HAL
open science

Analyse multiéchelle de l'usinage des matériaux biosourcés : Application aux agrocomposites

Faissal Chegdani

To cite this version:

Faissal Chegdani. Analyse multiéchelle de l'usinage des matériaux biosourcés : Application aux agrocomposites. Génie des procédés. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2016. Français. NNT : 2016ENAM0043 . tel-01451078

HAL Id: tel-01451078

https://pastel.hal.science/tel-01451078

Submitted on 31 Jan 2017

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.

2016 – ENAM – 0043

École doctorale N° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech
T H È S E

Pour obtenir le grade de docteur délivré par

L'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité "Génie mécanique - procédés de fabrication"

Présentée et soutenue publiquement par

Faissal CHEGDANI

Le 8 novembre 2016

Analyse multiéchelle de l'usinage des matériaux biosourcés Application aux agrocomposites

Directeur de thèse : **Mohamed EL MANSORI**

Co-encadrement de la thèse : **Sabeur MEZGHANI**

Jury

M. Frédéric JACQUEMIN, Professeur, E3M/ GeM – UMR CNRS 6183, Université de Nantes	Président
M. Christophe BALEY, Professeur, LIMAT B – EA 4250, Université de Bretagne-Sud	Rapporteur
M. Stéphane FONTAINE, Professeur, ISAT/ DRIVE – EA 1859, Université de Bourgogne	Rapporteur
M. Mohamed EL MANSORI, Professeur, MSMP – EA 7350, Arts & Métiers ParisTech	Examinateur
M. Sabeur MEZGHANI, Maître de conférences, MSMP – EA 7350, Arts & Métiers ParisTech	Examinateur
Mme. Valérie MARCEL, Ingénieure, AST Innovation Region manager, Faurecia Interior Systems	Membre invité
Mme. Martine CARRIEU, Directrice du pôle Développement Economique, Cités en Champagne	Membre invité

T H È S E

Arts et Métiers ParisTech - Campus de Châlons-en-Champagne
Laboratoire de Mécanique, Surfaces, Matériaux et Procédés (MSMP - EA7350)

Remerciements

Cette thèse a été pour moi une expérience très épanouissante sur les plans personnel, professionnel et humain. Mon engagement dans ce travail m'a donné l'opportunité de piloter un projet de recherche innovant, me permettant ainsi de m'affirmer à la fois en tant qu'ingénieur et chercheur. Plusieurs personnes ont contribué au bon déroulement de ce travail et je tiens à les remercier dans cette section.

Je remercie tout le personnel du campus ENSAM de Châlons-en-Champagne pour leur accueil chaleureux et leur soutien tout au long de ces trois années de thèse.

Je remercie la communauté d'agglomération de Châlons-en-Champagne, en les personnes de Martine Carrieu et Jean François Hesry, pour le financement de cette thèse. Sans leur support financier, ce travail n'aurait pu voir le jour.

Je tiens à remercier tous les membres du jury qui m'ont fait l'honneur d'évaluer mon travail de thèse. Je les remercie pour leurs remarques pertinentes ainsi que pour les échanges fructueux lors de la soutenance.

Je remercie également l'entreprise Faurecia, en les personnes de Valérie Marcel et Xavier Bathelier, d'avoir été présents lors de la soutenance ainsi que pour leur collaboration dans le cadre d'une application industrielle.

Un grand merci à Mohammed El Mansori, mon directeur de thèse, pour la confiance qu'il m'a accordée pour mener ce projet de recherche original et unique au sein de la communauté scientifique. J'ai eu l'énorme plaisir de travailler sous sa direction. Monsieur El Mansori a toujours été présent pour moi et ce, dans toutes les circonstances et malgré l'éloignement géographique. Ses conseils à la fois scientifiques, pédagogiques et relationnels ont fortement contribué à l'accomplissement de mon travail.

Je tiens à remercier également Sabeur Mezghani, mon co-encadrant, pour toute l'aide qu'il m'a apportée durant ces trois années de thèse, pour sa disponibilité ainsi que pour nos échanges toujours pertinents.

Merci à toute l'équipe technique qui m'a accompagné lors de mes essais expérimentaux. Un merci tout particulier à Julien Voisin et Laurent Maraval, avec qui j'ai réalisé la grande partie de mes plans d'essais.

J'adresse un grand merci à mes collègues doctorants qui sont devenus des amis et avec qui j'ai passé trois merveilleuses années à Châlons-en-Champagne.

Je remercie chaque personne qui a participé, de près ou de loin, à l'aboutissement de ces trois années de thèse. Merci à mon oncle d'avoir été présent pour me soutenir lors de la soutenance ainsi que tous mes amis qui m'ont adressé leurs soutient par tous les moyens depuis l'autre bout de la méditerranée.

Finalement, j'aimerais dédier ce travail à mes parents qui ont toujours cru en moi et qui m'ont inlassablement soutenu dans les hauts et les bas.

Faissal Chegdani, Novembre 2016

Table des matières

Introduction générale 1

Chapitre 1

Etat de l'art : Usinabilité des agrocomposites 3

1 Introduction 4

2 Structure et propriétés des fibres végétales 7

2.1 De la plante à la fibre : influence des procédés d'extraction 7

2.2 Structure des fibres végétales 10

2.3 Composition chimique d'une fibre végétale 11

2.4 Propriétés mécaniques des fibres végétales 12

3 Agrocomposite : Propriétés mécaniques et influence des conditions de mise en œuvre 16

3.1 Agrocomposite : structure multiéchelle complexe. 16

3.2 Influence de la température de fabrication 17

3.3 Influence de l'adhésion fibre - matrice 18

3.4 Propriétés mécaniques des agrocomposites à fibres courtes 20

3.5 Propriétés mécaniques des agrocomposites à fibres longues 20

4 Usinage des agrocomposites 22

4.1 Méthodologie d'analyse 22

4.2 Types d'outils utilisés 23

4.3 Présentation et interprétation des résultats expérimentaux 24

5 Analyse critique : Influence des propriétés des fibres sur l'usinage des agrocomposites 30

6 Conclusion 32

Chapitre 2

Protocoles expérimentaux 33

1 Introduction 34

2 Procédé de détourage 35

3 Procédé de coupe orthogonale 37

4 Moyens de caractérisation 40
4.1 Caractérisation mécanique des matériaux 40
4.2 Acquisition des efforts de coupe 42
4.3 Observations microscopiques des surfaces d'agrocomposites 42
4.4 Mesures topographiques des surfaces d'agrocomposites 43
4.5 Caractérisation microscopique de la structure agrocomposite 45
5 Matériaux et outils de coupe 48
5.1 Echantillons d'agrocomposites 48
5.2 Outils de coupe 51
6 Conditions expérimentales 53
7 Conclusion 54
Chapitre 3
Etude expérimentale du procédé de détourage sur les agrocomposites à fibres courtes et longues 55
1 Introduction 56
2 Effet du type de fibre végétale sur l'usinabilité des agrocomposites à fibres courtes 57
2.1 Observations microscopiques des surfaces usinées 57
2.2 Analyse énergétique de l'opération de coupe 59
2.3 Analyse standard de l'état topographique des surfaces usinées 60
2.4 Analyse multiéchelle de la topographie des surfaces usinées 62
3 Effet du revêtement de la fraise sur l'usinabilité des agrocomposites à fibres longues unidirectionnelles 66
3.1 Mécanismes de coupe des fibres végétales 66
3.2 Irrégularités des surfaces usinées 69
3.3 Etude des défauts induits par le procédé de détourage 71
4 Effet de l'angle d'hélice de l'outil sur l'usinabilité des agrocomposites à fibres longues bidirectionnelles 76
4.1 Qualité microscopique des surface usinées 76

4.2 Analyse des efforts de coupe 77

4.3 Effet de l'angle d'hélice sur le frottement outil/matière 78

4.4 Analyse standard de l'état des surfaces usinées 79

4.5 Analyse multiéchelle de l'état des surfaces usinées 81

4.6 Effet de l'angle d'hélice sur les zones de décohésion périphérique (peluchage) 82

5 Conclusions 83

Chapitre 4

Analyse des mécanismes élémentaires de coupe des agrocomposites par approche tribo-mécanique multiéchelle 84

1 Introduction 85

2 Caractérisation mécanique des agrocomposites à fibres unidirectionnelles de lin 86

3 Etude de l'usinabilité des agrocomposites à fibres unidirectionnelles de lin par procédé fondamental de coupe orthogonale 88

