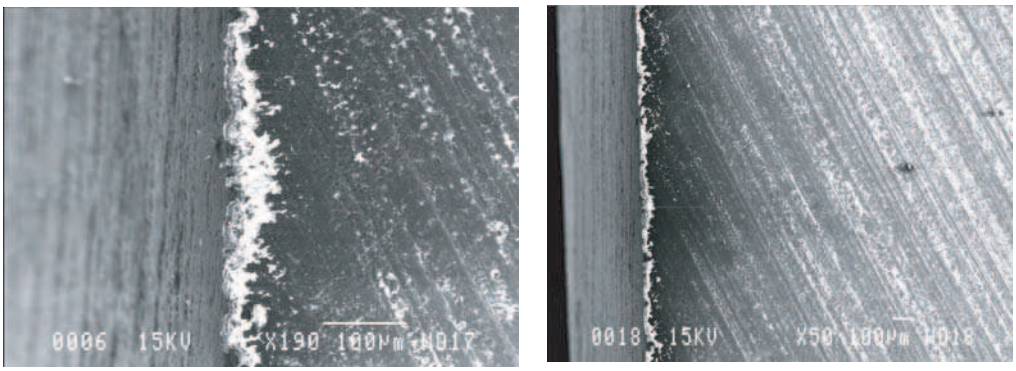


FIG. 5.2 – Mesure de l'épaisseur de la grille avec la colle par microscope électronique à balayage.

L'épaisseur adhésive est en général de 40 μm pour les grandes surfaces et environ 2 μm pour les petites. Dans notre cas, l'épaisseur de la grille et de la colle ont été mesurée grâce à un microscope électronique à balayage, Fig.5.2, elle est d'environ 25 μm. De nombreux types d'adhésif peuvent être employés à température ambiante : des époxydes (*e.g.* c'est le cas ici), des acryliques, des uréthanes, *etc.*
Pour la plupart des analyses, l'épaisseur et la rigidité de la grille sont négligeables devant les dimensions de l'éprouvette étudiée. Dans le cas présent, l'épaisseur de l'ensemble grille et colle correspond au $1/15^{eme}$ de l'épaisseur de la plus petite des phases (*i.e.* l'interphase), donc on peut considérer que le dépôt du réseau de diffraction n'aura pas d'impact sur les

mesures souhaitées.

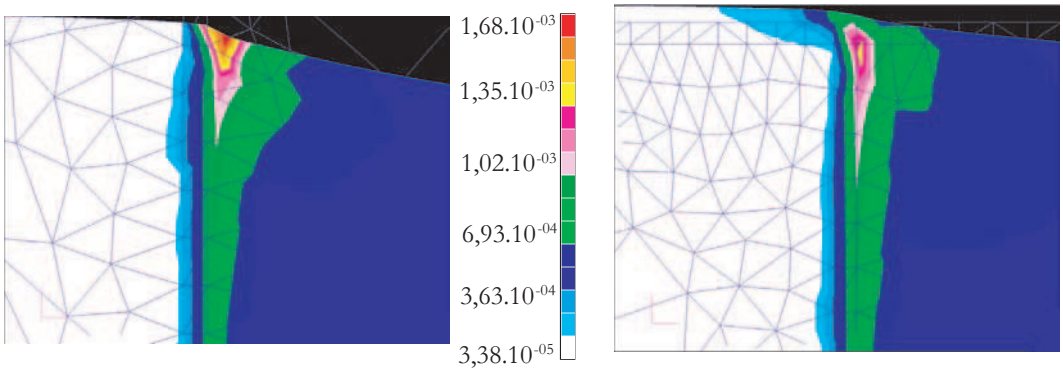


FIG. 5.3 – Déformations relatives à un chargement de 100 N pour une éprouvette sans grille *(a)* et une grille avec colle de 20 μm d'épaisseur *(b)*.

Néanmoins, un calcul éléments finis, Fig.5.3, nous permet de vérifier cette hypothèse : l'écart des niveaux de déformations trouvés avec ou sans réseau de diffraction reste inférieur au bruit de mesure attendu, *i.e.* 4×10^{-4}. Par conséquent, l'effet du réseau de diffraction est négligeable sur la mesure. La Fig.5.3 montre un décollement possible au niveau de l'interface fibre/interphase.

5.1.3 Principes théoriques du moiré interférométrique

Le moiré interférométrique [125, 118, 114, 119, 157] peut s'expliquer en combinant les concepts et techniques du moiré géométrique et de l'interférométrie [117, 113, 73]. Son atout majeur est sa capacité à mesurer des déplacements plans avec une très bonne sensibilité [45]. C'est une technique optique de mesure de champs de déplacement plan sur la surface d'un objet avec une excellente résolution.
Lorsqu'un effort est appliqué sur l'éprouvette, la déformation de sa surface est transmise au réseau avec une grande fidélité. Le réseau de diffraction est illuminé symétriquement dans le plan perpendiculaire aux lignes du réseau par deux faisceaux collimatés mutuellement cohérents (*e.g.* un laser), sous un angle tel qu'après diffraction les faisceaux diffractés au premier ordre se propagent suivant la normale à la surface de l'éprouvette. Les deux rayons génèrent un ensemble d'interférence dans la zone de l'intersection, *i.e.* un réseau virtuel. Dans le cas du moiré interférométrique, la fréquence de ce réseau virtuel est fixée par Eq.5.1, où λ représente la longueur d'onde du laser et α l'angle de réflexion du faisceau sur la grille.

$$f = \frac{2}{\lambda}.\sin\alpha \tag{5.1}$$

Lorsque $f = 2.f_s$, f_s représente la fréquence du réseau déposé sur l'éprouvette, et les lignes du réseau de l'éprouvette sont parallèles. Les rayons du faisceau 1, Fig.5.4, arrivant avec un angle α sur la grille et diffractés par le réseau au premier ordre, émergent alors avec un angle $\beta_1 = 0$.
De même, les rayons du faisceau 2, Fig.5.4, arrivant avec un angle $-\alpha$ et diffracté à l'ordre -1, émergent suivant un angle β_{-1}. Ces deux rayons cohérents coexistent dans l'espace mais avec un angle d'intersection nul. Leur interférence mutuelle produit une intensité

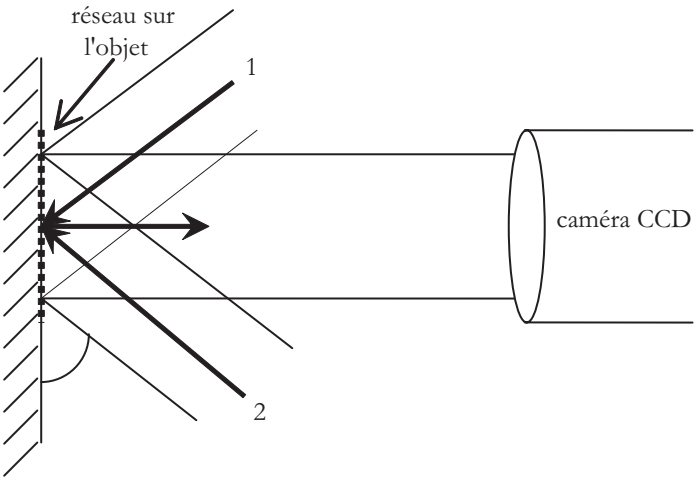


FIG. 5.4 – Interférence des faisceux 1 et 2 après diffraction sur le réseau.

uniforme, c'est-à-dire une figure de franges de fréquence nulle (0 $frange/mm$). Le réseau de l'éprouvette déformée et le réseau virtuel de référence interagissent pour former une figure de moiré, laquelle est observée et numérisée par une caméra CCD associée à un système d'observation (*i.e.* le microscope à grande distance focale) et un système informatique.
Si on applique sur l'éprouvette une déformation $\boldsymbol{\epsilon_x}$ constante, la fréquence de la grille devient Eq.5.2.

$$f_s = \frac{f/2}{1+\boldsymbol{\epsilon}_x} \tag{5.2}$$

Les rayons n'émergent plus alors à $\beta_1 = \beta_{-1} = 0$ mais selon Eq.5.3.

$$\beta_1 = -\frac{\lambda.\boldsymbol{\epsilon}_x}{2} = \beta_{-1} \tag{5.3}$$

Les deux rayons cohérents coexistent toujours dans l'espace mais cette fois l'angle d'intersection n'est plus nul et par conséquent la figure de franges créée n'est plus de fréquence nulle. L'image que va pouvoir acquérir la caméra se présente alors sous la forme d'un champ d'intensité d'équation, Eq.5.4, où I_0 est l'intensité moyenne, γ le contraste et $\boldsymbol{\Phi}$ la phase

$$I(\boldsymbol{\Phi}, I_0, \gamma) = I_0[1 + \gamma.F(\boldsymbol{\Phi})] \tag{5.4}$$

La fonction F est 2π-périodique et représente le profil de franges. Dans le cas du moiré, les variations d'intensité n'ont pas un profil sinusoïdal, et la fonction F admet un développement en série de Fourier qui n'est pas limité à son premier terme. Dans l'Eq.5.4, il y a un nombre infini d'inconnues puisque la forme de la fonction F, déterminée par une infinité de coefficients de Fourier, n'est pas connue a priori. L'intensité et le contraste sont également inconnus, ainsi que la phase $\boldsymbol{\Phi}$ que l'on cherche. L'enregistrement d'un seul champ d'intensité ne permet donc pas de remonter à la phase, puisqu'il ne fournit des informations que pour une équation.
Ces autres informations sont à chercher soit au voisinage du pixel où l'on cherche à évaluer la phase (*i.e.* approche spatiale) [26], soit au niveau d'un même pixel mais sur des enregistrements différents (*i.e.* approche temporelle) [136].
La méthode utilisée ici est le décalage de phase. Celle-ci consiste à disposer de plusieurs échantillons d'intensité séparés par un déphasage constant introduit par la rotation d'une

lame de verre montée sur une cale piézo-électrique, Eq.5.5.

$$I_k = I(\Delta\mathbf{\Phi} + k\boldsymbol{\delta}) \tag{5.5}$$

Ces différents points d'échantillonnage permettent de déterminer la meilleure sinusoïde les interpolant, et donc le déphasage $\mathbf{\Phi}$.
L'algorithme utilisé pour le traitement des images en vue de l'obtention des cartes de phase est dit 'à transformée de Fourier fenêtrée' (TDF-F) [26, 136], dont l'expression générale est donnée par l'Eq.5.6

$$\Phi = \arctan - \frac{\sum_{k=1}^{N-1} k(I_{k-1} - I_{2N-k-1}) \sin\frac{2k\pi}{N}}{NI_{N-1} + \sum_{k=1}^{N-1} k(I_{k-1} + I_{2N-k-1}) \cos\frac{2k\pi}{N}} \tag{5.6}$$

où le pas du décalage de phase est $\delta = \frac{2\pi}{N}$. Cet algorithme comportant $M = 2N - 1$ pas est insensible à une erreur linéaire de calibration ainsi qu'aux harmoniques présents dans le signal des franges jusqu'à l'ordre $N - 2$.
Cette procédure permet l'obtention des cartes de phase pour les différentes étapes de chargement lors d'un essai. Alors, la variation des champs de phase entre l'état initial et final peut être formalisée Eq.5.7 suivant une direction donnée

$$\Delta\Phi = \Phi_{final} - \Phi_{initial} = (\mathbf{g}_2 - \mathbf{g}_1).\mathbf{u} \tag{5.7}$$

où Φ représente la phase, $\mathbf{g}_i$ le vecteur sensibilité associé au faisceau i et $\mathbf{u}$ le déplacement recherché. Les axes $\mathbf{x}$ et $\mathbf{y}$ étant alignés avec les traits du réseau, l'axe $\mathbf{z}$ est normal à la surface de l'éprouvette. L'illumination dans le plan (xz) permet d'écrire les composantes des vecteurs sensibilités dans le repère $(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z})$, Eq.5.8

c
$$\begin{aligned} g_1 &= \frac{2\pi}{\lambda} \begin{cases} -\sin\alpha \\ 0 \\ 1 + \cos\alpha \end{cases} \\ \mathbf{g}_2 &= \frac{2\pi}{\lambda} \begin{cases} \sin\alpha \\ 0 \\ 1 + \cos\alpha \end{cases} \end{aligned} \tag{5.8}$$

La variation des franges s'écrit alors selon l'Eq.5.9

$$\Delta\mathbf{\Phi} = \frac{2\pi}{\lambda} \begin{pmatrix} \sin\alpha \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ u_y \\ u_z \end{pmatrix} = \frac{4\pi}{\lambda}.u_x.\sin\alpha \tag{5.9}$$

En considérant la loi de diffraction du réseau : $\sin\alpha = \frac{\lambda}{p}$, l'Eq.5.9 peut être réécrite Eq.5.10, où p est le pas du réseau

$$\Delta\mathbf{\Phi} = \frac{4\pi}{p}.u_x \tag{5.10}$$

Cette équation montre que la variation de phase des franges d'interférence est proportionnelle aux déplacements plans de l'objet (*i.e.* selon la direction $\mathbf{x}$). Pour obtenir la composante u_y du déplacement, il faut donc illuminer le réseau symétriquement par deux faisceaux situés dans le plan (yz).

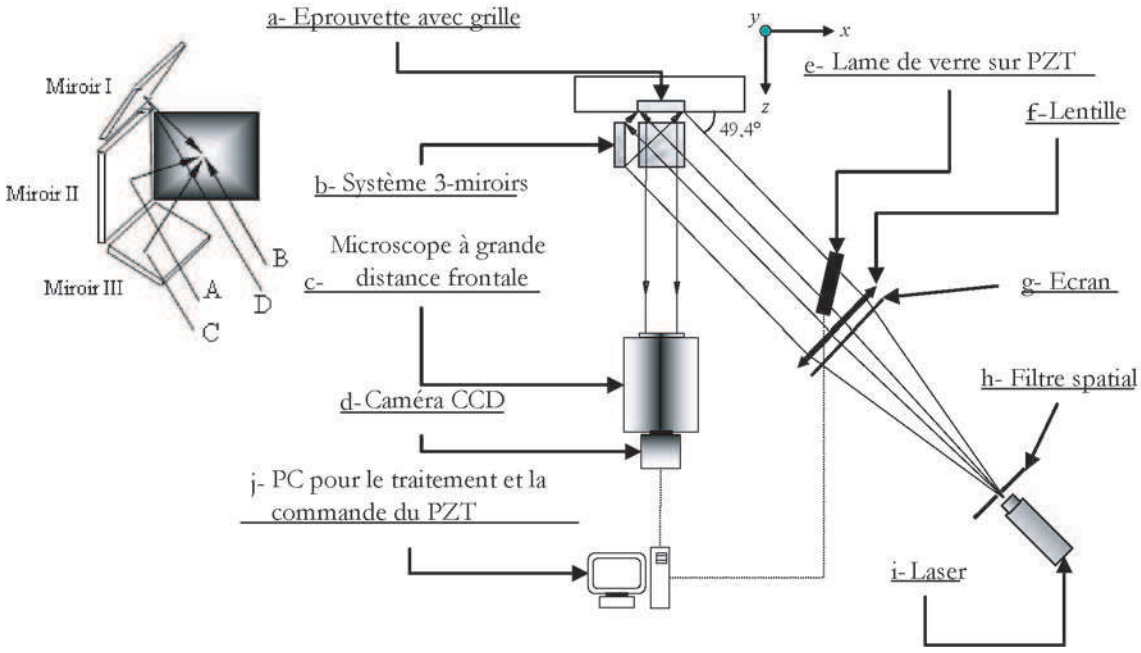


FIG. 5.5 – Montage du moiré interférométrique pour une observation microscopique.

5.1.4 Montage expérimental

Les faibles dimensions d'étude et le besoin d'une haute résolution spatiale requièrent une observation de l'éprouvette à une échelle microscopique. Le montage expérimental est illustré Fig.5.5. L'éprouvette *(a)*, ayant un réseau de diffraction déposé sur sa surface, est montée sur une machine de traction. La source lumineuse utilisée est un laser *(i)* de longueur d'onde $\lambda = 632,8\ nm$, associé à un filtre spatial *(h)* qui défocalise le laser. Le faisceau de ce dernier est collimaté par la lentille collimatrice *(f)* d'une distance focale d'un mètre, pour que les rayons de lumière ressortent sous la même incidence et soient collimatés à l'infini.

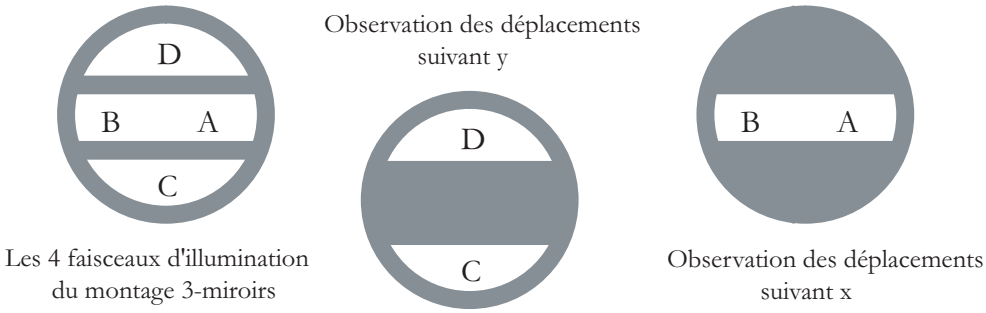


FIG. 5.6 – Ecrans d'illumination, suivant les deux directions principales, pour l'utilisation du montage 3−miroirs.

On utilise ensuite un écran *(g)*, Fig.5.6, selon que l'on souhaite observer les déplacements suivant les directions verticales ou horizontales. Dans le cas des observations suivant la direction horizontale $\boldsymbol{x}$, l'écran masque les parties du faisceau C et D. La partie A du faisceau illumine alors le réseau de diffraction sous un angle α dont le premier ordre est diffracté selon la normale à la surface de l'éprouvette. La partie B du faisceau passe par une

lame de verre et illumine ensuite le miroir II qui renvoie lui-même le faisceau sur le réseau sous le même angle α. Le faisceau est alors diffracté au premier ordre selon la normale à la surface de l'éprouvette. Les deux faisceaux en interférence créent la figure de franges en relation avec la déformation de l'éprouvette.
Les figures de franges sont observées par le microscope à grande distance frontale et enregistrées par la caméra CCD pour être ensuite traitées par Frangyne, logiciel commercialisé par TECHLAB [147]. Celui-ci permet à la fois l'acquisition des images, le traitement par décalage de phase temporel ainsi que l'analyse des franges associées aux différents post-traitements nécessaires.
L'essai de traction observé ici est mené par palier de 50 N. La carte de phase est obtenue par décalage de franges grâce à la rotation de la lame, montée sur une cale piézo-électrique et commandée par un système en boucle ouverte, en 6 pas. Cette variation correspondant à un angle de $\pi/3$, permet l'application de l'algorithme à pas fenêtré [119, 136] pour la reconstruction de la carte de phase suivant les deux directions principales de déformations $\boldsymbol{x}$ et $\boldsymbol{y}$. La différenciation des phases permet l'obtention de la carte des déformations.

Précautions expérimentales

La sensibilité de la mesure par la technique de moiré interférométrique implique la mise en pratique de trois précautions expérimentales majeures.

1. La fréquence du réseau utilisable est théoriquement limitée par la longueur d'onde de la source lumineuse $f_{s_{max}} = \frac{f}{2} = \frac{2}{\lambda} = 1580\ traits/mm$.
2. L'interférométrie mesure les très petits déplacements et les vibrations provoquées par inadvertance peuvent créer des franges. Post [119] estime alors que les vibrations d'éléments causant une modification du chemin optique de plus de $\frac{\lambda}{10} = 63\ nm$ doivent être évitées.
3. Les déplacements hors-plan disparaissent lors de l'analyse du moiré interférométrique. Ceci est la conséquence de la symétrie des deux faisceaux d'illumination. En effet, les termes incluant le déplacement hors plan sont égaux et s'annulent lorsque les deux faisceaux ont le même angle d'incidence. Post [119] montre qu'une faible déviation de cette symétrie n'est pas fortement préjudiciable, *i.e.* l'influence des déplacements hors-plan est faible sauf dans les rares cas où ceux-ci sont grands par rapport aux déplacements plans. Ainsi, les erreurs de second ordre liées aux déplacements hors-plans sont habituellement négligeables, et quand bien même elles ne le seraient pas, leurs effets s'annulent lors de l'opération de soustraction.

Pour cela, l'ensemble du montage sera installé sur une table optique isolée. De plus, une stabilisation de la température globale de la pièce sera vérifiée avant et pendant les expériences.

Une approche géométrique du moiré

On peut écrire l'équation du moiré interférométrique mettant en relation la variation de phase des franges d'interférence $\Delta\Phi$ proportionnellement au déplacement plan de l'objet Δu_x, *e.g.* Fig.5.7 suivant la direction horizontale. Avant tout déplacement, les rayons incidents A et B se rencontrent au point P du réseau de diffraction. Ils sont alors diffractés selon la même direction. Après un déplacement Δu_x, c'est le rayon $B^\star$ qui rencontre le rayon A au point P. La différence de chemin optique entre $B^\star$ et B correspond à la distance $S = (a + b)$. Le rayon A étant direct, il n'est pas influencé par ce déplacement.

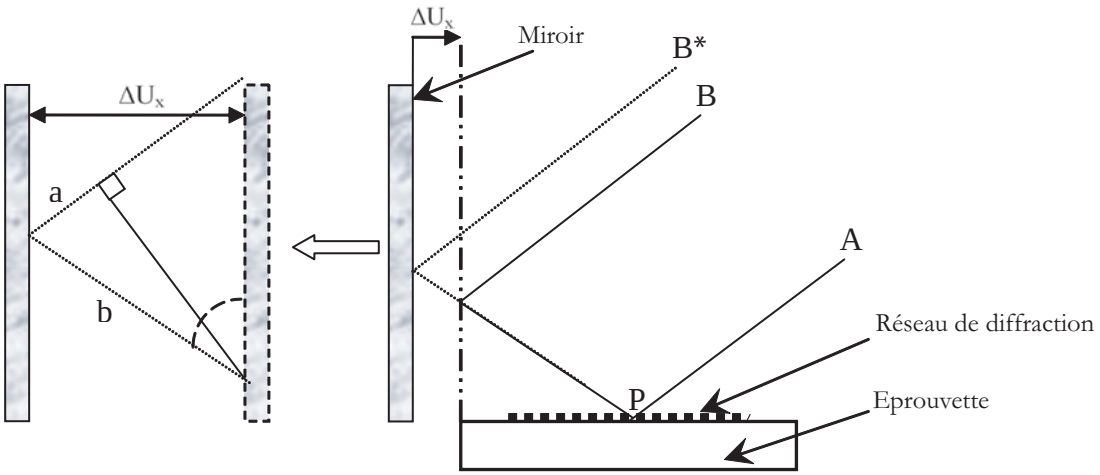


FIG. 5.7 – Schématisation du chemin optique pour un déplacement de l'éprouvette suivant u_x.

On peut donc écrire la variation de phase, Eq.5.11, en fonction de la différence de chemin optique.

$$\Delta\Phi = \frac{2}{\pi.\lambda}.S \tag{5.11}$$

Avec l'aide de la schématisation Fig.5.7, on exprime les valeurs de a et b en fonction de u_x et a, selon l'Eq.5.12.

$$\begin{cases} a = -b\cos 2\alpha \\ b = \frac{\Delta u_x}{\sin x} \end{cases} \tag{5.12}$$

En prenant en compte les Eq.5.11 et Eq.5.12, on peut alors en déduire la relation du moiré interférométrique, Eq.5.13.

$$\Delta\Phi = \frac{4\pi}{p}.\Delta u_x \tag{5.13}$$

5.1.5 Post-traitement : lissage spatial et dérivation par une droite des moindres carrés [26]

La démarche expérimentale, décrite au paragraphe 5.1.4, nous permet d'obtenir des cartes de phase suivant les deux directions principales, **x** et **y**, pour chaque étape du chargement (*i.e.* Fig.5.8 pour la direction verticale). Il est donc maintenant nécessaire d'effectuer le post-traitement afin de déduire les cartes de déformations avec des performances adéquates pour chacune des directions, Fig.5.9.
Dans le cas de notre essai, nous avons effectué un pré-chargement de 22 N. On utilisera donc ce niveau de chargement comme niveau de référence. La première étape du post-traitement des données consiste à soustraire la carte de phase au niveau du chargement de référence de celle au niveau de chargement étudié. Les résultats obtenus sont relativement bruités principalement à cause des défauts du réseau de diffraction.
La seconde étape consiste alors à diminuer ce bruit par l'application de lissages numériques avant la dérivation numérique. Les zones de sauts de phase sont traitées localement afin de ne pas perturber la transition $-\pi/+\pi$.

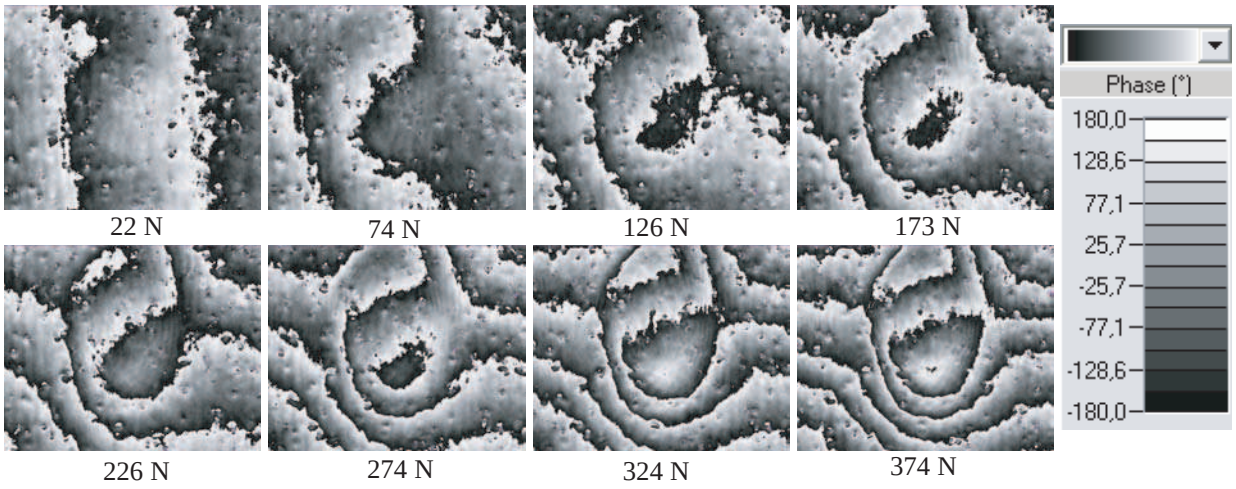


FIG. 5.8 – Evolution des cartes de phases au cours du chargement selon une des deux directions principales - la direction verticale.

Le lissage spatial et la dérivation sont effectuées par le calcul des coefficients d'une droite des moindres carrés, déterminée à partir de I *pixels* voisins. La droite des moindres carrés est donnée, *e.g.* pour une carte de phase, par l'équation $\Phi_i^l = ax_i + b$, dont les coefficients a et b sont exprimés Eq.5.14.

$$\begin{cases} a = \frac{I\sum x_i\Phi_i - \sum x_i \sum \Phi_i}{I\sum x_i^2 - (\sum x_i)^2} \\ b = \frac{\sum\sum x_i^2 \sum \Phi_i - \sum x_i \sum x_i\Phi_i}{I\sum x_i^2 - (\sum x_i)^2} \end{cases} \tag{5.14}$$

I représente le nombre de pixels pris pour le calcul, i le numéro du pixel, x_i la corrdonnée du i-ème pixels et ϕ_i la valeur de la phase du i-ème pixel, avant le lissage. Dans le cas du lissage spatial, on prend comme valeur de la phase du pixel central le coefficient b. En ce qui concerne la dérivation, la valeur de la dérivée sera considérée égale à la pente a de la droite des moindres carrés.
L'intérêt de passer par une technique des moindres carrés est d'une part que la présence de pixels 'masqués' (*i.e.* dont la mesure est non-valide) n'introduit pas de biais par rapport à un filtre moyenneur, et d'autre part que le lissage est correct près des bords de l'image. Il est également possible d'interpoler les valeurs des pixels 'masqués', s'ils sont dans des zones 'masquées' plus petites que la base de lissage. Par contre, comme tout lissage, ce traitement aura pour conséquence une détérioration de la résolution spatiale.

5.1.6 Caractérisation du moiré interférométrique

L'observation à travers un microscope à grande distance focale nous permet de travailler sur une zone de 1600×1270 μm, mesurée par règle micrométrique. La numérisation se fait avec une caméra dont le capteur CCD est de 1296×1030 $pixels$, ce qui conduit à une échelle locale de $1,23$ $\mu m/px$.

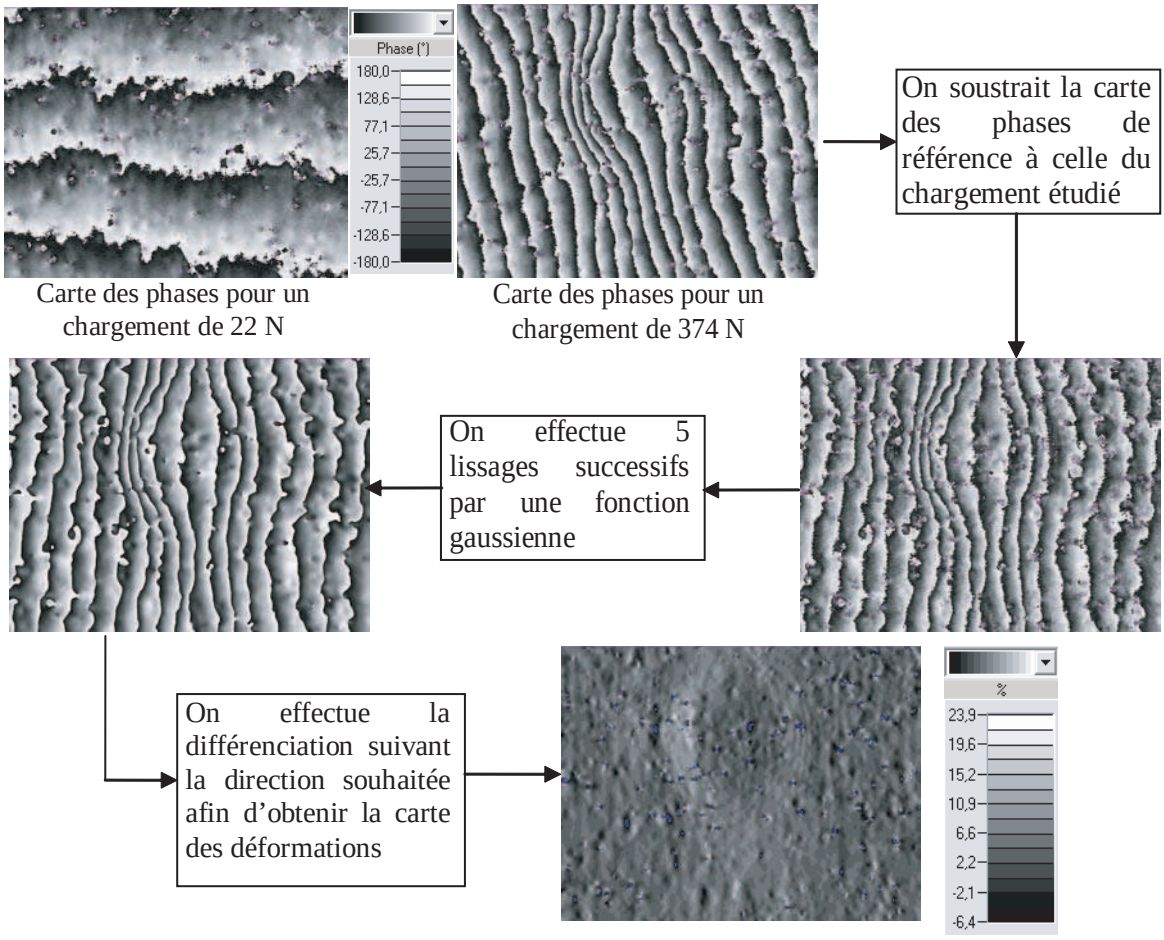


FIG. 5.9 – Schématisation de la démarche de post-traitement des cartes de phases obtenues par moiré interférométrique.

La sensibilité de la méthode

La sensibilité du moiré interférométrique, définie section 2.1.2, est directement formulée par l'équation fondamental du moiré, Eq.5.10, et peut être écrite Eq.5.15.

$$S = \frac{\Delta \mathbf{U}}{\Delta \mathbf{\Phi}} = \frac{p}{4\pi} \tag{5.15}$$

Pour le cas du montage expérimental, explicité section 5.1.4, une grille de diffraction de 1200 $traits/mm$ implique un pas de $p = 0,83\ \mu m$. Ceci conduit alors à une sensibilité de $6,63 \times 10^{-5}\ \mu m/rd$.

Identification du bruit présent dans les cartes des champs de phase

Que ce soit la résolution en déplacement ou en déformation qui est étudiée, toutes deux peuvent seulement être déterminées en-dehors du bruit expérimental, qui dans ce cas est relativement important.
Le bruit temporel des champs de phase est créé par le bruit existant dans les cartes d'intensité, *i.e.* pendant l'acquisition des images par la caméra CCD. L'intensité réelle mesurée,

par rapport à l'intensité théorique, peut être décrite par l'Eq.5.16,

$$I = I_0(1 + \gamma F(\Phi)) + b \tag{5.16}$$

où b est le bruit d'intensité avec une variance de s^2. Celui-ci peut être mesuré à partir de l'écart-type de la carte de bruit obtenue par soustraction de deux champs d'intensité enregistrés successivement lors de la même configuration cinématique, comme décrit dans l'Eq.5.17 établit dans [26]

$$\sigma_I = \frac{\sigma_{I_1} - \sigma_{I_2}}{\sqrt{2}} \tag{5.17}$$

La formulation de l'Eq.5.17 est acceptable si aucun bruit spatial n'est introduit, *i.e.* si le bruit mesuré est seulement temporel. Le bruit spatial peut être effacé par l'utilisation d'un filtre spatial passe-haut.
Le bruit temporel du champ de phase peut aussi être directement mesuré. Cela correspond à l'écart-type de la carte de bruit obtenu par soustraction de deux champs de phase enregistrés successivement, Eq.5.18 établit dans [26]

$$\sigma_\Phi = \frac{\sigma_{\Phi_1} - \sigma_{\Phi_2}}{\sqrt{2}} \tag{5.18}$$

Le pouvoir de résolution est alors défini par l'équation suivante Eq.5.19 :

$$R = \frac{2\pi}{\sigma_\Phi} \tag{5.19}$$

Afin d'estimer le bruit d'un champ de phase, quatre cartes de phase indépendantes sont enregistrées pour un même état de chargement. Ces cartes sont comparées en les soustrayant les unes par rapport aux autres. Ensuite la moyenne et l'écart-type sont calculés à part de ces 'cartes de bruit'.
Le Tab. 5.1 montre les résultats de résolution de phase pour l'état de référence et indique la limite basse à partir de laquelle il n'est plus possible de savoir si les variations sont dues au bruit expérimental ou bien à la mesure elle-même.

Tab. 5.1 – Résolution en phase (rd), déplacement (nm) et déformation pour le moiré interféométrique.

Champ N°	**Champ N°**	σ_Φ (rd)	σ_{Φ_G} (rd)	σ_{U_G} (nm)	σ_ϵ	σ_{ϵ_G}
1	2	$0,0533$	$0,0177$	$1,7$	$9,8 \times 10^{-5}$	$3,2 \times 10^{-5}$
1	3	$0,0644$	$0,0214$	2	$1,21 \times 10^{-4}$	$3,9 \times 10^{-5}$
1	4	$0,0812$	$0,0271$	$2,5$	$1,52 \times 10^{-4}$	$4,9 \times 10^{-5}$
2	3	$0,0511$	$0,0170$	$1,6$	$9,4 \times 10^{-5}$	$3,1 \times 10^{-5}$
2	4	$0,0745$	$0,0248$	$2,3$	$1,41 \times 10^{-4}$	$4,5 \times 10^{-5}$
3	4	$0,0511$	$0,0170$	$1,6$	$9,4 \times 10^{-5}$	$3,1 \times 10^{-5}$
Valeur moyenne		$0,0626$	$0,0208$	$1,94$	$1,16 \times 10^{-4}$	$3,8 \times 10^{-5}$
Résolution spatiale (μm)		$3,2$	$11,6$	$3,2$	$11,6$	16

Résolution en déplacements

A partir de l'équation de sensibilité du moiré interférométrique Eq.5.15 et celle du pouvoir de résolution Eq.5.19, la résolution en déplacement peut être évaluée, Eq.5.20 établit dans [26]

$$\sigma_U = \frac{1}{R}.\frac{p}{2}.\sqrt{2} = \frac{\sqrt{2}}{4\pi}.\sigma_\Phi.p \tag{5.20}$$

Le Tab.5.1 montre les résultats de résolution en déplacement pour le cas de notre application et permet une évaluation de la résolution en déplacement à $1,94\ nm$.