3.1 Mécanismes de formation de copeau des agrocomposites à fibres UD de lin. 89

3.2 Qualité microscopique des surfaces usinées 90

3.3 Analyse énergétique des mécanismes de coupe 91

3.4 Analyse de la topographie des surfaces usinées 93

3.5 Contribution multiéchelle des paramètres process sur l'état des surfaces usinées des agrocomposites 96

4 Etude des propriétés mécaniques multiéchelle des agrocomposites 98

4.1 Propriétés mécaniques par AFM 100

4.2 Propriétés mécaniques par nanoindenteur MTS 103

4.3 Comparaison multiéchelle des propriétés mécaniques 105

5 Etude des propriétés tribologiques multiéchelle des agrocomposites 109

5.1 Rayage par AFM 109

5.2 Rayage par nanoindenteur MTS 113

6 Conclusion 115

Chapitre 5

Application industrielle 116

1 Introduction 117

2 Pièce agrocomposite sandwich "FlaxPreg™" 118

3 Protocole expérimental 119

3.1 Système de bridage pour la structure sandwich 119

3.2 Plan d'expérience 120

3.3 Mesures post-mortem 121

4 Résultats 122

4.1 Observations microscopiques des états des surfaces 122

4.2 Analyse de la rugosité des surfaces usinées 123

5 Conclusion 126

Conclusion générale et perspectives 127

Références bibliographiques 133

Liste des figures

Figure 1.1 : a) panneau de portière réalisé par compression d'un non-tissé aiguilleté constitué de fibres végétales et de fibres de polymère thermoplastique. b) platine de rétroviseur injectée en polypropylène et fibres de chanvre. c) éolienne renforcée par des fibres de lin [3]. 5
Figure 1.2 : Origine des fibres végétales dans la plante [3]. 7
Figure 1.3 : De la plante à la fibre, positionnement des fibres à l'intérieur de la tige de plante dans le cas des fibres libériennes. 8
Figure 1.4 : Processus d'extraction des fibres de lin [5].....9
Figure 1.5 : a) Image MEB de la section d'un faisceau de fibre de jute [12]. b) Représentation schématique d'une fibre élémentaire montrant l'orientation des microfibrilles dans chaque parois [13]. 10
Figure 1.6 : Composition chimique de quelques fibres végétales [16,17]. 11
Figure 1.7 : Propriétés mécaniques de quelques fibres végétales en comparaison avec celles des fibres de verre [22]. a) Le module d'élasticité en traction. b) La résistance en traction. 12
Figure 1.8 : Courbe de comportement en traction des fibres élémentaires de lin et de chanvre comparée à celle des fibres de verre [26]. 14
Figure 1.9 : Diagramme d'Ashby comparant les performances mécaniques spécifiques des fibres naturelles avec les fibres synthétiques [28]. 15
Figure 1.10 : a) courbe de traction d'une fibre élémentaire de sisal [32]. b) courbe de traction d'un faisceau de fibres élémentaires de sisal et bambou [33]. c) courbe de comportement d'un agrocomposite bambou/Polypropylène [34].....17
Figure 1.11 : Propriétés mécaniques de composites renforcés par différents types de fibres courtes et élaborés par moulage en compression de polypropylène (PP) avec des fibres courtes aléatoirement orientées [13]. 20
Figure 1.12 : Propriétés mécaniques de quelques composites élaborés par un renfort unidirectionnel et moulage par compression d'une matrice thermoplastique (PP) et une matrice thermodurcissable (UP : polyester insaturé) [13]. 21
Figure 1.13 : Comparaison entre la résistance mesurée et la résistance spécifique des agrocomposites avec une matrice thermoplastique (PP) et une matrice thermodurcissable (UP) [13]. 21
Figure 1.14 : Schématisation du facteur de délaminage : a) dans le cas du perçage : $F_D = \frac{D_{max}}{D}$ [51], b) dans le cas du fraisage : $F_D = \frac{W_{max}}{W}$ [60]. 23

Figure 1.15 : a) Foret hélicoïdal en ARS (118° d'angle de pointe). b) Trépan en ARS composé de deux arêtes de coupe sur la périphérie d'une tige cylindrique creuse [50]. c) Foret type Brad [58]. 23
Figure 1.16 : Fraise 4 dents en ARS (source : optimachines.com) 24
Figure 1.17 : Evolution du taux de délaminage en fonction de la vitesse d'avance pour les échantillons à 30% de fibres de verre et 30% de fibres de chanvre et pour deux différentes vitesses de rotation de l'outil [57]. 26
Figure 1.18 : a) effort de poussée et b) facteur de délaminage en fonction de la vitesse d'avance pour le perçage des échantillons époxy/verre et époxy/sisal par les deux type de forets : hélicoïdal standard et de type Brad [58]. 27
Figure 1.19 : Facteur de délaminage pour les échantillons de polyester renforcés par les quatre types de fibres en fonction de l'avance pour trois valeurs de vitesse de rotation [60]. 28
Figure 1.20 : Facteur de délaminage pour les échantillons de polyester renforcés par les quatre types de fibres en fonction de l'avance pour trois valeurs de vitesse de rotation [60]. 29
Figure 2.1 : Schématisation du procédé de détourage 35
Figure 2.2 : Schématisation des deux configurations de détourage 36
Figure 2.3 : Machine d'usinage à 5 axes DMU 60 monoBLOCK® 37
Figure 2.4 : Schéma représentatif de la coupe orthogonale 38
Figure 2.5 : Génération d'un copeau continu en coupe orthogonale. Décompositions des efforts et des vitesses selon Merchants 38
Figure 2.6 : Diagramme des efforts de Merchants 39
Figure 2.7 : Système d'Etau-limeur instrumenté modèle GSP-EL136 40
Figure 2.8 : Géométrie des éprouvettes. a) Cisaillement Iosipescu. b) Traction ISO-527 41
Figure 2.9 : a) Montage des essais de traction. b) Montage des essais de cisaillement Iosipescu. 41
Figure 2.10 : Description du système d'acquisition des efforts de coupe 42
Figure 2.11 : Microscope électronique à balayage (MEB) modèle JEOL JSM-5510 LV 43
Figure 2.12 : a) profilomètre tactile Surfascan HOMMEL Somicronic. b) Description d'une opération de palpage 44
Figure 2.13 : Interféromètre à lumière blanche modèle WYKO 3300 NT 45
Figure 2.14 : a) Microscope à force atomique DIMENSION Egde Veeco. b) Principe de fonctionnement d'un AFM. 46
Figure 2.15 : Nanoindenteur MTS-XP 47
Figure 2.16 : Images de chaque type d'agrocomposite. a) PP/Bambou, b) PP/miscanthus, c) PP/Sisal 48

Figure 2.17 : a) Echantillon d'agrocomposites avec des fibres UD. b) Structure des fibres de lin UD. 50
Figure 2.18 : a) Echantillon d'agrocomposite avec des fibres BD. b) Structures des fibres BD. ..50
Figure 2.19 : Fraise de détourage modèle AMAYA - SA3 51
Figure 2.20 : Images MEB des arêtes de coupes des fraises. a) H10F, b) A4CA et c) A4BX 52
Figure 2.21 : Fraises en carbure à différents angles d'hélice. a) H=0°, b) H=20° et c) H=40° 52
Figure 2.22 : Plaquette de coupe modèle TCGX-H10 fournie par "Sandvik Coromant – FR" ...53
Figure 3.1 : Images MEB de la surface des agrocomposites avant et après l'opération de détourage 58
Figure 3.2 : Energie spécifique de coupe pour chaque agrocomposite 59
Figure 3.3 : Mécanismes de coupe des agrocomposites. a) cisaillement parfait des fibres, b) cisaillement imparfait des fibres, c) cisaillement imparfait avec une rupture des interfaces 60
Figure 3.4 : Profil de la rugosité de surface avant et après l'opération du détourage à 0.04 mm/dent 60
Figure 3.5 : Gain relatif en rugosité moyenne pour les trois agrocomposites étudiés 61
Figure 3.6 : Signature multiéchelle du processus de détourage à 0.04 mm/dent 64
Figure 3.7 : Signature multiéchelle du processus de détourage pour les différentes valeurs de l'avance 64
Figure 3.8 : Moyenne de la signature process en fonction de la rigidité des fibres sur les échelles des faisceaux de fibres 65
Figure 3.9 : L'énergie spécifique de coupe pour les trois outils de coupe étudiés. a) cas du fraisage en opposition. b) cas du fraisage en avalant. 67
Figure 3.10 : Schématisation du comportement de la fibre végétale au sein d'un agrocomposite lors du procédé de détourage. a) cas du fraisage en avalant. b) cas du fraisage en opposition 67
Figure 3.11 : Image microscopiques par MEB des surfaces usinées pour les deux configurations de coupe avec les trois outils étudiés. Cas d'une vitesse d'avance de 0.02 mm/dent 68
Figure 3.12 : Images microscopiques MEB des surfaces usinées avec les trois outils étudiés à différentes vitesses d'avance. 69
Figure 3.13 : Moyenne arithmétique standard de rugosité des surfaces usinées par les trois outils étudiés. a) cas du fraisage en opposition. b) cas du fraisage en avalant 70
Figure 3.14 : Spectres multiéchelle de rugosité des surfaces usinées avec les trois outils de coupe étudiés dans les deux cas de fraisage 71