Résolution en déformations

Les cartes des champs des déformations sont directement calculées grâce à une dérivation numérique du champ créé par soustraction des cartes de phase à 2 états mécaniques différents, comme l'illustre la Fig.5.7. Dans le cadre de notre étude, l'algorithme de dérivation est obtenu par la détermination des coefficients de la droite des moindres carrés identifiée à partir des I pixels voisins [26].
Le bruit relatif à la dérivation de la phase par rapport à un pixel s'exprime par Eq.5.21 établit dans [26]

$$\sigma_{\delta\Phi} = \frac{2\sqrt{3}.\sigma_\Phi}{r.I^{2/3}} \tag{5.21}$$

où r est la distance entre deux pixels adjacents, *i.e.* $r = 6,7\ \mu m$. La résolution en déformations est ensuite calculée à partir de l'Eq.5.21 et de la sensibilité Eq.5.15 pour obtenir Eq.5.22 établit dans [26]

$$\sigma_\epsilon = \frac{\sqrt{2}}{4\pi}.p.\frac{2\sqrt{3}.\sigma_\Phi}{r.I^{3/2}} = \frac{\sqrt{6}}{2\pi}.\frac{p}{rI^{3/2}}.\sigma_\Phi \tag{5.22}$$

Le Tab.5.1 montre les résultats de résolution en déformation et permet d'évaluer la résolution à 1.2×10^{-4}. Néanmoins, le bruit présent dans la carte de phase implique une carte de déformation avec d'autant plus de bruit et une incertitude diminuée en performance.

Utilisation d'un algorithme de lissage

Grâce à l'utilisation d'un algorithme de lissage avant l'application de l'algorithme de dérivation, la résolution en déformations peut être améliorée. Par contre, ce traitement numérique implique une augmentation de la résolution spatiale comme décrit dans la prochaine section. Ce lissage est effectué par l'application d'un filtre Gaussien. Celui-ci modifie la résolution suivant l'Eq.5.23, pour une application sur une zone de $K \times J$ *pixels* établit dans [26]

$$\sigma_{\Phi_G} = \frac{\sigma_\Phi}{\sqrt{KJ}} \tag{5.23}$$

Par exemple, l'utilisation d'un filtre Gaussien sur une zone de $K \times J$ *pixels* et d'un algorithme de dérivation sur I *pixels* mène à une résolution en déformations exprimée par l'Eq.5.24

$$\sigma_{\epsilon_G} = \frac{\sqrt{2}}{4\pi}.p.\frac{2\sqrt{3}}{\sqrt{KJ}}.\frac{\sigma_\Phi}{r.I^{3/2}} = \frac{\sqrt{6}}{2\pi}.\frac{p}{r}.\frac{\sigma_\Phi}{\sqrt{I^3KJ}} \tag{5.24}$$

Dans cette étude, des filtres Gaussiens sur une zone de 3 *pixels* ont été appliqués avant l'application d'un algorithme de dérivation sur 9 *pixels*. La résolution de la carte de phase

lissée devient Eq.5.25

$$\sigma_{\Phi_G} = \frac{\sigma_\Phi}{3} \tag{5.25}$$

La résolution en déformation après la procédure de dérivation devient Eq.5.26.

$$\sigma_\epsilon = \frac{\sqrt{6}}{2\pi}.\frac{p}{r}.\frac{\sigma_\Phi}{3.\sqrt{9^3}} \tag{5.26}$$

Le moiré interférométrique montre un haut pouvoir de résolution, ainsi que l'illustre le Tab.5.1, que ce soit en déplacement ou en déformation, *i.e.* 3.8×10^{-5}. Cependant l'application d'un post-traitement permet une importante amélioration de la résolution en déformation en limitant le bruit. La diminution conséquente de la résolution spatiale est discutée dans le section suivante.

Compromis entre résolution et résolution spatiale

Pour toutes les techniques de mesure de déplacement utilisant un réseau de diffraction attaché à l'échantillon, comme dans le cas du moiré interférométrique, la résolution spatiale reste égale à la fréquence spatiale du capteur, *i.e.* 1 *pixel* grâce à un excellent rapport signal sur bruit et sans lissage spatial. C'est une résolution spatiale théorique. Or en pratique, il existe une tache de diffraction liée aux micro-rugosités du réseau qui peut être déterminé par le critère de Rayleigh Eq.5.27

$$2r = \frac{2\lambda l}{D} \simeq 3,2 \ \mu\text{m} \tag{5.27}$$

où λ correspond à la longueur d'onde du laser, l la distance focale et D l'ouverture. La résolution spatiale en déplacement, sans traitement de lissage, est considérée comme étant égale à $3,2\ \mu m$. On remarque que celle-ci est comprise entre 2 et 3 *pixels*, *i.e.* entre $2,46$ et $3,69\ \mu m$.
L'utilisation d'un algorithme de lissage modifie les performances, améliorant la résolution et détériorant la résolution spatiale. Si un filtre Gaussien est appliqué sur une zone de I *pixels*, la résolution est exprimée par l'Eq.5.22 mais la résolution spatiale dépend de la taille du filtre appliquée.
Ainsi défini dans la section 2.1.2, la résolution spatiale d'un champ de déformation après un traitement par lissage correspond à Eq.5.28

$$RS_{\Phi_G} = \sqrt{RS_\Phi^2 + I^2 + K^2} \tag{5.28}$$

En conclusion, une autre façon d'améliorer la résolution sans détériorer fondamentalement la résolution spatiale serait d'utiliser un réseau de diffraction de meilleure qualité ou un algorithme qui permettrait de se débarasser spécifiquement des mesures déviantes.
Le champ de déformation peut être calculé à partir du champ de phase, filtré ou non, par l'application d'un algorithme de dérivation sur une zone de 9 *pixels*. Tab.5.1 montre la résolution et la résolution spatiale en déformation, dans les cas d'un champ de phase lissé ou non.

Incertitude des champs cinématiques

L'incertitude de la mesure de moiré interférométrique peut être décrite par trois types d'incertitude.

1. L'incertitude du champ de phase qui correspond :
   - A la résolution du champ de phase ou du bruit lié au bruit temporel définie précédemment ;
   - Au bruit stationnaire spatial de la carte de phase lié aux reflections parasites. Ce dernier peut être négligé par l'utilisation d'un filtre spatial sur quelques pixels ;
   - Et enfin à la valeur additionnelle uniforme de la phase. Ceci est dû à la non reproductibilité du positionnement du décalage de phase. Cet effet est sans importance pour l'étude des déformations.
2. L'incertitude sur la sensibilité qui correspond à l'incertitude sur le pas et la perpendicularité du réseau collé sur l'objet. Parmi les informations données par le fournisseur sur le réseau de diffraction, l'incertitude est égal à $\pm 0,05\%$.
3. Le biais géométrique correspond à l'incertitude liée à la qualité du montage expérimental (*i.e.* respect des parallélismes et perpendicularités,*etc.*). L'expérience de moiré interférométrique a été réalisé sur une table d'optique à coussins d'air où les erreurs de positionnement ont été limitées au maximum. On considérera ici que le biais géométrique a un impact négligeable sur les cartes des champs de déformations.

Tab. 5.2 – Résolution en phase (rd), incertitude en déformation pour le moiré interféométrique avec l'application d'un filtre spatial avant l'application de la dérivation numérique sur 3 *pixels*.

σ_{Φ_G} (rd)	σ_{ϵ_G}
$0,0177$	$3,3 \times 10^{-5}$
$0,0214$	4×10^{-5}
$0,0271$	5×10^{-5}
$0,017$	$3,2 \times 10^{-5}$
$0,0248$	$4,7 \times 10^{-5}$
$0,0170$	$3,2 \times 10^{-5}$
Valeur moyenne	$3,9 \times 10^{-5}$
Résolution spatiale (μm)	16

Tab.5.2 donne des valeurs d'incertitude en déformations en prenant en compte deux éléments fondamentaux : l'incertitude sur la phase (*i.e.* analyse du bruit) et l'incertitude sur la sensibilité (*i.e.* l'incertitude sur le réseau). Néanmoins, et afin de pouvoir comparer de façon rigoureuse les performances de moiré interférométrique avec celles de la corrélation d'images numériques, l'étude de l'incertitude sur les champs cinématiques devrait être effectuée d'une manière différente.
En effet, l'analyse de la performance d'incertitude pourrait être réalisée suivant la procédure décrite ci-dessous.

1. Prendre une carte d'intensité de la figure de franges à partir du montage expérimental.
2. Effectuer un déplacement numérique de la carte d'intensité des niveaux de gris de 0 à 1 *pixel* avec un pas de $0,1$ *pixel*.
3. Traiter ces cartes d'intensité par le logiciel de traitement des images de franges pour obtenir des cartes de phases puis des cartes de déplacements.
4. On pourra alors effectuer le même traitement que pour la corrélation d'images numériques décrit section 3.2.3.

Cette procédure n'a pas pu être mise en place ici faute de temps.

Conclusion

TAB. 5.3 – Tableau récapitulatif des performances de l'expérience de moiré interférométrique pour l'application d'un filtre Gaussien sur 3 *pixels* et d'une dérivation numérique sur 9 *pixels*.

	(μm)	$(-)$
Résolution spatiale en déplacement	$11,6$	$-$
Résolution en déplacement	$1,94 \times 10^{-3}$	$-$
Incertitude en déplacement	$> 2 \times 10^{-3}$	$-$
Résolution spatiale en déformations	16	$-$
Résolution en déformations	$-$	$3,8 \times 10^{-5}$
Incertitude en déformations	$-$	$3,8 \times 10^{-5}$

La caractérisation de la technique de moiré interférométrique permet de déterminer l'ensemble des performances à partir d'un jeu de carte de phase relative à un état de référence mécanique stable. D'autre part, cette analyse a permis de choisir les paramètres de post-traitement (*i.e.* largeur du filtre Gaussien et largeur de la zone de dérivation numérique) qui permettent des performances optimum en fonction des contraintes décrites en section 2.3.3. Les performances de cette expérience sont récapitulées Tab.5.3.
La section 2.3.3 définissait 3 critères de performances ayant une implication pour l'identification des propriétés de l'interphase. Ainsi la résolution spatiale en déformations est très inférieure à la valeur de 35 μm fixée. De même, les valeurs de résolution et incertitude en déformation sont bien en deçà des valeurs limites fixées à 5×10^{-4}.

5.2 Analyse des résultats

5.2.1 Champs de phase

L'observation des cartes des champs de phase, Fig.5.8, met en évidence la présence de l'hétérogénéité, *i.e.* la fibre en aluminium. L'évolution de concentration de contraintes aux alentours de cette hétérogénéité est visible suivant les deux directions d'observations et mène inévitablement à la rupture de l'éprouvette, Fig.5.10. Celle-ci se produit au niveau de l'interphase, lien entre la fibre et la matrice qui lui est 20 fois moins rigide.

5.2.2 Evolution des champs de déformation

On effectue une comparaison des résultats obtenus expérimentalement avec une simulation par éléments finis reprenant les conditions optimales de l'expérience. Le maillage de la simulation par éléments finis a été réalisé par des triangles à 3 noeuds pour la fibre et l'interphase, et des quadrilatères à 4 noeuds pour la matrice. On se place dans le cas d'une étude bidimensionnelle. Etant donné que nous ne connaissons avec précision ni la valeur du module d'Young de l'interphase (mais seulement une approximation), ni son comportement exact, lors de la simulation éléments finis, les trois phases sont considérées comme ayant un comportement élastique linéaire et les modules d'Young et coefficient de Poisson imposés seront ceux de la Fig. 2.9. La valeur de $1,3$ GPa a été utilisée pour le module d'Young de l'interphase. Or, cette dernière a probablement un comportement non-élastique et non-linéaire, mais l'approximation du comportement est acceptée pour valider globalement les résultats de l'expérience.

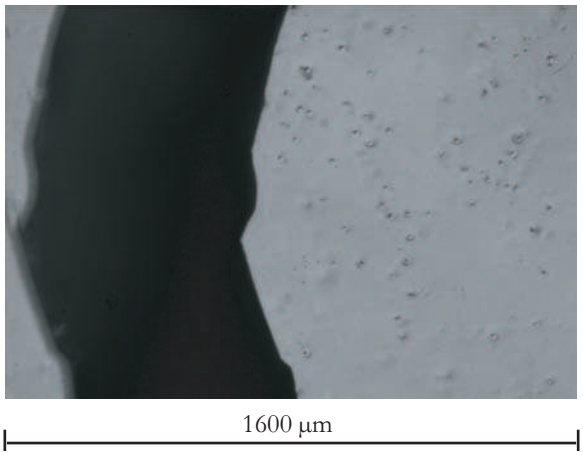


FIG. 5.10 – Observation de la rupture de l'éprouvette au niveau de l'interphase en lumière blanche.

Les résultats comparés ici utiliseront des zones de mesures et non des points particuliers de mesures. En effet, les approximations faites sur le modèle éléments finis décrites ci-dessus ne permettent pas de servir de référence à un comparatif point par point. Le choix de zones de mesure incluses dans chaque phase validera la qualité des expériences menées.
La Fig.5.11 représente une comparaison entre les valeurs de la simulation éléments finis et les mesures expérimentales des déformations suivant **x** pour deux zones de l'interphase et une zone de la matrice étant donné que ce seront ces domaines qui seront utilisés pour l'identification. Les zones sont représentées sur la carte obtenue par simulation pour un chargement de 374 N.

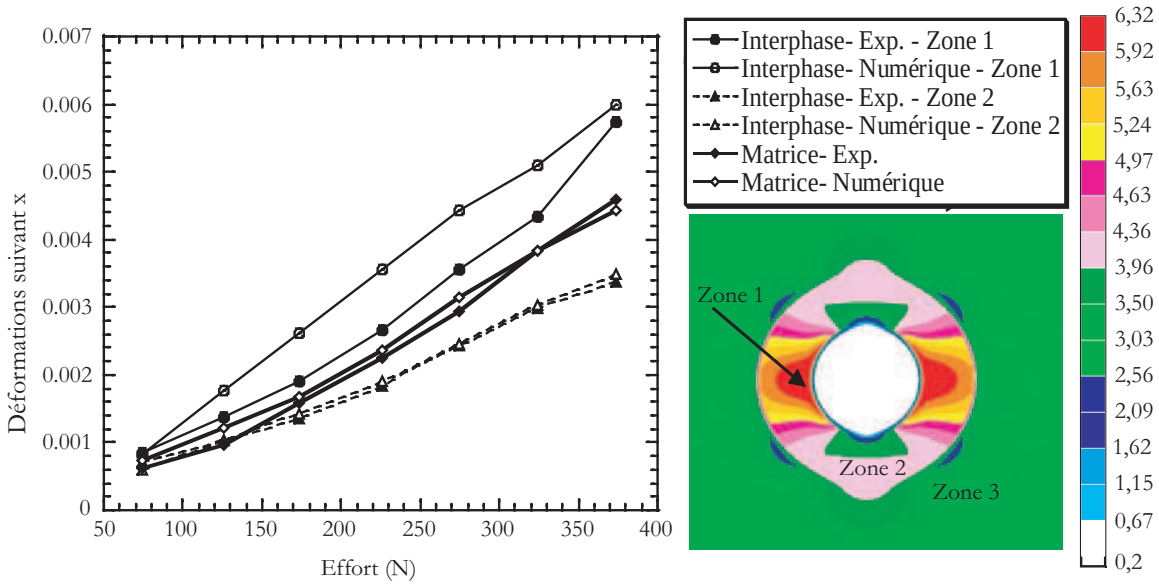


FIG. 5.11 – Comparaison des résultats éléments finis et expérimentaux des cartes de déformations en (%) dans la direction de chargement.

On observe que la zone 3, représentative des déformations de la matrice, donne des mesures

expérimentales ayant un écart absolu de 3×10^{-4} par rapport aux résultats de la simulation numérique. Néanmoins, la matrice est une zone de mesure dont les valeurs sont relativement homogènes et plus ou moins distantes du lieu de l'hétérogénéité. On peut donc dire que l'expérience de moiré interférométrique effectuée permet d'observer qualitativement et quantitativement les phénomènes majeurs de déformations de l'éprouvette.
De même, l'étude de la zone 2 incluse dans l'interphase montre une bonne représentation de ces mêmes phénomènes dans l'interphase. En effet, les mesures de l'expérience montrent une bonne corrélation avec les résultats de la simulation (écart absolu d'environ 2×10^{-4}). Mais la zone 2 n'est pas située au niveau du lieu des concentrations de contraintes de l'interphase et reste représentative des phénomènes de l'hétérogénéité.
Enfin, la zone 1 représente le lieu de localisation maximum des contraintes au sein de l'interphase de l'hétérogénéité. On observe un écart plus important entre les mesures expérimentales et les simulations. Ceci peut être dû à de nombreux phénomènes consécutifs à l'expérience (*e.g.* épaisseur de colle inégale) ou aux approximations numériques dans cette phase (*e.g.* comportement élastique linéaire).
Les déformations observées dans cette zone sont de l'ordre de 6×10^{-2} pour les résultats par éléments finis et de l'ordre $5,7 \times 10^{-2}$ pour les mesures expérimentales dans le cas d'un chargement à 374 N. Malgré cette différence dans les résultats, et même si elle est plus importante que pour les autres zones d'étude, l'étude expérimentale montre globalement des résultats cohérents par rapport aux évaluations des simulations numériques. En effet, il est raisonnale de penser que les résultats de la zone 1 peuvent être améliorés en prenant plus de précautions lors du dépôt du réseau de diffraction sur la surface de l'éprouvette par exemple.

5.2.3 Problèmes expérimentaux liés à la technique

Un certain nombre d'expériences de moiré interférométrique ont été mené sur l'éprouvette monofilamentaire modélisée et ont montré de nombreux problèmes.
1. Surplus local de résine.
Le dépôt d'une grille de diffraction sur l'éprouvette nécessite un état de surface plan avec une rugosité la plus faible possible. Or l'éprouvette est composée de trois matériaux différents : la matrice en résine époxyde, l'interphase mélange de résine époxyde et d'ensimage industriel et la fibre en aluminium. La différence de module entre la fibre (*i.e.* environ 71 GPa) et l'ensemble interphase/matrice (*i.e.* environ $2 - 3$ GPa) provoque une différence de hauteur lors du polissage de la surface, illustrée Fig.5.12.
Même si la hauteur est faible, cette différence a un impact important sur les résultats. En effet, la quantité de colle est plus importante au niveau de l'interface fibre-interphase et ce surplus agit comme un matériau à part entière. La conséquence est une évolution des contraintes différente au niveau du surplus qui sera transmise au réseau mais ne sera pas représentative des états mécaniques de l'éprouvette.
Pour éviter les concentrations des contraintes au niveau de l'interface fibre-interphase, il est possible de mesurer, grâce à un microscope éléctronique à balayage, la différence de hauteur sur la zone afin d'anticiper ce problème. Néanmoins, dans le cas de l'éprouvette monofilamentaire telle que décrite par la Fig.2.9, le polissage aussi fin soit-il laisse toujours une différence de hauteur au niveau de l'interface fibre-interphase et l'utilisation du microscope permet seulement de l'anticiper.
2. Localisation de l'hétérogénéité au sein de la zone d'observation

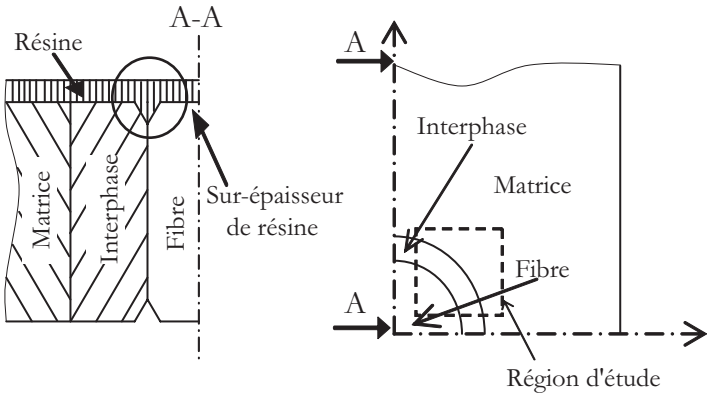


FIG. 5.12 – Illustration du positionnement de la sur-épaisseur de résine au niveau de l'interface fibre - interphase.

La présence d'un réseau de diffraction en aluminium pulvérisé sur la surface de l'éprouvette masque la microstructure et ne permet pas de viser l'hétérogénéité. La connaissance précise de la géométrie de l'éprouvette autorise une localisation approximative de la zone sous étude. Le problème se pose car la zone à étudier est d'environ un millimètre carré et l'approximation de la visée ne permet pas d'atteindre avec certitude la zone d'intérêt. D'autre part, c'est souvent après l'expérimentation, lors du traitement des cartes, qu'il est possible de savoir si la zone observée comprend effectivement l'hétérogénéité attendue dans les conditions souhaitées.

3. Validité de la concentration des contraintes observées.

De plus, le manque de visualisation de la microstructure, une fois l'éprouvette recouverte du réseau, ne permet pas de valider rigoureusement les résultats. En effet, l'observation d'une zone de concentration de contraintes peut être due à l'état mécanique soit de l'éprouvette, soit du surplus de colle soumis à une force de traction. L'emplacement des deux zones en question est relativement proche et il est donc difficile de le distinguer dans le cas où la microstructure n'est pas visible. Sur 2 expériences effectuées, la connaissance de la géométrie de l'éprouvette et une zone d'observation relativement large ont permis de conclure que les concentrations de contraintes étaient situées au niveau de la fibre. Elles sont alors très certainement liées au surplus de colle à ce niveau et ne sauraient en aucun cas être directement une représentation du comportement de l'interphase. La corrélation des résultats entre modèle éléments finis et résultats expérimentaux illustrée Fig.5.11, est issue d'une expérience où la validation par la géométrie de l'éprouvette n'a pu être confirmée. De plus, les analyses effectuées pour la corrélation d'images numériques montrent que le module d'Young de l'interphase au sein de la géométrie est plutôt compris entre 1500 et 1800 MPa qu'autour de 1300 MPa comme les essais de traction pouvaient le faire penser. Ainsi, on ne peut conclure avec certitude sur la qualité des mesures effectuées. Ceci illustre parfaitement les problèmes qu'engendre l'obstruction de la microstructure par le réseau ainsi que le surplus de colle.

Les résultats observés pendant nos expériences montrent une certaine cohérence entre les résultats expérimentaux et l'étude par éléments finis. Néanmoins, de nombreux aspects expérimentaux posent des problèmes non négligeables et non résolus actuellement. Le chapitre 2 mettait en parallèle deux techniques permettant d'aboutir aux champs de déformation, *i.e.* la corrélation d'images numériques et la moiré interférométrique, sans permettre de les

départager. La section suivante établit un comparatif de ces deux techniques spécifiques à l'étude du composite monofilamentaire présenté dans cette étude.

5.3 Comparaison des techniques expérimentales

Dans les sections 3 et 5.1, la corrélation d'images numériques et le moiré interférométrique ont été respectivement décrits et les performances détaillées. Afin d'utiliser la technique la mieux adaptée à l'identification des propriétés mécaniques du composite monofilamentaire, on compare les deux techniques à partir de deux points de vue : l'aspect technique et les performances de la mesure.

5.3.1 Aspects expérimentaux

TAB. 5.4 – Point de vue expérimental du comparatif entre moiré interférométrique et corrélation d'images numériques.

Moiré interférométrique	
Avantages	***Inconvnients***
+ L'observation des franges est seulement possible avec un montage expérimental et des réglages pointus. + Les déplacements hors-plan mènent instantanément à la disparition de la figure de franges. + Très sensible aux variations des conditions environnementales (température, vibration, *etc.*). + L'épaisseur du réseau collée sur la surface de l'éprouvette n'a pas d'impact sur les résultats. + C'est une technique très bien documentée dans la littérature.	- L'épaisseur de la colle doit être constante sur toute la surface, ce qui implique une surface 'parfaitement' plane. - Le réseau cache la microstructure de l'éprouvette. Ceci implique que pointer sur une zone spécifique de un millimètre carré est presque impossible. - Le coût élevé de l'équipement pour un montage complet. - Technique peu aisée à mettre en place pour un débutant.
Corrélation d'images numériques	
Avantages	**Inconvénients**
+ Très simple d'utilisation même pour un débutant. + La surface de l'éprouvette peut être utilisée sans ajout, ce qui laisse, la microstructure visible. + Peu d'équipements sont nécessaires : une CCD caméra, une lentille, une carte d'acquisition et un ordinateur. + Même si la méthode est relativement nouvelle, elle a été déjà largement uilisée.	- Les déplacements hors-plan induisent des déplacements et des déformations parasites lorsque l'on utilise une seule caméra. - Néanmoins, il est toujours possible d'enregistrer une image même si le système d'observation n'est pas bien réglé par rapport à la surface de l'éprouvette. - Trouver la meilleure texture (naturelle, pulvérisation de peinture, d'or, de carbone, *etc.*) et la tester. - Il n'existe pas de procédure détaillée publiée qui définit clairement et proprement la façon d'appliquer cette technique.

Comme le montrent les descriptions des deux techniques effectuées dans les sections précédentes, il s'agit là de techniques expérimentales très différentes et cela signifie évidemment

que leur utilisation sera différente. Le Tab. 5.4 liste les avantages et les inconvénients de ces deux techniques.
En ce qui concerne la corrélation d'images numériques, aucun de ces inconvénients n'est un obstacle majeur à l'utilisation de cette technique pour cette étude. Un système mécanique a été mis en place afin d'assurer le positionnement du système d'observation par rapport à la machine de traction. Ensuite, une analyse de texture a été développée et appliquée à différentes textures afin de les tester. Finalement, une procédure complète a été développée afin de rendre cette technique fiable et répétitive.
Par contre, en ce qui concerne le moiré interférométrique, deux inconvénients sont critiques dans le cadre de notre étude. Tout d'abord, le réseau collé sur la surface de l'éprouvette masque complètement la microstructure, ce qui pose un problème majeur pour la localisation de la zone d'observation. Seul un système externe peut permettre la localisation de la zone d'un millimètre carré sous analyse. Cependant, ce n'est qu'une analyse *a posteriori* du champ de déplacement qui montrera si le positionnement était correct. D'autre part, l'amas de colle au niveau de l'interface fibre-interphase perturbe la mesure. Ces points sont détaillés section 5.2.3
Pour conclure, la technique de corrélation d'images numériques montre d'importants avantages par rapport au moiré interférométrique. La raison principale pour laquelle la technique de moiré interférométrique pose problème réside dans le fait qu'un réseau doit être déposé sur la surface de l'éprouvette ce qui en masque la microstructure.

5.3.2 Performances de la mesure

Les critères décrits section 2.3 montrent que la plus importante des contraintes est d'obtenir une dizaine de points de mesure dans la plus petite des phases. Ceci limite alors la résolution spatiale en déformation de la mesure. Tab. 5.5 montre que la technique de moiré interférométrique donne de meilleures performances que la corrélation d'images numériques. D'autre part, pour une résolution spatiale correspondant au critère, l'incertitude du moiré interférométrique est huit fois meilleure que celle de la corrélation d'images numériques.
Pour conclure, du point de vue des performances, l'analyse menée ne laisse aucun doute sur le fait que le moiré interférométrique est la technique la mieux adaptée en regard des contraintes imposées.

5.4 Conclusion

Des essais de traction sur une éprouvette composite monofilamentaire ont été menés parallèlement grâce à deux différentes techniques expérimentales : la corrélation d'images numériques et le moiré interférométrique. Des développements d'ordres généraux ont dû être amenés pour pouvoir faire une utilisation fiable et répétitive de la technique de corrélation. D'autre part, des méthodes d'analyse des performances ont été mises en place afin de permettre la comparaison entre ces deux techniques.
La mise en place et les résultats expérimentaux ont permis de valoriser une des deux techniques : la corrélation d'images numériques. En effet, malgré des performances moindres par rapport au moiré interférométrique, cette technique remplit l'ensemble des critères. L'autre méthode pose uniquement des problèmes de mise en place de l'expérience mais aucune solution n'a pu entièrement satisfaire les conditions requises. Le problème majeur de cette expérimentation réside dans le fait qu'il y ait un dépôt de réseau sur la surface de

TAB. 5.5 – Comparaison des performances entre les deux techniques : le moiré interférométrique et la corrélation d'images numériques.

Performances	**Corrélation d'images numériques**	**Moiré interférométrique**
Résolution en déplacement(nm)	$0,2$	$1,94$
Incertitude en déplacement(nm)	$5,7$	> 2
Résolution spatiale en déplacement (μm)	$11,5$	$11,6$
Résolution en déformation ($-$)	$5,6 \times 10^{-6}$	$3,8 \times 10^{-5}$
Incertitude en déformation ($-$)	$1,8 \times 10^{-4}$	$3,8 \times 10^{-5}$
Résolution spatiale en déformation (μm)	$36,3$	16

l'éprouvette, or c'est aussi ce point qui permet l'obtention d'aussi bonnes performances de la mesure.
Dans la section suivante sur le traitement des données expérimentales, ce sont les résultats de la corrélation d'images numériques qui seront utilisés.

Chapitre 6

Identification des propriétés mécaniques par la méthode des champs virtuels

Sommaire

6.1 Bilan des méthodes d'identification inverses 128
6.1.1 Définition du problème posé 128
6.1.2 Recalage par éléments finis 129
6.1.3 Ecart en relation de comportement 130
6.1.4 Ecart à la réciprocité 131
6.1.5 Ecart à l'équilibre 132
6.1.6 Méthode des champs virtuels 133
6.1.7 Conclusion 134
6.2 Identification dans le domaine élastique 135
6.2.1 Présentation de la MCV par morceaux avec bruit 135
6.2.2 Etude d'influence des paramètres 138
6.2.3 Résultats d'identification 145
6.3 Conclusion 153

La détermination des paramètres des lois de comportement des matériaux est habituellement réalisée grâce à des essais mécaniques pour lesquels les conditions de chargement et la géométrie de l'éprouvette sont telles que les champs de déformations soient homogènes [82]. Dans ce cas particulier, il existe un rapport simple et direct entre le chargement appliqué et les mesures locales de contraintes observées qui fournissent directement les paramètres inconnus.
Cependant, il est bien connu des expérimentateurs que de tels champs sont difficiles à obtenir, et tout particulièrement dans le cas des matériaux composites en raison de leur anisotropie et de leurs hétérogénéités aux différentes échelles. En effet, le nombre de paramètres inconnus qui caractérisent ces matériaux est plus important que dans le cas des matériaux isotropes, menant donc à un nombre plus important d'essais mécaniques pour les identifier. De plus, les conditions de fabrication influencent les propriétés mécaniques finales des matériaux composites, et l'utilisation d'échantillons provenant de grandes structures industrielles pour l'identification de ces propriétés mécaniques est souvent insuffisante. C'est pourquoi ont été développées des méthodes permettant l'identification des paramètres des lois de comportement à partir d'essais conduisant à des champs cinématiques hétérogènes activant en parallèle plusieurs, si ce n'est la totalité, des paramètres à identifier. Ceci limite alors le nombre d'essais à effectuer pour la détermination d'un maximum des propriétés mécaniques du matériau étudié.
Couramment, on détermine des champs de contraintes, déformations ou déplacements lorsque la géométrie, la répartition des charges et les lois de comportement sont connues : c'est le problème direct. Dans le cas des méthodes d'identification inverses, les paramètres sont déterminés alors que la forme de la loi de comportement est connue *a priori*. Les champs de contraintes, déformations ou déplacements sont issus des mesures donc connus ainsi que la géométrie et les conditions de chargement appliquées à la pièce. Dans la littérature, plusieurs méthodes ont été proposées pour l'extraction des paramètres des lois de comportement à partir de champs cinématiques hétérogènes. Le calcul par éléments finis (*Finite Element Application* FEA) a longtemps été la méthode la plus utilisée pour résoudre à la fois le problème direct et inverse par l'utilisation du recalage par éléments finis (*Finite Element Models Updating* FEMU). Mais de nouvelles méthodes ont vu le jour ces dernières années comme l'erreur en relation de comportement (*Error in Constitutive Relation* ECR) [62], l'écart à la réciprocité (*Reciprocity Gap Method* RGM) [81], l'écart à l'équilibre (*Equilibrium Gap Method* EGM) [38] et la méthode des champs virtuels (*Virtual Fields Method* VFM) [70]. Le principe de chacune de ces méthodes inverses est brièvement résumé par la suite. Ensuite la méthode des champs virtuels est détaillée et appliquée aux cartes de déformations obtenues au chapitre 3.

6.1 Bilan des méthodes d'identification inverses

6.1.1 Définition du problème posé

Soit une structure Ω constitué d'un matériau linéairement élastique dont $\mathbf{C}^\star(\mathbf{x})$, pour tout $\mathbf{x} \in \Omega$, représente le champ tensoriel des modules élastiques, $\boldsymbol{\xi}$ le déplacement connu sur la fronctière $\partial\Omega$ résultant de l'application d'efforts surfaciques $\mathbf{f}$ sur cette dernière [24].
Ces champs $(\boldsymbol{\xi}, \mathbf{f})$ sont les traces sur $\partial\Omega$ d'un déplacement $\mathbf{u}^\star$ inconnu, vérifiant les condi-

tions d'admissibilité, Eq.6.1

$$\begin{cases} div(\boldsymbol{\sigma}) = div(\mathbf{C}^\star : \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u}^\star)) = \mathbf{0} \quad dans\ \Omega \\ \mathbf{u}^\star = \boldsymbol{\xi}\ et\ \boldsymbol{\sigma}.\mathbf{n} = [\mathbf{C}^\star : \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u}^\star)].\mathbf{n} = \mathbf{f} \quad sur\ \partial\Omega \end{cases} \tag{6.1}$$

où $\boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u}^\star) = (\boldsymbol{\nabla}(\mathbf{u}^\star) + \boldsymbol{\nabla}^{\mathbf{T}}(\mathbf{u}^\star))/2$, *i.e.* $(\mathbf{u}^\star)$ dans Ω et $\boldsymbol{\xi} = \mathbf{u}^\star$ sur $\partial\Omega$.
Le fait que $\mathbf{C}^\star$ soit inconnu rend impossible une résolution directe.

6.1.2 Recalage par éléments finis

La méthode des éléments finis (FEA) permet l'obtention des champs de contraintes, déformations ou déplacements pour pratiquement toutes les situations de chargement. Cet outil a été aussi largement utilisé pour résoudre des problèmes inverses de manière répétitive, ce qui a conduit à une méthode associant à la fois approche numérique et expérimentale : le recalage par éléments finis ou *finite element models updating (FEMU).*

Principe de la méthode

Comme toutes les méthodes inverses, la FEMU utilise comme acquis la forme de la loi de comportement du matériau, la géométrie et la répartition des charges appliquées à la pièce, et finalement les champs de mesures expérimentaux.
1. Le modèle éléments finis.
Ce modèle reprend les aspects géométriques ainsi que la répartition des chargements de la pièce étudiée pendant l'essai. La forme de la loi de comportement du matériau est connue *a priori* et un jeu de paramètres initiaux, non représentatif du cas réel est utilisé. De plus, les champs de mesures issus de l'essai mené au préalable doivent être, à ce stade, disponibles.
2. Création de la fonction objectif.
Les déplacements nodaux du modèle éléments finis sont collectés et comparés à leurs équivalents expérimentaux. La différence est alors quantifiée par une fonction objectif. Elle est, le plus souvent, non-linéaire en fonction des paramètres à identifier. Deux types de fonction objectif sont utilisés : celle qui mène à des optimisations à objectif simple (*i.e.* un seul critère existe, ce qui implique des calculs relativement simples et rapides) ou à objectifs multiples [89] (*i.e.* implique des développements algorithmiques particuliers et des temps de calcul importants). La fonction objectif est fréquemment formulée au sens des moindres carrées pondérés entre les valeurs du calcul éléments finis et les mesures expérimentales [103, 58, 146, 107].
3. Minimisation.
L'idée est ensuite de minimiser itérativement cette estimation par rapport aux paramètres de la loi de comportement. Le processus s'arrête quand la fonction objectif atteint une valeur seuil prédéfinie. Il existe deux grandes catégories de techniques de minimisation pour une fonction objectif de type moindres carrés : celle qui ne nécessite que la valeur d'ordre zéro ou celle qui a aussi besoin du gradient de la fonction des moindres carrés, *i.e.* la valeur d'ordre 1. Dans cette seconde catégorie, on peut citer :
– La méthode de différenciation directe, *e.g.* la méthode de Gauss-Newton [58] ;
– La méthode de l'état adjoint [146]. Cette technique permet de calculer le gradient d'une fonction objectif contrainte par l'utilisation d'un problème auxiliaire dont la solution est connue (appelé état adjoint) ;
– La méthode d'interpolation ;

– Des algorithmes basés sur l'évaluation de la fonction objectif sont également employés, ils sont dits d'évolution ou génétique [89] ;
– *etc.*

Les inconvénients, liés à l'association d'une fonction de type moindres carrés et l'évaluation du gradient, sont de plusieurs ordres :
– Les erreurs liées à la discrétisation temporelle ou spatiale ;
– Le nombre d'itérations, et par conséquent, le temps de calcul peut être relativement important ;
– La forme de la fonction des moindres carrés peut ne pas être convexe, ce qui peut impliquer plusieurs minima locaux.