Figure 3.15 : a) peluchage sur la périphérie de la surface après le procédé de détourage. b) Image par microscope optique pour le calcul du peluchage à l'entrée (Δy) et à la sortie (Δx) de l'arête de coupe 72
Figure 3.16 : Longueur de défaut de peluchage à l'entrée (Δy) et à la sortie (Δx) de l'arête de coupe sur les surfaces usinées avec les trois outils étudiés pour les deux configurations de fraisage. 73
Figure 3.17 : Images MEB de l'arête de coupe de l'outil non revêtu H10F a) avant le test d'usure et b) après le test d'usure 74
Figure 3.18 : Comparaison du rayon d'acuité pour les trois outils étudiés avant et après le test d'usure 75
Figure 3.19 : Images MEB des surfaces usinées avec les différents angles d'hélices. a) H=0°; b) H=20° et c) H=40° 77
Figure 3.20 : Schématisation du comportement des fibres de trame suivant le positionnement du contact avec l'arête de coupe 77
Figure 3.21 : Efforts de coupe générés lors du procédé de détourage avec les trois outils étudiés 78
Figure 3.22 : Schématisation de l'effet de l'angle d'hélice sur les composantes des efforts et sur l'engagement de l'arête de coupe dans la matière. a) H=0 et b) H>0 78
Figure 3.23 : a) Calcul du coefficient de frottement apparent. b) Evolution du coefficient de frottement apparent pour les trois outils étudiés 79
Figure 3.24 : a) Surface complète de l'échantillon agrocomposite après usinage. b) Image topographique typique obtenue par interféromètre 80
Figure 3.25 : Moyenne arithmétique de rugosité des surfaces usinées sur la zone des fibres de chaine (ZCH) et la zone des fibres de trame (ZTR) 81
Figure 3.26 : Spectre multiéchelle de la topographie des surfaces usinées par les outils étudiés. a) dans la direction longitudinale. b) dans la direction transversale 82
Figure 3.27 : Evolution de la longueur de peluchage à l'entrée (Δy) et à la sortie (Δx) de l'arête de coupe pour les trois angles d'hélice étudiés 82
Figure 4.1 : Courbes de comportement typiques des agrocomposites a fibres unidirectionnelles de lin sous différentes vitesses de déformation. a) Essais de traction pure. b) Essais de cisaillement Iosipescu. 87
Figure 4.2 : a) Eprouvette de traction après rupture. b) Eprouvette Iosipescu après le test de cisaillement. 87
Figure 4.3 : Montage expérimental des essais de la coupe orthogonale 88

Figure 4.4 : Images par caméra rapide de la formation du copeau pour différentes vitesses de coupe et profondeurs de passe 90
Figure 4.5 : Images MEB de l'état microscopique des surfaces usinées pour les différents rayons d'acuité et les différentes vitesses de déformation 91
Figure 4.6 : Energie spécifique totale de coupe à chaque profondeur de passe pour les différentes configurations 92
Figure 4.7 : Energie dissipée par frottement (Uf) et énergie spécifique de cisaillement (Us) pour les différentes configurations de coupe. 93
Figure 4.8 : Rugosité standard des surfaces usinées à chaque profondeur de passe pour différentes configurations de coupe 94
Figure 4.9 : Spectres multiéchelle de rugosité des surfaces usinées à chaque profondeur de passe pour les différentes valeurs du rayon d'acuité 95
Figure 4.10 : Spectres multiéchelle de rugosité des surfaces usinées à chaque profondeur de passe pour différentes valeurs de vitesse de coupe 95
Figure 4.11 : Pourcentage de contribution multiéchelle de chaque paramètre process sur l'amplitude de la rugosité des surfaces usinées 97
Figure 4.12 : Courbe de comportement typique en indentation 99
Figure 4.13 : Schématisation de la profondeur de contact (h) par rapport à la profondeur de pénétration (h_c) 99
Figure 4.14 : Scan topographique par AFM des surfaces composites avant indentation. a) Lin/PP, b) Verre/Epoxy 101
Figure 4.15 : Scan topographique par AFM des surfaces composites après indentation. a) fibres de lin, b) matrice PP et c) fibre de verre 101
Figure 4.16 : Courbes typiques de décharge obtenues par nanoindentation AFM pour les trois matériaux 102
Figure 4.17 : Module d'élasticité obtenu par nanoindentation AFM. a) fibres de verre, b) matrice PP et c) fibres de lin 103
Figure 4.18 : Traces d'indentation obtenues par imagerie optique sur le nanoindenteur MTS sur les fibres de lin 104
Figure 4.19 : Module d'élasticité obtenu par nanoindentation MTS. a) fibres de verre, b) matrice PP et c) fibres de lin 105
Figure 4.20 : Comparaison du module d'élasticité pour les fibres de verre obtenu par AFM et nanoindenteur MTS avec les résultats de la littérature 106

Figure 4.21 : Comparaison du module d'élasticité pour la matrice PP obtenu par AFM et nanoindenteur MTS avec les résultats de la littérature.....106
Figure 4.22 : Comparaison du module d'élasticité pour les fibres de lin obtenu par AFM et nanoindenteur MTS avec les résultats de la littérature.....107
Figure 4.23 : Comparaison multiéchelle de la rigidité des trois matériaux étudiés.....108
Figure 4.24 : Coefficient de frottement apparent obtenu par les essais de rayage sur AFM pour différentes charges appliquées. (a) fibres de verre, (b) matrice PP et (c) fibres de lin.....111
Figure 4.25 : Courbes typiques de charge-décharge obtenues par nanoindentation AFM. (a) fibres de verre, (b) matrice PP et (c) fibres de lin.....112
Figure 4.26 : Coefficient de frottement apparent obtenu par rayage MTS pour différentes vitesses de glissement. (a,b,c) lin/PP et (d,e,f) verre/époxy.....114
Figure 5.1 : Schématisation d'une structure sandwich.....118
Figure 5.2 : Structure agrocomposite sandwich Flaxpreg™ développée par Faurecia. a) vue 3D. b) vue de profil.....119
Figure 5.3 : Moule de serrage de la pièce sandwich fixé sur la table de la machine 5 axes. a) avant fermeture de la planche de serrage. b) après la fermeture de la planche de serrage. 120
Figure 5.4 : a) Echantillon de pièce sandwich Flaxpreg™. b) Image MEB de la peau composite lin/époxy du sandwich 121
Figure 5.5 : Images MEB des surfaces de profil des peaux de sandwich après fraisage montrant la zone des fibres de chaine (ZCH) et des fibres de trame (ZTR) 123
Figure 5.6 : Image topographique typique obtenu par interféromètre des surfaces usinées contenant la zone des fibres de chaine (ZCH) et la zone des fibres de trame (ZTR).....124
Figure 5.7 : Rugosité des surfaces usinées en fonction de (a) l'avance de l'outil (b) la vitesse de coupe.....125
Figure 5.8 : Modèle 2D micromécanique par éléments finis après la coupe montrant tous les résultats de sortie pertinents 131

Liste des tableaux

Tableau 2-1 : Caractéristiques mécaniques des agrocomposites 48
Tableau 2-2 : Caractéristiques mécaniques estimées des fibres végétales 49
Tableau 2-3 : Propriétés mécaniques de la fibre de lin, de la matrice et des agrocomposites 50
Tableau 2-4 : Caractéristiques des fraises à différents revêtements 52
Tableau 2-5 : Caractéristiques des plaquettes de coupe à différents revêtements 53
Tableau 4-1 : Paramètres process utilisés pour les essais de coupe orthogonale 88
Tableau 4-2 : Conditions de glissement pour les essais de rayage par AFM et par MTS 109
Tableau 5-1 : Paramètres process pour l'application sur la pièce sandwich 120

Introduction générale

Le contexte des travaux de cette thèse se situe au sein d'une démarche à intérêt économique et écologique. L'utilisation des fibres végétales comme renfort pour les matériaux composites constitue un vrai challenge pour les industriels ainsi que pour les chercheurs scientifiques. Ceci se présente, d'une part, à travers le potentiel des fibres végétales en termes de propriétés mécaniques qui peuvent concurrencer, pour certains types de fibres végétales, les fibres synthétiques de verre couramment utilisées en industrie. Les fibres végétales possèdent aussi un potentiel écologique grâce à leur faible impact environnemental et leur recyclabilité. D'autre part, les procédés de fabrication des composites renforcés par des fibres végétales, nommés agrocomposites, sont mal maitrisés à cause du caractère naturel des fibres végétales et donc une dispersion de leurs propriétés. Ceci nécessite des études scientifiques approfondies sur le comportement des agrocomposites lors de ces procédés de fabrication afin de mieux comprendre les effets de ces derniers sur les caractéristiques fonctionnelles du produit final et ainsi les optimiser.

C'est dans ce sens que ce sujet de thèse vise une étude multiéchelle de l'effet des procédés d'usinage sur les matériaux agrocomposites. L'objectif est de comprendre la nature du comportement des fibres végétales lors de la coupe à travers une analyse multi-physique de l'interaction outil-matière sur les différentes échelles caractéristiques du matériau. Ceci permettra d'étudier l'effet des paramètres process sur la qualité finale du matériau usiné et ainsi déterminer les éventuelles relations entre les propriétés intrinsèques des fibres végétales et leur comportement à l'usinage dans un matériau composite.