L'inconvénient principal de ces méthodes est leur coût informatique en raison du grand nombre d'évaluations qui doivent être effectuées. De nombreux travaux améliorent les algorithmes pour, par exemple, réduire le nombre d'itération nécessaire pour atteindre la convergence et améliorer la qualité de chaque itération [**?**], évaluer au mieux les critères d'identifiabilité des paramètres [100], *etc.*

Cette méthode inverse d'identification a maintes fois fait ses preuves à travers de très nombreuses applications [107, 61, 146, 20, 106] pour des comportements linéaire ou non-linéaire. Si son utilisation a été aussi répandue, c'est qu'elle permet une grande liberté à l'utilisateur à la fois dans le choix du montage expérimentale permettant d'activer les paramètres à identifier, dans le choix de la fonction coût et dans celui de l'algorithme d'optimisation. Ces nombreuses libertés autorisent, par leurs combinaisons, une adaptabilité liée à chaque problème.

Idéalement, la méthode de recalage par éléments finis doit être capable de discriminer entre les erreurs de mesures expérimentales (*i.e.* montage expérimental, numérisation, procédure de traitement des données, *etc.*) et les erreurs de modélisation (*i.e.* conditions aux limites, erreur de loi de comportement, *etc.*).

Conclusion

L'inconvénient majeur de l'identification par recalage par éléments finis est relatif au fait que le temps de calcul pour chaque itération est relativement long. De plus, les conditions aux limites doivent être connues pour permettre les calculs. En effet, seul la force résultante appliquée à l'éprouvette testée est mesurable expérimentalement alors que la répartition des forces est nécessaire pour le modèle éléments finis. *A contrario*, cette technique est probablement la méthode la plus facile à mettre en place car la plus flexible de toutes.

6.1.3 Ecart en relation de comportement

Parmi les méthodes inverses, une des plus anciennes et utilisées est la méthode d'écart en relation de comportement. Elle utilise comme acquis les mêmes éléments que la FEMU.

Principe de la méthode

La méthode de l'erreur en relation de comportement (ECR) introduite par Ladevèze [94] consiste à déterminer le couple $(\mathbf{u}, \boldsymbol{\sigma})$ qui minimise l'erreur quadratique faite sur la loi de comportement. Il s'agit ensuite de dériver l'erreur caractéristique de la solution éléments finis afin de définir la fiabilité du maillage, sans forcément connaître la solution exacte.

Ainsi, on définit l'énergie potentielle totale de la structure Ω comme la somme des énergies

potentielles et complémentaires des champs de déplacement $\mathbf{u}$ et de contraintes $\boldsymbol{\sigma}$, Eq.6.2

$$E(\mathbf{u},\boldsymbol{\sigma},\mathbf{C}) = \frac{1}{2}\int_\Omega \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u}) : \mathbf{C} : \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u})dV + \frac{1}{2}\int_\Omega \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}) : \mathbf{C}^{-1} : \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u})dV - \int_{\partial\Omega}(\mathbf{u}.\boldsymbol{\sigma}.\mathbf{n})dS \quad (6.2)$$

De plus, si on se place dans le cas où $\boldsymbol{\sigma}$ est statiquement admissible, *i.e.* les conditions de Eq.6.1 sont vérifiées, on peut alors écrire Eq.6.3

$$E(\mathbf{u},\boldsymbol{\sigma},\mathbf{C}) = \frac{1}{2}\int_\Omega (\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{C} : \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u})) : \mathbf{C}^{-1} : (\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{C} : \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u}))dV \quad (6.3)$$

Pour $\mathbf{C}$ donné et des conditions aux limites bien posées, il a été montré que Eq.6.4

$$\min_{\mathbf{u}\in CA, \boldsymbol{\sigma}\in SA} E(\mathbf{u},\boldsymbol{\sigma},\mathbf{C}) = 0 \quad (6.4)$$

L'erreur en relation de comportement associée aux données $(\boldsymbol{\xi}, \mathbf{f})$ est donc calculée par la minimisation de la fonctionnelle E.
Il existe trois manières différentes de la définir [21, 62, 63], en fonction des trois variables indépendantes $\mathbf{u}$, $\boldsymbol{\sigma}$ et $\mathbf{C}$. La fonctionnelle E est convexe pour chacune des trois variables, mais pas forcément globalement pour l'ensemble des trois. L'algorithme de minimisation successivement par rapport à chacune des variables est donc plus simple à mettre en oeuvre. Différents travaux ont été menés sur ce type de critère, en particulier Constantinescu [43] présente une minimisation de l'erreur en relation de comportement qui conduit à faire intervenir des problèmes d'équilibre élastique de deux types classiques (à déplacements imposés et à forces imposées). Pour simplifier la minimisation selon les directions des modules élastiques, une des méthodes consiste à décomposer le tenseur des modules élastiques dans ses vecteurs et valeurs propres.
D'autres démarches [62, 63, 27], relativement similaires, consistent à définir la fonctionnelle en y ajoutant une fonction d'écart à la mesure avec des facteurs de pondération. La différence principale entre ces méthodes [62, 27] est dans le choix de ces coefficients. La procédure d'identification consiste ensuite à minimiser successivement E par rapport au couple $(\mathbf{u}, \boldsymbol{\sigma})$, puis par rapport au tenseur $\mathbf{C}$.

Conclusion

D'après des travaux comparatifs, effectués par Bonnet *et al.* [21] à partir d'un même problème, entre la méthode d'erreur en relation de comportement et les moindres carrées ; la fonctionnelle d'erreur en relation de comportement a un minimum beaucoup plus clairement défini que la fonctionnelle aux moindres carrés. Cette différence est accentuée quand on réduit le nombre d'expériences utilisées.
D'autres types de critères à partir de principes variationnels de la théorie de l'élasticité ont été développés comme le critère d'écart à la réciprocité, section 5.1.4.

6.1.4 Ecart à la réciprocité

La méthode d'écart à la réciprocité est une variante de la méthode de l'erreur en relation de comportement.

Principe de la méthode

Cette méthode concerne tout particulièrement les cas où les mesures des champs mécaniques sont disponibles sur la frontière $\partial\Omega$ du domaine Ω [21]. Dans le cas du problème

posé ici, on peut écrire le principe des puissances virtuelles (PPV) pour un état d'équilibre soumis à un chargement $\mathbf{f}$ imposé sur la frontière $\partial\Omega$, Eq.6.5

$$\int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma} : \boldsymbol{\epsilon}(\tilde{\mathbf{u}}) dV = \int_{\partial\Omega} \mathbf{f} \cdot \tilde{\mathbf{u}} dS \tag{6.5}$$

où $\tilde{\mathbf{u}}$ est un champ virtuel vérifiant les conditions de compatibilité Eq.6.1.
Dans le cas de données surdéterminées des couples $(\boldsymbol{\xi}, \mathbf{f})$ disponibles sur la frontière $\partial\Omega$, on peut alors construire, à partir du PPV, deux fonctions Eq.6.6

$$\begin{cases} \int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}^{\star}) : \boldsymbol{\epsilon}(\tilde{\mathbf{u}}) dV = \int_{\Omega} \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u}^{\star}) : \mathbf{C}^{\star} : \boldsymbol{\epsilon}(\tilde{\mathbf{u}}) dV = \int_{\partial\Omega} \mathbf{f} \cdot \tilde{\mathbf{u}} dS \\ \int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma}(\tilde{\mathbf{u}}) : \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u}^{\star}) dV = \int_{\Omega} \boldsymbol{\epsilon}(\tilde{\mathbf{u}}) : \mathbf{C} : \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u}^{\star}) dV = \int_{\partial\Omega} \tilde{\mathbf{f}} \cdot \boldsymbol{\xi} dS \end{cases} \tag{6.6}$$

Or d'après le théorème de réciprocité de Maxwell-Betti, pour tout champ virtuel $\tilde{\mathbf{u}}$ vérifiant les conditions d'admissibilité Eq.6.1, l'écart à la réciprocité est défini en fonction des données $(\boldsymbol{\xi}, \mathbf{f})$ par l'Eq.6.7

$$R(\mathbf{C}^{\star}, \tilde{\mathbf{u}}) = \int_{\Omega} \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u}^{\star}) : [\mathbf{C}^{\star} - \mathbf{C}] : \boldsymbol{\epsilon}(\tilde{\mathbf{u}}) dV = \int_{\partial\Omega} (\mathbf{f} \cdot \tilde{\mathbf{u}} - \tilde{\mathbf{f}} \cdot \boldsymbol{\xi}) dS \tag{6.7}$$

L'identification de $\mathbf{C}^{\star}$ doit donc conduire à ce que pour un champ virtuel $\tilde{\mathbf{u}}$ Eq.6.8 :

$$R(\mathbf{C}^{\star}, \tilde{\mathbf{u}}) = 0 \tag{6.8}$$

Il s'agit donc ensuite d'appliquer un algorithme d'optimisation.

Conclusion

Cette méthode a trouvé une application toute particulière dans l'identification de fissures planes [5]. En effet, tout en considérant un domaine tridimensionnel renfermant une ou plusieurs fissures coplanaires, l'écart à la réciprocité permet l'identification de la normale du plan de la fissure, la position de ce plan et enfin l'étendue de cette fissure dans le plan. La méthode inverse d'identification par l'écart à la réciprocité apporte un critère robuste et fortement lié aux principes de la mécanique en élasticité. Néanmoins, cette technique souffre encore de peu d'applications menées sur des études expérimentales réelles.

6.1.5 Ecart à l'équilibre

La méthode d'écart à l'équilibre permet une analyse puis une identification de la distribution de propriétés élastiques et de l'endommagement ainsi que de son évolution sur une surface maillée [38]. Dans ce qui suit, on prend ce dernier champ comme inconnue du problème.

Principe de la méthode

La formulation reprend les équations d'équilibre pour la mécanique des milieux continus qui, en l'absence de forces volumiques, devient Eq.6.9

$$div(\boldsymbol{\sigma}) = \mathbf{0} \tag{6.9}$$

où $\boldsymbol{\sigma}$ est le tenseur des contraintes de Cauchy.

On fait l'hypothèse d'une loi de comportement élastique isotrope couplée à l'endommagement D. L'équation 6.9 peut être écrite Eq.6.10

$$[2\mu_0.\boldsymbol{\epsilon} + \lambda_0.tr(\boldsymbol{\epsilon}).\mathbf{1}].grad[Ln(1-D)] + div[2\mu_0.\boldsymbol{\epsilon} + \lambda_0.tr(\boldsymbol{\epsilon}).\mathbf{1}] = \mathbf{0} \tag{6.10}$$

où D varie d'un point à l'autre mais est constant par sous-domaine, $\mathbf{1}$ représente le tenseur unité et $\boldsymbol{\epsilon}$ le tenseur des déformations infinitésimales. L'équation 6.10 peut être écrit pour chaque frontière d'un élément en prenant en compte la condition de continuité du tenseur des contraintes 6.11.

$$\boldsymbol{\sigma}_i \cdot \mathbf{n} = \boldsymbol{\sigma}_j \cdot \mathbf{n} \tag{6.11}$$

où $\mathbf{n}$ est la normale de l'interface entre 2 éléments i et j. Ces équations permettent de déterminer le champ d'endommagement $(1-D)$ à une constante multiplicative près car des mesures d'effort ne sont pas considérées.
Cette formulation fait donc l'hypothèse que les déplacements nodaux sont connus (*i.e.* champs expérimentaux) et que les coefficients élastiques sont inconnus (*i.e.* la variable d'endommagement D).

Conclusion

Les applications décrites dans la littérature montre des précisions de l'ordre de quelques pourcents que les données soient bruités ou non. Des applications ont été effectuées pour des champs d'endommagement aléatoire et uniforme.
Les avantages de l'EGM réside, tout d'abord, dans le fait qu'elle est directement applicable comme un post-traitement pour tout champ de déplacement de mesures (*i.e.* la plupart des techniques expérimentales décrites section 2.2 donnent accès directement à ces champs). Pour le moment, seules des applications d'endommagement isotropes ont été effectuées.

6.1.6 Méthode des champs virtuels

La méthode des champs virtuels est basée sur l'utilisation pertinente du principe des travaux virtuels [70]. Elle aboutit à une caractérisation complète des paramètres de n'importe quel loi de comportement polynomiale. Tous les paramètres dans le plan, sont évalués simultanément en écrivant les équations d'équilibre de la mécanique des milieux continus avec des champs virtuels dits 'spéciaux' [71].
Si cette géométrie est associée à une loi orthotrope élastique linéaire pour la relation contraintes - déformations, on peut écrire dans le plan Eq.6.12.

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_s \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{xx} & Q_{xy} & 0 \\ Q_{xy} & Q_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{ss} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_s \end{pmatrix} \tag{6.12}$$

Le but de la MCV est d'identifier Q_{xx}, Q_{yy}, Q_{xy} et Q_{ss} à partir des champs de déformations hétérogènes. Par l'utilisation du principe des travaux virtuels, l'équilibre statique global du solide en l'absence des efforts du solide s'écrit Eq.6.13

$$-\int_\Omega \boldsymbol{\sigma} : \tilde{\boldsymbol{\epsilon}} d\Omega + \int_{\partial\Omega} \mathbf{f}.\tilde{\mathbf{u}} dS = \mathbf{0} \tag{6.13}$$

où $\tilde{\mathbf{u}}$ est un champ de déplacement virtuel cinématiquement admissible et $\tilde{\boldsymbol{\epsilon}}$ le champ des déformations tensorielles dérivé de $\tilde{\mathbf{u}}$.

L'hypothèse est faite d'un état de contraintes planes. Le problème de l'identification est résolu en écrivant l'équation du principe des travaux virtuels Eq.6.13 avec quatre champs virtuels différents, $\{\tilde{\mathbf{u}}^{\mathbf{1}}, \tilde{\boldsymbol{\epsilon}}^{\mathbf{1}}\}$, $\{\tilde{\mathbf{u}}^{\mathbf{2}}, \tilde{\boldsymbol{\epsilon}}^{\mathbf{2}}\}$, $\{\tilde{\mathbf{u}}^{\mathbf{3}}, \tilde{\boldsymbol{\epsilon}}^{\mathbf{3}}\}$, $\{\tilde{\mathbf{u}}^{\mathbf{4}}, \tilde{\boldsymbol{\epsilon}}^{\mathbf{4}}\}$. Ce qui mène à un système d'équation linéaire qui s'écrit Eq.6.14

$$\begin{bmatrix} \int_S \epsilon_x\tilde{\epsilon}_x^1 dS & \int_S \epsilon_y\tilde{\epsilon}_y^1 dS & \int_S (\epsilon_y\tilde{\epsilon}_x^1 + \epsilon_x\tilde{\epsilon}_y^1) dS & \int_S \epsilon_s\tilde{\epsilon}_s^1 dS \\ \int_S \epsilon_x\tilde{\epsilon}_x^2 dS & \int_S \epsilon_y\tilde{\epsilon}_y^2 dS & \int_S (\epsilon_y\tilde{\epsilon}_x^2 + \epsilon_x\tilde{\epsilon}_y^2) dS & \int_S \epsilon_s\tilde{\epsilon}_s^2 dS \\ \int_S \epsilon_x\tilde{\epsilon}_x^3 dS & \int_S \epsilon_y\tilde{\epsilon}_y^3 dS & \int_S (\epsilon_y\tilde{\epsilon}_x^3 + \epsilon_x\tilde{\epsilon}_y^3) dS & \int_S \epsilon_s\tilde{\epsilon}_s^3 dS \\ \int_S \epsilon_x\tilde{\epsilon}_x^4 dS & \int_S \epsilon_y\tilde{\epsilon}_y^4 dS & \int_S (\epsilon_y\tilde{\epsilon}_x^4 + \epsilon_x\tilde{\epsilon}_y^4) dS & \int_S \epsilon_s\tilde{\epsilon}_s^4 dS \end{bmatrix} \begin{pmatrix} Q_{xx} \\ Q_{yy} \\ Q_{xy} \\ Q_{ss} \end{pmatrix} = \frac{1}{e} \begin{pmatrix} \int_{\partial\Omega} \mathbf{f}\cdot\tilde{\mathbf{u}}^1 dS \\ \int_{\partial\Omega} \mathbf{f}\cdot\tilde{\mathbf{u}}^2 dS \\ \int_{\partial\Omega} \mathbf{f}\cdot\tilde{\mathbf{u}}^3 dS \\ \int_{\partial\Omega} \mathbf{f}\cdot\tilde{\mathbf{u}}^4 dS \end{pmatrix} \tag{6.14}$$

où S est la surface sur laquelle le champ expérimental est mesuré.
Un des points fondamentaux de la méthode est le choix des champs virtuels $\tilde{\mathbf{u}}^1$, $\tilde{\mathbf{u}}^2$, $\tilde{\mathbf{u}}^3$ et $\tilde{\mathbf{u}}^4$. Il a été montré [71] que certains champs virtuels dits 'spéciaux' rendent la matrice du système linéaire Eq.6.14 égal à l'unité

$$\begin{bmatrix} \int_S \epsilon_x\tilde{\epsilon}_x^1 dS & \int_S \epsilon_y\tilde{\epsilon}_y^1 dS & \int_S (\epsilon_y\tilde{\epsilon}_x^1 + \epsilon_x\tilde{\epsilon}_y^1) dS & \int_S \epsilon_s\tilde{\epsilon}_s^1 dS \\ \int_S \epsilon_x\tilde{\epsilon}_x^2 dS & \int_S \epsilon_y\tilde{\epsilon}_y^2 dS & \int_S (\epsilon_y\tilde{\epsilon}_x^2 + \epsilon_x\tilde{\epsilon}_y^2) dS & \int_S \epsilon_s\tilde{\epsilon}_s^2 dS \\ \int_S \epsilon_x\tilde{\epsilon}_x^3 dS & \int_S \epsilon_y\tilde{\epsilon}_y^3 dS & \int_S (\epsilon_y\tilde{\epsilon}_x^3 + \epsilon_x\tilde{\epsilon}_y^3) dS & \int_S \epsilon_s\tilde{\epsilon}_s^3 dS \\ \int_S \epsilon_x\tilde{\epsilon}_x^4 dS & \int_S \epsilon_y\tilde{\epsilon}_y^4 dS & \int_S (\epsilon_y\tilde{\epsilon}_x^4 + \epsilon_x\tilde{\epsilon}_y^4) dS & \int_S \epsilon_s\tilde{\epsilon}_s^4 dS \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{6.15}$$

L'idée est d'utiliser le principe des travaux virtuels avec ces champs virtuels 'spéciaux' de telle manière que 3 des 4 termes de chaque ligne soient égaux à 0 alors que le dernier terme est égal à 1 m^2. L'Eq.6.15 donne alors directement l'identification des paramètres de la loi de comportement élastique.

6.1.7 Conclusion

Toutes les méthodes d'identification mènent dans la littérature à des précisions de quelques pourcents. Les méthodes d'écart à la réciprocité et d'écart à l'équilibre ont principalement des applications bien particulières pour lesquelles leurs performances ont été démontrées. Néanmoins, la nouveauté de ces méthodes permet d'espérer de nombreuses évolutions et applications pour la suite. La méthode d'erreur en relation de comportement et celle des champs virtuels ont donné lieu aux mêmes types d'études, notamment pour l'identification de propriétés mécaniques. Par contre, la méthode d'erreur en relation de comportement a montré, dans la littérature, plus de flexibilité du point de vue de la géométrie de l'éprouvette sous étude ainsi que du type de comportement appliqué (*i.e.* linéaire, non linéaire).
Parmi toutes ces méthodes, celle qui a montré le plus de fiabilité et de flexibilité est la méthode de recalage par éléments finis. La puissance du calcul par éléments finis permet ces performances. Pour conclure sur ces méthodes, elles utilisent toutes les mêmes principes mécaniques comme base de départ et sont relativement similaires.
Dans le cadre de notre étude, trois méthodes sont plus adaptées que les autres : la FEMU, la MCV et la méthode d'ERC. Cette étude fait partie d'une ACI liée à l'identification par la méthode des champs virtuels. Ce choix est particulièrement adaptée à cette étude, même si d'autres méthodes auraient pu être utilisées.
– La MCV donne un résultat directement sans calculs itératifs longs et fastidieux

– Ensuite, cette méthode permet d'effectuer l'identification sans connaître les efforts appliqués aux extrémités de l'éprouvette.
– De plus, l'aspect multi-phasé est pris en compte, permettant de distinguer les mesures des différentes phases et d'effectuer l'identification de l'une d'entre elle.
– Enfin, la méthode des champs virtuels ne nécessite pas, comme par exemple la méthode de recalage éléments finis, de repositionner les point de mesure par rapport aux point du calcul EF.

6.2 Identification dans le domaine élastique

Les méthodes de champs sont des outils expérimentaux efficaces, et une procédure mathématique spécifique est nécessaire pour traiter correctement le nombre important de données disponibles. La méthode des champs virtuels (MCV/VFM *Virtual Fields Method*) est l'une de ces procédures qui permet l'identification des paramètres d'une loi de comportement prédéfinie, directement à partir des champs de déformations hétérogènes mesurés sur la surface d'une éprouvette.

6.2.1 Présentation de la MCV par morceaux avec bruit

L'application de la méthode des champs virtuels est détaillée pour une géométrie spécifique correspondant à l'étude d'une interphase épaisse, illustrée Fig.6.1. Chaque géométrie nécessite une stratégie particulière pour une détermination propre des paramètres qui gouvernent la loi de comportement du matériau. Trois éléments guident le choix de cette stratégie.

1. Le solide est composé de plusieurs matériaux.
2. Les propriétés mécaniques de 2 des 3 matériaux sont connues.
3. Le solide a une géométrie cylindrique.

La méthode des champs virtuels avec morceaux

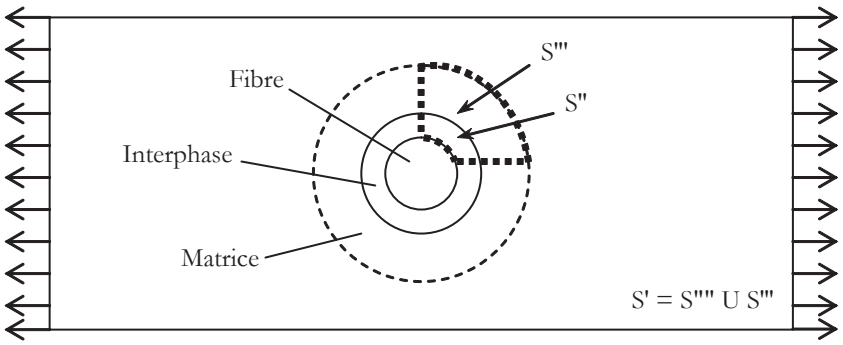


FIG. 6.1 – Géométrie de l'éprouvette et de la section analysée par la MCV.

Du fait de la géométrie cylindrique de la fibre, les coordonnées polaires seront utilisées associées à une construction des champs virtuels 'spéciaux' en sous-domaines développés par Toussaint *et al.* [150] spécifiquement pour cette étude. On considère une loi de com-

portement orthotrope élastique linéaire pour l'interphase, Eq.6.16 et la matrice

$$\begin{pmatrix} \sigma_r \\ \sigma_\theta \\ \sigma_s \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Q_{rr_{int}} & Q_{r\theta_{int}} & 0 \\ Q_{r\theta_{int}} & Q_{rr_{int}} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{ss_{int}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_r \\ \epsilon_\theta \\ \epsilon_s \end{pmatrix} \tag{6.16}$$

S'' et S''' sont divisées respectivement en p et q sous-domaines, comme l'illustre Fig.6.2. L'intégrale de $\boldsymbol{\epsilon} \cdot \tilde{\boldsymbol{\epsilon}}$ peut être discrétisée comme une somme sur les différents sous-domaines, et Eq.6.14 peut être écrite Eq.6.17

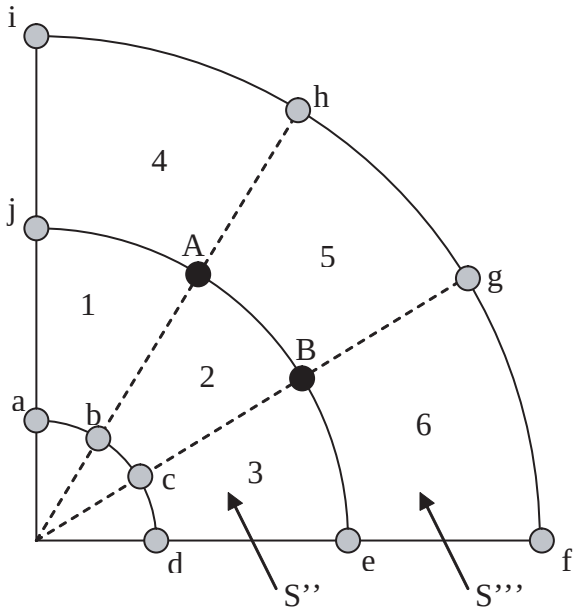


FIG. 6.2 – Découpage en morceaux de la zone sous analyse et numérotation des noeuds et des morceaux.

$$\sum_{i=1}^{p} \int_{S_i} \epsilon_r \tilde{\epsilon}_r^1 dS \cdot Q_{rr_{int}} + \sum_{i=1}^{p} \int_{S_i} \epsilon_\theta \tilde{\epsilon}_\theta^1 dS \cdot Q_{\theta\theta_{int}} + \sum_{i=1}^{p} \int_{S_i} (\epsilon_\theta \tilde{\epsilon}_r^1 + \epsilon_r \tilde{\epsilon}_\theta^1) dS \cdot Q_{r\theta_{int}} + \sum_{i=1}^{p} \int_{S_i} \epsilon_s \tilde{\epsilon}_s^1 dS \cdot Q_{ss_{int}} +$$
$$\sum_{i=1}^{q} \int_{S_i} \epsilon_r \tilde{\epsilon}_r^1 dS \cdot Q_{rr_{mat}} + \sum_{i=1}^{q} \int_{S_i} \epsilon_\theta \tilde{\epsilon}_\theta^1 dS \cdot Q_{\theta\theta_{mat}} + \sum_{i=1}^{q} \int_{S_i} (\epsilon_\theta \tilde{\epsilon}_r^1 + \epsilon_r \tilde{\epsilon}_\theta^1) dS \cdot Q_{r\theta_{mat}} + \sum_{i=1}^{q} \int_{S_i} \epsilon_s \tilde{\epsilon}_s^1 dS \cdot Q_{ss_{mat}}$$
$$= \int_{\delta\Omega} f \cdot \tilde{u}^1 dS \tag{6.17}$$

où S_i est la surface de chaque domaine. La forme des sous-domaines est choisie de telle manière que les déplacements virtuels $\tilde{\mathbf{u}}$ sont écrits comme l'expansion des fonctions de forme N_i multipliée par les déplacements virtuels aux noeuds $\tilde{u}_i$, Eq.6.18

$$\tilde{\mathbf{u}} = \sum_{i=1}^{n_{nodes}} N_i \cdot \tilde{u}_i \tag{6.18}$$

où n_{nodes} est le nombre de noeuds par sous-domaines.

L'équation Eq.6.17 est linéaire par rapport aux rigidités Q_{ij} et il est alors nécessaire d'identifier les champs virtuels. En coordonnées polaires, Eq.6.18 s'écrit Eq. 6.20 grâce à Eq.6.19

$$\tilde{\mathbf{u}} = \tilde{u}_r.\mathbf{e_r} + \tilde{u}_\theta.\mathbf{e_\theta} \tag{6.19}$$

$$\begin{cases} \tilde{u}_r(r,\theta) = \sum_{i=1}^{p} \tilde{u}_{r_i}(r_i,\theta_i) \cdot N_i(r,\theta) \\ \\ \tilde{u}_\theta(r,\theta) = \sum_{i=1}^{p} \tilde{u}_{\theta_i}(r_i,\theta_i) \cdot N_i(r,\theta) \end{cases} \tag{6.20}$$

où $\tilde{u}_{r_i}(r_i,\theta_i)$ et $\tilde{u}_{\theta_i}(r_i,\theta_i)$ représente respectivement les déplacements selon les directions $\mathbf{e_r}$ et $\mathbf{e_\theta}$ aux noeuds i des sous-domaines considérés.

Les fonctions de formes sont des fonctions bi-linéaires qui peuvent être écrites suivant l'Eq.6.21

$$N_i(r,\theta) = \frac{(r-r_j)(\theta-\theta_j)}{(r_i-r_j)(\theta_i-\theta_j)} \tag{6.21}$$

Les déformations virtuelles $(\tilde{\epsilon}_r, \tilde{\epsilon}_\theta, \tilde{\epsilon}_s)$ sont calculées par dérivation des déplacements $\tilde{u}_r, \tilde{u}_\theta$ en coordonnées polaires. Dans le cas suivant, illustré Fig.6.2, $p = q = 3$, p et q représentant le nombre de morceaux respectivement dans l'interphase et dans la matrice. Si nous considérons les contraintes liées à la géométrie, on peut écrire les égalités suivantes, Eq.6.22, à propos du rayon et de l'angle

$$\begin{cases} R_a = R_b = R_c = R_d = \text{Rayon de la fibre} \\ R_j = R_A = R_B = R_e = \text{Rayon extérieure de l'interphase} \\ R_i = R_h = R_g = R_f = \text{Rayon au sein de la matrice} \\ \theta_a = \theta_j = \theta_i \\ \theta_b = \theta_A = \theta_h \\ \theta_c = \theta_B = \theta_g \\ \theta_d = \theta_e = \theta_f \end{cases} \tag{6.22}$$

Une condition de l'application du principe des travaux virtuels est que les champs virtuels doivent être cinématiquement admissibles à zéro. On définit l'espace des champs cinématiquement admissibles à zéro comme étant l'ensemble des champs de déplacement suffisamment réguliers sur Ω satisfaisant à des conditions aux limites nulles. Ainsi, le déplacement virtuel doit être nul suivant la frontière $S' = S'' \bigcup S'''$, *i.e.* les déplacements virtuels des noeuds a, b, c, d, e, f, g, h, i, j de la Fig.6.2 doivent être nuls. La conséquence de cela est que seuls 2 noeuds A, B ont des déplacements non-nuls, *i.e.* $\tilde{u}_{r_A}$, $\tilde{u}_{\theta_A}$, $\tilde{u}_{r_B}$, $\tilde{u}_{\theta_B}$.

Finalement, les déformations dépendent seulement du déplacement de 2 noeuds et toutes les intégrales de l'Eq.6.14 peuvent être écrites comme une fonction dépendant de $\tilde{u}_{r_A}$, $\tilde{u}_{\theta_A}$, $\tilde{u}_{r_B}$ et $\tilde{u}_{\theta_B}$.

Le système est alors résolu linéairement par l'utilisation des champs virtuels 'spéciaux' de l'Eq.6.15. Ceci mène à l'identification des 16 valeurs correspondant aux vecteurs $\{\tilde{u}^k_{r_A}, \tilde{u}^k_{r_B}, \tilde{u}^k_{\theta_A}, \tilde{u}^k_{\theta_B}\}$ avec $i \in [1,4]$ représentant chaque champ virtuel. Dans la loi de comportement orthotrope linéaire, 4 paramètres sont inconnus Q_{rr}, $Q_{\theta\theta}$, $Q_{r\theta}$ et Q_{ss} ; d'où la nécessité de 4 champs virtuels.

Minimisation du bruit

Différentes études [68, 69, 71] ont montré que le choix des champs virtuels est un point critique de la méthode, en particulier en ce qui concerne la fiabilité de la méthode. Une optimisation du choix des champs virtuels en terme de stabilité et de précision a été réalisée par Avril *et al.* [8].

L'utilisation d'une fonction objectif permet d'obtenir, par optimisation, un champ virtuel unique qui minimise le bruit aléatoire.

Les données cartésiennes mesurées seront considérées comme la somme des valeurs exactes et d'une distribution d'un bruit, *i.e.* ($\epsilon_x^{cart} + \gamma N_x^{cart}$, $\epsilon_y^{cart} + \gamma N_y^{cart}$, $\epsilon_s^{cart} + \gamma N_s^{cart}$) où ($N_x^{cart}$, N_y^{cart}, N_s^{cart}) est une variable aléatoire normale centrée réduite relative à la valeur mesurée, γ est une valeur réelle positive représentant l'écart-type du bruit et (ϵ_x, ϵ_y, ϵ_s) sont les valeurs des mesures réelles des déformations. On suppose que les mesures sont sans biais et que le bruit n'est pas corrélé d'un endroit à un autre.

Le bruit perturbe l'identification. En coordonnées polaires, N_r, N_θ et N_s sont liés à N_x, N_y et N_s par un changement de base, Eq.6.23

$$\begin{pmatrix} N_r \\ N_\theta \\ N_s \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2\theta & \sin^2\theta & \sin\theta\cos\theta \\ \sin^2\theta & \cos^2\theta & -\sin\theta\cos\theta \\ -2\sin\theta\cos\theta & 2\sin\theta\cos\theta & \cos^2\theta - \sin^2\theta \end{bmatrix} \begin{pmatrix} N_x \\ N_y \\ N_s \end{pmatrix} \tag{6.23}$$

Dans ce cas, N_r, N_θ et N_s ne sont pas statistiquement indépendants et sont caractérisés par la matrice de covariance. L'Eq.6.14 peut alors être écrite en substituant $\epsilon_i = \epsilon_i^T - \gamma N_i$ dans l'intégrale des mesures de déformations de l'interphase et de la matrice ; où ϵ_i représente la mesure de déformation et ϵ_i^T le champ exact des déformations.

Les valeurs souhaitées du vecteur d'erreur (ξ_{rr}, $\xi_{\theta\theta}$, $\xi_{r\theta}$, ξ_{ss}) doivent être nulles ce qui signifie que $E(Q_{rr})$, $E(Q_{\theta\theta})$, $E(Q_{r\theta})$, $E(Q_{ss})$ sont les valeurs exactes qui devraient être identifiées sans bruit. Ainsi, l'écart-type de l'erreur, défini comme la racine carré des variances de l'erreur, est proportionnel à l'incertitude des mesures de déformations γ. L'incertitude de la procédure d'identification, $\sigma(\xi_{ij})$, est alors proportionnel à l'incertitude des mesures de déformations γ et peut être écrit ($\eta^k \cdot \gamma$). La plus faible valeur de η^k correspond à l'identification la plus précise. Ensuite, les critères qui doivent être comparés sont $\frac{\eta^1}{Q_{rr_{int}}}$, $\frac{\eta^2}{Q_{\theta\theta_{int}}}$, $\frac{\eta^3}{Q_{r\theta_{int}}}$ et $\frac{\eta^4}{Q_{ss_{int}}}$. L'idée est donc de minimiser les effets des données bruitées au sein de la MCV par la sélection de champs virtuels optimaux qui mène à une identification plus précise des rigidités. Le problème de minimisation est contraint parce que les vecteurs de tous les noeuds de déplacements doivent vérifier deux égalités :

- Il doit être nul le long de la frontière $S' = S'' \bigcup S'''$;
- Et le champ virtuel doit être 'spécial'.

Cette procédure a été appliquée sur des simulations numériques par Avril *et al.* [8]. Les résultats montrent que la valeur moyenne des paramètres identifiés ne dépend pas du bruit introduit. Cette étude représente une importante avancée pour la MCV en mettant en place une procédure optimisée et efficace pour la sélection des champs virtuels. De plus, elle a révélé que chaque paramètre est sensible en même temps aux 3 composantes du tenseur de déformations quand un champ virtuel 'spécial' est une fonction polynomiale. Si l'une des composantes du tenseur des déformations est perturbé, chaque paramètre identifié l'est aussi.

Dans le cas de l'interphase, nous utiliserons la méthode des champs virtuels avec morceaux et l'optimisation du bruit dans le but d'obtenir une identification la plus fiable possible des propriétés mécaniques.

6.2.2 Etude d'influence des paramètres

Les paramètres d'entrées de l'identification par la MCV sont de trois types.

1. Tout d'abord, les paramètres qui délimitent la géométrie du problème, *i.e.* les valeurs qui définissent le nombre de sous domaines dans l'interphase et la matrice. Il en existe trois :

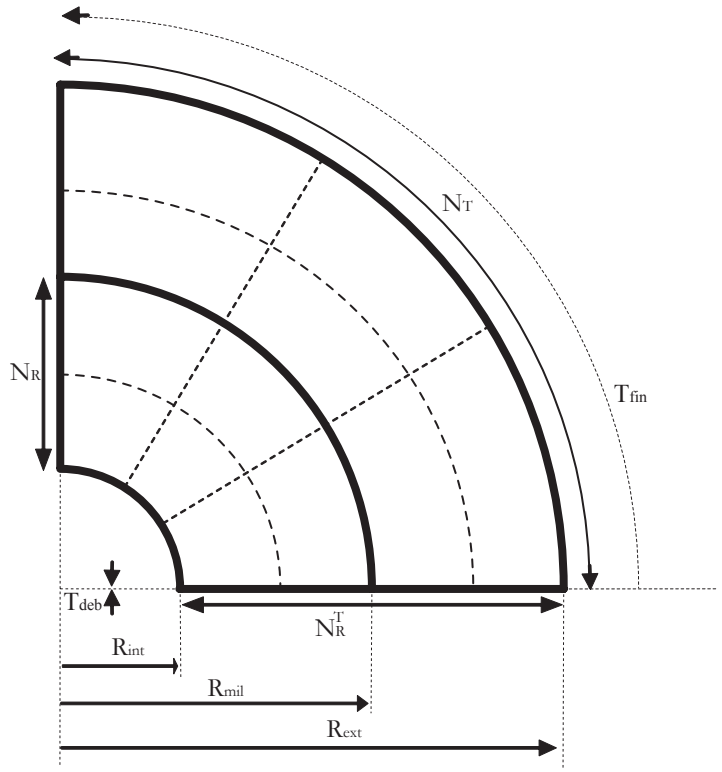


FIG. 6.3 – Géométrie sur laquelle est appliquée l'étude d'influence des paramètres, *i.e.* 90° d'amplitude angulaire.

N_R, N_R^T et N_T correspondant respectivement au nombre de sous-domaines dans l'épaisseur de l'interphase, puis de l'ensemble interphase et matrice, et enfin au nombre de découpage angulaire, Fig.6.3.

2. Les rigidités du matériau constituant la matrice, déterminées expérimentalement par des essais d'identification classiques ou extraites de la littérature, composent le second jeu de paramètres. Dans cette étude, quatre rigidités sont implémentées relatives à un matériau orthotrope élastique linéaire dans le plan, *i.e.* $Q_{rr_{mat}}$, $Q_{\theta\theta_{mat}}$, $Q_{r\theta_{mat}}$ et $Q_{ss_{mat}}$, en coordonnées polaires.
3. Enfin, afin de démarrer la procédure d'optimisation, le troisième jeu de paramètres donne des valeurs initiales aux rigidités du matériau constituant l'interphase. Elle est considérée comme étant orthotrope, *i.e.* quatre rigidités $Q^{init}_{rr_{int}}$, $Q^{init}_{\theta\theta_{int}}$, $Q^{init}_{r\theta_{int}}$ et $Q^{init}_{ss_{int}}$ en coordonnées polaires.

Les jeux de paramètres fixés par l'utilisateur, peuvent avoir une influence sur le résultat en dehors des points de mesure des cartes de déformations. C'est pourquoi, nous utiliserons pour étudier l'influence de ces paramètres une carte de déformations obtenue numériquement par un calcul éléments finis effectué sous ANSYS au LMPF de Chalons en Champagne, la géométrie est illustrée Fig.6.3. L'utilisation d'une carte de déformations obtenue numériquement nous permet de connaître les valeurs des rigidités de l'interphase puisqu'elles ont été implémentées dans le modèle éléments finis. On peut alors comparer les rigidités obtenues pour les différents cas de cette étude d'influence avec des valeurs connues et fiables. D'autre part, on s'affranchit des incertitudes liées à la mesure.

Pour commencer, il s'agit de vérifier que le jeu de paramètres permettant l'initialisation du processus d'optimisation n'a pas d'influence sur le résultat de l'identification.

Influence des paramètres d'initialisation de la technique d'optimisation

Afin de démarrer la procédure de minimisation du bruit de mesure, il est nécessaire d'adopter *a priori* un jeu de rigidités pour le matériau constituant l'interphase, *i.e.* $Q^{init}_{rr_{int}}$, $Q^{init}_{\theta\theta_{int}}$, $Q^{init}_{r\theta_{int}}$ et $Q^{init}_{ss_{int}}$. Les valeurs implémentées doivent être totalement aléatoires sans pour autant avoir d'influence sur les résultats de l'identification. Lors de l'application de la méthode des champs virtuels sur les données expérimentales, les paramètres d'initialisation repectent les contraintes de la mécanique des milieux continus d'un tenseur défini positif.

Pour cela, une première analyse consiste à imposer les valeurs de trois des rigidités à 1 et la quatrième selon la séquence de valeur suivante, *i.e.* $\{0,01 - 0,1 - 1 - 10 - 50 - 100 - 1000\}$. Le Tab.6.1 montre clairement le peu d'influence des paramètres d'initialisation sur les résultats

TAB. 6.1 – Variation maximum (%) des résultats de l'identification des rigidités de l'interphase pour une application de la séquence de valeurs à chacune des rigidités d'initialisation, les autres étant fixées à 1.

	$Q_{rr_{int}}$ (%)	$Q_{\theta\theta_{int}}$ (%)	$Q_{r\theta_{int}}$ (%)	$Q_{ss_{int}}$ (%)
Q^{init}_{rr}	0,119	0,174	0,352	0,02
$Q^{init}_{\theta\theta}$	0,009	0,418	0,032	0,02
$Q^{init}_{r\theta}$	0,006	0,187	0,160	0,02
Q^{init}_{ss}	0,012	0,373	0,203	0,02
Maximum	0,119	0,418	0,352	0,02

d'identification. Au maximum, la rigidité $Q_{\theta\theta_{int}}$ varie de moins de $0,5\%$, $Q_{r\theta_{int}}$ de moins de $0,4\%$, $Q_{rr_{int}}$ de moins de $0,12\%$ et $Q_{ss_{int}}$ de moins de $0,03\%$.

Ce premier test impose la variation d'une seule rigidité à la fois. C'est pourquoi dans un second temps, la séquence de valeur suivante, *i.e.* $\{1 - 10 - 100 - 1000\}$, est appliquée aux rigidités par permutation circulaire. Le Tab.6.2 démontre que l'hypothèse de non-influence des valeurs d'initialisation sur les résultats de l'identification des rigidités de l'interphase est validée. En effet, même la variation simultanée des différentes valeurs d'initialisation n'implique pas de variation supérieure à $0,4\%$ pour le pire des scenarii.

De cette première étude, on constate une dispersion des résultats plus importante pour les rigidités relatives à θ, Tab.6.1 et 6.2.

Influence des rigidités de la matrice

Les rigidités de l'interphase dépendent de celle de la matrice. Si on écrit l'Eq.6.17 pour un champ virtuel déterminé sous les conditions des champs virtuels 'spéciaux', Eq.6.24

$$\mathrm{Q}_{rr_{int}} = -\sum_{i=1}^{q}\int_{S_i}\epsilon_r\tilde{\epsilon}^1_r dS\cdot Q_{rr_{mat}} + \sum_{i=1}^{q}\int_{S_i}\epsilon_\theta\tilde{\epsilon}^1_\theta dS\cdot Q_{\theta\theta_{mat}} + \sum_{i=1}^{q}\int_{S_i}(\epsilon_\theta\tilde{\epsilon}^1_r + \epsilon_r\tilde{\epsilon}^1_\theta)dS\cdot Q_{r\theta_{mat}} + \sum_{i=1}^{q}\int_{S_i}\epsilon_s\tilde{\epsilon}^1_s dS\cdot Q_{ss_{mat}} \quad (6.24)$$

TAB. 6.2 – Variation maximum (%) des résultats de l'identification des rigidités de l'interphase pour une application de la séquence de valeurs à toutes les rigidités d'initialisation par permutation circulaire.

Q_{rr}^{init} (GPa)	$Q_{\theta\theta}^{init}$ (GPa)	$Q_{r\theta}^{init}$ (GPa)	Q_{ss}^{init} (GPa)	$Q_{rr_{int}}$ (%)	$Q_{\theta\theta_{int}}$ (%)	$Q_{r\theta_{int}}$ (%)	$Q_{ss_{int}}$ (%)
1	10	100	1000	0,003	0,379	0,075	0
10	100	1000	1	0,006	0,021	0,011	0,02
100	1000	1	10	0,006	0,142	0,118	0,02
1000	1	10	100	0,006	0,117	0,096	0,02

avec $\tilde{\mathbf{u}}^1$ vérifie la condition suivante $\sum_{i=1}^{q} \int_{S_i} \epsilon_r \tilde{\epsilon}_r^1 dS = 1$. L'étude d'influence des rigidités de la matrice implique seulement la variation de l'une des rigidités. Les valeurs des points de mesure, le champ virtuel et les autres rigidités restent inchangées lors de la variation d'un rigidité de la matrice, *i.e.* nous sommes dans les conditions d'une équation affine, *e.g.* pour une variation de $Q_{rr_{mat}}$ on peut écrire $\mathbf{Q}_{int}^i = a_i \cdot Q_{rr_{mat}} + b_i \cdot Q_{\theta\theta_{mat}} + c_3 \cdot Q_{r\theta_{mat}} + d_4 \cdot Q_{ss_{mat}}$. C'est cette corrélation qui devra être vérifiée par les simulations.

L'utilisation de simulations numériques permet d'implémenter avec précision les rigidités du matériau constituant la matrice. Néanmoins, dans le cas des conditions expérimentales, soit des essais permettent l'identification de ces valeurs, soit les données de la littérature sont utilisées. Dans les deux cas, une variation des valeurs implémentées, par rapport aux rigidités réelles du matériau utilisé pour l'identification, existe. Elle est soit due aux bruits expérimentaux, soit aux écarts entre la littérature et le matériau réel. Celle-ci peut être très faible sur certains types de matériaux, mais beaucoup plus importante pour d'autres. Aussi, dans cette étude, une des quatre rigidités de la matrice est perturbée alors que les trois autres restent fixées à leur valeur exacte. Une analyse de l'influence de cette variation est faite sur les résultats de l'identification afin d'évaluer la perturbation qui en découle pour chacune des rigidités de l'interphase.

Les Fig. 6.4, 6.5 et 6.6 montrent respectivement les variations de l'identification des rigidités $Q_{rr_{int}}$ et $Q_{ss_{int}}$ de l'interphase en fonction des perturbations des quatre rigidités de la matrice. Ces perturbations restent parfaitement linéaires dans tous les cas avec un coefficient de corrélation toujours supérieur à $0,97$. Cette variation linéaire est représentative de l'évolution du comportement de la matrice, modifié par la perturbation d'une rigidité, et est cohérente.

La Fig.6.7 montre la variation de l'identification de la rigidité $Q_{r\theta_{int}}$ de l'interphase en fonction des quatre rigidités de la matrice. C'est celle qui est le plus influencée face aux perturbations imposées. La proportionnalité décrite précédemment existe toujours avec un coefficient de corrélation supérieur à $0,86$ pour le pire des scenarii. $Q_{r\theta_{int}}$ donne lieu à une dispersion plus importante dans les deux études sur des simulations numériques.

Toutes les variations des rigidités de l'interphase face aux perturbations de la matrice sont linéaires et représentatives du nouveau comportement de la matrice.

Influence du découpage par morceaux

La géométrie du spécimen est décrite par 5 paramètres R_{int}, R_{mil}, R_{ext}, T_{deb} et T_{fin}, illustration Fig.6.3, correspondant respectivement au rayon intérieur de l'interphase, au rayon extérieur

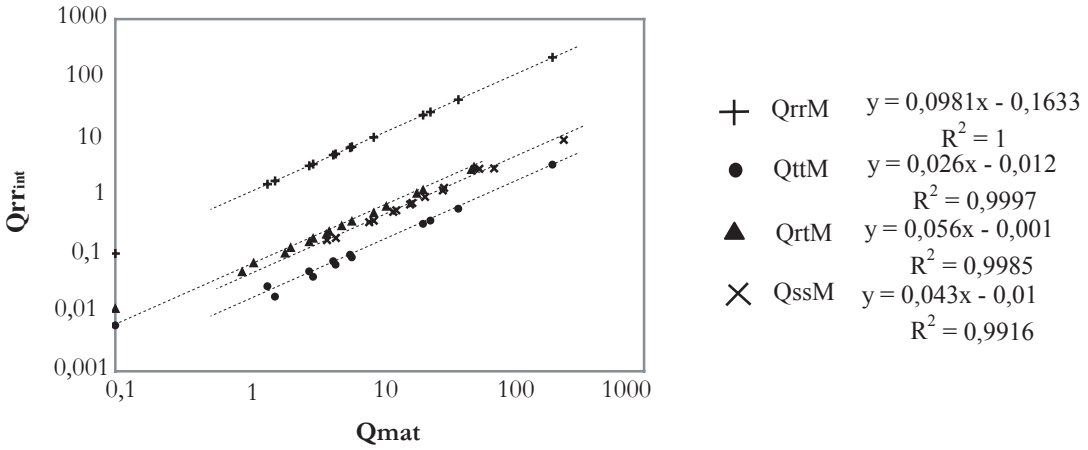


FIG. 6.4 – Influence des variations de rigidité de la matrice ($Log(\%)$) sur la rigidité $Q_{rr_{int}}$ de l'interphase ($Log(\%)$). A droite du graphique sont indiquées les équations des droites approximant les points avec leurs coefficients de corrélation.

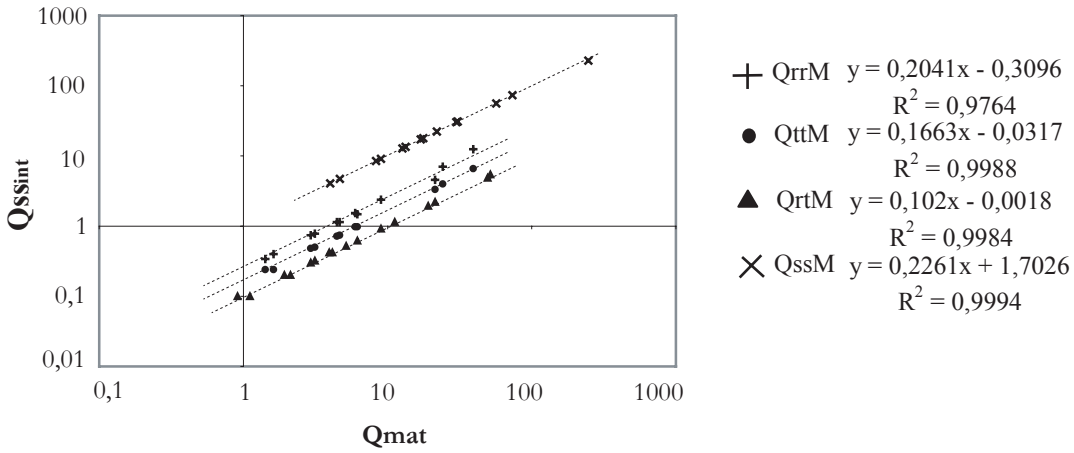


FIG. 6.5 – Influence des variations de rigidité de la matrice ($Log(\%)$) sur la rigidité $Q_{ss_{int}}$ de l'interphase ($Log(\%)$). A droite du graphique sont indiquées les équations des droites approximant les points avec leurs coefficients de corrélation.

de l'interphase ou intérieur de la matrice, au rayon extérieur de la matrice, à l'angle de départ et l'angle de fin de la zone étudiée, dans le sens trigonométrique. Afin de définir le découpage par morceaux utilisés dans la méthode des champs virtuels pour cette étude, il est nécessaire de disposer de trois paramètres : N_R, N_R^T et N_T.

Dans un premier temps, l'influence du découpage, de la matrice et de l'interphase, est analysée en faisant varier un des paramètres, les deux autres étant fixés. Dans ce cas, le nombre de points de mesure traité est toujours le même, seul le nombre de points de mesure par morceaux fluctue en fonction du découpage effectué.

L'Annexe D.1 présente l'ensemble des résultats de cette étude. Les rigidités $Q_{\theta\theta_{int}}$ et $Q_{r\theta_{int}}$ sont celles qui mettent en évidence les perturbations les plus importantes, allant dans le cas de $Q_{\theta\theta_{int}}$ jusqu'à 130% d'erreur par rapport à la valeur réelle. Ces fluctuations sont principalement obtenues lors de la variation des paramètres N_R et N_R^T correspondant aux nombres de mor-

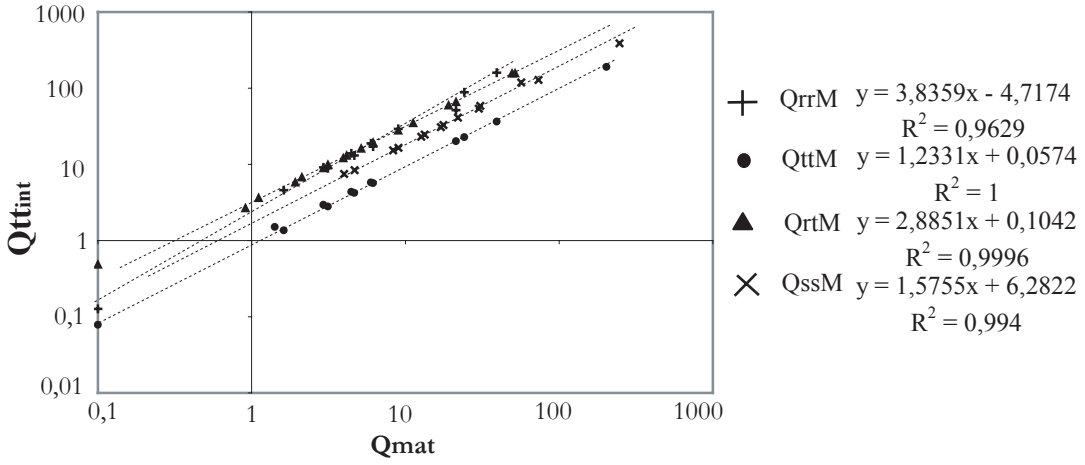


FIG. 6.6 – Influence des variations de rigidité de la matrice ($Log(\%)$) sur la rigidité $Q_{\theta\theta_{int}}$ de l'interphase ($Log(\%)$). A droite du graphique sont indiquées les équations des droites approximant les points avec leurs coefficients de corrélation.

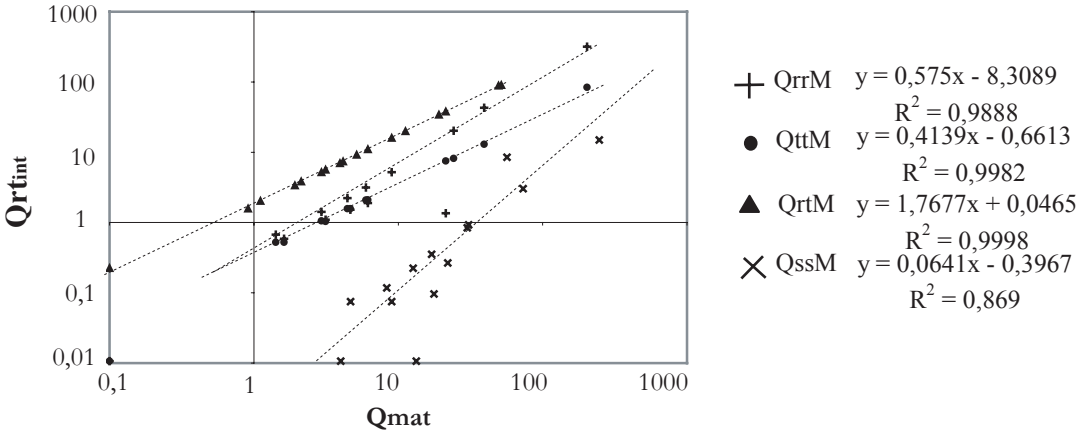


FIG. 6.7 – Influence des variations de rigidité de la matrice ($Log(\%)$) sur la rigidité $Q_{r\theta_{int}}$ de l'interphase ($Log(\%)$). A droite du graphique sont indiquées les équations des droites approximant les points avec leurs coefficients de corrélation.

ceaux suivant l'épaisseur de l'interphase. Les rigidités $Q_{rr_{int}}$ et $Q_{ss_{int}}$ affichent, elles aussi, des perturbations importantes, *i.e.* supérieures à 50%.

Le découpage suivant l'angle ne semble pas avoir un tel impact sur les résultats, en effet, même la valeur de $Q_{\theta\theta_{int}}$ ne dépasse pas 13% d'erreur. Quant aux autres rigidités, $Q_{r\theta_{int}}$, $Q_{rr_{int}}$ et $Q_{ss_{int}}$, elles culminent respectivement à 5%, $0,07\%$ et $0,6\%$ de variation par rapport aux valeurs réelles.

Pour conclure sur cette première analyse de l'influence du découpage, plusieurs points sont à retenir.

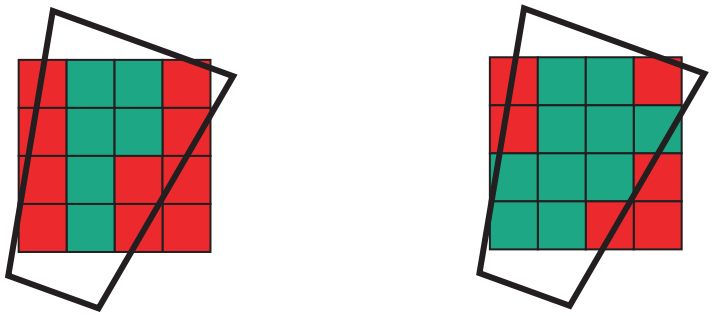
– Les paramètres déterminant le découpage des zones de l'interphase et de la matrice suivant le rayon sont ceux dont la variation présente les plus importantes perturbations sur les

résultats de l'identification.

- Le paramètre déterminant le découpage suivant l'angle ne semble pas avoir d'impact majeur sur l'identification des rigidités. Les résultats montrent tout de même une amplification de l'erreur pour une plus grande fragmentation, ceci indique une baisse de la précision du calcul plutot relative à la diminution du nombre de points de mesure au sein des morceaux.
- D'autre part, le taux défini par la relation entre les paramètres N_R et N_R^T met en évidence, pour la valeur $0,5$, d'excellents résultats d'identification. Cette analyse est validée pour les jeux de paramètres suivants : $\{(2;4),(4;8),(8;16)\}$. Le jeu de valeur $(16;32)$ ne montre pas la même précision, ceci est du à un faible nombre de points de mesure au sein des morceaux.
- Les rigidités relatives à θ sont celles qui montrent le plus de variabilité. Lors de cette étude, la rigidité $Q_{\theta\theta_{int}}$ a montré des variations jusqu'à 130% et $Q_{r\theta_{int}}$ jusqu'à 91%.

A partir des résultats de cette première analyse, une hypothèse sur l'optimisation des paramètres peut être élaborée. En effet, il existe un rapport entre les paramètres morcellant suivant l'épaisseur de la zone analysée, qui permet une optimisation des résutlats $\frac{N_R}{N_R^T} = 0,5$. Cette hypothèse impose que le nombre de morceaux dans l'interphase soit identique au nombre de morceaux dans la matrice.

Afin de valider ou d'invalider cette hypothèse, il faut vérifier que cette dernière ne soit pas le fait d'artefacts de mesure. En effet, cette hypothèse peut être liée à l'utilisation d'une carte numérique dont les éléments correspondant aux points de mesures sont régulièrement disposés le long du rayon de l'interphase et de la matrice. Pour cela, on fait varier un des trois paramètres comme précédemment. Cependant, cette fois les points de mesure dont la totalité de l'élément n'est pas inclus dans le morceau considéré seront exclus du traitement, comme l'illustre Fig.6.8 *(a)*. Cette étude a pour impact une variation du nombre de points de mesure au sein des morceaux.



(a) (b)

FIG. 6.8 – Illustration de la méthode d'exclusion des points de mesures. Le graphique *(a)* montre une exclusion de la mesure au cas où un des sommets de la zone ne se situe pas dans le morceau. Quant au graphique *(b)*, il montre une exclusion de la mesure dans le cas où plus de 25% de la zone ne fait pas partie du morceau.

L'Annexe D.2 présente l'ensemble des résultats pour l'influence du découpage en excluant les points de mesure chevauchant des morceaux. Les résultats montrent que le positionnement des points de la carte numérique ne favorise pas l'optimisation $\frac{N_R}{N_R^T} = 0,5$. En effet, dans cette étude où les points de mesure inadéquats ont été exclus du processus, la précision des résultats pour les variations de N_R et N_R^T n'est pas améliorée et les meilleurs résultats sont toujours obtenus

pour le ratio $\frac{N_R}{N_R^T} = 0,5$.

L'application de l'exclusion des mesures, dont 2 sommets, ou plus, de l'élément du point de mesure sont en dehors de la zone, Fig.6.8 *(b)*, donne les mêmes résultats que pour le cas illustré Fig.6.8 *(a)*. De même, l'application d'un tirage aléatoire de 10 points de mesure à extraire lors de l'analyse associé à la selection illustrée Fig.6.8 *(a)* montre une optimistion pour le même ratio.

L'analyse des cas où N_R^T et N_R sont les paramètres variables montrent que la diminution du nombre de points de mesure globale dans une ou l'autre des zones (*i.e.* interphase ou matrice) n'est pas un facteur particulier de détérioration des résultats, Annexe D.2. En effet, pour la zone de la matrice, quand $N_R^T = 6$, il y a 751 points de mesure et environ 31 points par morceau. Les résultats sont pourtant moins bons que dans la cas de $N_R^T = 5$ où il n'y a que 565 points de mesure et toujours 31 points par morceaux. La même analyse peut être effectuée en ce qui concerne la zone de l'interphase avec $N_R = 2$ et $N_R = 3$. Les variations du paramètre N_T montre bien que la diminution du nombre de points de mesure par morceaux n'est pas non plus un critère de détérioration des résultats dans une certaine mesure. En effet, l'utilisation de très peu de points de mesure par morceaux ne permet pas d'aboutir à une identification correcte. Par contre, il est aisément observable que le rapport $\frac{N_R}{N_R^T} = 0,5$ donne toujours d'excellents résultats d'identification bien que ce rapport est aussi toujours associé à un nombre important de points de mesure simultanément dans les deux zones interphase et matrice.

Pour conclure sur cette étude d'influence des paramètres, trois aspects se dégagent :

- Les paramètres d'initialisation pour l'étude d'optimisation n'ont pas d'effet sur les résultats.
- Les propriétés mécaniques du matériau constituant la matrice doivent être décrites avec le plus de précision possible. L'impact de l'écart entre les propriétés réelles et les valeurs mesurées dépend des rigidités considérées. En effet, $Q_{rr_{int}}$ et $Q_{ss_{int}}$ montrent une variabilité inférieure à 20% pour des écarts des rigidités de la matrice de 100%. Par contre, les variations des rigidités $Q_{r\theta_{int}}$ et $Q_{\theta\theta_{int}}$ sont beaucoup plus importantes. L'impact sur ces rigidités peut être jusqu'à 3 fois la variation imposée sur les rigidités de la matrice.
- Les paramètres qui définissent le découpage doivent prendre en compte que le rapport $\frac{N_R}{N_R^T} = 0,5$. Ce rapport semble optimiser les résultats de l'identification.

L'aspect le plus important de l'étude d'influence du découpage sur les résultats de l'identification est la variabilité des rigidités dépendant du paramètre θ. En effet, cette étude a été réalisée en utilisant une carte de déformations numériques extraite d'un calcul éléments finis dont les résultats étaient parfaitement connus. Aucune perturbation n'a été ajoutée à la mesure, donc on se situe dans le cas idéal d'une mesure parfaite. Malgré ce fait, les rigidités $Q_{r\theta_{int}}$ et $Q_{\theta\theta_{int}}$ ont montré des variations rapidement supérieures à 10%, même pour un ratio $N_R/N_R^T = 0,5$, en fonction du découpage et du nombre de point de mesure par morceaux.

L'influence du nombre de points de mesure par morceaux montre Fig.6.9 une tendance exponentielle. Les rigidités $Q_{r\theta_{int}}$ et $Q_{\theta\theta_{int}}$ sont celles dont les résultats sont les plus dispersés. Néanmoins, pour obtenir des résultats dont la précision est inférieure à 10%, il semble nécessaire d'avoir environ 50 points de mesure par morceaux.

6.2.3 Résultats d'identification

L'application de la méthode des champs virtuels à la carte des déformations obtenue par la technique de corrélation d'images numériques, Fig.4.8, permet l'évaluation des rigidités de l'interphase. Dans le cadre de cette étude, les paramètres d'entrée détaillés ci-dessous sont utilisés.

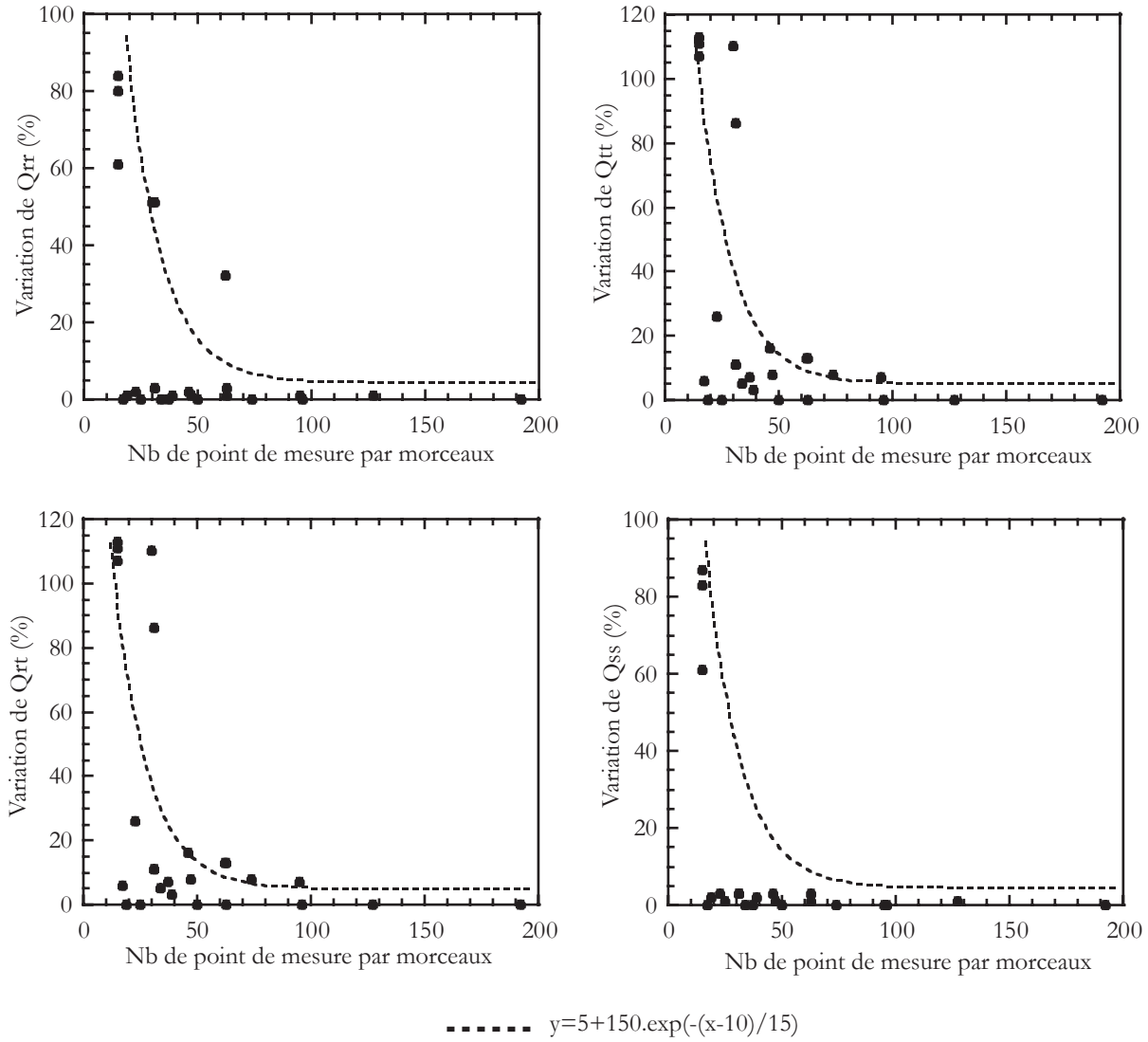


FIG. 6.9 – Variation des rigidités de l'interphase (%) par rapport au nombre moyen de point de mesure par morceaux.

- Les rigidités de la matrice correspondent à un matériau isotrope de type résine époxyde de module d'Young $E = 3\ GPa$ et de coefficient de Poisson $\nu = 0,35$, Fig.6.10 *(a)*. Le module d'Young est déterminé à partir d'une dizaine d'essais de traction effectués sur des éprouvettes rectangulaires de résine époxyde correspondant à la phase matrice. Quant au coefficient de Poisson, les valeurs déterminées section 3.7.3 servent de référence.
- La géométrie de l'éprouvette qui permet de définir la zone de la fibre, de l'interphase et de la matrice ainsi que les points de mesure s'y rapportant.
- La géométrie du découpage en morceaux de la zone sous analyse : *i.e.* le nombre de découpage angulaire $N_T = 3$ ($N_T = 2$ si le nombre de points par morceaux est trop faible pour $N_T = 3$) ; le nombre total de découpage suivant le rayon de la zone $N_R^T = 4$ et le nombre de découpage suivant le rayon de l'interphase $N_R = 2$.

On applique la méthode des champs virtuels sur un découpage respectant 3 spécificités.

- Le nombre de points de mesure dans l'interphase doit être maximum et doit permettre

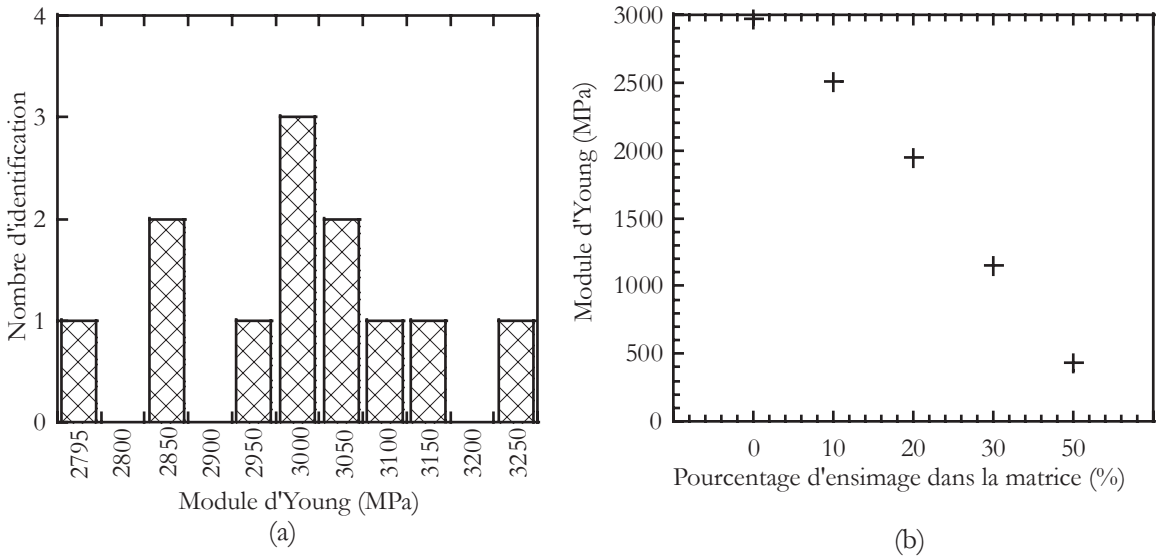


FIG. 6.10 – Module d'Young de la résine utilisée pour la matrice lors de plusieurs essais *(a)* et évolution du module d'Young pour une éprouvette avec différents pourcentages d'ensimage *(b)*.