Pour ce faire, deux procédés ont été adoptés afin d'étudier l'usinabilité des agrocomposites :

- Procédé industriel de fraisage périphérique (ou procédé de détourage) pour le parachèvement des bords des pièces agrocomposites. L'objectif est de se confronter aux verrous scientifiques et identifier et les différents mécanismes de coupe à l'échelle industriel. Ceci permettra de mieux cibler les pistes de recherche et d'optimisation.

- Procédé fondamental de coupe orthogonal pour une compréhension fine des mécanismes élémentaires de coupe dans le cas de l'usinage des agrocomposites sans effets supplémentaires d'un procédé industriel. L'objectif est de comprendre les mécanismes de coupe et de formation

de copeau pour les agrocomposites. Ceci en liaison fonctionnelle avec les propriétés mécaniques des agrocomposites.

C'est dans ce sens que ce mémoire de thèse est structuré de la manière suivante :

- Le premier chapitre de ce mémoire présente une large étude bibliographique étendue sur les propriétés intrinsèques des fibres végétales, les propriétés mécaniques des agrocomposites ainsi qu'une synthèse des travaux traitant l'usinage des agrocomposites. L'objectif est de pouvoir extraire, des peu de travaux sur l'usinage des agrocomposites, un aperçu sur l'usinabilité de ces matériaux en liaison avec les propriétés mécaniques des fibres végétales afin d'optimiser au mieux les plans d'essais expérimentaux.
- Le second chapitre illustre tous les moyens expérimentaux utilisés lors des travaux de thèse en allant des machines d'usinage jusqu'aux dispositifs de caractérisation.
- Le troisième chapitre présente les résultats des essais expérimentaux d'usinage sur les agrocomposites par procédé de détourage. Plusieurs structures de renforts agrocomposite ont été prises en compte ainsi que différents paramètres reliés au matériau, à la géométrie et à la cinématique de l'outil ont été testés afin de mettre en évidence leurs impacts à la fois sur l'aspect tribologique de la coupe des agrocomposites et sur l'aspect topographique des états des surfaces usinées.
- Le quatrième chapitre s'intéresse à l'usinage des agrocomposites par le procédé fondamental de coupe orthogonale en testant l'effet de quelques paramètres reliés à la géométrie et la cinématique de l'outil. Des essais mécaniques sur des éprouvettes du même matériau agrocomposite ont été réalisés en traction pure et en cisaillement. L'objectif est de pouvoir relier les mécanismes élémentaires de formation de copeau des agrocomposites à leur comportement mécanique lors des sollicitations de coupe. Ce chapitre présente aussi une analyse tribo-mécanique multiéchelle par nanoindentation et scratch test des fibres végétales en comparaison avec les fibres de verre et la matrice polypropylène afin de mieux discerner les origines de la différence des comportements mécanique et tribologique.
- Le cinquième chapitre présente une application visant l'optimisation des variables du procédé de fraisage sur une pièce industrielle en exploitant les conclusions des travaux de thèse exposés dans le troisième et le quatrième chapitre. Quelques perspectives pour approfondir la recherche sur ce sujet sont discutées à la fin de ce chapitre.

Les conclusions générales qui découlent des différents chapitres clôturent ce mémoire.

Chapitre 1

Etat de l'art :

Usinabilité des agrocomposites

1 Introduction

Un matériau composite est un arrangement de fibres (qui constituent le renfort) noyées dans une matrice (qui constitue la résine liante). Les fibres présentent l'armature reprenant l'essentiel des efforts mécaniques et possèdent généralement une bonne résistance en traction et une faible résistance en compression. La matrice assure la cohésion et l'orientation des fibres, garantit le transfert des chargements, protège le renfort contre les diverses conditions environnementales et permet de donner la forme voulue à la pièce réalisée.

La rigidité d'un matériau composite est alors assurée principalement par le renfort fibreux qui est originaire de sources minérales, organiques, animales ou végétales. Les deux types de matrices les plus utilisées sont les résines thermodurcissables et thermoplastiques. Les matrices thermodurcissables sont des polymères qui, une fois catalysées et accélérées, se transforment en matrices infusibles et insolubles rendant toute recyclabilité difficile, contrairement aux matrices thermoplastiques qui peuvent être alternativement ramollies par chauffage et durcies par refroidissement. Les matrices thermodurcissables possèdent, en revanche, des propriétés mécaniques supérieures à celles des matrices thermoplastiques, notamment celles de la famille des époxys.

Le potentiel des fibres végétales comme agent de renforcement a été reconnu au milieu du vingtième siècle quand Henry Ford a construit la première voiture avec une carrosserie entièrement en plastique fixée à une armature tubulaire soudée en acier. Le plastique utilisé a été renforcé avec 70% en masse de fibres végétales (blé, chanvre et sisal) [1]. Dans la même époque, *Aero Research Ltd* a développé *Gordon Aerolite*, un stratifié de fibres de lin et résine phénolique utilisé pour la fabrication des éléments de structures du fuselage des avions militaires britanniques durant la seconde guerre mondiale [2].

L'utilisation des fibres végétales comme renfort pour les composites polymères a suscité, au cours des dernières années, l'intérêt des chercheurs et des industriels d'un point de vue économique et écologique. Cette utilisation se justifie pour la valorisation d'une ressource locale, le développement des matériaux et des technologies prenant en compte les impacts sur l'environnement ainsi que la diminution des coûts de production tout en gardant des bonnes performances par rapport aux fibres synthétiques de verre et de carbone [3,4]. Un composite renforcé par des fibres végétales est nommé agrocomposite.

Les fibres végétales sont initialement biodégradables et sont souvent considérés comme neutres vis-à-vis des émissions de CO_2 dans l'atmosphère puisque leur combustion ou leur biodégradation ne produit qu'une quantité de dioxyde de carbone égale à celle que la plante a absorbée pendant sa croissance. Les agrocomposites sont donc plus faciles à recycler. En plus, si leur matrice est biodégradable, ils sont aussi compostables après broyage quand la matière sera trop dégradée [3]. Les fibres végétales sont actuellement utilisées comme renfort aux polymères pour la fabrication de plusieurs pièces en industrie. La **Figure 1.1** illustre quelques exemples de réalisations.

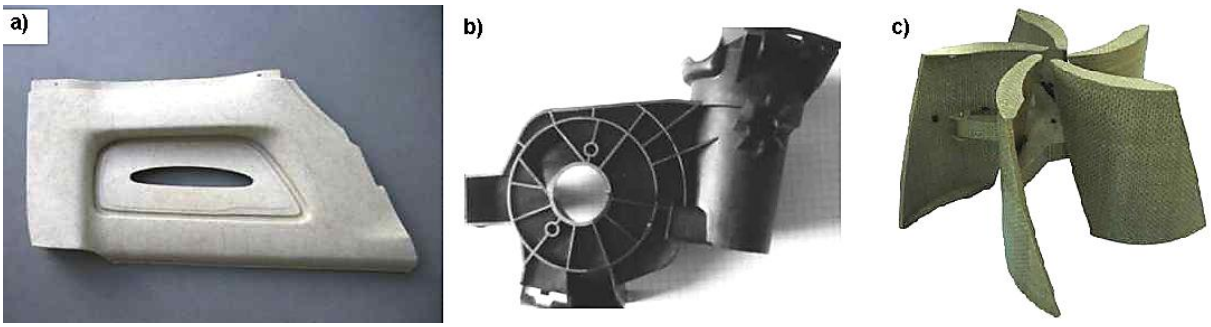

Figure 1.1 *: a) panneau de portière réalisé par compression d'un non-tissé aiguilleté constitué de fibres végétales et de fibres de polymère thermoplastique. b) platine de rétroviseur injectée en polypropylène et fibres de chanvre. c) éolienne renforcée par des fibres de lin [3].*

Les matériaux composites à renfort fibreux se mettent en œuvre plutôt par moulage avec des techniques avancées afin de leur associer des formes complexes. Cependant, La plupart de ces procédés génèrent une bavure sur la périphérie des pièces composites et ne permettent pas d'obtenir des trous de faibles diamètres. Des opérations d'usinage sont alors indispensables pour différentes raisons comme, par exemple, le perçage afin d'effectuer des assemblages par boulonnage ou rivetage et aussi le détourage par fraisage des pièces moulées pour le parachèvement des produits. L'usinage constitue aussi une opération importante lors de la préparation des surfaces en vue d'un assemblage par collage pour des applications multi-matériaux.

La particularité des caractéristiques intrinsèques des matériaux composites, notamment l'anisotropie, l'hétérogénéité ainsi que le très fort contraste des propriétés mécaniques entre les fibres et la résine sont à l'origine de la création de différents défauts lors de l'usinage, en particulier le délaminage, des fissurations, des fibres non coupées ainsi que l'arrachement des fibres qui conduit à des surfaces rugueuses. En effet, usiner un composites c'est usiner, en même temps, des matériaux différents. Ceci nécessite un choix judicieux du procédé et de l'outil de coupe. Ce choix doit être basé une étude approfondie du comportement mécanique intrinsèque de chaque matériau inclus dans la composition. Dans le cas des composites à renfort fibreux,

c'est le comportement mécanique des fibres qui doit être pris en compte puisque celui-ci est beaucoup plus supérieur à celui de la matrice et aura le plus d'influence sur l'état final de la pièce usinée.