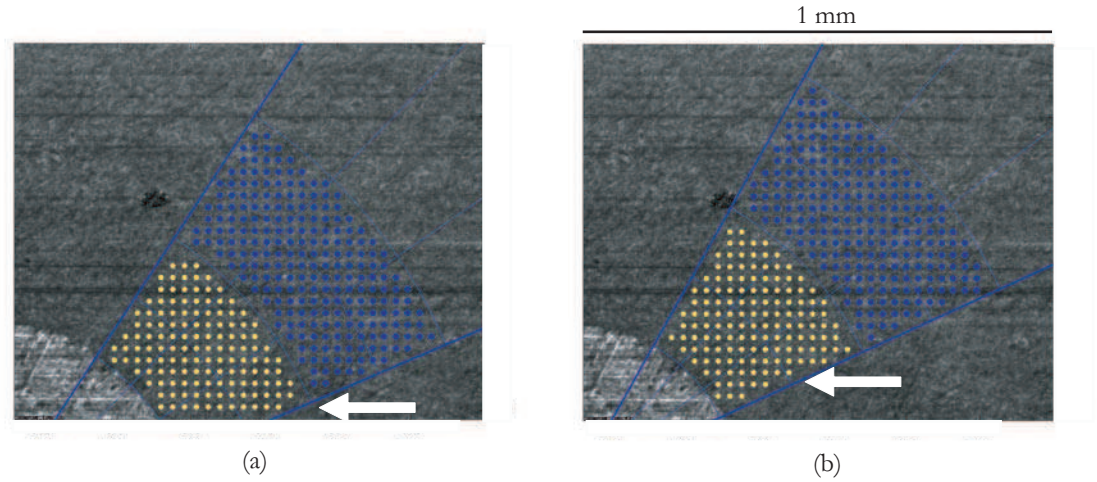


FIG. 6.11 – Le découpage effectué sur l'image *a)* ne permet pas l'obtention d'une section complète au niveau de l'interphase contrairement à l'image *(b)*.

l'obtention d'au moins 50 points de mesure par morceaux.
- Les limites angulaires du découpage doivent contenir une section complète de l'interphase comme l'illustre la Fig.6.11.
- L'épaisseur dans le section arbitrairement limitée de la matrice doit être équivalent à celle de l'interphase.

Ces contraintes sont des précautions afin de ne pas ajouter, aux erreurs des mesures expérimentales, des artefacts numériques.

Evaluation des propriétés mécaniques de l'interphase

On effectue un traitement global respectant les conditions explicitées précédemment, comme l'illustre la Fig.6.12.

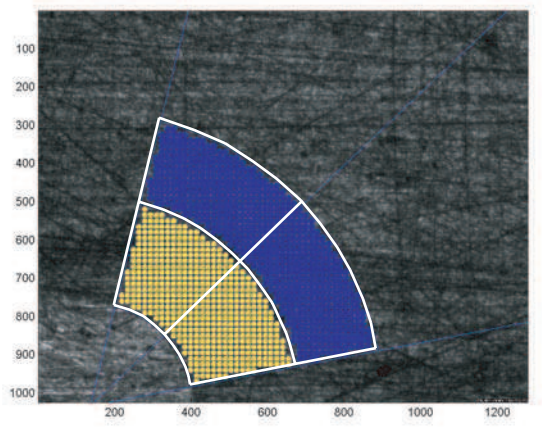


FIG. 6.12 – Découpage de la zone sous analyse.

Ce découpage mène à 250 points de mesure au sein de l'interphase et 320 au niveau de la matrice. La répartition du nombre de points de mesure dans chaque morceau est relativement équitable : 52 et 52 pour la première rangée au sein de l'interphase, 74 et 75 pour la seconde rangée, de même 75 et 74 pour la première rangée au sein de la matrice, 87 et 83 pour la seconde.

Les rigidités obtenues par l'application de la MCV sont les suivants :

$Q_{rr_{int}} = 1,49\ GPa$
$Q_{\theta\theta_{int}} = 1,58\ GPa$
$Q_{r\theta_{int}} = 0,15\ GPa$
$Q_{ss_{int}} = 0,94\ GPa$

Les valeurs des rigidités pour $Q_{rr_{int}}$ et $Q_{\theta\theta_{int}}$ sont relativement équivalentes (différence inférieure à 7%) montrant ainsi le caractère isotrope du matériau constituant l'interphase. Ces valeurs permettent, mathématiquement de calculer le coefficient de Poisson $\nu = 0,1$ et le module d'Young du matériau $E = 1,47\ GPa$.

La valeur du coefficient de Poisson ne correspond pas aux valeurs attendues pour ce paramètre, *i.e.* $[0,25 - 0,4]$, pour ce type de matériau. Ce coefficient est très sensible car il dépend de la rigidité $Q_{r\theta_{int}}$ dont la sensibilité a pu être observée lors de l'étude d'influence, *cf.* la conclusion de la section 5.2.2.

La valeur du module dépend, du point de vue mathématiques, du coefficent de Poisson suivant la formule suivante Eq.6.25.

$$E = (1 - \nu^2) \cdot Q_{rr\,int} \tag{6.25}$$

L'instabilité du coefficient de Poisson, *i.e.* due a la variabilité de la rigidité $Q_{r\theta_{int}}$, a donc un impact sur les résultats du module d'Young. D'après les études précédentes, la rigidité $Q_{rr_{int}}$ est celle qui a montré la plus de stabilité, contrairement à $Q_{r\theta_{int}}$. C'est pourquoi, on analyse mathématiquement la variabilité du coefficient de Poisson en fixant la rigidité connue comme étant la plus stable, soit Qrr_{int}, la variabilité du coefficient de Poisson par rapport à sa valeur maximum est de 25% pour une rigidité $Q_{rr_{int}}$ fixée, Fig.6.13.

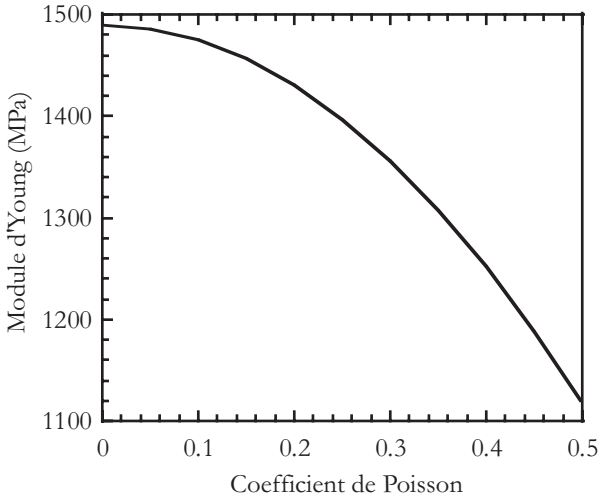


FIG. 6.13 – Impact mathématique d'une variation du coefficient de Poisson sur la valeur du module d'Young pour une rigidité $Q_{rr_{int}}$ fixée.

Etant donné que la valeur du module d'Young dépend de la valeur du coefficient de Poisson, nous prendrons une valeur fixe et raisonnable, selon la section 3.7.3, du coefficient de Poisson, *e.g.* pour $\nu = 0,35$. Fixer cette valeur équivaut à, mathématiquement, considérer la valeur de la rigidité $Q_{rr_{int}}$ comme étant fiable et imposer une valeur à la rigidité $Q_{r\theta_{int}}$. Cette application mathématique ne peut avoir cours dans la réalité car la variation d'une rigidité implique, ou est la conséquence, des variations des autres rigidités. Les 4 rigidités de l'interphase ne peuvent pas, mécaniquement, être découplées. Néanmoins, cela permet de calculer le module d'Young de l'interphase en s'affranchissant de la variabilité de $Q_{r\theta_{int}}$, *i.e.* $E = 1,31\ GPa$. Dans le cadre de cette identification, on peut conclure que le module d'Young est compris dans un intervalle $[1,12 - 1,49\ GPa]$

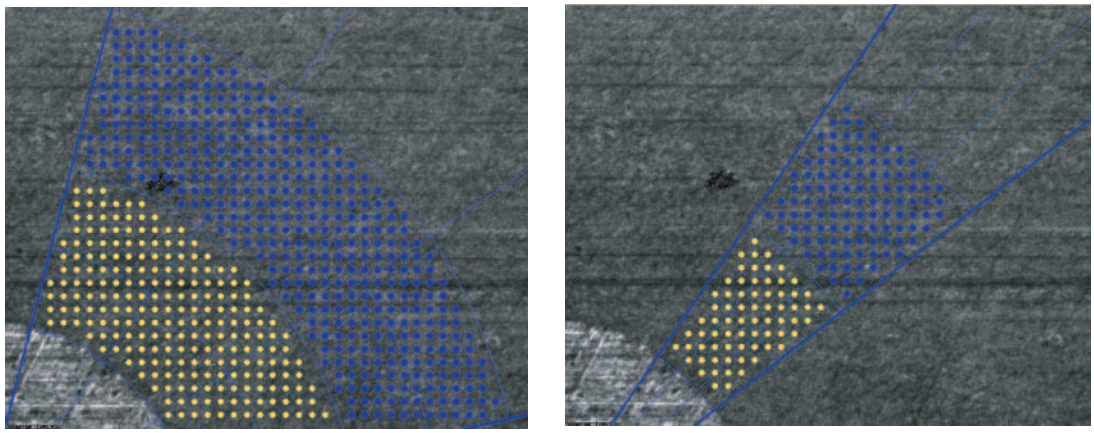
Les essais de traction menés sur des éprouvettes rectangulaires ont donné des valeurs de module d'Young comprises entre 1000 et 1300 MPa, Fig.6.10 *(b)*, une évaluation de ce paramètre au chapitre 3 a donné des valeurs comprises entre 1400 et 1450 MPa et l'identification par la MCV une variation de 1100 et 1500 MPa. Cette différence en fonction des méthodes d'identification peut être due à plusieurs phénomènes.

- Les essais de traction menés sur des éprouvettes rectangulaires peuvent avoir un comportement relativement différent que pour une géométrie cylindrique ayant des relations avec les autres composants, comme dans le cas d'une interphase. De plus, les études sur éprouvettes ont montré un comportement allant de l'élasticité à la viscoélasticité en fonction de la cuisson. Ici, l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire peut ne pas être adaptée.
- L'identification menée dans le chapitre 3 utilise la même carte de déformations que celle utilisée pour l'application de la MCV. Néanmoins, celle-ci n'utilise que très peu de données (*i.e.* environ 25 points de mesure indépendants spatialement), soit 12 fois moins que dans le cas de la méthode des champs virtuels. La localisation de l'identification du module d'Young peut aussi mener à des écarts dans les valeurs mesurées ne permettant pas une évaluation correcte. En effet, la localisation de l'identification sur une zone qui subit des concentrations de contraintes importantes et donc où le moindre effet parasite peut faire varier les valeurs de façon importante.
- L'identification menée par le méthode des champs virtuels donne des résultats plutôt

proches des valeurs déterminées par les essais de traction. Néanmoins, ceci est basé sur une seule détermination et il est nécessaire de tester la fiabilité de ces mesures.

Fiabilité des mesures par MCV

Afin de tester la fiabilité de la méthode des champs virtuels sur des mesures expérimentales, on effectue un ensemble d'identification en faisant varier l'angle de la zone sous analyse. Principalement, deux tests sont effectués : l'un comprenant plus de points de mesure mais les sections extérieures de l'interphase, Fig.6.11 *(a)*, ne sont pas complètes Fig.6.14 *(a)*, l'autre diminuant le nombre de point de mesures Fig.6.14 *(b)*.



(a) (b)

FIG. 6.14 – Variation de l'angle de la zone sous analyse menant à respectivement une augmentation *(a)* et une diminution *(b)* du nombre de points de mesure.

Augmentation du nombre de point de mesures

L'augmentation de l'angle de la zone sous analyse mène à l'augmentation du nombre de points de mesure, Fig.6.14 *(a)*. Cette carte comprend 279 points de mesure dans l'interphase et 496 dans la matrice. La répartition du nombre de points de mesure au sein des différents morceaux n'est pas homogène (*i.e.* ceci est du au fait que les sections extérieures de l'interphase ne sont pas complètes) : 19; 56 et 62 pour la première rangée de l'interphase, 32; 54 et 56 pour la seconde, 70; 78 et 81 pour la première rangée de la matrice ; 86; 91 et 90 pour la seconde. Le traitement de cette carte par la méthode des champs virtuels donne les résultats suivants :

$Q_{rr_{int}} = 1,66\ GPa$
$Q_{\theta\theta_{int}} = 1,07\ GPa$
$Q_{r\theta_{int}} = 0,06\ GPa$
$Q_{ss_{int}} = 0,92\ GPa$

L'isotropie décrite précédemment n'apparaît plus dans ces résultats, l'écart entre $Q_{rr_{int}}$ et $Q_{\theta\theta_{int}}$ est d'environ 36%. Les variations des rigidités lors de cette augmentation du nombre de points, par rapport à l'identification précédente, sont de 11%, 32%, 38% et 2% pour respectivement $Q_{rr_{int}}$, $Q_{\theta\theta_{int}}$, $Q_{r\theta_{int}}$ et $Q_{ss_{int}}$. Ces résultats sont en corrélation avec les tendances décrites section 6.2.2. En effet, les rigidités $Q_{rr_{int}}$ et $Q_{ss_{int}}$ sont celles qui montrent le plus de stabilité dans les résultats, alors que $Q_{\theta\theta_{int}}$ et $Q_{r\theta_{int}}$ subissent de forte variation des résultats.

Ces variations peuvent être dues à différents phénomènes.

– Tout d'abord, le nombre de points de mesure par morceaux n'est pas homogène et peut être trop faible dans certains morceaux. Dans ce cas, 6 morceaux ont été définis par phase. Parmi ces 6 morceaux, 2 possèdent un nombre de points de mesure inférieur à 50. Si, comme l'étude d'influence détaillée section 6.2.2 l'a montré, l'utilisation de trop peu de points de mesure par morceaux induit une erreur importante et exponentielle dans les résultats de l'identification, alors, dans ce cas-ci, un tiers des valeurs seront entâchées de cette erreur. Ce phénomène aura donc un impact important sur les résultats de l'identification.
– Les points de mesure correspondant aux extrémités de l'image sont utilisés pour la mesure. Or ces points sont plus sensibles aux erreurs du fait de leur localisation et des algorithmes associés.
– Une zone de la mesure peut inclure des endommagements sous jacents et ne plus être représentative du matériau lui-même mais d'autres phénomènes.

Diminution du nombre de points de mesure

La diminution de l'angle de la zone sous analyse mène à une diminution du nombre de points de mesure, Fig.6.14 *(b)*. Cette carte comprend 51 points de mesure dans l'interphase et 89 dans la matrice. La répartition du nombre de points de mesure au sein des différents morceaux n'est pas homogène car les morceaux deviennent trop petits : 6; 10 et 5 pour la première rangée de l'interphase, 9; 13 et 8 pour la seconde, 11; 15 et 14 pour la première rangée de la matrice ; 16; 20 et 13 pour la seconde. Le traitement de cette carte par la méthode des champs virtuels donne les résultats suivants :

$Q_{rr_{int}} = 18,40\ GPa$
$Q_{\theta\theta_{int}} = -1,93\ GPa$
$Q_{r\theta_{int}} = -0,36\ GPa$
$Q_{ss_{int}} = 0,56\ GPa$

La procédure mathématique permettant l'identification de rigidités de l'interphase à partir de la carte des déformations mène dans ce cas à des résultats erronés. En effet, une condition de la mécanique des milieux continus est que le tenseur des rigidités doit être défini positif, or les valeurs des résultats ne permettent pas de remplir cette condition. L'obtention de ces résultats peut être le fait, majoritairement, de deux phénomènes :

1. Le nombre de points de mesure par morceaux est beaucoup trop faible et l'application de la méthode des champs virtuels ne peut se faire de manière fiable. En effet, il a été montré section 6.2.2 qu'une diminution importante du nombre de points de mesure fait augmenter de façon exponentielle l'erreur sur les résultats de l'identification.
2. Lorsque le traitement se fait sur un faible nombre de points de mesure, la moindre erreur sur un ou deux points a un impact beaucoup plus important que si un grand nombre de points de mesure est utilisé, *i.e.* un moyennage des mesures se fait virtuellement.

La disponibilité des valeurs des points de la carte des déformations permet d'extraire les valeurs empreintes d'erreurs de mesure évidentes ou suspectes. Cette opération a mené à l'extraction de 4% des points de l'interphase et 5% de la matrice. Néanmoins, lorsque qu'un point de mesure est ôté d'un morceau qui en contenait 6, c'est 17% de données en moins mais aussi ce même pourcentage qui n'est plus entaché de l'erreur du point de mesure mais redistribué entre les données restantes. L'application de la MCV à ce nouveau jeu de données modifié donne les résultats suivants :

$Q_{rr_{int}} = 2,05\ GPa$
$Q_{\theta\theta_{int}} = 0,23\ GPa$

$Q_{r\theta_{int}} = 0,01\ GPa$
$Q_{ss_{int}} = 0,76\ GPa$

Les résultats obtenus conviennent du point de vue des hypothèses de la mécanique des matériaux mais présentent des variabilité extrêmement importantes. L'isotropie n'est plus du tout représentée avec un écart de près de 88% entre $Q_{rr_{int}}$ et $Q_{\theta\theta_{int}}$. Les rigidités $Q_{ss_{int}}$ et $Q_{rr_{int}}$ sont toujours les valeurs les plus stables, même si elles montrent dans ce cas leur variabilité la plus importante respectivement de 25% et 37% par rapport à l'étude initiale. Pour conclure, la diminution du nombre de points de mesure ne permet pas une évaluation des propriétés mécaniques de l'interphase, le nombre de points de mesure par morceaux étant bien trop faible.

Localisation des découpages au niveau des zones sous sollicitation

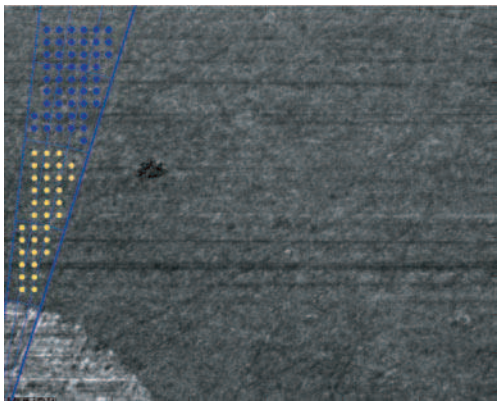


FIG. 6.15 – Variation de l'angle de la zone sous analyse afin d'effectuer une identification au pôle nord de l'interphase, ainsi qu'effectué section 3.7.3.

Afin de vérifier la fiabilité des mesures des rigidités Q_{rr} et $Q_{\theta\theta}$, on applique la méthode des champs virtuels à une zone représentative de la zone 1 décrite section 4.1.3 paragraphe sur l'identification, comme l'illustre Fig.6.15. Cette carte comprend 35 points de mesure dans l'interphase et 49 dans la matrice. La répartition du nombre de points de mesure au sein des différents morceaux n'est pas homogène par manque de points de mesure : $3; 7$ et 5 pour la première rangée de l'interphase, $5; 10$ et 5 pour la seconde, $8; 11$ et 9 pour la première rangée de la matrice ; $6; 9$ et 6 pour la seconde. Afin d'éviter des variabilités semblables à celles observées lors de la diminution du nombre de points de mesure, on procède à l'extraction des mesures aux bords de la carte et aux points de mesure dont les valeurs de déformations sont aberrants. Le traitement de cette carte par la méthode des champs virtuels donne les résultats suivants :

$Q_{rr_{int}} = 1,61\ GPa$
$Q_{\theta\theta_{int}} = 0,55\ GPa$
$Q_{r\theta_{int}} = 0,32\ GPa$
$Q_{ss_{int}} = 0,62\ GPa$

L'isotropie n'apparaît toujours pas dans ce résultat avec un écart de près de 65%. Les rigidités $Q_{ss_{int}}$ et $Q_{rr_{int}}$ sont les valeurs les plus stables, elles montrent dans ce cas des variabilités respectivement de 30% et 8% par rapport à l'étude initiale. Cette zone a été utilisée pour établir une estimation de la valeur du module d'Young lors de l'étude section 4.1.3. Pour une valeur du coefficient de Poisson fixe et raisonnable, *e.g.* pour $\nu = 0,35$, le module devient $E = 1,41\ GPa$. Les valeurs obtenues sont relativement cohérentes et reflètent les résultats calculés lors de l'analyse des cartes de corrélation d'images numériques, section 4.1.3.

6.3 Conclusion

L'application de la méthode des champs virtuels a permis de déterminer, pour un lieu et un découpage particulier de l'image, les propriétés mécaniques de l'interphase. Les résultats du module d'Young semblent relativement cohérents avec les valeurs pré-déterminées par les essais de traction. Les différences peuvent être expliquées par l'utilisation d'éprouvettes qui ne font pas partie du même set de préparation, *i.e.* différence de cuisson, de mélange des composants, *etc.* Quant au coefficient de Poisson, les valeurs, bien que comprises dans l'intervalle des valeurs mécaniquement valables, ne correspondent pas à la réalité du matériau. L'instabilité de la rigidité $Q_{r\theta_{int}}$ est la cause de ces valeurs. La sensibilité de cette valeur a pu être constatée lors des simulations numériques pour l'évaluation de l'influence des paramètres. Il est important de noter que malgré l'utilisation de cartes de déformations numériques, donnant des mesures 'parfaites' du système monofilament sous étude, les rigidités $Q_{r\theta_{int}}$ et $Q_{\theta\theta_{int}}$ ont montré une variabilité beaucoup plus importante que $Q_{rr_{int}}$ et $Q_{ss_{int}}$.

D'après les résultats obtenus précedemment, plusieurs évaluations peuvent être faites de la méthode des champs virtuels.

1. La rigidité $Q_{rr_{int}}$ est la plus stable de toutes. Ces valeurs sont comprises entre $[1,49 - 2,05\ GPa]$, ce qui est cohérent avec une résine de ce type mais met en évidence un écart de près de 27%.
2. L'application de la MCV à des morceaux comprenant un nombre trop faible de points de mesure conduit à des résultats erronnés à la fois pour des cartes de déformations expérimentales mais aussi pour les cartes numériques.
3. Cette étude ne permet pas facilement de valider ou d'invalider les résultats donnés par la MCV. Néanmoins, la cohérence des résultats de l'identification du module d'Young à la zone 1 de la Fig.4.10 par l'évaluation section 4.1.3 et par la MCV tendent à montrer que la méthode est relativement fiable.
4. Néanmoins, la sensibilité du coefficient $Q_{r\theta_{int}}$ n'a pas permis une identification du coefficient de Poisson. De plus, l'étude numérique a montré que cette variabilité est, en partie, une conséquence de l'application de la méthode par rapport au niveau de précision des résultats analysés. Il serait nécessaire de comparer cette variabilité avec celle d'autres techniques pour savoir si elle est un phénomène intrinsèque à la méthode ou un particularité seulement de la rigidité.
5. Enfin, l'utilisation par la MCV de cartes de déformations plutôt que de déplacements induit l'utilisation de données plus bruitées. En effet, le choix d'un algorithme de dérivation numérique pour leur obtention relève déjà en soit d'un traitement induisant à part entière des erreurs.

L'identification des propriétés mécaniques par l'utilisation de la méthode des champs virtuels a partiellement mené à des résultats intéressants. Néanmoins, la fiabilité de ces derniers n'a pas pu être démontrée et peut s'expliquer par les phénomènes suivants :

1. L'hypothèse d'une interphase élastique linéaire n'est pas adaptée à ce type de matériau. En effet, même si l'essai de traction effectuée sur la résine pure ne montre pas un comportement visqueux non-linéaire évident, Fig.6.10 *(a)*, les essais réalisés pour l'identification par la méthode des champs virtuels ont été effectués par paliers. La Fig.6.16 montre clairement l'aspect non-linéaire du système sous des conditions de chargement par étapes.
2. D'autre part, l'hypothèse de contraintes planes peut être faussée par la présence d'inhomogénéité au coeur de l'interphase, *i.e.* bulles d'air, anisotropie, *etc.* Cet aspect peut impliquer des concentrations locales de contraintes faussant l'identification.
3. Enfin, l'adhésion entre le mélange de résine constituant l'interphase et la fibre en alumi-

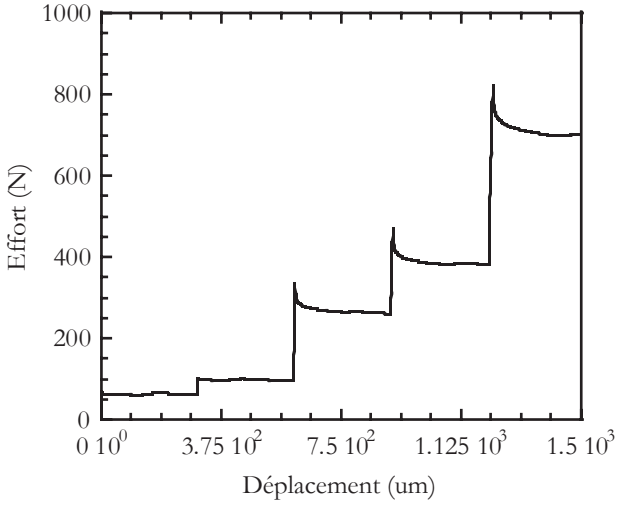


FIG. 6.16 – Mise en évidence d'un comportement non-linéaire du système sous étude.

nium n'est pas optimale. Certaines éprouvettes, après rupture, ont clairement montré un déchaussement de la fibre. Néanmoins, les essais analysés lors de ce mémoire ne montre pas de trace apparente de ce déchaussement.

Conclusion générale

L'objectif principal de cette thèse est de mettre en place et d'appliquer une procédure complète d'identification des paramètres d'une loi de comportement d'un matériau modélisant l'interphase d'un composite à fibres. Deux problèmes majeurs se posent face à un cas réel, *i.e.* l'identification d'une véritable interphase. Tout d'abord, la mise en place d'une procédure adaptée à ce problème, permettant notamment d'effectuer cette identification une fois le composite créé ; et ensuite, la dimension nanométrique de cette interphase.

On a choisi de mettre en place la procédure de détermination des propriétés mécaniques : de la mise en place des techniques expérimentales à l'identification des ces propriétés. L'observation à des échelles nanométriques est réalisée par des outils du type MEB (microscope électronique à balayage) ou AFM (microscope à force atomique). Ce choix n'a pas été fait lors de cette étude. Nous nous sommes limités à des échelles d'observations microscopiques. Néanmoins, les démarches de maîtrise de la technique de corrélation d'images numériques peuvent être transposées à de nombreux autres outils ou techniques.

Une étude bibliographique a permis de mettre en avant deux techniques de mesure répondant au moins partiellement aux contraintes imposées par le post-traitement : le moiré interférométrique et la corrélation d'images numériques. Elles ont été mises en place et évaluées pour les besoins de cette étude. Cependant, si le protocole de calibration et d'analyse était largement diffusé dans la littérature dans le cas du moiré interférométrique, ce n'était pas le cas pour la corrélation d'images numériques (méthode relativement plus récente). Etant donné que les mesures expérimentales devaient répondre à certains critères de performances, il a été nécessaire de mettre en place un protocole pour la corrélation d'images numériques et de développer des méthodes de caractérisation de cette méthode afin de pouvoir par la suite utiliser convenablement ces mesures.

Suite à cela, la comparaison entre les deux techniques a mené au choix de la corrélation d'images numériques. Les mesures ont alors été traitées par la méthode des champs virtuels afin d'identifier les paramètres de la loi de comportement élastique et orthotrope du matériau correspondant à l'interphase. Cette analyse a été réalisée par la méthode des champs virtuels par morceaux avec un algorithme de minimisation du bruit décrit dans la littérature. Au préalable une étude a montré qu'un critère de découpage géométrique permettait une optimisation de l'identification. Le post-traitement des mesures a permis d'identifier les paramètres souhaités.

Pour conclure, on peut citer les contributions suivantes de cette thèse :

- L'application à des mesures réelles d'une procédure inverse d'identification pour une éprouvette multi-phasée ;
- Le développement de la corrélation d'images numériques pour une utilisation optimale et fiable ;
- La comparaison de deux techniques de mesures de champs n'utilisant pas les mêmes principes physiques (diffraction et traitement d'images) ;
- La mise en avant de l'importance d'une connaissance de l'application des mesures effectuées

pour une optimisation du choix de la technique mais aussi des développments de cette dernière.

Les perspectives de ces travaux sont nombreuses et à compétences multiples. On cite ci-dessous les principaux axes de recherche mais il en existe bien d'autres.

- Tout d'abord, le souhait d'une analyse à terme d'une interphase réelle passe nécessairement par le développement des connaissances du matériel d'observation adapté (AFM, MEB, *etc.*). Ces matériels permettront alors d'appliquer les mêmes méthodes de moiré interférométrique et de corrélation d'images numériques, par exemple, mais avec des performances bien supérieures pour des échelles micro- voire nanoscopiques.
- La corrélation d'images numériques est une technique à fort potentiel pour les années à venir de par l'explosion des performances des capacités de calculs micro-informatique et des capteur CCD. Les procédures de réglages, d'optimisation et de caractérisation devront être analysées et normalisées afin d'homogénéiser l'utilisation d'une technique d'ores et déjà répandue.
- La limitation dans cette étude de l'identification des paramètres d'une loi de comportement élastique linéaire orthotrope n'est pas du tout représentative d'un comportement réel d'une interphase d'un matériau commposite. Il s'agit donc de passer à des identifications pour des lois non-linéaires.
- Enfin, ce type de travaux met en avant l'importance des collaborations entre les expérimentateurs et les numériciens. L'analyse et la compréhension des problèmes engendrés par l'utilisation de mesures expérimentales doit pouvoir mener à la mise en place d'algorithme d'optimisation ciblé en fonction de la technique de mesures utilisée.

Annexe A

Description technique du microscope à grande distance frontale et caméra CCD.

.

QUESTAR QM-100 : Microscope à grande distance frontale

Le microscope à grande distance frontale QM-100 de Questar combine la compacité et la facilité d'utilisation, avec l'ouverture relative et la résolution des microscopes plus importants. Pour des applications nécessitant un grossissement et une résolution élevés et qui ne permettent à l'utilisateur de travailler que d'une distance de 15 à 35 cm, le QM-100 est un instrument particullièrement adapté en termes de performance et de flexibilité.

Spécifications :

Caractéristiques Optiques :

. Conception : catadioptrique Maksutov-Cassegrain.
. Lentille de Correction standard : BK7, MgF2 avec revêtement AR ; revêtements diélectriques multicouches en option.
. Lentille de Correction en Option : silice fondue (pour réponse spectrale étendue dans l'UV), MgF2 avec revêtement AR.
. Miroir Primaire : substrat Pyrex, revêtement aluminium avec couche SiO ; en option substrat Zerodur.
. Ouverture Libre de la Lentille de Correction : 63 mm.
. Diamètre du Miroir Primaire : 104 mm.
. Miroir Secondaire Standard : revêtement aluminium avec couche SiO ; en option, argent avec couche ThF4.
. Diamètre du Miroir Secondaire : 16 mm.
. Écran : En hélice dans le tube central, toutes les surfaces intérieures sont revêtues de noir anti-réflexion.

Caractéristiques Mécaniques :

. Matière du Corps Cylindrique : tube creux en aluminium, usiné à partir de matériau sans raccords.
. Longueur du Cylindre : $25,4$ cm.
. Boîte de Contrôle : fonte d'aluminium, 24S-T4, résistant à la corrosion ; Port axial ou à 90 degrés commutable.
. Séparatrice Interne : standard, contrôlé par un bouton à bascule.
. Longueur de l'Ensemble : $30,8$ cm de la face avant jusqu'à l'embase du bouton de focalisation.
. Diamètre de l'Ensemble : $11,4$ cm maximum hors-tout.
. Hauteur de l'Ensemble : $20,8$ cm de la base du support au haut de l'oculaire.
. Poids de l'Ensemble : $2,27$ kg.
. Support : rail usiné en aluminium, trous de fixation : $1/4" - 20$ et $3/8" - 16$.
. Mécanisme de Focalisation : la bague du miroir solidaire du tube coulissant en acier inox, coulisse sur un tube fixe en acier inox léger. Ressorts coniques bandés. Barre de focalisation polie 303, 24 TPI ; intégrée à l'intérieur de la boîte de contrôle.
. Finition : parties en aluminium anodisées naturel, bleu foncé ou noir.
. Mallette de Transport : ATA, intérieur standard.

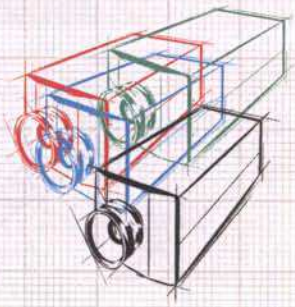
Performances :

. Domaine de Focalisation : de 15 à 35 cm.
. Inférieur avec le PowerPak 100 optionnel : 10 cm.
. Résolution Optique : $1,1$ microns à 15 cm
. Format : champ de diamètre 12 mm limité en diffraction.

. Champ de Vision (format 2/3") : de $0,375$ à 8 mm.
. Réponse spectrale standard : 330 nm à $2,3$ microns ; systèmes en option avec une réponse spectrale plus étendue.
. Réponse spectrale optionnelle : 200 nm à $3,5$ microns.

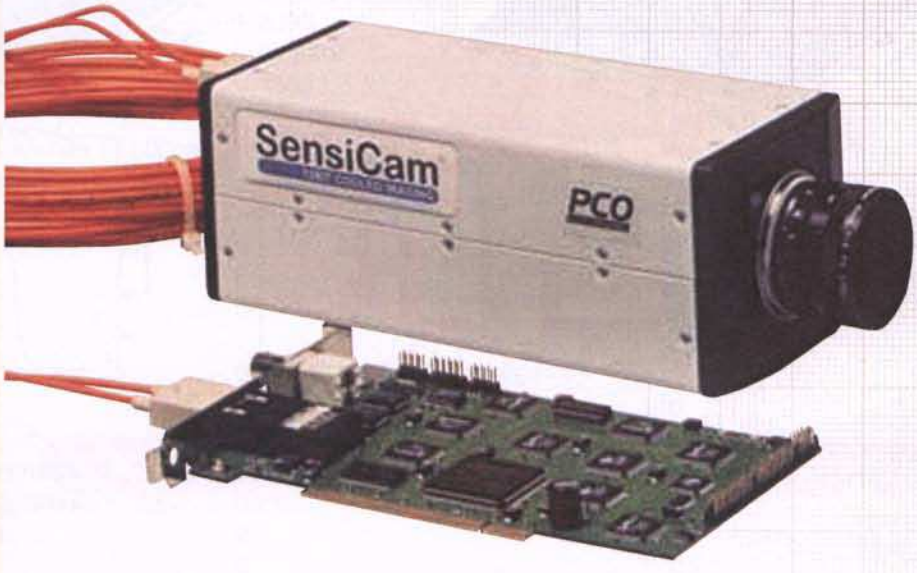
12 Bit Cooled Imaging

++ LongExposure: Fluorescence Microscopy, High Resolution Microscopy, Bioluminescence, Spectroscopy, Low Light Level Imaging
++ FastShutter: Ultrafast Phenomena, Time-resolved Spectroscopy, Ballistics, Wind Tunnels, Fuel Injection
++ DoubleShutter: PIV, Spray Analysis



SensiCam®

12Bit Cooled Imaging
black/white + RGB color

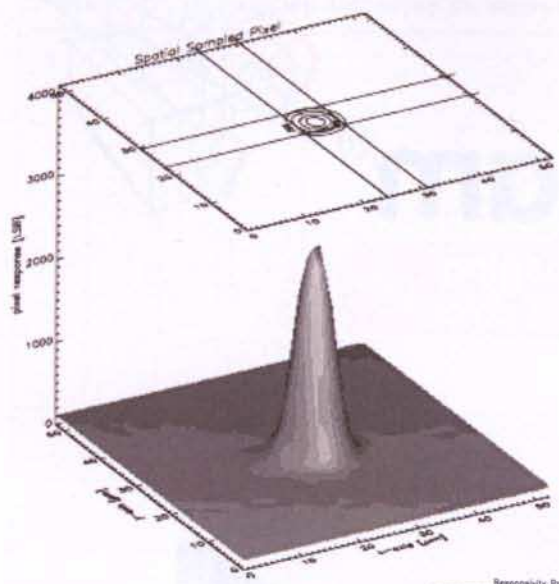


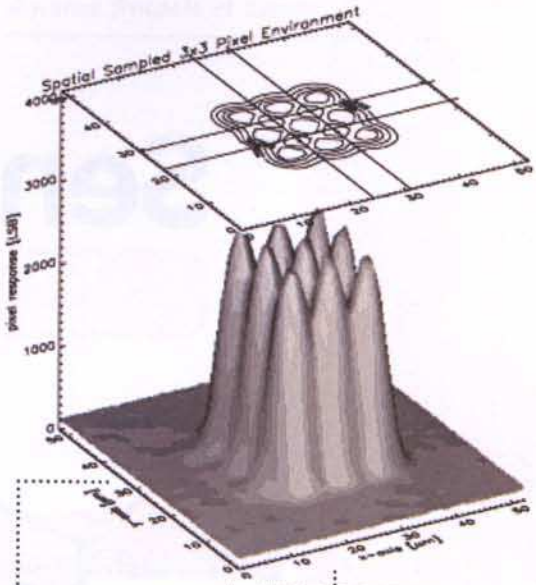
Highlights

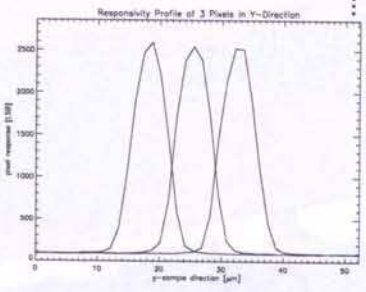
- 12Bit dynamic range
- High resolution with 1280 x 1024 pixel
- Color or black/white
- Shutter from 100ns ... 1000s
- 8 images at full CCD resolution
- Low noise due to ***Q**uiet **C**orrelated **D**ouble **S**ampling*
- Peltier-cooled
- Captures 2 images with 200ns interframing time
- Remote control up to 1.500m

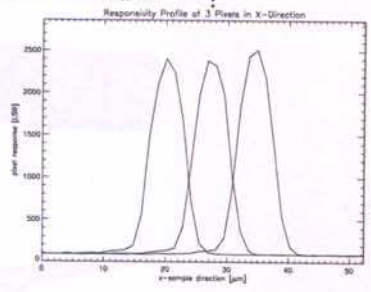
PCO
CCD IMAGING

Measurement of the Spatial Pixel Responsivity (1 Pixel / 3 x 3 Pixels)*

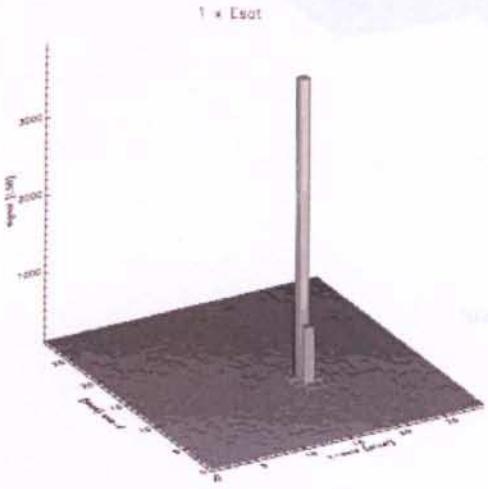


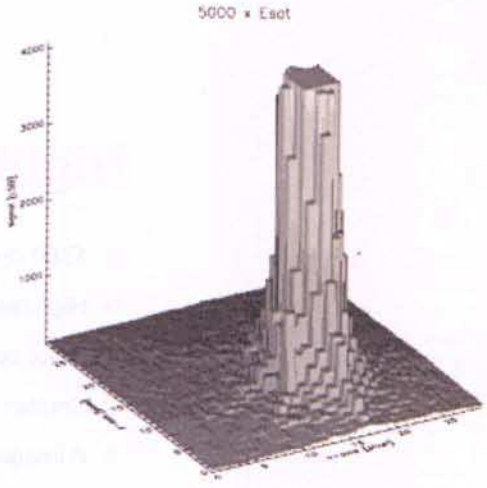


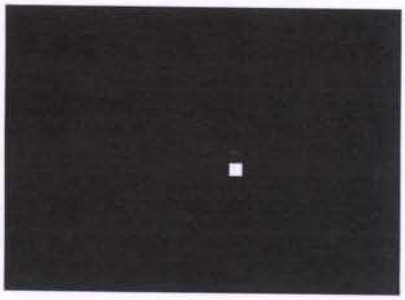




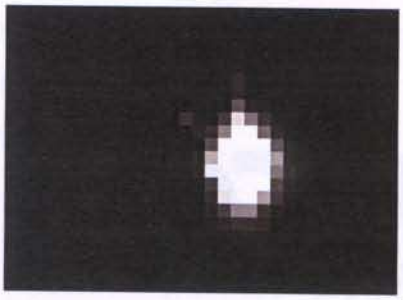
Measurement of the Anti-Blooming Performance*







1 x Esat



5000 x Esat

* Measured with SensiCam Super VGA at the laborabries of DaimlerChrysler Aerospace AG

Jena-Optronik GmbH
Tel. (+3641) 200-110

SensiCam® Specifications and typical values

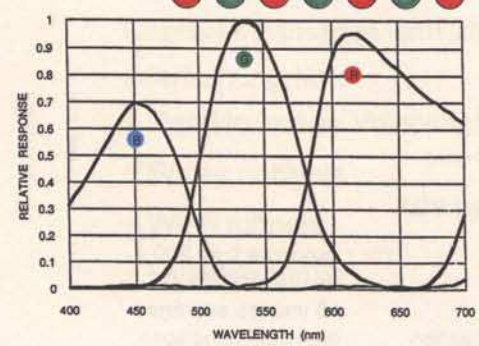
CCD Sensor (b/w)	VGA	SuperVGA
Number of Pixels	640 (H) x 480 (V)	1280 (H) x 1024 (V)
Pixel Size	9.9µm x 9.9µm	6.7µm x 6.7µm
Sensor Format	1/2"	2/3"
Scan Area	6.3 mm x 4.8 mm	8.6 mm x 6.9 mm
CCD Temperature	-15°C	-12°C
Full Well Capacity	35.000 e^-	25.000 e^-
Dynamic Range	12 bit	12 bit
Scan Rate	12.5 MHz	12.5 MHz
Readout Noise @12.5 MHz	13 ... 14 e^-	7 ... 8 e^-
Imaging Frequency	30 fps	8 fps
A/D Conversion Factor	7.5 e^-/count	5 e^-/count
Spectral Range	280 ... 1000 nm	280 ... 1000 nm
Average Dark Charge [7]	< 0.1 e^-/pixel·sec	< 0.1 e^-/pixel·sec
Extinction Ratio [1]	1:2000	1:2000
Smear [2]	< 0.005%	< 0.005%
Anti Blooming [3]	> 1000	> 1000
CCD Quality	grade 0	grade 0
Quantum Efficiency black/white @ 500nm	typ. 40%	typ. 40%
Non- Linearity (Differential)	< 1%	< 1%
Blemishes		
Point Defects [4]	0	0
Cluster Defects [5]	0	0
Column Defects [6]	0	0
Warm Pixels [7] typ.		
# pixels > 100 e^-	0	0
# pixels > 5 e^-	0 - 2	0 - 2
# pixels > 1 e^-	250 - 1000	500 - 2000
Non-Uniformity in darkness [8] typ.	1 count	1 count
Non-Uniformity in brightness [9] typ.	0.2%	0.6%
# pixels > 12%	0	0
# pixels 8 ... 12%	0	0 - 2
# pixels 4 ... 8%	0	10 - 50
# pixels 2 ... 4%	0 - 5	n.a.
Binning Horizontal	factor 1, 2, 4, 8	factor 1, 2, 4, 8
Binning Vertikal	factor 1, 2, 4, 8, 16, 32	factor 1, 2, 4, 8, 16, 32

*) Remarks see page 4

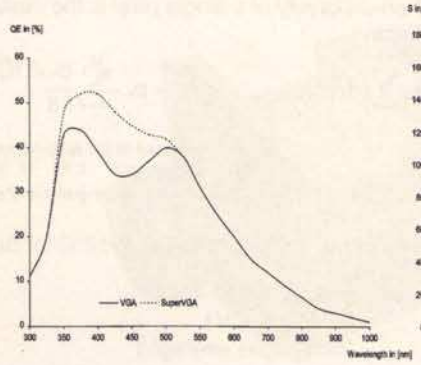
Spectral Response for VGA and SuperVGA sensors (typical values)

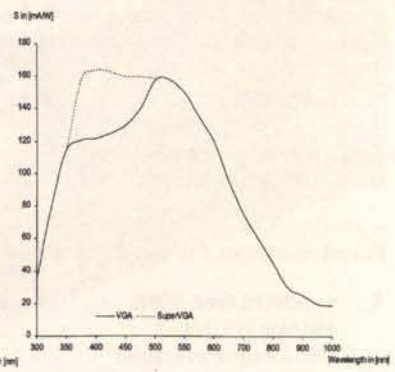
RGB color

Pixel Pattern



black/white





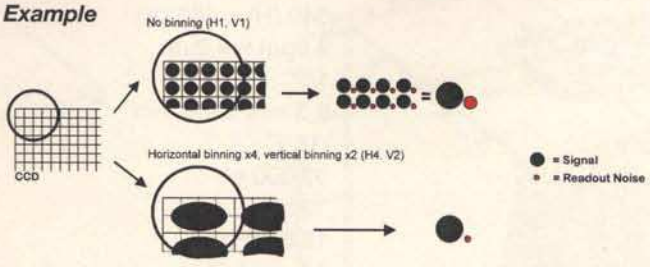
Horizontal and Vertical Binning

Binning groups several pixels within rows or columns.
The advantage of generating such superpixels is an enormous increase in sensitivity.

Horizontal binning clusters
1, 2, 4 or 8 pixels
while 1 to 128 pixels can be
grouped vertically.

The feature is of particular significance
in spectroscopy

Example



Definitions and Measurement Conditions

1) Extinction Ratio

It is the ratio of "electronic shutter off" V_{off} to "electronic shutter on" V_{on}. It is measured with an exposure time set to 100ns and a pulsed laser diode (20ns) illumination. During exposure window (100ns) light is attenuated by a factor of 1:1000 grey filter, while out of the exposure window filter is removed.

$$\text{Thus: } E = \frac{V_{off}}{V_{on}} \cdot \frac{1}{1000}$$

2) Smear

The CCD is set to 40ms exposure time with an uniform illumination to achieve 50% of saturation (V50). Then the electronic shutter is closed (readout clock is stopped, charge drain is performed by the electronic shutter) and the illumination is set to 500 times over exposure. After 40ms the CCD is read out.
The measured output signal (V_{Sm}) is substituted in the following formula:

$$Sm = \frac{V_{Sm}}{V50} \cdot \frac{1}{500} \cdot 100\%$$

3) Anti Blooming

The factor of over exposure allowed to avoid blooming in the neighbouring pixels.

4) Point Defect

Measured under Conditions A: A point defect is a pixel whose signal deviates by more than 3 counts from the mean value of 48 neighbouring pixels (7x7 array).
Measured under Conditions B: A point defect is a pixel whose signal deviates by more than 12 % from the mean value of 48 neighbouring pixels (7x7 array).

5) Cluster Defect

Measured under Conditions A. Is a group of 2 ... 6 contiguous defective pixels.

6) Column Defect, Row Defect

Measured under Conditions A. Is a group of more than 6 contiguous defective pixels along a single column or row.

7) Warm Pixel / Dark Charge

Measured under Conditions C. A pixel is considered a warm pixel, if it has an increased dark charge generation.
No test for FastShutter version.

8) Non-Uniformity in darkness, compared to neighbouring pixels

Measured under Conditions A. Non-uniformity of a single pixel is the deviation in counts, compared to the mean value of 48 neighbouring pixels (7x7 array).

9) Non-Uniformity in brightness, compared to neighbouring pixels

Measured under Conditions A or B. Non-uniformity of a single pixel is the deviation in %, compared to the mean value of 48 neighbouring pixels (7x7 array).

typical deviation $d_{typ.} = \sum_{1}^{n} |d_x|$ $\qquad d_x = p_x - \sum_{1}^{48} \frac{p_n}{48}$

with n = 307,200 for VGA (640 x 480 pixels)
with n = 1,310,720 for SuperVGA (1280 x 1024)

d_x = deviation of the tested pixel
P_x = pixel to test
P_n = 48 neighbouring pixels (7x7 array)

Conditions for measurement

For all conditions the operating temperature is -15°C for VGA and -12°C for SuperVGA

A : exposure time 40ms
Binning H1, V1
256 images averaged
dark field conditions

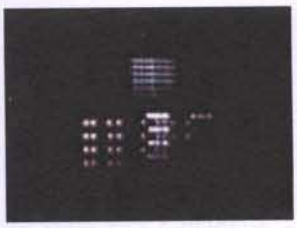
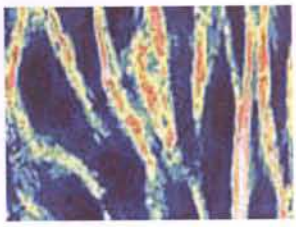
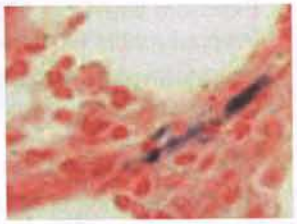
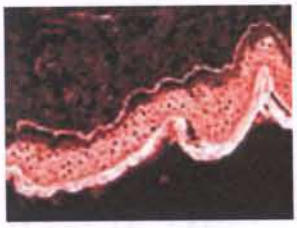
B : exposure time 40ms
Binning H1, V1
256 images averaged
uniform illumination to yield 75% saturation
(about 3,000 counts)

C : exposure time 200 s
Binning H1, V1
16 images averaged
dark field conditions

LONG EXPOSURE

Exposure time from 1ms ... 1000s

- Fluorescence Microscopy
- High Resolution Microscopy
- Electrophoresis
- Bioluminescence / Chemoluminescence
- Spectroscopy
- Low light level imaging
- Astronomy
- Ion Imaging
- Green Fluorescent Protein (GFP)

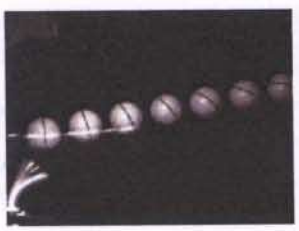





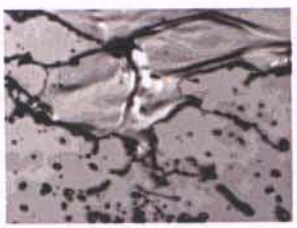


FAST SHUTTER

Exposure time from 100ns ... 1ms
Programmable Multiple Exposure

- Ultrafast phenomena
- Industrial process monitoring
- Time-resolved spectroscopy
- Ballistics
- Spray analysis
- Fuel injection
- FLIM

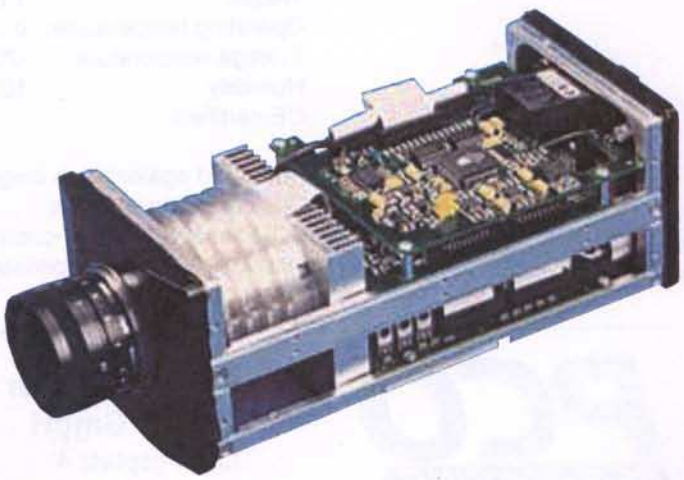





DOUBLE SHUTTER

Captures 2 images with 200ns interframing time

- Particle Image Velocimety (PIV)
- Spray analysis
- Wind tunnels
- Hydrodynamic



Technical Data

Versions

LongExposure
Exposure time from 1ms ... 1000s

FastShutter
Exposure time from 100ns ... 1ms
Programmable Multiple Exposure

DoubleShutter (can also be used in FastShutter modus)
Captures 2 images with 200ns interframing time

CCD Sensors

There are 4 CCD types for each version:

VGA black/white or RGB color
640(H) x 480(V) Pixel
1/2" Sensor, 9.9µm x 9.9µm

SuperVGA black/white or RGB color
1280(H) x 1024(V) Pixel
2/3" Sensor, 6.7µm x 6.7µm

Optical input

C-Mount with adjustable back focal length

Data Transfer

standard: coaxial cable (5m, 10m)
optional: fiber optic link (10m ... 1.500m)

Cooling Type:

2-stage peltier cooler with forced air cooling,
Optional: water cooling or external fan cooling
Cooling temperature:
VGA-version: -15°C, SuperVGA-version -12°C

PCI Interface Board:

Board: compatible to PCI Local Bus, Rev. 2.1
Burst Rate: 132Mbyte / s

Trigger Input

TTL level (rising/falling edge); BNC connector

Power Supply

Desktop AC/DC 90 ... 260V/36W, IEC connector

Software

SensiControl Utility Software to control the camera settings, displaying, storing and printing the image data under Windows95, Windows98, Windows NT.
Software Development Kit (SDK) available
Adaptation to various third party image processing products

General Data

Dimension:	Head: 93(B) x 78 (H) x 210(L)
Weight:	1,6kg
Operating temperature:	0 ... 40°C
Storage temperature	-20 ... +70°C
Humidity	10 ... 90% non condensing

CE-certified

Options:

Hardened against high magnetic fields
Custom-made versions
CCD-sensors with UV-coating
extended spectral response down to 200nm
Water cooling

PCO CCD IMAGING

PCO Computer Optics GmbH
Ludwigsplatz 4
D-93309 Kelheim/Germany

Telefon 0 94 41/20 05-0
Telefax 0 94 41/20 05-20
e-mail: info@pco.de
http://www.pco.de

SensiCam® 5/99 · Subject to changes without prior notice

Annexe B

Étalonnage transverse par la méthode de la grille - Photomécanique 2004, Orteu J.J., EMAC

.

Étalonnage transverse d'un objectif de caméra par la méthode de la grille

Sébastien Coudert, Karen Triconnet, Aïcha Zebiri, Yves Surrel

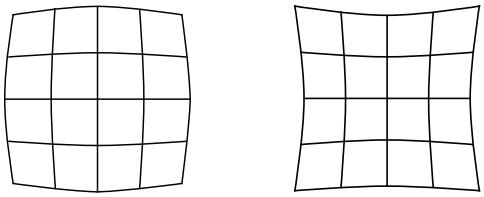
CNRS-LM3 École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers,
151, boulevard de l'Hôpital,
75000 PARIS, France
email : sebastien.coudert@paris.ensam.fr,
Karen.Triconnet@paris.ensam.fr, surrel@cnam.fr

RÉSUMÉ : L'étalonnage transverse d'un objectif consiste à identifier le grandissement géométrique entre l'espace objet et l'espace image, et plus particulièrement son inhomogénéité. La méthode de la grille, qui consiste à utiliser une mire faite de traits parallèles servant de règle graduée, se révèle particulièrement adaptée pour réaliser cet étalonnage rapidement et sur tout le champ utilisé. L'intérêt conceptuel de la technique est d'utiliser un codage de l'information en phase spatiale, qui peut être décodée de manière résolvante et maîtrisée par les techniques de décalage de phase

1. Introduction

L'intérêt majeur de nombreuses techniques optiques est de pouvoir fournir un champ de mesures, si une caméra est utilisée. L'objectif placé devant celle-ci a pour rôle de projeter la scène visée dans le plan du capteur. L'objectif réalise donc une transformation géométrique qu'il est important de connaître pour pouvoir apprécier convenablement la qualité des mesures réalisées.

Comme on le sait, l'objectif le plus simple que l'on puisse réaliser est le « trou d'épingle », ou *sténopé*. Les rayons lumineux issus de l'objet passent par un point unique, et la transformation géométrique réalisée est une *projection centrale*. Dans cette opération, une relation rigoureuse d'homothétie existe entre les plans objet et image, dont le rapport est égal au rapport des distances de ces plans au sténopé. En dehors de cette homothétie, il n'y a pas de déformation inhomogène de l'image, autrement dit il n'y a pas d'*aberrations géométriques*. Cet objectif est a la fois bon marché et exempt d'aberrations. Il n'a qu'un seul défaut, rédhibitoire, il est très peu lumineux. C'est pourquoi on utilise des objectifs formés de lentilles ayant un diamètre le plus grand possible, dont le fabricant s'efforce que *fonctionnellement* ils jouent le rôle d'un sténopé tout en ayant une luminosité bien supérieure. Dans l'idéal, pour la modélisation de la transformation géométrique réalisée entre les plans objet et image, ils se réduisent à leur *centre optique*. La



(a) Barillet ou tonnelet

(b) Coussinet

F . 1 – Distorsion

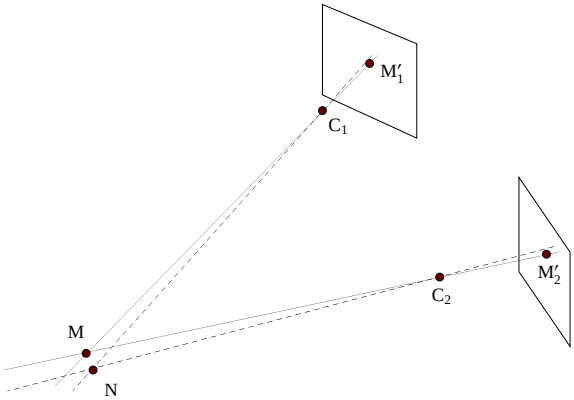
distance focale est un autre paramètre qui permet de savoir où est localisée l'image. En effet, contrairement au sténopé qui a une profondeur de champ infinie, un objectif (et en particulier s'il est très lumineux, donc très ouvert) est incapable de former l'image d'un objet sur n'importe quel plan.

En pratique, un objectif réel ne se résume pas fonctionnellement à son centre optique. On constate qu'il introduit d'autres transformations entre l'objet et l'image. On parle d'*aberrations géométriques*. Certaines de ces aberrations ne modifient pas au premier ordre la position du point image par rapport à sa position idéale ; c'est le cas de l'aberration sphérique qui a pour conséquence que l'image d'un point n'est pas un point. De telles aberrations jouent sur la qualité (netteté) de l'image. D'autres modifient la position du point image. Au premier rang de celles-ci, la *distorsion*, qui est la première aberration à prendre en compte et à corriger si l'on veut réaliser des mesures de qualité.

La distorsion a comme effet de transformer un quadrillage régulier en une figure qui selon sa géométrie s'appelle *barillet* (ou tonnelet) ou *coussinet* (Fig. 1). On peut interpréter la distorsion en disant de manière imagée que la position du centre optique varie en fonction de la position transversale du point objet, ou de manière équivalente, en fonction de l'angle des rayons incidents.

Toutes les techniques et toutes leurs mises en œuvre ne sont pas au même niveau lorsqu'il s'agit de corriger la distorsion. Par exemple, une mesure de déplacements plan, par corrélation d'image ou par la méthode de la grille, se fait en général par différence entre une évaluation faite sur une image initiale et une autre faite sur une image finale. Dans cette mise en œuvre différentielle, seul le gradient de la distorsion intervient, c'est-à-dire la différence de déplacement parasite dû à la distorsion entre l'image du point initial et l'image (voisine) du point déplacé. En toute rigueur, la *localisation* de la mesure est également modifiée, mais cela est souvent négligeable sauf dans le cas de gradients importants de déplacement.

Dans le cas de mesures non différentielles, comme la mesure de forme par projection de lumière structurée ou par stéréocorrélation, la correction de la distorsion est au contraire *essentielle* puisqu'elle influe à l'ordre zéro sur la qualité des mesures. En effet, le point dans l'espace que l'on reconstruit l'est par projection centrale depuis les pixels appariés dans les deux plans image. Une erreur de positionnement de ces pixels se répercute de manière amplifiée par l'inverse du grandissement géométrique (le plus souvent un facteur très supérieur à 1) dans l'espace objet. Cela est illustré sur la Fig. 2, où le point



F . 2 – Influence de la distorsion sur la reconstruction d'un point en stéréocorrélation

M est reconstruit en N si les images M'_1 et M'_2 sont mal localisées du fait d'une distorsion présente et non corrigée.

La distorsion est décrite dans le plan image par le champ des vecteurs déplacements reliant les points image sténopé aux points image réels. Ce champ de déplacement peut être *modélisé*, auquel cas il faut *identifier* les paramètres du modèle, soit mesuré afin d'en faire la correction point par point à partir d'une table de correspondance. Ces deux approches nécessiteront de mettre dans l'espace objet un objet de géométrie connue, qui devrait être en toute rigueur traçable jusqu'à un étalon de longueur. L'évaluation de la distorsion est donc un étalonnage.

Différents types d'objets ont été utilisés pour l'étalonnage transverse de caméras : en général ce sont des marqueurs sur un plan, situés aux nœuds d'un maillage régulier cartésien. Ces marqueurs peuvent être des cercles, des disques, des croix, etc. dont les positions dans l'image seront déterminées avec des outils de type « traitement d'image », le plus souvent par corrélation [G et O , 01]. Les techniques les plus sophistiquées introduisent un modèle photométrique des cibles, précisément parce que les méthodes de détection vont reposer sur le détail de la répartition locale des niveaux de gris enregistrés. En général, le nombre de cibles est de quelques dizaines.

Ce qui est proposé ici est d'utiliser une grille (ce qui n'est pas en soi très original), mais surtout d'utiliser pour le dépouillement d'image la technique du décalage de phase spatial. Cela permet de bénéficier de toute la résolution des techniques de détection de phase, et d'avoir une densité d'information beaucoup plus grande, puisque la grille peut (voire *doit*) avoir un pas faible.

2. Méthode de la grille et décalage de phase spatial

2.1. Codage en phase

L'« image sténopé » (c'est-à-dire sans distorsion) d'une grille est une répartition spatiale d'éclairement $E(x, y)$ périodique. Si l'on se contente dans un premier temps de ne

prendre en compte qu'une seule dimension (x), cet éclairement se décompose en série de F :

$$E(x) = \sum_{k=-\infty}^{\infty} c_k \exp\left(i\,2\pi k \frac{x}{p}\right) \tag{1}$$

Les coefficients c_k sont les poids des différents harmoniques spatiaux de la grille. L'harmonique d'ordre 1 ou fondamental est :

$$E_1(x) = c_1 \exp\left(i\,2\pi \frac{x}{p}\right) = |c_1| \exp\left(i\,2\pi \frac{x}{p} + \psi_0\right) \tag{2}$$

où ψ_0 est une constante pour l'ensemble du champ, inessentielle et que l'on ne prend plus en compte par la suite puisqu'elle correspond à un déplacement global de la grille par rapport à la grille des points d'échantillonnage. La distorsion introduit déphasage $\phi(x)$, on a alors :

$$E_1'(x) = c_1 \exp\left[i\,2\pi \frac{x}{p} + i\,\phi(x)\right] \tag{3}$$

Si l'on est capable d'évaluer le champ de phase locale de l'harmonique fondamental, on a donc la mesure de la distorsion par la relation de proportionalité établie au §3.1.

2.2. Décalage de phase spatial

La technique du décalage de phase temporel est maintenant bien connue, et est devenue la norme dans la plupart des techniques interférométriques, la phase mesurée étant la phase de franges d'interférences que l'on fait varier au cours du temps, souvent en introduisant dans le montage d'éclairage un miroir positionné sur une cale piézoélectrique, afin d'échantillonner le signal sur une période. La phase est aisément trouvée comme l'argument du coefficient c_1, qui s'estime par le coefficient $\tilde{c}_1$ de la transformée de F discrète (TFD) des N points échantillonnés. Ce calcul est connu sous le nom d'algorithme N-pas.

Si l'image s'y prête, il est également possible d'appliquer cette technique dans le domaine spatial [K ´ et W´ , 91, C et B -C , 95], c'est-à-dire si la variation périodique y est réalisée, autrement dit s'il existe une *porteuse* spatiale. C'est précisément le cas d'une image de grille. L'échantillonnage se fait alors sur des pixels contigus, et les algorithmes du décalage de phase peuvent être utilisés.

Le cas du décalage de phase spatial sur une image de grille a cependant deux aspects spécifiques : d'une part, le signal périodique n'est pas sinusoïdal contrairement à un signal interférométrique, et d'autre part la « synchronisation spatiale » est le plus souvent mal réalisée, c'est-à-dire qu'on n'a pas exactement N pixels par période de grille. C'est d'ailleurs inévitable si l'on mesure de la distorsion, puisque la caractéristique de celle-ci est d'introduire un grandissement variable d'un point à un autre. Donc si l'on a une valeur de grandissement parfaite à un endroit, permettant d'avoir exactement N pixels par période de la grille, cette condition ne sera plus remplie à d'autres endroits du champ. Cette désynchronisation se traduit par une détection de phase incorrecte, qui fait apparaître une erreur périodique dans la détection de phase. Il faut dans ce cas utiliser des algorithmes plus performants que l'algorithme N-pas, comme celui à transformée de

F fenêtré[S , 96, S , 98] échantillonnant le signal sur $2N-1$ points, dont on montre qu'il réalise un fenêtrage triangulaire de celui-ci avant d'en faire la TFD :

$$\phi = \arctan\left[-\frac{\sum_{k=1}^{N-1} k(I_{k-1} - I_{2N-k-1})\sin(2k\pi/N)}{NI_{N-1} + \sum_{k=1}^{N-1} k(I_{k-1} + I_{2N-k-1})\cos(2k\pi/N)}\right]. \quad (4)$$

3. Étalonnage transverse

3.1. Principe

La distorsion se traduit par un déplacement apparent des points de l'image par rapport à leur position « idéale » qui serait donnée par un objectif sténopé. Par analogie avec un champ de déplacement lors d'un essai mécanique, on repèrera par $\vec{R}$ les points dans la configuration non déformée, ou « initiale », et par $\vec{r}$ ceux dans la configuration observée, déformée (ou « finale »). Le champ de déplacement allant de la configuration initiale à la configuration déformée est noté $\vec{U}(\vec{R})$, et celui passant de la configuration déformée à la configuration initiale $\vec{u}(\vec{r})$. Lors de la déformation, un point emmène sa luminance, donc la luminance $I_f(\vec{r})$ observée au point $\vec{r} = \vec{R} + \vec{U}(\vec{R})$ est celle observée dans l'état initial au point $\vec{R} = \vec{r} + \vec{u}^{-1}(\vec{r})$. D'où :

$$I_f(\vec{r}) = I_i(\vec{R}) = I_i[\vec{r} + \vec{u}^{-1}(\vec{r})] \quad (5)$$

En n'écrivant que l'harmonique fondamental de la luminance initiale (seul détecté par le décalage de phase spatial), celle-ci peut s'écrire pour une grille a une direction de traits :

$$I_i(\vec{R}) = A[1 + \cos(2\pi \vec{f}.\vec{R})] \quad (6)$$

d'où :

$$I_f(\vec{r}) = A[1 + \cos(2\pi \vec{f}.\vec{r} + \phi(\vec{r})] \quad (7)$$

où l'on reconnaît le fondamental de la grille affecté d'une modulation de phase qui traduit la déformation de celle-ci et qui est donnée par :

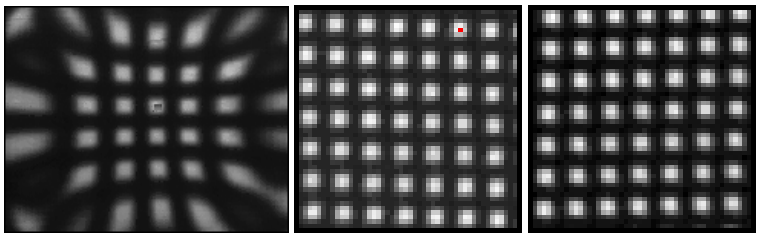
$$\phi(\vec{r}) = 2\pi \vec{f}.\vec{u}^{-1}(\vec{r}) \quad (8)$$

Donc la phase évaluée donne directement une composante du déplacement inverse ramenant la grille déformée vers sa configuration non déformée. Avec une grille à traits croisés, chaque direction de traits donne accès à une des composantes du déplacement inverse.

La fréquence spatiale peut être estimée par le gradient de phase au centre de l'image, où la distorsion est nulle par définition :

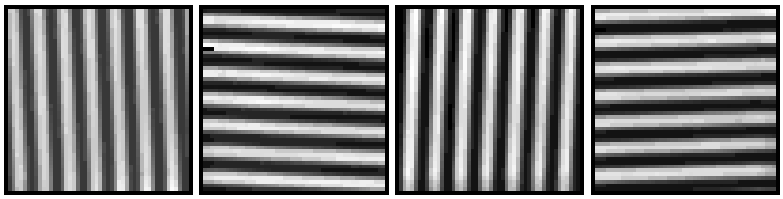
$$\vec{f} = -\frac{1}{2\pi}\,\vec{\nabla}\phi\Big|_{\vec{r}=\vec{0}} \quad (9)$$

Il n'est pas nécessaire de connaître exactement le pas de la grille. Par contre, si celui-ci est connu, la fréquence spatiale mesurée ci-dessus donne le grandissement transversal. Une fois la période spatiale mesurée, elle peut être exprimée en pixels par période de grille, correspondant à 2π rad de phase. La phase de distorsion peut donc être convertie en pixels de déplacement. Il s'agit bien du déplacement inverse, qui permet de corriger l'image.



(a) Sous-échantillonnage (b) Zone inférieure gauche (c) Zone inférieure droite

F . 3 – Effets de la distorsion



(a) Zone inférieure gauche (b) Zone inférieure gauche (c) Zone inférieure droite (d) Zone inférieure droite

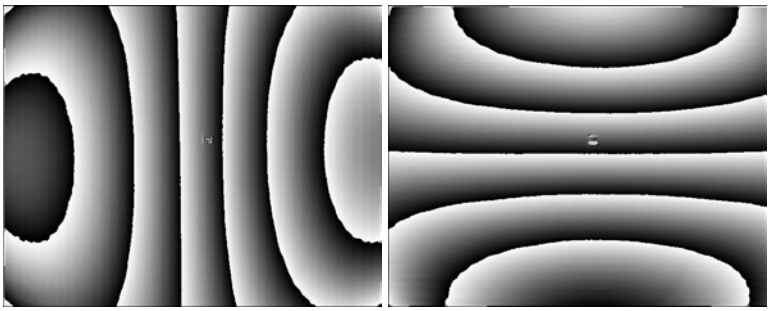
F . 4 – Séparation des traits

3.2. Résultats expérimentaux

L'évaluation de la distorsion d'un objectif Tamron de 16 mm de distance focale a été réalisée. La grille utilisée a un pas de 4 mm, et a été réalisée sur un traceur HP. Les imperfections de cette grille peuvent être considérées comme négligeables devant la distorsion évaluée. La grille a été placée à 1,35 m de l'objectif, et l'échantillonnage est fait avec une caméra numérique 8 bits Basler A113P de 1296×1030 pixels. Avec ces paramètres, une période de grille est échantillonnée avec 7 pixels. La distorsion s'observe déjà de manière évidente en sous-échantillonnant l'image d'un facteur 7, ce qui entraîne un effet de moiré amplifiant les déformations de la grille (Fig. 3(a)). Un zoom sur les coins inférieurs gauche et droit de l'image (Figs. 3(b),3(b)) permettent également de voir les effets de la distorsion, que l'on devine en barillet (même si la figure de moiré suggérerait l'inverse !). Un traitement d'image permet de séparer les deux directions de traits (Figs 4(a)-4(d)).

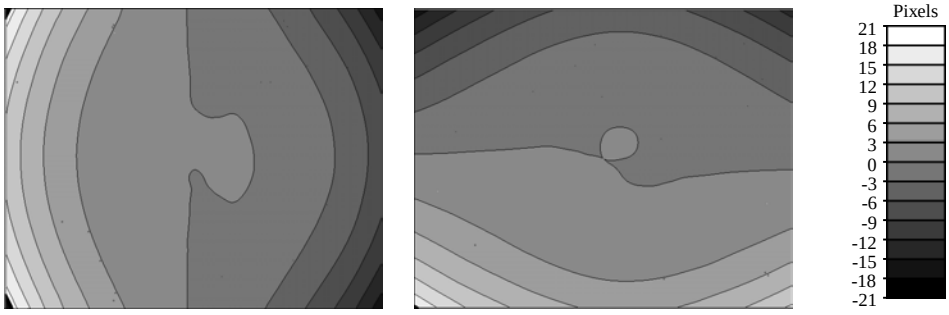
Les cartes de phase sont reportées sur les Figs 5(a) et 5(b). Le fait qu'il apparaisse trois sauts de phase de 2π s'explique par le fait que le grandissement n'est pas tel que la condition de synchronisation spatiale soit réalisé. Sans distorsion, cela correspondrait à l'introduction d'une variation linéaire de phase selon x et y. Le niveau de bruit en phase a été mesuré avec cette caméra (par différence de deux mesures identiques) à $2\pi/450$, ce qui fait une résolution en déplacement de distorsion de 7/450 pixel, soit 1,5/100 pixel.