C'est dans ce sens que plusieurs travaux scientifiques ont abordé l'usinage des composites à fibres synthétiques de verre et de carbone pour étudier les mécanismes d'interaction entre les outils de coupe et la matière afin de déterminer les paramètres d'usinage les plus influents par rapport au comportement des fibres et choisir ainsi le procédé le mieux adapté. En revanche, la littérature ne dispose que d'un nombre limité de travaux traitant l'usinage des agrocomposites. Le comportement des agrocomposites durant les opérations d'usinage est, en conséquence, mal maitrisé et les mécanismes physiques mis en jeu restent indéterminés.

C'est ainsi qu'un état de l'art a été mené dans cette partie bibliographique afin de présenter, dans un premier temps, les propriétés intrinsèques des fibres végétales pour mettre en évidence leur comportement mécanique par rapport à celui des fibres synthétiques de verre. Dans un deuxième temps, les propriétés mécaniques des agrocomposites seront mises en évidence afin de mieux comprendre l'influence du mécanisme d'adhésion entre les fibres végétales et les matrices polymère. Une synthèse des travaux traitant l'usinage des agrocomposites sera présentée par la suite afin d'énoncer et interpréter les principaux résultats qui vont servir de base pour pouvoir comprendre la nature de la relation entre les propriétés des fibres végétales et le comportement à l'usinage de leurs composites. Ceci permettra une détermination des paramètres physiques susceptibles d'influencer les mécanismes d'usinage des agrocomposites.

2 Structure et propriétés des fibres végétales

Les fibres végétales produites dans le monde proviennent de cinq origines de la plante comme le montre la **Figure 1.2**.

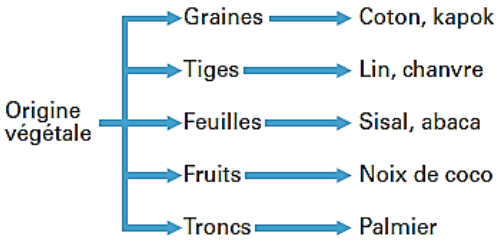

***Figure 1.2** : Origine des fibres végétales dans la plante [3].*

Il est tout de même important de noter que seules certaines variétés présentent des propriétés mécaniques remarquables justifiant leur usage comme renfort de matériaux composites. Ces dernières ont un rôle structurel dans la plante. Les fibres libériennes issues de la tige de la plante (lin, chanvre, jute, kenaf, ramie …) présentent alors les performances les plus intéressantes compte tenu de leur fonction au sein de la plante comme des tissus de soutien de la tige [3].

2.1 De la plante à la fibre : influence des procédés d'extraction

Il est indispensable d'extraire les fibres végétales de la plante afin de les exploiter comme renfort pour les matériaux composites. Les fibres libériennes (lin, chanvre, jute, kenaf, ramie …) sont stockées en paquet vers la partie extérieure de la tige de la plante (**Figure 1.3**). Cette tige est composée, de l'extérieur vers l'intérieur, de :

- L'épiderme : c'est le tissu végétal superficiel formant une couche protectrice continue à la surface des parties aériennes d'une plante.
- L'écorce : constitue le revêtement extérieur de la tige.
- Le liber : dans lequel se trouvent les faisceaux de fibres.
- Le xylème : moelle interne formée par des cellules riches en lignine.

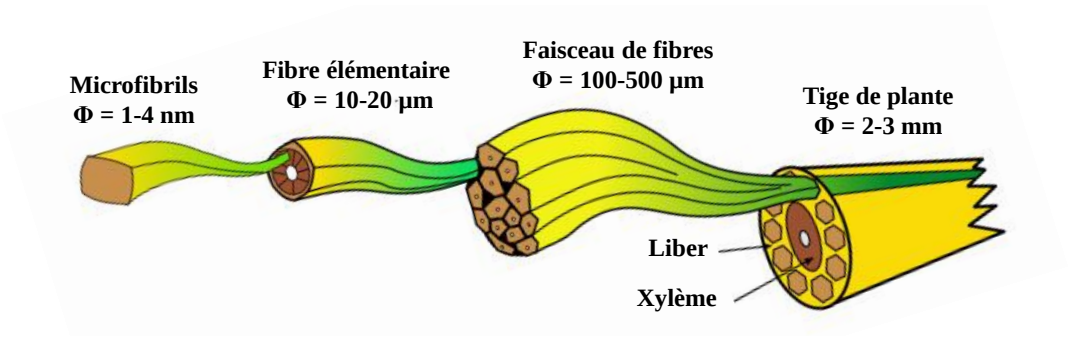

Figure 1.3 *: De la plante à la fibre, positionnement des fibres à l'intérieur de la tige de plante dans le cas des fibres libériennes.*

Les fibres sont régulièrement distribuées sur la périphérie et leur assemblage en paquets améliore leur tenue en compression en limitant le risque de microflambage. En effet, quand une tige fléchit, une partie de la section travaille en traction et une autre en compression. Dans la tige, les fibres adhèrent fortement entre elles et avec le reste de la plante (les liaisons sont principalement assurées par des pectines dans le cas du lin). Pour les extraire, il est nécessaire d'endommager les lamelles mitoyennes assurant les liaisons : c'est l'étape du rouissage qui est complétée par différents traitements qui s'inscrivent dans le processus d'extraction. Dans un matériau composite, il est logique de séparer les fibres pour augmenter les surfaces de collage entre les fibres et la matrice et obtenir une répartition du renfort la plus uniforme possible [3].

Le processus d'extraction des fibres libériennes issues de la tige comporte les étapes suivantes (**Figure 1.4**) :

- L'arrachage : Quand les plantes sont matures, ces dernières sont arrachées : les tiges cassent au niveau du sol et les racines restent en terre. Les tiges arrachées sont par la suite maintenues parallèlement et déposées sur terre pour subir l'opération du rouissage.
- Le rouissage : C'est l'action des microorganismes du sol sur les tiges qui endommagent les tissus entourant les faisceaux de fibres afin de créer une perte de la cohésion tissulaire et faciliter ainsi l'extraction.
- Le teillage : C'est l'action mécanique exercée sur les tiges rouies pour en extraire les fibres. Elle consiste à broyer et battre les tiges pour éliminer l'épiderme sous forme de poussière ainsi que la partie ligneuse des tiges qui se délite en petits fragments de bois appelés anas. Les fibres récupérées sont séparées en fibres longues (filasse) et fibres courtes (étoupes). Ces dernières peuvent être retravaillées par l'opération de cardage afin d'obtenir des rubans de taille plus importante ou bien valorisées pour des applications nécessitant l'utilisation de fibres courtes.
- Le peignage : Cette opération consiste à paralléliser les fibres et à les présenter sous forme de rubans doux et lustrés prêts à être filés.

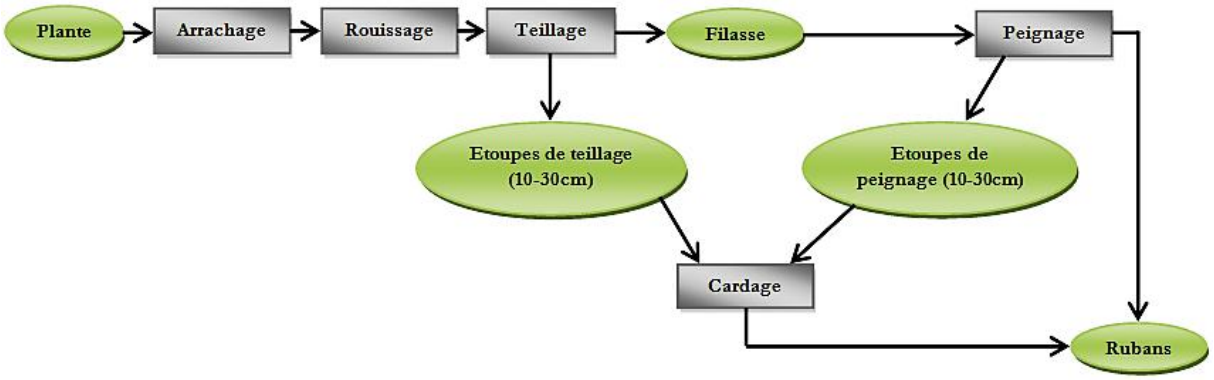

Figure 1.4 *: Processus d'extraction des fibres de lin [5].*

Entre le rouissage et le teillage, et selon le degré de finesse souhaité, la fibrillation peut avoir lieu. Cette opération chimique, qui consiste à dégrader la liaison entre les fibres élémentaires et éliminer les parties résiduelles de la plante, facilite la séparation des fibres lors du teillage. Plusieurs méthodes existent et permettent d'avoir des qualités de fibrillation variables comme les traitements à base de soude, les traitements enzymatiques ou par humidification [6]. Les étapes suivantes (la filature, le tissage, le tressage, le tricotage, la fabrication de non-tissés) constituent le processus de 2ème et 3ème transformation qui consistent à mettre en forme le renfort selon les exigences du processus de fabrication.