Les déplacements de distorsion sont représentés sur la Fig. 6. On voit que le signe des



(a) Traits verticaux (b) Traits horizontaux

F . 5 – Cartes de phase

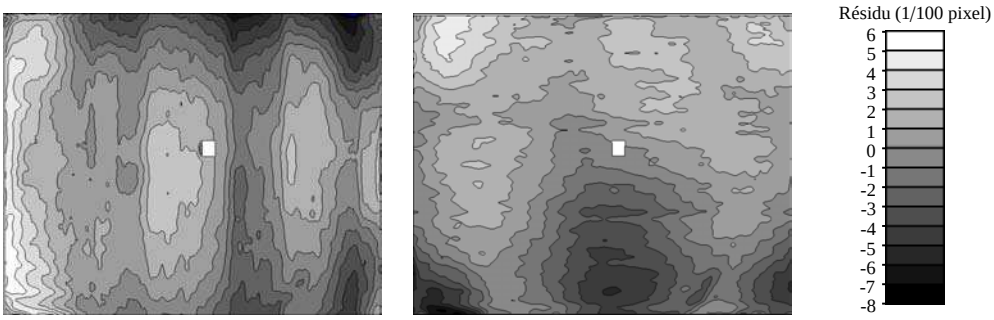


F . 6 – Cartes de distorsion u_x (à gauche) et u_y (à droite)

déplacements confirment une distorsion en barillet. Le résidu après une interpolation par une fonction polynomiale du 5eme degré est représenté sur la Fig. 7.

4. Conclusion

Dans ce travail est présenté une méthode pratique pour évaluer la distorsion d'un objectif de caméra. L'utilisation du décalage de phase spatial sur un motif de type grille permet une évaluation des déplacements dûs à la distorsion sur l'ensemble du champ de manière homogène. Par ailleurs, la sensibilité des méthodes de détection de phase permet d'avoir une excellente résolution sur cette évaluation. La mesure ne dépend pas d'hypothèses sur les propriétés photométriques de la grille, seule sa périodicité est nécessaire. Le travail sur la correction de l'image une fois la distorsion évaluée est en cours.



F . 7 – Résidus de distorsion après interpolation du 5ème degré

Bibliographie

[C et B -C , 95] P. H. C et P. J. B -C . « Spatial phase stepping method of fringe-pattern analysis ». *Opt. Lasers Engng.*, 23(5) : 343–354, 1995.

[G et O , 01] D. G et J.-J. O . « Calibrage précis d'une caméra CCD ou d'un capteur de vision stéréoscopique ». *In Photomécanique*, 2001.

[K ´ et W´ , 91] M. K ´ et J. W´ . « Spatial-carrier phase-shifting technique of fringe pattern analysis ». *In* W. P. J¨ , Coordinateur, *Industrial Applications of Holographic and Speckle Measuring Techniques*, volume SPIE 1508, pages 61–67, 1991.

[S , 96] Y. S . « Design of algorithms for phase measurements by the use of phase stepping ». *Appl. Opt.*, 35(1) : 51–60, 1996.

[S , 98] Y. S . Digital phase detection in fringe patterns. *In* P. R , Coordinateur, *Photomechanics for Engineers*, Chapitre 3. Springer Verlag, 1998.

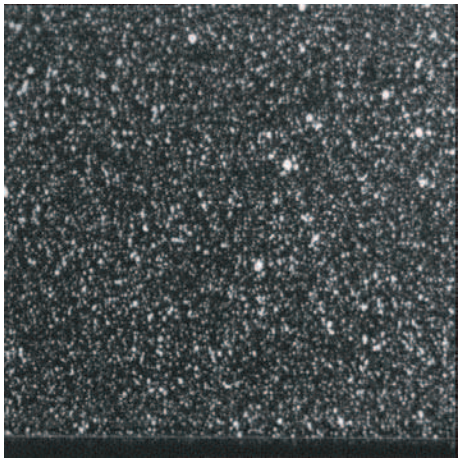
Annexe C

Bilan de l'étude statistique.

TAB. C.1 – Résultats de l'étude statistique.Les deux dernières colonnes donnent les incertitudes en déplacement et déformations relative à la texture réalisé à partir de la séquence numériquement créée de 10 images ayant un déplacement de corps rigide de $0,1$ *pixel* l'une par rapport à l'autre. Les 4 colonnes précédentes donnent les résultats de l'étude de la texture réalisée à partir de l'image de référence.

Image	**Type**	**Echelle**	**Codage (bits)**	σ_{min}^{ZOI} **(Ng)**	ρ_{max}^{ZOI}	**n**	ΔN	S_{max} **(px)**	σ_U **(px)**	σ_ϵ
Alu	Artificielle	Macro	8	24	$0,144$	5	251	$3,98 \times 10^{-3}$	$1,28 \times 10^{-2}$	$2,5 \times 10^{-4}$
Aza	Artificielle	Macro	8	6	$0,214$	4	126	$7,93 \times 10^{-3}$	$1,76 \times 10^{-2}$	$5,82 \times 10^{-4}$
CC	Naturelle	Micro	8	8	$0,135$	6	241	$4,15 \times 10^{-3}$	$1,96 \times 10^{-2}$	$2,46 \times 10^{-4}$
DGEBA-1	Artificielle	Macro	8	6	$0,222$	4	197	5×10^{-3}	$2,01 \times 10^{-2}$	$6,57 \times 10^{-4}$
DGEBA-2	Artificielle	Macro	8	26	$0,12$	5	209	$4,7 \times 10^{-3}$	$8,84 \times 10^{-3}$	$1,63 \times 10^{-4}$
DGEBA-3	Artificielle	Macro	8	18	$0,061$	6	223	$4,48 \times 10^{-3}$	$4,16 \times 10^{-3}$	$4,29 \times 10^{-5}$
DGEBA-4	Artificielle	Macro	8	22	$0,23$	4	207	$4,83 \times 10^{-3}$	$1,77 \times 10^{-2}$	$5,64 \times 10^{-5}$
DGEBA-5	Naturelle	Macro	8	10	$0,077$	6	200	5×10^{-3}	$7,97 \times 10^{-3}$	$6,73 \times 10^{-5}$
DGEBA-6	Artificielle	Macro	8	12	$0,068$	6	220	$4,5 \times 10^{-3}$	$1,12 \times 10^{-2}$	$1,22 \times 10^{-4}$
DGEBA-7	Artificielle	Macro	8	29	$0,13$	5	198	5×10^{-3}	$8,52 \times 10^{-3}$	$1,53 \times 10^{-4}$
DGEBA-8	Artificielle	Macro	8	17	$0,249$	4	230	$4,3 \times 10^{-3}$	$2,42 \times 10^{-2}$	$7,76 \times 10^{-4}$
DGEBA-9	Artificielle	Macro	8	13	$0,243$	4	230	$4,3 \times 10^{-3}$	$2,56 \times 10^{-2}$	$7,72 \times 10^{-4}$
DGEBA-10	Artificielle	Macro	8	16	$0,148$	5	166	6×10^{-3}	$1,54 \times 10^{-2}$	$2,88 \times 10^{-4}$
DGEBA-11	Artificielle	Macro	8	6	$0,139$	5	162	$6,2 \times 10^{-3}$	$1,34 \times 10^{-2}$	$2,39 \times 10^{-4}$
Droit	Artificielle	Macro	8	21	$0,155$	5	139	$7,2 \times 10^{-3}$	$1,73 \times 10^{-2}$	$3,08 \times 10^{-4}$
LdR	Naturelle	Macro	8	4	$0,146$	5	123	$8,13 \times 10^{-3}$	$1,93 \times 10^{-2}$	$4,08 \times 10^{-4}$
PP-1	Artificielle	Macro	8	8	$0,24$	4	230	$4,34 \times 10^{-3}$	$2,18 \times 10^{-2}$	$6,83 \times 10^{-4}$
PP-2	Artificielle	Macro	8	9	$0,229$	4	229	$4,36 \times 10^{-3}$	$2,15 \times 10^{-2}$	$6,95 \times 10^{-4}$
PP-3	Artificielle	Macro	8	16	$0,175$	5	224	$4,46 \times 10^{-3}$	$2,01 \times 10^{-2}$	$3,87 \times 10^{-4}$
PP-4	Artificielle	Macro	8	8	$0,227$	4	187	$5,34 \times 10^{-3}$	$2,07 \times 10^{-2}$	$5,08 \times 10^{-4}$
PP-5	Artificielle	Macro	8	6	$0,248$	4	235	$4,25 \times 10^{-3}$	$3,02 \times 10^{-2}$	$6,1 \times 10^{-4}$
PP-6	Artificielle	Macro	8	7	$0,244$	4	214	$4,67 \times 10^{-3}$	$2,16 \times 10^{-2}$	$7,22 \times 10^{-4}$
PP-7	Artificielle	Macro	8	7	$0,229$	4	219	$4,56 \times 10^{-3}$	$2,19 \times 10^{-2}$	$7,18 \times 10^{-4}$
PP-8	Artificielle	Macro	8	7	$0,22$	4	211	$4,74 \times 10^{-3}$	$2,26 \times 10^{-2}$	$7,46 \times 10^{-4}$
PSA	Artificielle	Macro	8	10	$0,159$	5	198	5×10^{-3}-	$2,10 \times 10^{-2}$	$3,74 \times 10^{-4}$
SAR	Artificielle	Macro	8	9	$0,192$	4	187	$5,34 \times 10^{-3}$	$1,58 \times 10^{-2}$	$4,97 \times 10^{-4}$
SER	Artificielle	Macro	8	11	$0,219$	4	225	$4,4 \times 10^{-3}$	$1,79 \times 10^{-2}$	$5,8 \times 10^{-4}$
Smactane	Artificielle	Macro	8	31	$0,240$	4	237	$4,22 \times 10^{-3}$	$3,07 \times 10^{-2}$	$9,28 \times 10^{-4}$
Vrai	Artificielle	Macro	8	16	$0,137$	5	253	$3,95 \times 10^{-3}$	$1,55 \times 10^{-2}$	$2,90 \times 10^{-4}$

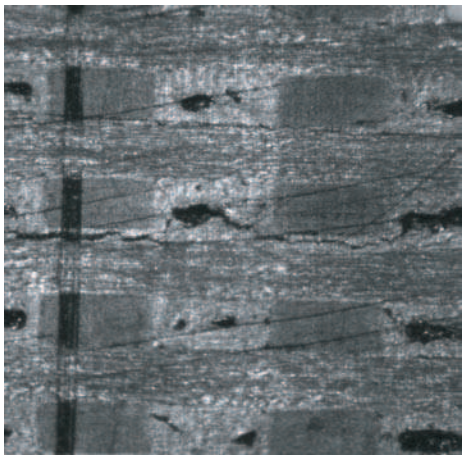
Image	**Type**	**Echelle**	**Codage (bits)**	σ_{min}^{ZOI} **(Ng)**	ρ_{max}^{ZOI}	**n**	ΔN	S_{max} **(px)**	σ_U **(px)**	σ_ϵ
AU4G	Artificielle	Micro	8	7	$0,219$	5	229	$4,36 \times 10^{-3}$	$3,38 \times 10^{-2}$	$5,38 \times 10^{-4}$
Croix	Artificielle	Macro	8	25	$0,25$	4	187	$5,34 \times 10^{-3}$	$2,73 \times 10^{-2}$	$8,99 \times 10^{-4}$
SiC	Naturelle	Micro	8	6	$0,149$	5	234	$4,27 \times 10^{-3}$	$1,35 \times 10^{-2}$	$2,23 \times 10^{-4}$
LdV	Naturelle	Macro	8	1	$0,191$	5	185	$5,4 \times 10^{-3}$	$2,26 \times 10^{-2}$	$7,46 \times 10^{-4}$
0011d2	Artificielle	Micro	12	148	$0,156$	6	1669	6×10^{-4}	$4,58 \times 10^{-2}$	$4,33 \times 10^{-4}$
0012g2	Artificielle	Micro	12	107	$0,154$	6	1427	7×10^{-4}	$5,26 \times 10^{-2}$	$5,98 \times 10^{-4}$
0021d2	Artificielle	Micro	12	72	$0,166$	6	2137	$4,6 \times 10^{-4}$	$3,68 \times 10^{-2}$	$3,85 \times 10^{-4}$
0022g2	Artificielle	Micro	12	85	$0,166$	6	1470	$6,8 \times 10^{-4}$	$5,03 \times 10^{-2}$	$4,89 \times 10^{-4}$
0041d2	Artificielle	Micro	12	145	$0,134$	6	1533	$6,52 \times 10^{-4}$	$4,57 \times 10^{-2}$	$3,79 \times 10^{-4}$
0042g2	Artificielle	Micro	12	102	$0,188$	6	1806	$5,53 \times 10^{-4}$	$6,23 \times 10^{-2}$	$6,9 \times 10^{-4}$
0052g2	Artificielle	Micro	12	173	$0,17$	6	2053	$4,87 \times 10^{-4}$	$3,46 \times 10^{-2}$	4×10^{-4}
9041d2	Artificielle	Micro	12	29	$0,182$	6	1357	$7,37 \times 10^{-4}$	$5,2 \times 10^{-2}$	$5,18 \times 10^{-4}$
9051d2	Artificielle	Micro	12	70	$0,184$	6	1451	$6,9 \times 10^{-4}$	$6,14 \times 10^{-2}$	$6,26 \times 10^{-4}$
Brésilien	Artificielle	Micro	12	14	$0,199$	5	3040	$3,2 \times 10^{-4}$	$6,6 \times 10^{-2}$	1×10^{-3}
Gold	Artificielle	Micro	12	94	$0,202$	5	3091	$3,2 \times 10^{-4}$	$5,2 \times 10^{-2}$	$8,62 \times 10^{-4}$
PP-Micro	Artificielle	Micro	8	22	$0,164$	6	206	$4,85 \times 10^{-3}$	$8,47 \times 10^{-2}$	$1,32 \times 10^{-3}$



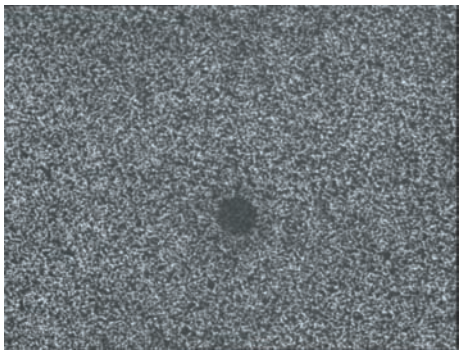
Alu



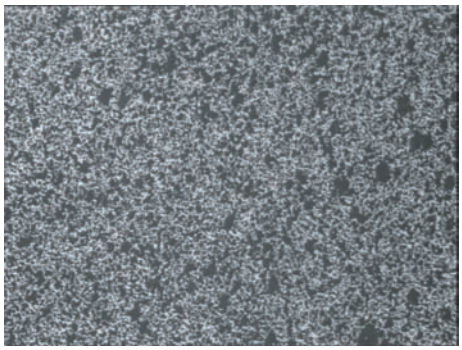
Aza



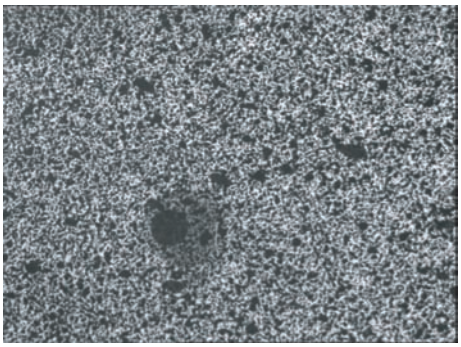
CC



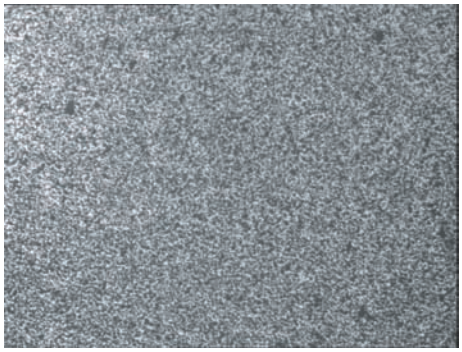
DGEBA1



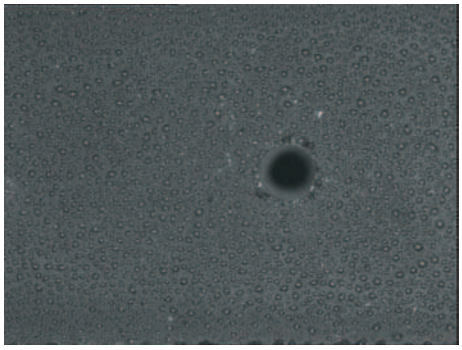
DGEBA2



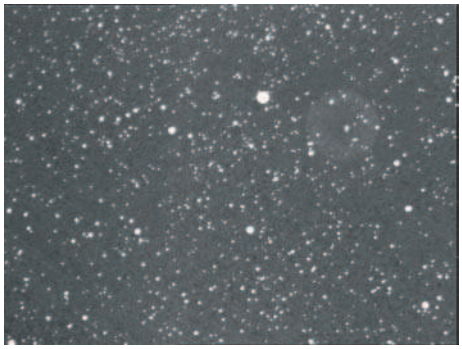
DGEBA3



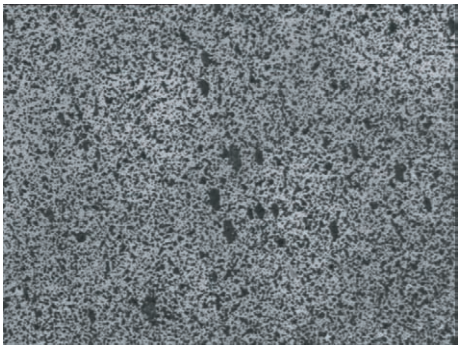
DGEBA4



DGEBA5



DGEBA6



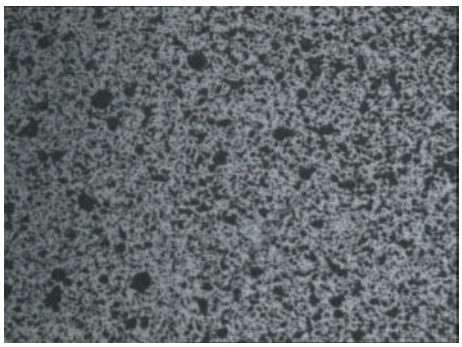
DGEBA7



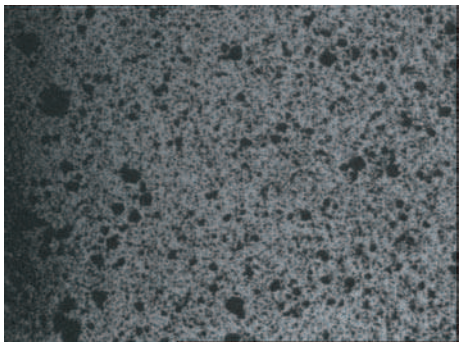
DGEBA8



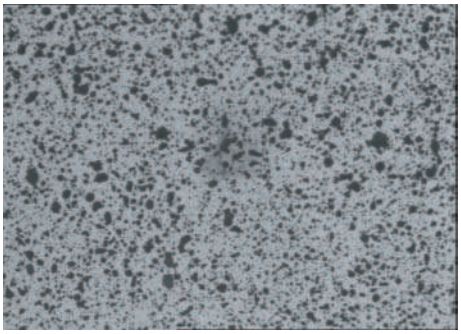
DGEBA9



DGEBA10



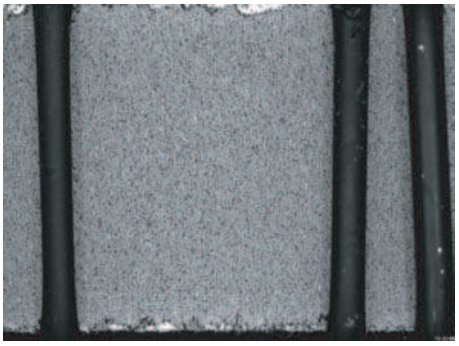
DGEBA11



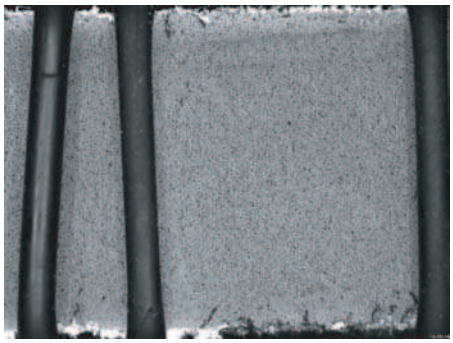
Droit



LdR



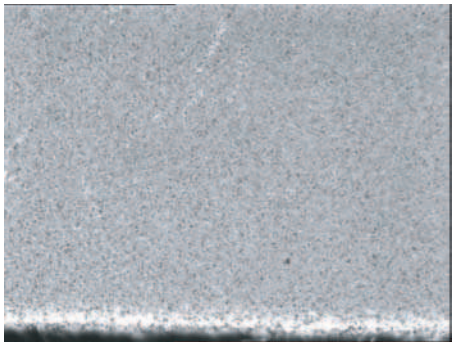
PP1



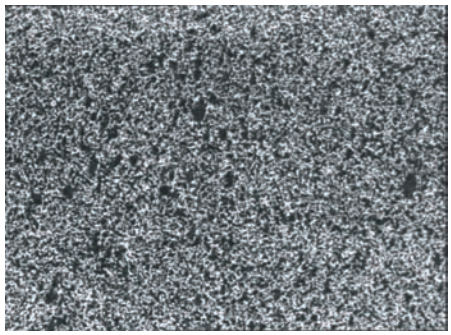
PP2



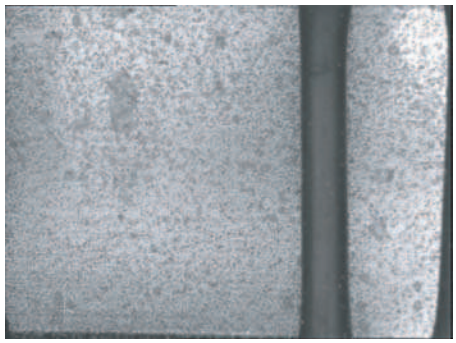
PP3



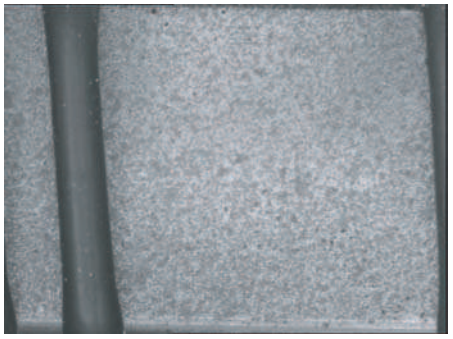
PP4



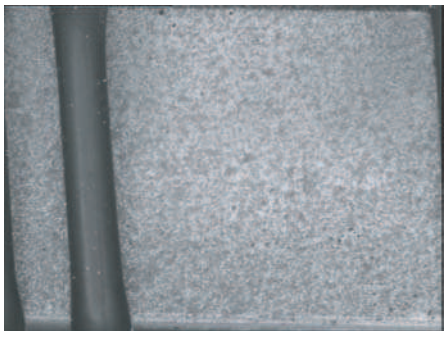
PP5



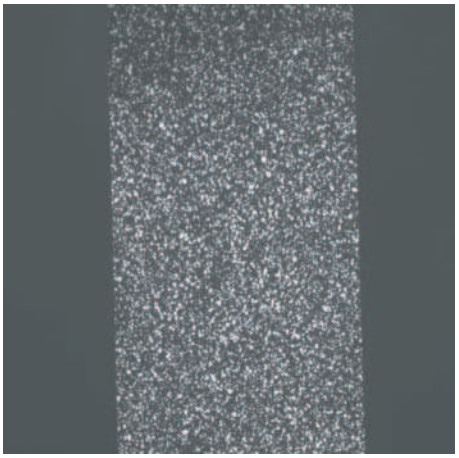
PP6



PP7



PP8



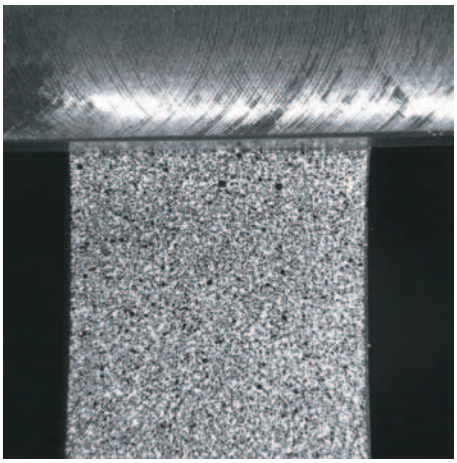
PSA



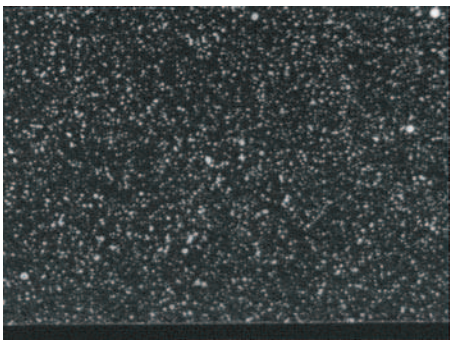
SAR



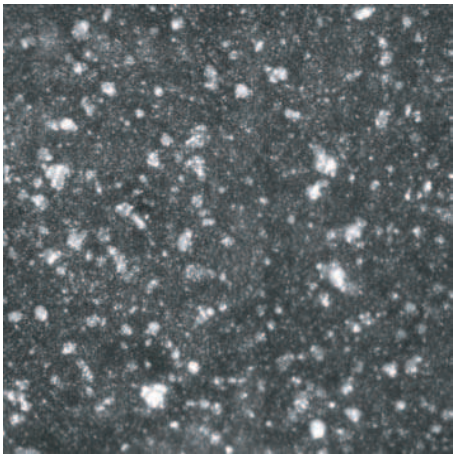
SER



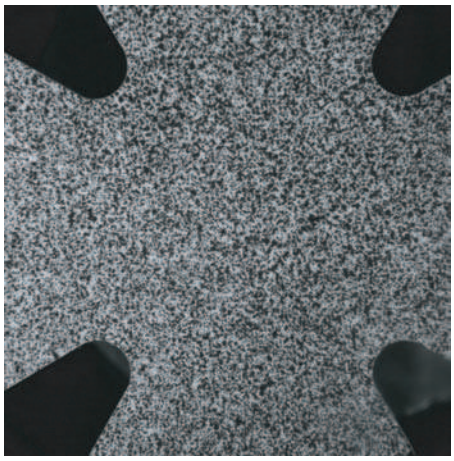
Smactane



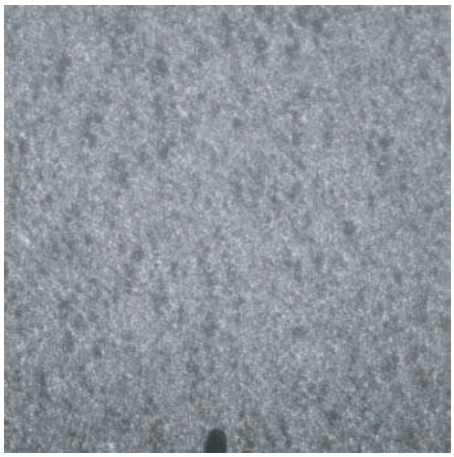
Vrai



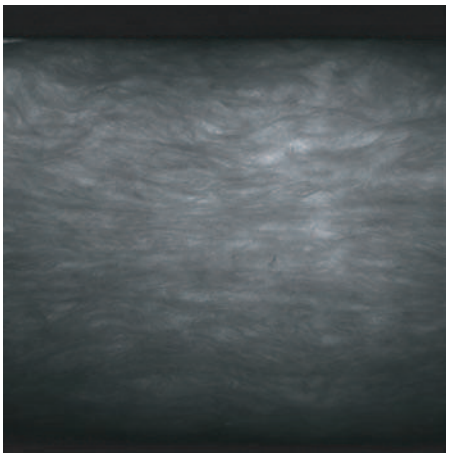
AU4G



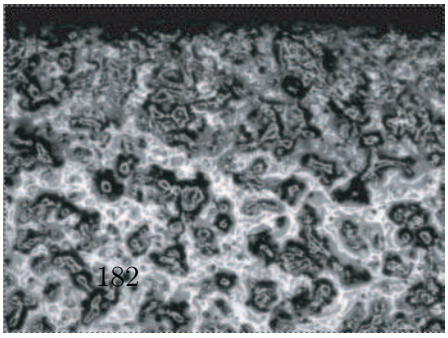
Croix



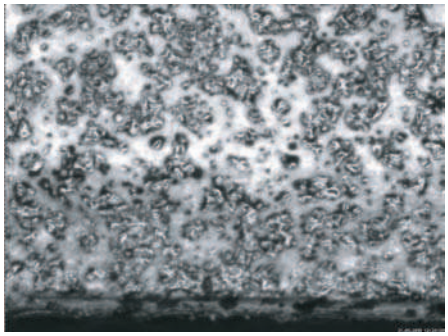
SiC



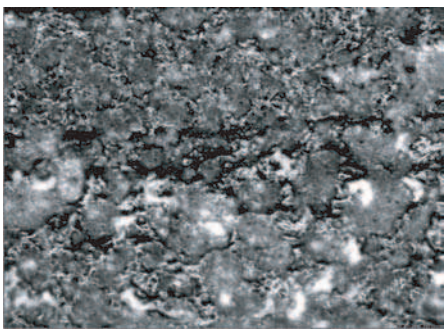
LdV



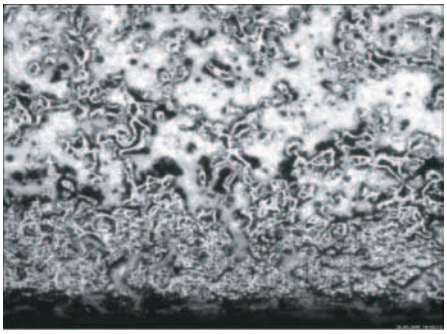
0011d2



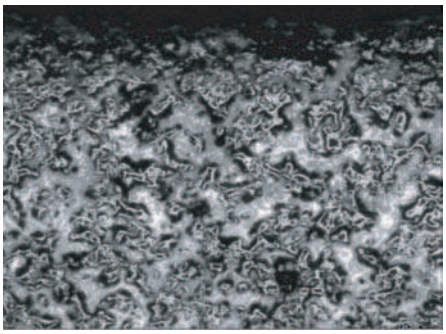
0012g2



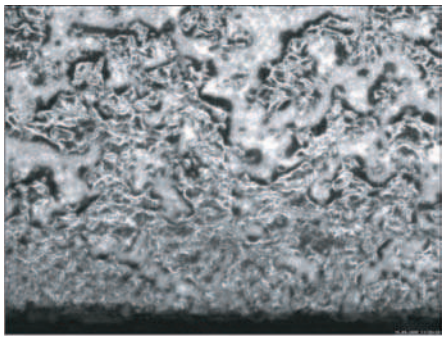
0021d2



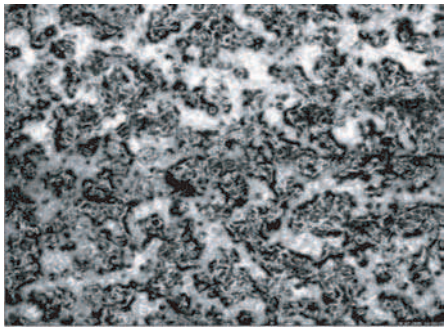
0022g2



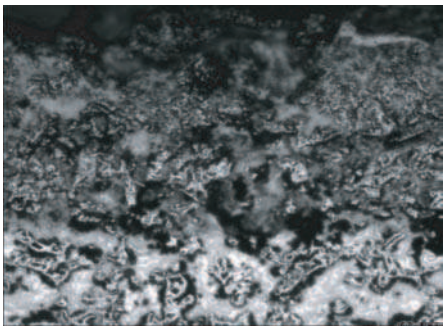
0041d2



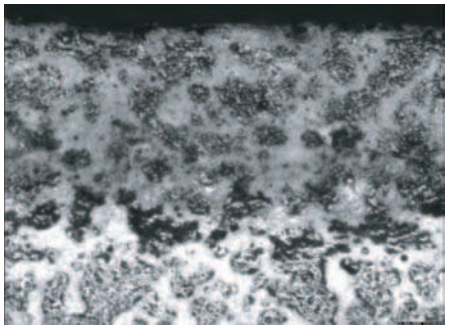
0042g2



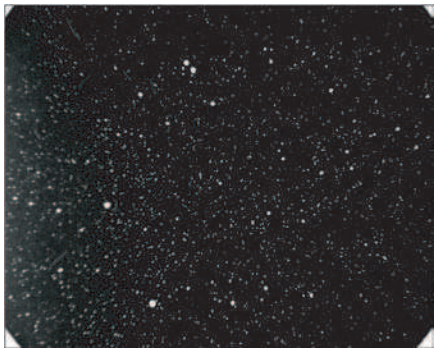
0052g2



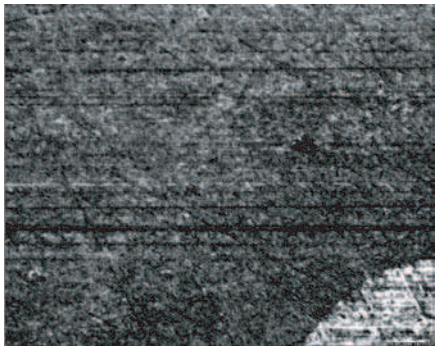
9041d2



9051d2



Bresilien



Gold

Annexe D

Résultats de l'étude d'influence du découpage en morceaux.

TAB. D.1 – Variation en (%) des rigidités de l'interphase en fonction des variations des paramètres.

N_R	N_R^T	N_T	$Q_{rr_{int}}(\%)$	$Q_{\theta\theta_{int}}(\%)$	$Q_{r\theta_{int}}(\%)$	$Q_{ss_{int}}(\%)$
2	4	6	0	0,2	0,05	0
2	5	6	32,3	93,3	59,4	35,2
2	6	6	49,6	118,9	78,6	54
2	7	6	60,4	127,7	87	65,6
2	8	6	67,7	130,8	91,4	73,5
3	8	6	49,2	21,2	64,2	51,9
4	8	6	0	0,2	0	0
4	8	2	0	0,2	0,4	0
4	8	3	0	0,1	0	0
4	8	4	0	0,2	0	0
4	8	5	0,1	2,4	0,5	0,1
4	8	6	0	0,2	0	0
4	8	7	0	7,9	2,2	0,7
4	8	8	0	0,2	0	0
4	8	9	0	11,5	4,2	0,6
4	8	10	0,1	9,7	4,8	0,3
2	4	2	0	0,1	0,3	0
2	4	3	0	0,2	0,1	0
2	4	4	0,1	0,2	0,1	0
2	4	5	0,1	2,5	0,7	0
2	4	6	0	0,2	0,1	0
2	4	7	0	9	2,3	0,7
2	4	8	0	0,2	0,1	0
2	4	9	0	13,2	4,4	0,7
2	4	10	0	10,7	4,9	0,4

TAB. D.2 – Variation en (%) des rigidités de l'interphase en fonction des variations des paramètres en éliminant les mesures relatives aux éléments chevauchant des morceaux. Les quatre dernières colonnes présentent respectivement de gauche à droite le nombre de points de mesure global et par morceau dans l'interphase, puis dans la matrice.