Le processus d'extraction peut changer fortement les propriétés des fibres à cause des modifications mécaniques et chimiques qui peuvent avoir lieu lors de chaque étape [5]. En effet, *N. Martin et al.* [7] ont étudié récemment l'influence du degré de rouissage sur les performances mécaniques des fibres de lin. Les propriétés mécaniques en traction des fibres s'améliorent avec l'augmentation du degré de rouissage. En revanche, cette amélioration de propriétés s'avère complexe parce que les mécanismes mis en jeu ne sont pas encore identifiés.

Une étude visant l'optimisation des fibres de chanvre a montré qu'un traitement alcalin de 45 min à l'étape de fibrillation génère une bonne qualité de fibres avec une faible quantité de lignine et une meilleure séparation entre les fibres [8].

Les étapes du teillage et peignage qui constituent les procédés mécaniques d'extraction ont tendance à améliorer la qualité des fibres puisque le teillage ouvre les faisceaux et sépare les fibres tandis que le peignage augmente la finesse et rend les fibres mieux orientées tout en diminuant le taux d'impuretés. En revanche, ces procédés peuvent introduire des dommages dans les fibres à cause des interactions avec les outils mécaniques d'extraction [5].

2.2 Structure des fibres végétales

Les fibres élémentaires sont, en pratique, assemblées en faisceaux de 10 à 40 fibres liées par de la pectine. Les fibres adoptent une forme polygonale de 5 à 7 faces [9] (**Figure 1.5(a)**). Une fibre élémentaire possède une structure en parois avec un canal débouchant au centre appelé lumen et qui est quelques fois occupé de la cire (**Figure 1.5(b)**). Les parois constituant une fibre végétale sont les suivantes selon [3,10,11] :

- Une paroi primaire "P" externe mince (environ 200 nm d'épaisseur) composée de cellulose, de cires, de lipides et de pectine. C'est la gaine de la fibre qui assure sa continuité en longueur.
- Une paroi secondaire "S" interne plus épaisse formée de trois couches cellulosiques :
  - ✓ S1 (0.5 – 2 μm d'épaisseur).
  - ✓ S2 (5 – 10 μm d'épaisseur).
  - ✓ S3 (0.5 – 1 μm d'épaisseur).

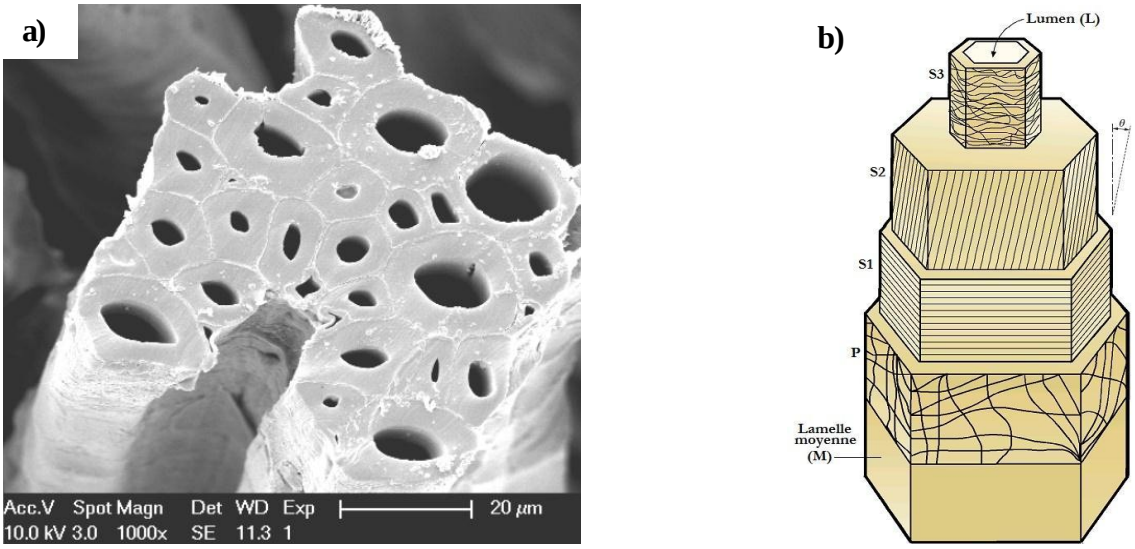

***Figure 1.5** : a) Image MEB de la section d'un faisceau de fibre de jute [12]. b) Représentation schématique d'une fibre élémentaire montrant l'orientation des microfibrilles dans chaque parois [13].*

Le volume de la fibre est alors essentiellement occupé par la paroi secondaire S2 (environ 90% de la section totale) [14]. Les parois cellulaires d'une fibre élémentaire représentent eux-mêmes un "composite naturel" constitué essentiellement de microfibrilles de cellulose cristalline enrobées dans une matrice d'hémicellulose amorphe et de lignine. Les microfibrilles de cellulose sont orientées hélicoïdalement avec un angle θ appelé angle microfibrillaire sur la couche S2. Plus l'angle microfibrillaire est faible par rapport à l'axe de la fibre, plus la rigidité et la résistance de la fibre sont élevées ; plus l'angle microfibrillaire est important et plus l'allongement à la rupture est important. La couche S2 contrôle alors les performances mécaniques de la fibre parce qu'elle

possède l'angle microfibrillaire le plus faible [3]. L'efficacité du renforcement en fibres végétales est liée à la nature de la cellulose et à sa cristallinité [15].

2.3 Composition chimique d'une fibre végétale

Les fibres végétales sont principalement constituées de cellulose, d'hémicellulose, de lignine et de pectine. Les proportions de chaque constituant dépendent de la nature de la plante, les conditions de croissance ainsi que les conditions d'extraction. La cellulose reste, en revanche, le constituant le plus présent dans une fibre végétale (**Figure 1.6**). A noter aussi la teneur en humidité dans la composition qui n'est pas négligeable et qui dépend fortement des conditions de mise en œuvre des fibres [16].

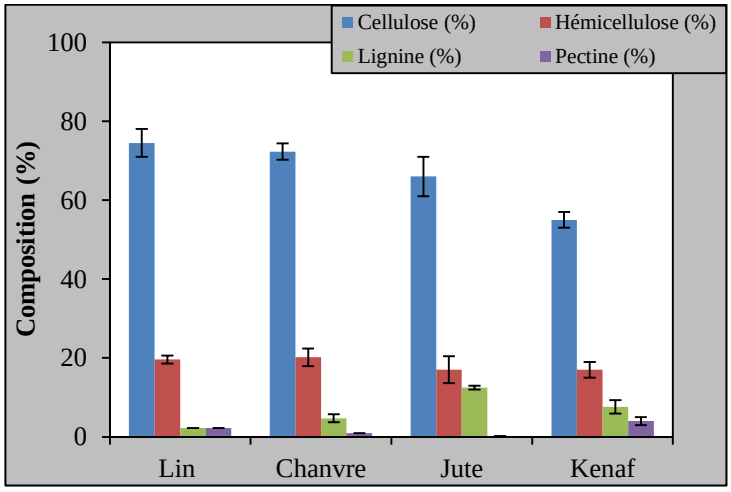

***Figure 1.6** : Composition chimique de quelques fibres végétales [16,17].*

La cellulose est le constituant qui offre les bonnes propriétés mécaniques aux fibres végétales. Elle peut contenir des successions de zones cristallines et des zones amorphes avec un taux de cristallinité de l'ordre de 80% [18]. Les groupes hydroxyles (OH) présents dans la cellulose sont susceptibles d'être impliqués dans la formation de liaisons intra et inter chaines de cellulose et confèrent à celle-ci ses propriétés mécaniques en termes de rigidité et de résistance mécanique.

L'hémicellulose est le deuxième composant d'une paroi cellulosique après la cellulose. Elle a un rôle de pontage entre les microfibrilles de cellulose afin de renforcer la paroi cellulaire par interaction avec la cellulose et, dans certaines parois, avec la lignine [19]. L'hémicellulose est le biopolymère le plus hydrophile de la paroi cellulaire favorisant l'absorption de l'humidité. Son extraction diminue le risque de dégradation sous l'effet d'agents extérieurs et favorise la compatibilité des fibres avec les matrices polymère synthétiques à caractère hydrophobe pour une utilisation en composite [20].

La lignine est un biopolymère qui joue le rôle de gaine entourant la structure microfibrillaire. Elle est distribuée à travers la paroi cellulaire secondaire avec la plus forte concentration dans la lamelle moyenne. En raison de la différence dans le volume de lamelle moyenne de la paroi cellulaire secondaire, environ 70% de la lignine est situé dans cette paroi [18]. Elle est souvent désignée comme l'adhésif de la paroi cellulaire de la fibre. Ses principales fonctions sont d'apporter une imperméabilité à l'eau et une protection contre la dégradation [21]. En revanche, ses propriétés mécaniques largement inférieures à celles de la cellulose nécessitent son extraction afin d'aboutir à des meilleures propriétés mécaniques pour les fibres unitaires.