N_R	N_R^T	N_T	$Q_{rr_{int}}$ (%)	$Q_{\theta\theta_{int}}$ (%)	$Q_{r\theta_{int}}$ (%)	$Q_{ss_{int}}$ (%)	$Inter-phase$	$Morc-eau$	$Mat-rice$	$Morc-eau$
2	4	6	3,2	13	3,6	3,2	768	64	751	62
2	5	6	50,9	86,2	67	52,9	768	64	565	31
2	6	6	51,2	110,3	76,8	55,4	768	64	751	31
2	7	6	80,7	110,7	92,2	83,3	768	64	375	15
2	8	6	84,3	112,7	95,3	87,1	768	64	378	15
3	8	6	60,6	107,4	68,4	61,8	576	32	375	15
4	8	6	3,2	11,3	2,2	3,1	768	32	751	31
4	8	2	0	0,1	0,3	0	768	96	768	96
4	8	3	1,2	0,2	0,3	1,4	768	64	762	63
4	8	4	0,9	8,6	12	0,6	765	48	760	47
4	8	5	0,1	7	1,8	0	736	37	736	37
4	8	6	3,2	11,3	3,2	3,1	768	32	751	31
4	8	7	0,07	0,3	0,7	0,6	720	25	720	25
4	8	8	2,3	26	17,5	2,6	763	23	746	23
4	8	9	1	0,4	3	1,6	720	20	714	19
4	8	10	0,15	6,7	5,2	0,02	704	18	704	17
2	4	2	0	0,1	0,2	0,02	768	192	768	192
2	4	3	1,2	0,2	0,1	1,4	768	128	762	127
2	4	4	0,8	7,4	9	0,5	765	95	760	95
2	4	5	0,1	7,8	2,2	0	736	74	736	74
2	4	6	3,2	13,1	3,6	3,2	768	64	751	63
2	4	7	0,1	0,5	0,6	0,6	720	50	720	50
2	4	8	2,3	24,9	15,7	2,6	763	47	746	46
2	4	9	1	1,2	2,7	1,7	720	40	714	39
2	4	10	0,2	6,3	4,8	0	704	34	704	34

Bibliographie

[1] AFNOR NF-ENV-13005 (1999). *Guide pour l'expression de l'incertitude de mesure* Août,p. 105.

[2] Alexander T. L., Harvey J. E. and Weeks A. R. (1994). Average speckle size as a function of intensity threshold level : comparison of experimental measurements with theory, *Applied optics*, 33, p. 8240-8250.

[3] Allais L., Bornert M., Bretheau T. and Caldemaison D. (1994). Experimental characterization of the local strain field in a heterogeneous elastoplastic material, *Acta Metallurgica et Materialia*, 42 (11), November, p. 3865-3880.

[4] Allix O. and Ladeveze P. (1996). Damage mechanics of interfacial media : Basic aspects, identification and application to delamination, in : Allen D. V., G. Eds (eds.), *Damage and Interfacial Debonding in Composites, Studies in Applied Mechanics*, Elsevier, p. 167-188.

[5] Andrieux S., Abda A. B. and Bui H. D. (1997). Sur l'identification de fissures planes via le concept d'écart à la réciprocité en élasticité, *Compte Rendu de l'Académie des Sciences - Problèmes mathématiques de la mécanique*, 324, p. 1431-1438.

[6] ARAMIS/GOM *http ://www.gom.com/En/Products/aramis.html.*

[7] ASTM E2208-02 (2002). *Standard guide for evaluating non contacting optical strain measurement systems* August, p. 7.

[8] Avril S., Grédiac M. and Pierron F. (2004). Sensitivity of the virtual fields method to noisy data, *Computational Mechanics*, 34 (6), p. 439-452.

[9] Baillie C., Emanuelsson J. and Marton F. (2001). Building knowledge about the interface, *Composites Part A : applied science and manufacturing*, 32 (3-4), p. 305312.

[10] Benveniste Y., Dvorak G. J. and Chen T. (1989). Stress fields in composites with coated inclusions, *Mechanics of Materials*, 7 (4), p. 305-317.

[11] Bergeret A. and Krawczak P. (2006). Liaison renfort/matrice - Définition et caractérisation, in : *Plastiques et composites*, Techniques de l'ingénieur, Paris, 19 p.

[12] Bergonnier S., Hild F. and Roux S. (2003). Utilisation de la corrélation d'images lors d'un essai de compression sur laine de verre crêpée, AFM (eds.), *actes Progrès récents des méthodes optiques dans des conditions extrêmes - grandes déformations, forte localisation - en mécanique expérimentale*, 16 Mai 2003, AFM.

[13] Bergonnier S., Hild F. and Roux S. (2007). Local anisotropy analysis for non-smooth images, *Pattern recognition*, 40 (2), p. 544-556

[14] Bergonnier-Guerard S. (2005). *Relations entre microstructure et propriétés mécaniques de matériaux enchevêtrés*, Thèse de Doctorat, Université Pierre et Marie Curie Paris VI.

[15] Berthelot J. (2005), *Matériaux composites*, (TEC DOC), Hermès - Lavoisier, Paris.

[16] Besnard G., Hild F. and Roux S. (2006). Finite-element displacement fields analysis from digital images : Application to Portevin-Le Chatelier bands, Experimental Mechanics, 46, p. 789-803.

[17] Bikerman J. J. (1968), *The science of adhesive joints*, in , (2nd Edition), Academic Press, Inc., New York London.

[18] Biner S. B. (1996). Finite element method analysis of the role of interphase behavior in the creep rupture characteristics of a discountinously reinforced composite with sliding grain boundaries, *Materials Science and Engineering A : Structural Materials : Properties, Microstructure and Processing*, 208 (2), p. 239-248.

[19] Bogoeva-Gaceva G., Mader E. and Sahre K. (1996). Interphase characterization in epoxy resin/carbon fibre composites, *Composite Interfaces*, 4 (3), p. 143-156.

[20] Bolzon G., Fedele R. and Maier G. (2002). Parameter identification of a cohesive crack model by Kalman filter, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 191 (25-26), April 12, p. 2847-2871.

[21] Bonnet M., Bui H. D. and Constantinescu A. (2003). Principes variationnels et exploitation de mesures de champs en élasticité, *Mécanique Industries*, 4 (6), Novembre-Décembre, p. 687-697.

[22] Bruno L., Pagnotta L. and Poggialini A. (2006). A full-field method for measuring residual stresses in optical fiber, *Optics and Lasers in Engineering* , 44 (6), June, 577-588 p.

[23] Burguete R. L., Hack E., Kujawinska M. and Patterson E. A. (2004). Classification of operation and processes in optical strain measurement, Pappalettere C. (eds.),Vol.Advances in Experimental Mechanics *actes 12th Int. Conf. Exptl. Mechanics*, McGraw-Hill, p. 697-698.

[24] Bui H. D. (1995). Sur quelques problèmes inverses élastiques en mécanique de l'endommagement,Vol.1 *actes 2e Colloque National de Calcul des Structures*, Hermès, p. 25-35.

[25] Bui H. D. and Constantinescu A. (2000). Spatial localization of the error of constitutive law for the identification of defects in elastic bodies, *Archives of Mechanics*, 52 (4-5), p. 511-522.

[26] Bulhak J. (2001). *Interférométrie différentielle sur réseau : nouvelle méthode optique de mesure de déformations avec une grande résolution spatiale*, Thèse de Doctorat, Université Jean Monnet, p. 191.

[27] Calloch S., Dureisseix D. and Hild F. (2002). Identification de modèles de comportement de matériaux solides : utilisation d'essais et de calculs, *Technologies et Formations*, 100, p. 36-41.

[28] Cangemi L., Cocu M. and Raous M. (1996). Adhesion and friction model for the fiber/matrix interface of a composite, Baptiste D. and Vautrin A. (eds.),Vol.3 *actes* $10^{eme} Journe Nationale surles Composites, AMAC, p.$ $157 - 163$.

[29] Cardon A. H., Dewilde W. P. and Thirry L. (1996). La région d'interaction entre deux phases dans un système composite, l'interphase : réalité ou fiction au niveau de la mécanique des milieux continus, Baptiste D. and Vautrin A. (eds.),Vol.3 *actes* $10^{eme} Journe Nationale surles Composites, AMAC, p.$ $1033 - 1040$.

[30] Cardon A. H. (1993). From micro- to macroproperties of polymer based composite systems by integration of the characteristics of the interphase regions, *Composite Structures*, 24 (3), p. 213-217.

[31] Chai G. B., Chin H. K., Xie H. and Asundi A. (2003). Residual interlaminar deformation analysis in the carbon/epoxy composites using micro-moiré interferometry, *Composites Science and Technology*, 63, p. 171-175.

[32] Chambon L., Congourdeau F., Galerne C., Guinard S. and Thevenet P. (2004). Application des méthodes optiques de champs au suivi du comportement des structures aéronautiques, *Instrumentation, Mesure, Métrologie*, 4 (3-4), p. 239-253.

[33] Chen D. J., Chiang F. P., Tan Y. S. and Don H. S. (1993). Digital speckle-displacement measurement using a complex spectrum method, *Applied optics*, 32 (11), April, p. 1839-1849.

[34] Chen T. Y. (1999). Digital photoelasticity, in : Rastogi P. K. (eds.), *Photomechanics*, Springer, Berlin, p. 197-230.

[35] Cherouali H. (1998). *Rôle des interphases et de la rugosité dans le comportement interfacial de composites monofilamentaires à matrice fragile*, Thèse de Doctorat, INSA,

p. 177.

[36] Chevalier L., Calloch S., Hild F. and Marco Y. (2001). Digital image correlation used to analyze the multiaxial behavior of rubber-like materials, *European Journal of Mechanics A/Solids*, 20 (2), p. 169-187.

[37] Chu T. C., Ranson W. F., Sutton M. A. and Peters W. H. (1985). Applications of digital image correlation techniques to experimental mechanics, *Experimental Mechanics*, 25 (3), September, p. 232.

[38] Claire D., Hild F. and Roux S. (2002). Identification of damage fields using kinematic measurements, *Compte Rendu de l'Académie des Sciences - Mécanique*, 330, p. 729-734.

[39] Coker E. G. and Filon L. N. G. (1931 reprinted 1957), *A treatise on photo-elasticity*, in , Cambridge University Press, New-York.

[40] Collette S. A., Sutton M. A., Miney P., Reynolds A. P., Xiaodong Li, Colavita P. E., Scrivens W. A., Luo Y., Sudarshan T., Muzykov P. and Myrick M. L. (2004). Development of patterns for nanoscale strain measurements : I. Fabrication of imprinted Au webs for polymeric materials, *Nanotechnology*, 15 (12), December, p. 1812-1817.

[41] Coudert S., Triconnet K., Zebiri A. and Surrel Y. (2004). Étalonnage transverse d'un objectif de caméra par la méthode de la grille, Orteu J. J. (eds.), *actes Photomécanique 2004*, 4 - 6 Mai, EMAC, p. 8.

[42] Coutand C., Marçon B., Toussaint E. and Vacher P. (2004). Mesures de déformations résiduelles de maturation de bois de peuplier par corrélation d'images, EMAC (eds.), *actes Photomécanique 2004*, 4-6 Mai, EMAC, p. 193-200.

[43] Constantinescu A. (1995). On the identification of elsatic moduli from displacement-force boundary measurements, *Inverse Problems in Engineering*, 1, p. 293-315.

[44] Cox H. L. (1952). The elasticity and strength of paper and other fibrous materials, *British Journal of Applied Physics*, 3, p. 72-79.

[45] Crone W. C. and Shield T. W. (2001). Experimental Study of the Deformation Near a Notch Tip in Copper and Copper-Beryllium Single Crystals, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 49 (12), p. 2819-2838.

[46] Doumalin P. (2000). *Microextensométrie Locale par Corrélation d'Images Numériques*, Thèse de Doctorat, Ecole Polytechnique, p. 260.

[47] Dumont F., Hivet G., Launay J., Boisse P. and Vacher P. (2003). Apport des mesures optiques pour l'analyse d'essais mécaniques sur des renforts de composites tissés, AFM (eds.), *actes Progrès récents des méthodes optiques dans des conditions extrêmes -*

grandes déformations, forte localisation - en mécanique expérimentale, 16 Mai 2003, AFM.

[48] Favre J.-P. (1992). Interface dans les composites fibreux, in : *Plastiques et composites*, Techniques de l'ingénieur, Paris, 19 p.

[49] Fink B. K. and McCullough R. L. (1999). Interphase research issues, *Composites Part A : applied science and manufacturing*, 30 (1), January, p. 1-2.

[50] Forquin P., Rota L., Charles Y. and Hild F. (2004). A method to determine the macroscopic thoughness scatter of brittle materials, *International Journal of Fracture*, 125 (1), p. 171-187.

[51] Frocht M. M. (1941), *Photoelasticity*, in , John Wiley Sons, New-York.

[52] Gabor D. (1948). A new microscopic principle, *Nature*, 161, p. 777-778.

[53] Gaertner R., Boudoukha L., Khavandi A. and Perez J. (1996). Interface ou interphase ? La réponse des mesures de nanoindentation., Baptiste D. and Vautrin A. (eds.),Vol.3 *actes Les 10ème Journées Nationales des Composites*, AMAC, p. 1025-1032.

[54] Garcia D. and Toulouse I. (21 décembre 2001). *Mesure de formes et de champs de déplacements tridimensionnels par stéréo-corrélation d'images*, Institut National Polytechnique.

[55] Garcia D., Orteu J.-J. and Penazzi L. (2002). A Combined Temporal Tracking and Stereo-correlation Technique for Accurate Measurement of 3D Displacements : Application to Sheet Metal Forming, *Journal of Materials Processing Technology*, 125-126, September, p. 736-742.

[56] Gardner S. D., Pittman C. U. and Hackett R. M. (1993). Residual thermal stresses in filamentary polymer-matrix composites containing and elastomeric interphase, *Journal of composite materials*, 27 (8), p. 830-860.

[57] Gaussorgues G. (1999), *La thermographie infrarouge*, Lavoisier.

[58] Gavrus A., Massoni E. and Chenot J. L. (1996). An inverse analysis using a finite element model for identification of rheological parameters, *Journal of Materials Processing Technology*, 60 (1-4), June 15, p. 447-454.

[59] GDR 2519 - CNRS (2002-2006). Mesures de Champs et Identification en Mécanique des Solides, *http ://www.ifma.fr/lami/gdr2519/*.

[60] Geers M. G. D., Borst R. D. and Brekelmans W. A. M. (1996). Computing strain fields from discrete displacement fields in 2D-solids, *International Journal of Solides Structures*, 33 (29), p. 4293-4307.

[61] Genovese K., Lamberti L. and Pappalettere C. (2004). Mechanical characterization of orthotropic materials by means of speckle interferometry and simulated annealing, Mechanics S. o. E. (eds.), *actes SEM X International Congress Exposition on Experimental and Applied Mechanics*, June 6-10, Society of Experimental Mechanics, p. CD-ROM (8 pages).

[62] Geymonat G., Hild F. and Pagano S. (2002). Identification of elastic parameters by displacement field measurement, *Compte Rendu de l'Académie des Sciences - Mécanique*, 330, p. 403-408.

[63] Geymonat G. and Pagano S. (2003). Identification of mechanical properties by displacement field measurement : a variational approach, *Mecanica*, 38, p. 535-545.

[64] Giton M., Ienny P. and Piques R. (2003). Viscous hyper-elastic behaviour characterisation of a silicon-rubber by an inverse problem resolution : boundary conditions measurements by digital image correlation, *actes CompTest*, 28-30 January 2003.

[65] Goldfischer L. I. (1965). Autocorrelation function and power spectral density of laser-produced speckle patterns, *Journal of Optical Society of America - A*, 55, p. 247-253.

[66] Goodman J. W. (1975). Statistical properties of laser speckle patterns, in : Dainty J. C. (eds.), *Laser speckle and related phenomena*, Springer Verlag, p. 9-75.

[67] Grédiac M. (1989). Principe des travaux virtuels et identification, *Compte Rendu de l'Académie des Sciences - Mécanique*, 309, p. 1-5.

[68] Grédiac M., Zhavoronok S. and Pierron F. (2000). Identification of the through-thickness properties of thick laminated tubes using the virtual fields method, *International Journal of Solids and Structures*, 37, p. 4437-4453.

[69] Grédiac M., Auslender F. and Pierron F. (2001). Applying the virtual fields method to determine the through-thickness moduli of thick composites with nonlinear shear response, *Composites Part A : applied science and manufacturing*, 32, p. 1713-1725.

[70] Grédiac M., Toussaint E. and Pierron F. (2002). L'identification des propriétés mécaniques de matériaux avec la méthode des champs virtuels, une alternative au recalage par éléments finis, *Compte Rendu de l'Académie des Sciences - Mécanique*, 330, p. 107-112.

[71] Grédiac M., Toussaint E. and Pierron F. (2002). Special virtual fields for the direct determination of material parameters with the virtual fields method.1 - Principle and definition, *International Journal of Solids and Structures*, 39, p. 2691 2705.

[72] Grédiac M. (2004). The use of full-field measurement methods in composite material characterization : interest and limitations, *Composites Part A : applied science and manufacturing*, 35, p. 751761.

[73] Guo Y., Post D. and Czarnek R. (1989). The magic of carrier fringes in moiré interferometry, *Experimental Mechanics*, 29 (2), p. 169-173.

[74] Hayes S. A., Lane R. and Jones F. R. (2001). Fibre/matrix stress transfer through a discrete interphase. Part 1 : single-fibre model composites, *Composites Part A : applied science and manufacturing*, 32 (3-4), p. 379-389.

[75] Hild F., Amar E. and Marquis D. (1992). Stress Heterogeneity Effect on the Strength of Silicon Nitride, *Journal of the American Ceramics Society*, 75 (3), p. 700-702.

[76] Hild F., Périé J.-N. and Coret M. (1999). *Mesure de champs de déplacements 2D par intercorrélation d'images : CORRELI^{2D}, Internalreport230DecemberLMT−Cachan*, 101 *p.*

[77] Hild F., Raka B., Baudequin M., Roux S. and Cantelaube F. (2002). Multiscale displacement field measurements of compressed mineral-wool samples by digital image correlation, *Applied Optics*, 41 (32), p. 6815-6828.

[78] Hild F. (2002). *CORRELI^{LMT} : A software for displacement field measurements by digital image correlation*, Internal report 254 January LMT-Cachan, 38 p.

[79] Hild F. and Roux S. (2006). Measuring stress intensity factors with a camera : Integrated digital image correlation (I-DIC), *Compte Rendu de l'Académie des Sciences - Mécanique*, 334 (1), p. 8-12.

[80] Holst G. (1998), *CCD arrays, cameras, and displays*, in , (2nd Edition), SPIE Optical Engineering Press, Bellingham - USA.

[81] Ikehata M. (1990). Inversion formulas for the linearized problem for an invers problem boundary value problem in elastic prospection, *SIAM Journal of Applied Mathematics*, 50 (6), December, p. 1635-1644.

[82] ISO (1998). Metallic materials – Tensile testing at ambient temperature, ISO 6892, p. 43.

[83] ISO (International Organization for Standardization) (2004) International vocabulary of basic and general terms in metrology (VIM) - Draft, ISO/DGuide 99999, p. 71.

[84] Jacquot P. (2003). Figures de speckle : rôle en mécanique expérimentale, l'Ingénieur I. p. l. P. d. S. d. (eds.), *actes Identification du comportement des matériaux et de la rupture des structures à l'aide des méthodes optiques*, 23-25 Septembre, p. 1-39.

[85] Jacquot P. (2003). Application des méthodes de speckle en mécanique du solide, l'Ingénieur I. p. l. P. d. S. d. (eds.), *actes Identification du comportement des matériaux et de la rupture des structures à l'aide des méthodes optiques*, 23-25 Septembre, p. 39-72.

[86] Jeulin D. and Laurenge P. (1997). Simulation of Rough Surfaces by Morphological Random Functions, *J. Electr. Imaging*, 6 (1), p. 16-30.

[87] Joenathan C. (1997). Speckle photography, shearography, and ESPI, in : Rastogi P. K. (eds.), *Optical measurement techniques and applications*, Artech House Inc., London, p. 151-182.

[88] Kim J.-K., Sham M.-L. and Wu J. (2001). Nanoscale characterization of interphase in silane treated glass fibre composites, *Composites Part A : applied science and manufacturing*, 32, p. 607-618.

[89] Kim G.-H. and Park Y.-S. (2004). An improved updating parameter selection method and finite element model update using multiobjective optimisation technique, *Mechanical Systems and Signal Processing*, 18 (1), p. 59-78.

[90] Knauss W. G. (2000). Perspectives in experimental solid mechanics, *International Journal of Solids and Structures*, 37 (1-2), p. 251-266.

[91] Kohn R. V. and Lowe B. D. (1988). A variational method for parameter identification, *Mathematical Modelling and Numerical Analysis*, 22 (1), p. 119-158.

[92] Krawczak P. and Pabiot J. (1995). Fracture mechanics applied to glass fiber/epoxy matrix interface characterization, *Journal of Composite Materials*, 29 (17), p. 2230-2253.

[93] Kujawinska M. (1987). Use of phase-stepping automatic fringe analysis in moiré interferometry, *Applied optics*, 26, p. 4712-4714.

[94] Ladeveze P. and Leguillon D. (1983). Error estimate procedure in the finite element method and applications, *SIAM Journal of Numerical Analysis*, 20 (3), June, p. 485-509.

[95] Lagattu F., Brillaud J. and Lafarie-Frenot M.-C. (2004). high strain gradient measurements by using digital image correlation technique, *Materials Characterization*, 53 (1), September, p. 17-28.

[96] Lecompte D., Smits A., Bossuyt S., Sol H., Vantomme J., Van Hemelrijck D. and Habraken A., M. (2006). Quality assessment of speckle patterns for digital image correlation, *Optics and Lasers in Engineering*, 44 (11), November, p. 1132-1145.

[97] Lee J. R. (2004). *Application of Laser Interferometric Techniques to the Experimental Analysis of Materials and Structures. Special case of Composites.*,Thèse de Doctorat, Université Jean Monnet, p. 208.

[98] Leushacke L. and Kirchner M. (1994). Three-dimensional correlation coefficient of speckle intensity for rectangular and circular apertures, *Journal of Optical Society of America - A*, 11, p. 671-673.

[99] Lévesque M. (2004). *Modélistion du comportement mécanique de matériaux composites viscoélastiques non linéaires par une approche d'homogénéisation*, ENSAM, 176 p.

[100] Linderholt A. and Abrahamsson T. (2003). Parameter identifiability in finite element model error localisation, *Mechanical Systems and Signal Processing*, 17 (3), p. 579-588.

[101] Lopattanon N., Kettle A. P., Tripathi D., Beck A. J., Duval E., France R. M., Short R. D. and Jones F. R. (1999). Interface molecular engineering of carbon-fiber composites, *Composites Part A : applied science and manufacturing*, 30 (1), January, p. 49-57.

[102] Lowenthal S. and Arsenault H. (1970). Image formation for coherent diffuse objects : statistical properties, *Journal of Optical Society of America - A*, 60, p. 1478-1483.

[103] Mahnken R. and Stein E. (1996). A unified approach for parameter identification of inelastic material models in the frame of the finite element method, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 136 (3), September 25, p. 225-258.

[104] Miller R. M., Mohammed I. and Ho P. S. (1999). Analysis of flip-chip packages using high-resolution moiré interferometry, IEEE (eds.), *actes 49th IEEE-ECTC*.

[105] Miller R. M., Mohammed I. and Ho P. S. (2001). Quantitative strain analysis of flip-chip electronic packages using phase-shifting moiré interferometry, *Optics and Lasers in Engineering*, 36, p. 127-139.

[106] Modak S. V., Kundra T. K. and Nakra B. C. (2002). Comparative study of model updating methods using simulated experimental data, *Computers and Structures*, 80 (5-6), March, p. 437-447.

[107] Molimard J., Riche R. L., Vautrin A. and Lee J. R. (2004). Identification of orthotropic plate stiffness using open hole tensile test, Society of experimental Mechanics (eds.), *actes SEM X International Congress Exposition on Experimental and Applied Mechanics*, June 6-10, Society of Experimental Mechanics, p. CD-ROM (8 pages).

[108] Muller M., Toussaint E., Destrebecq J.-F., Grédiac M. and Vacher P. (2004). Etude par corrélation d'images de la fissuration d'éléments en béton armé renforcés par composites, EMAC (eds.), *actes Photomécanique 2004*, 4-6 Mai, EMAC, p. 225-232.

[109] Neuilly M. and Courtier J.-C. (1997). Vocabulaire de l'analyse - Erreurs et incertitudes de mesure, *Techniques de l'ingénieur*, Analyse et caractérisation (Décembre), p. 8.

[110] Orteu J.-J. (2002). Mesure 3D de formes et de déformations par stéréovision, in : Techniques de l'Ingénieur T. G. M. (eds.), *Travail des matériaux*, p. BM 7015.

[111] Orteu J.-J. (2007). Digital Image Correlation Error Assessment, Society of experimental Mechanics (eds.), *actes SEM 2007*, 3-6 June.

[112] Oshmyan V. G., Shamaev M. Y. and Timan S. A. (2003). Simulation of the scale factor of a ductile fracture of polymer blends and composites on the basis of the specific interphase concept, *Journal of Applied Polymer Science*, 89 (10), p. 2771-2777.

[113] Patorski K., Post D., Czarnek R. and Guo Y. (1987). Real-time optical differentiation for moiré interferometry, *Applied optics*, 26 (10), p. 1977-1982.

[114] Patorski K. (1993), *Handbook of the moiré fringe technique*, in , Elsevier, Amsterdam.

[115] Peters W. H. and Ranson W. F. (1982). Digital imaging techniques in experimental stress analysis, *Optical Engineering*, 21 (3), May-June, p. 427-432.

[116] Phillion D. W. (1997). General methods for generating phase-shifting interferometry algorithms, *Applied optics*, 36 (31), p. 8098-8115.

[117] Post D. (1983). Mechanics moiré interferometry at VP1 SU, *Experimental Mechanics*, 23, June, p. 203-210.

[118] Post D. (1987). Moiré Interferometry, in : Kobayashi A. S. (eds.), *Handbook of Experimental Mechanics*, Society of Experimental Mechanics.

[119] Post D., Bongtae H. and Peter I. (1994), *High sensitivity Moiré - Experimental analyses for mechanics and materials*, in : Mechanical Engineering Series, (Springer), Springer Verlag, New-york.

[120] Post D., Han B. and Ifju P. G. (1999). Moiré methods for engineering and science - moiré interferometry and shadow moiré, in : Rastogi P. K. (eds.), *Photomechanics*, Springer, Berlin, p. 151-196.

[121] Priel M. (1999). Incertitudes de mesures et tolérances, *Techniques de l'ingénieur*, Mesures et contrôle (Septembre), p. 14.

[122] Puyo-Pain M., Lamon J. and Hild F. (2005). Méthodes de mesures de champs et d'identification des propriétés élastiques par corrélation d'images numériques. Application à l'étude d'un joint de brasure céramique, *Revue des Composites et des Matériaux Avancés*, 15 (1), p. 19-31.

[123] Rastogi P. K. (1997). Holographic interferometry - An important tool in nondestructive measurement and testing, in : Rastogi P. K. (eds.), *Optical measurement techniques and applications*, Artech House Inc., London, p. 111-150.

[124] Renaud P. (2000). *Comportement d'un matériau composite carbone/carbone 3D sous chargement uniaxial*, Rapport de DEA ENS de Cachan.

[125] Ronchi V. (1964). Forty years of a history of a grating interferometer, *Applied optics*, 3, p. 437-451.

[126] Rouby D. (2002). Quelques aspects tribologiques sous-jacents à la micromécanique des interfaces dans les composites à fibres et matrice céramique, *Mécanique Industries*, 3 (5), Septembre, p. 497-502.

[127] Roux S., Hild F. and Berthaud Y. (2002). Correlation image velocimetry : a spectral approach, *Applied optics*, 41 (1), p. 108-115.

[128] Roux S. and Hild F. (2006). Stress intensity factor measurements from digital image correlation : post-processing and integrated approaches, *International Journal of Fracture*, 140 (1-4), p.141-157.

[129] Salmon L. (1997). *Etude de la dégradation hydolytique de l'interface fibre-matrice dans les matériaux composites fibre de verre - résine époxyde*, Doctorat en chimie, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, p. 138.

[130] Schreier H. W., Braasch J. R. and Sutton M. A. (2000). Systematic errors in digital image correlation caused by intensity interpolation., *Optical Engineering*, 39 (11), November, p. 2915-2921.

[131] Scrivens W. A., Lou Y., Sutton M. A., Collette S. A., Myrick M. L., Miney P., Colavita P. E., Reynolds A. P. and Xiaodong Li (2007). Development of Patterns for Digital Image Correlation Measurements at Reduced Length Scales, *Experimental Mechanics*, 47, p. 63-77.

[132] Shioya M. and Nakatani M. (2000). Compressive strengths of single carbon fibres and composite strands, *Composites Science and Technology*, 60 (2), February, p. 219-229.

[133] Surrel J. (1996), *Optique instrumentale. Optique de Fourier.*, in , Ellipses.

[134] Surrel J. and Surrel Y. (1998). The fringe projection technique for shape acquisition of live biological objects, *Journal of Optics*, 29 (1), February, p. 6-13.

[135] Surrel Y. (1996). Design of algorithms for phase measurements by the use of phase-stepping, *Applied optics*, 35 (1), p. 51-60.

[136] Surrel Y. (1998). Fringe analysis, in : Rastogi P. K. (eds.), *Photomechanics*, Springer, Berlin, p. 55-99.

[137] Surrel Y. (2002). Some metrological issues in optical full-field technique, *actes SPIE Annual Meeting*, July, SPIE, p. 12.

[138] Surrel Y. (2004). Les techniques optiques de mesure de champ : essai de classification, *Instrumentation, Mesure, Métrologie*, 4 (3-4), p. 11-42.

[139] Surrel Y. (2004). Deflectometry : a simple and efficient noninterferometric method for slope measurement, *actes SEM 2004*, 7-10 June, Society of Experimental Mechanics.

[140] Sutton M. A., Wolters W. J., Peters W. H., Ranson W. F. and McNeill S. R. (1983). Determination of displacements using an improved digital correlation method, *Image and Vision Computing*, 1 (3), August, p. 133-139.

[141] Sutton M. A., Cheng M., McNeill S. R., Chao Y. J. and Peters W. H. (1986). Application of an optimized digital image correlation method to planar deformation analysis, *Image and Vision Computing*, 4 (3), p. 143-150.

[142] Sutton M. A., McNeill S. R., Jang J. and Babai M. (1988). Effects of subpixel image restoration on digital correlation error estimates., *Optical Engineering*, 27 (10), p. 870-877.

[143] Sutton M. A., Zhao W., McNeill S. R., Helm J. D., Piascik R. S. and Riddell W. T. (1999). Local crack closure measurements : development of a measurement system using computer vision and a far-field microscope, in : McClung R. C. and Newman J. C. (eds.), *Advances in fatigue crack closure measurement and analysis*, American Society for Testing and Materials (ASTM), West Conshohoken, p. 145-156.

[144] Sutton M. A., McNeill S. R., Helm J. D. and Chao Y. J. (1999). Advances in two-dimensional and three-dimensional computer vision, in : Rastogi P. K. (eds.), *Photomechanics*, Springer-Verlag, Berlin, p. 323-372.

[145] Sutton M. A. (2004). Recent developments and trends in measurements from the macro-scale to reduced length scales, Berthaud Y., et al. (eds.), *actes Colloque Photomécanique 2004*, 4-6 Mai, EMAC, p. 1-8.

[146] Tardieu N. and Constantinescu A. (2000). On the determination of elastic coefficients from indentation experiments, *Inverse Problems*, 16, January 20, p. 577-588.

[147] TECHLAB. *http : //www.techlab.fr*

[148] Theunissen R., Stitou A. and Riethmuller M. L. (2004). Approche nouvelle pour l'amélioration de lincertitude de mesure en PTV, Riethmuller M. L. (eds.), *actes 9e Congrès francophone de vélocimétrie laser*, 14-17 Septembre, Association Francophone de Vélocimétrie Laser, p. 8.

[149] Tian Q. and Huhns M. N. (1983). A fast hill-climbing algorithm for measuring object displacement with sub-pixel accuracy, IEEE (eds.), *actes 12th workshop on Applied Imagery Pattern Recognition*, IEEE.

[150] Toussaint E., Grédiac M. and Pierron F. (2004). *The virtual fields method with piecewise virtual fields* LERMES,p. 1-21.

[151] Triconnet K., Derrien K., Hild F. and Baptiste D. (2007). Parameters choice for optimized digital correlation - *Optics and Lasers in Engineering*, February, 15 p..

[152] VanLandingham M. R., Dagastine R. R., Eduljee R. F., McCullough R. L. and Gillespie Jr J. W. (1999). Characterization of nanoscale property variations in polymer composite systems : 1. Experimental results, *Composites Part A : applied science and manufacturing*, 30 (1), p. 75-83.

[153] VIC-2D / Correlated Solutions. *http ://www.correlatedsolutions.com/sec vic2d.html*

[154] Wagdy M. F. and Lucas M. S. P. (1985). Errors in sampled data phase measurement, IEEE (eds.),Vol.IM-34 *actes Transactions on Instrumentation and Measurement*, IEEE, p. 507-509.

[155] Wagner H. D., Lourie O. and Zhou X. F. (1999). Macrofragmentation and microfragmentation phenomena in composite materials, *Composites Part A : applied science and manufacturing*, 30 (1), p. 59-66.

[156] Walker C. A. and McKelvie J. (1978). A practical multiplied-fringe Moiré system, *Experimental Mechanics*, 18 (8), August, p. 316-320.

[157] Walker C. A. (1994). A historical review of moiré interferometry, *Experimental Mechanics*, 34 (4), December, p. 281-299.

[158] Wang T. and Cuitiño A. M. (2002). Full-field measurements of heterogeneous deformation patterns on polymeric foams using digital image correlation, *International Journal of Solids and Structures*, 39 (13-14), June-july, p. 3777 3796.

[159] Watrisse B., Muracciole J.-M. and Chrysochoos A. (2003). Analyse énergétique locale du comportement dans la striction d'un acier pour emboutissage, AFM (eds.), *actes Progrès récents des méthodes optiques dans des conditions extrêmes - grandes déformations, forte localisation - en mécanique expérimentale*, 16 Mai 2003, AFM.

[160] Williams J. G., James M. R. and Morris W. L. (1994). Formation of the interphase in organic - matrix composites, *Composites*, 25 (7), p. 757-762.

[161] Zhong Z. W. and Lu Y. G. (2004). An AFM scanning moiré technique for the inspection of surface deformations, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 23 (5-6), March, p. 462-466.

IDENTIFICATION DES PROPRIETES MECANIQUES A PARTIR DE MESURES DE CHAMPS DANS UN MATERIAU MULTI-PHASE

RESUME: Dans le cas des matrices polymères à fibres, les efforts sont transférées de la matrice aux renforts par une zone tridimensionnelle appelée interphase. Ses propriétés résultent des interactions physico-chimiques des composants. Deux difficultés SE PRODUISENT : tout d'abord, la nécessité d'étudier l'interphase une fois que le composite est fabriqué et en second lieu, sa taille qui varie d'un nanomètre à quelques micromètres. Cette étude a pour but de mettre au point un protocole de caractérisation des propriétés mécaniques d'une interphase d'un microcomposite. Les champs de déformations, obtenus par dérivation numérique des champs de déplacements expérimentaux, sont traités par une approche inverse, telle que la méthode des champs virtuels, pour permettre l'identification des rigidités du matériau composant l'interphase. Deux techniques expérimentales ont été mises en place pour mesurer le champ de déplacement dans l'interphase pendant un essai de traction : une adaptation du moiré interférométrique (résolution spatiale micrométrique) et la corrélation d'images numériques avec un microscope à grande distance frontale (analyse subpixel). Une comparaison est faite entre ces deux techniques pour cette étude. Le champ des déformations est analysé par la méthode des champs virtuels afin de déterminer les paramètres régissant la loi du comportement de l'interphase.

Mots-clés: *corrélation d'images numériques, moiré interférométrique, méthode des champs virtuels*

MECHANICAL PROPERTIES IDENTIFICATION FROM FULL-FIELD MEASUREMENT IN A MULTI-PHASE MATERIAL

ABSTRACT: In fiber reinforced polymeric matrix, stresses are transferred from the matrix to the reinforcement through a 3D zone called interphase. Its properties result from the physicochemical interactions of components. Two difficulties arise: first, the need to study the interphase once the composite is manufactured and second, its size that varies from a nanometer to few micrometers. The study aims at developing a mechanical properties characterization technique of a microcomposite interphase. Strain fields, given by a numerical derivation from displacement fields, are computed by the virtual fields method in order to identify the rigidities of the interphase material. Two experimental techniques have been developed to measure the displacement field in the interphase during a tensile test: the adaptation of the moiré interferometry with a phase stepping method (micrometer spatial resolution) and the digital image correlation with a far-field microscope (subpixel analysis). A comparison is made between these two techniques applied on this study. The strain field is analyzed through the virtual fields method to determine the parameters governing the interphase constitutive law.

Keywords: *digital image correlation, moiré interferometry, virtual fields method*