Les pectines se trouvent généralement dans les parois primaires (P) des fibres végétales et représentent un constituant aussi hydrophile que l'hémicellulose en raison de présence de groupes acide carboxyliques. L'élimination de ce composant semble aussi nécessaire pour un usage en composite afin de réduire l'incompatibilité avec les matrices polymère hydrophobes.

2.4 Propriétés mécaniques des fibres végétales

Plusieurs travaux portant sur la caractérisation des fibres végétales élémentaires ont montré que celles-ci possèdent des propriétés mécaniques proches de celles des fibres de verre, notamment les fibres libériennes issues de la tige des plantes.

En considérant leurs faibles densités par rapport aux fibres de verre. Les propriétés spécifiques de quelques fibres libériennes deviennent meilleures que celles des fibres de verre (**Figure 1.7**).

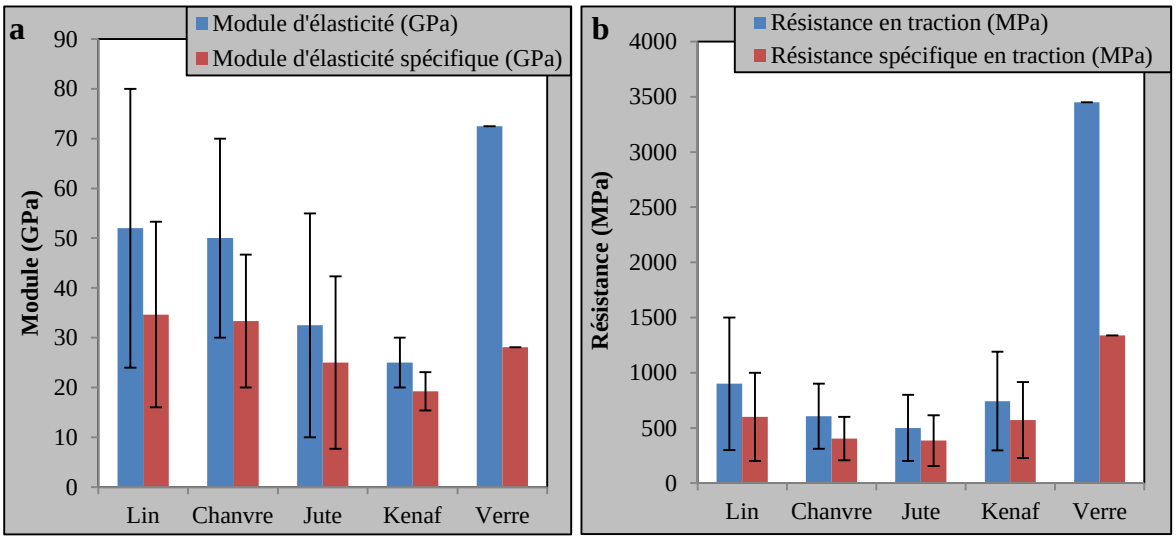

***Figure 1.7** : Propriétés mécaniques de quelques fibres végétales en comparaison avec celles des fibres de verre [22]. a) Le module d'élasticité en traction. b) La résistance en traction.*

On peut bien remarquer que les fibres végétales présentent une grande variabilité qui dépend essentiellement de la composition chimique et de la morphologie de la fibre. Ces deux facteurs dépendent à leur tour du caractère naturel des fibres, des conditions de croissance, des conditions d'extraction ainsi que les traitements associés [3].

En ce qui concerne la composition chimique, la rigidité des microfibrilles de cellulose est largement supérieure à celles des autres composants. En effet, le module en traction des microfibrilles de cellulose peut dépasser les 135 GPa, tandis que celui de l'hémicellulose ne dépasse pas 8 GPa et celui de la lignine ne dépasse pas 4 GPa. La proportion des microfibrilles est entre 64% et 74% [9]. Puisque la structure des parois cellulosiques est une structure composite (microfibrilles de cellulose enrobée dans une matrice d'hémicellulose et de lignine) [3], les bonnes performances de la cellulose diminuent en présence de ces composants beaucoup moins performants mécaniquement. Cette diminution des performances dépend de la fraction massique des composants amorphes (hémicellulose et lignine) qui, à son tour, dépend des conditions de croissance et d'extraction ainsi que des traitements.

En ce qui concerne la morphologie, il a été démontré que, en plus de la composition chimique, les propriétés mécaniques des fibres végétales dépendent aussi des dimensions et de la forme des fibres [14,23]. En effet, la rigidité d'une fibre est inversement proportionnelle à son diamètre [9,24]. Cette rigidité est aussi influencée par la taille du lumen ; pour un diamètre constant, l'augmentation de la taille du lumen réduit le module d'élasticité d'une fibre élémentaire [14]. La forme d'une fibre végétale est très variable ainsi que le diamètre et la taille du lumen (**Figure 1.5(a)**). Ces paramètres expliquent l'influence de la morphologie sur la grande dispersion des propriétés mécaniques dans les fibres végétales.

La microstructure d'une fibre végétale lui attribue un comportement non linéaire contrairement aux fibres synthétiques de verre (**Figure 1.8**). Ce comportement est considéré comme élasto-viscoplastique [25,26]. En effet, la courbe de comportement en traction d'une fibre végétale présente une première partie curviligne qui correspond à la réorganisation des microfibrilles de cellulose, qui sont à la base orientées suivant l'angle microfibrillaire (θ), en s'alignant progressivement suivant l'axe de traction [3,9,26]. La deuxième partie correspond à la réponse élastique de la fibre dans sa nouvelle organisation microfibrillaire qui lui offre une meilleur rigidité [9] mais toujours plus faible que celle d'une fibre de verre. La nouvelle réorganisation n'implique pas un angle microfibrillaire nul [3].

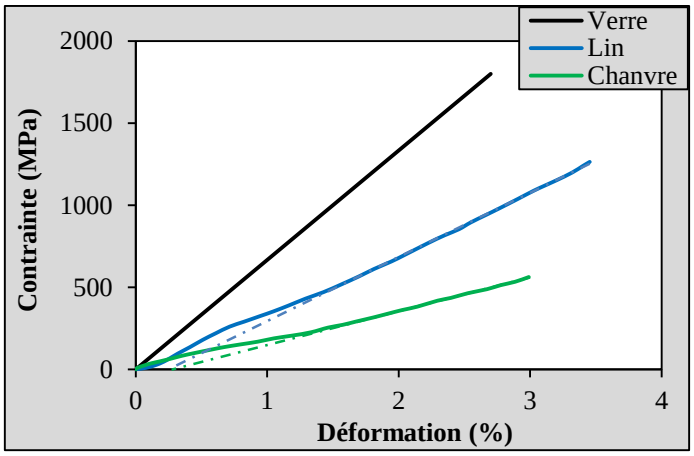

Figure 1.8 *: Courbe de comportement en traction des fibres élémentaires de lin et de chanvre comparée à celle des fibres de verre [26].*

Généralement en industrie (automobile, aéronautique, …), on cherche souvent à alléger les structures tout en gardant des bonnes propriétés mécaniques. Les propriétés mécaniques spécifiques (rapportées à leur densité) semblent alors être les plus pertinentes à prendre en compte pour le choix des matériaux à utiliser pour des applications industrielles. C'est dans cette voie qu'Ashby [27] a mis en place un diagramme qui consiste à optimiser deux indices de performance : la rigidité spécifique et la contrainte spécifique. L'objectif est de trouver un bon compromis entre ces deux indices afin de classer et sélectionner les matériaux.

Les données d'un diagramme d'Ashby sur les fibres naturelles (**Figure 1.9**) [28] confirment les résultats présentés dans la **Figure 1.7**. Les fibres végétales et plus précisément les fibres libériennes (Lin, chanvre, jute) possèdent une rigidité spécifique supérieure à celle des fibres de verre. La résistante spécifique reste meilleure pour le verre. D'après le diagramme d'Ashby, le lin et le chanvre semblent être des bons concurrents pour le verre dans le domaine des composites.

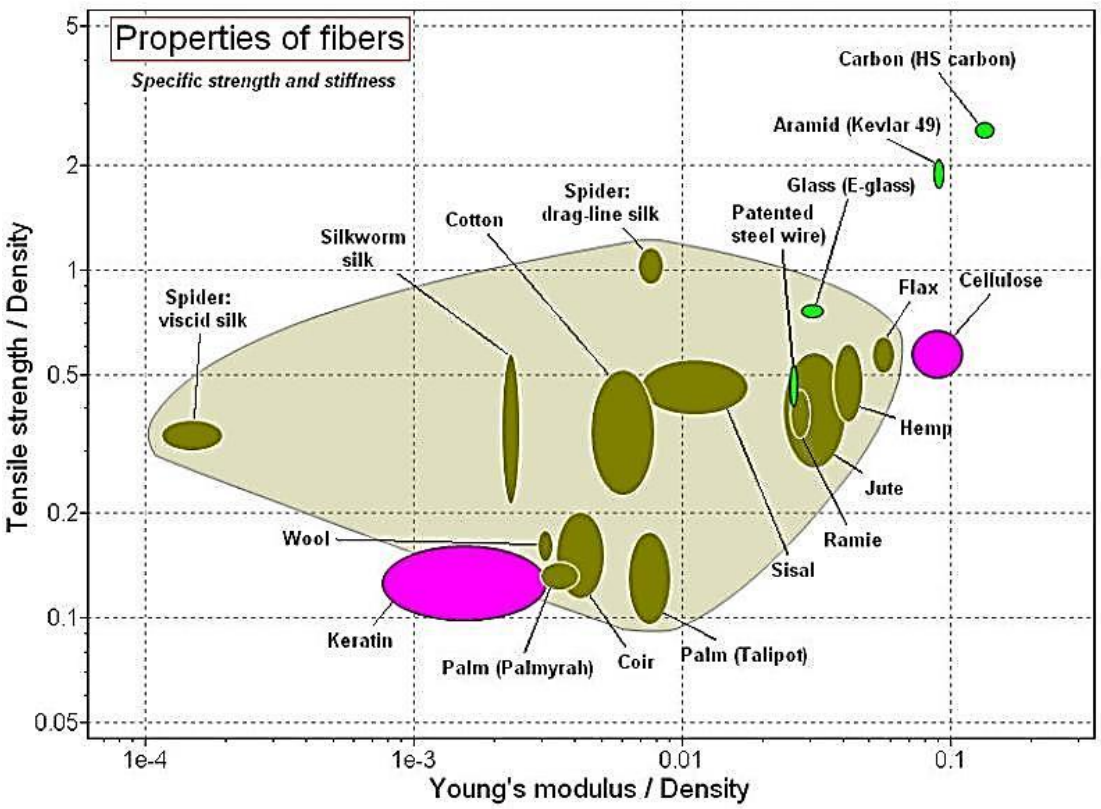

Figure 1.9 *: Diagramme d'Ashby comparant les performances mécaniques spécifiques des fibres naturelles avec les fibres synthétiques [28].*

3 Agrocomposite : Propriétés mécaniques et influence des conditions de mise en œuvre

Généralement, les agrocomposites sont élaborés en utilisant les techniques conventionnelles de fabrication connus pour les fibres synthétiques. Les techniques les mieux adaptées aux fibres végétales incluent le moulage par compression, à autoclave, par injection, l'extrusion, le RTM, le SMC, la pultrusion et l'enroulement filamentaire [11,13,29,30].

3.1 Agrocomposite : structure multiéchelle complexe.

la structure des agrocomposites est extrêmement complexe à cause de l'organisation hiérarchique sur les différentes échelles dimensionnelles [9] et aussi à cause des différents matériaux présents à des proportions variables dans une fibre végétales comme expliqué dans la **Section 2.3**. Les fibres végétales utilisées en agrocomposites sont sous forme de faisceaux de fibres élémentaires. En effet, les fibres élémentaires ne peuvent pas être idéalement séparées en réalité. Elles sont groupées de un jusqu'à trois douzaines de fibres élémentaires selon les techniques d'extractions utilisées. La cohésion des faisceaux de fibres est assurée par des interfaces pectiques [31].

Une étude rigoureuse d'un agrocomposite ne peut alors être menée sans prendre en compte les aspects multiéchelle à la fois mécanique et physique de la structure du matériau sur chaque échelle caractéristique. En effet, sur les échelles microscopiques, c'est la fibre élémentaire qui est sollicitée. Cette dernière a un comportement élasto-viscoplastique comme expliqué précédemment dans la **Section 2.4** et montré dans la **Figure 1.10(a).** Sur les échelles mesoscopiques, on retrouve le faisceau de fibres complet. Le comportement mécanique d'un faisceau de fibres élémentaires est, quant à lui, linéaire (**Figure 1.10(b)**). La non-linéarité générée par le réarrangement microfibrillaire des fibres élémentaires n'est pas détectée quand ces dernières sont groupées dans le faisceau. En remontant vers les échelles macroscopiques qui prennent en compte toute la structure agrocomposite, on retrouve un comportement élastoplastique (**Figure 1.10(c)**) induit par la prise en compte de la matrice polymère. Les propriétés mécaniques vont significativement diminuer à l'échelle macroscopique à cause des faibles performances de la matrice polymère et aussi à cause du problème d'adhésion entre les fibres végétales et la résine qui sera abordé dans la **Section 3.3**.

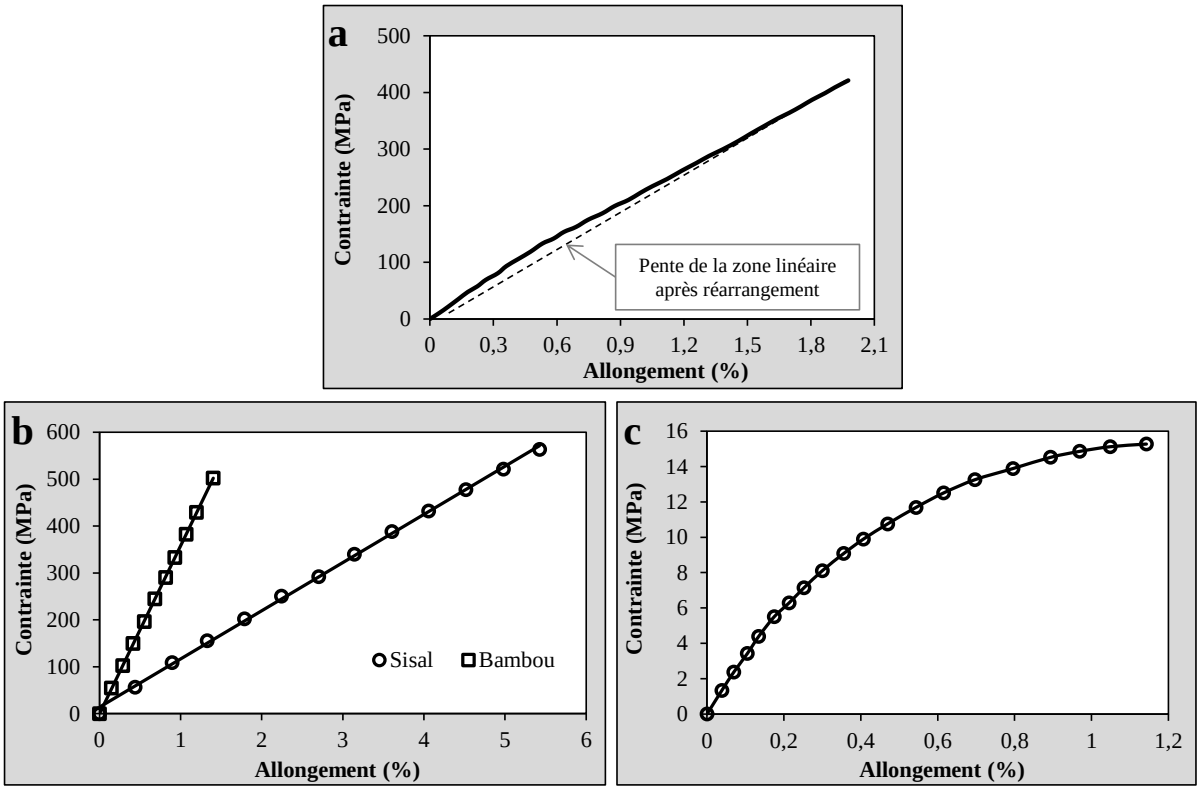

Figure 1.10 *: a) courbe de traction d'une fibre élémentaire de sisal [32]. b) courbe de traction d'un faisceau de fibres élémentaires de sisal et bambou [33]. c) courbe de comportement d'un agrocomposite bambou/Polypropylène [34].*

3.2 Influence de la température de fabrication

La température au cours du processus de fabrication a un effet sur les propriétés mécaniques des agrocomposites. Cet effet s'avère, dans certains cas, positif et, dans d'autres cas, négatif.

En effet, *Md. Salleh et al.* [35] ont traité l'effet de la température du processus d'extrusion sur les propriétés mécaniques des composites kénaf/polyester haute densité. Les résultats montrent que le fait d'effectuer le processus en hautes températures améliore les performances mécaniques en termes de module d'élasticité et de résistance en traction. De plus, il s'est avéré que, lors du processus d'extrusion en haute température, le module d'élasticité augmente en augmentant le taux des fibres dans le composite. Le contraire se traduit lors du processus d'extrusion s'effectue en basses températures. Le même comportement a été retrouvé par *Plackett et al.* [36] lors d'un processus de moulage par compression de l'acide polylactique (PLA) renforcé par des fibres de jute.

En revanche, *Yuan et al.* [37] montrent lors de l'élaboration de composites de PLA renforcé par des fibres de lin, en utilisant la technique du moulage par compression, que les performances mécaniques du matériau diminuent en augmentant la température de moulage. Un comportement

similaire a été révélé lors d'un processus de moulage par injection du polyéthylène haute densité renforcé par des fibres de lin [38]. La diminution des performances mécaniques en fonction de la température de transformation a été aussi démontrée par *Kobayashi et al.* [39] pour les fibres de chanvre exploitées en tant que renfort pour une matrice PLA en utilisant le moulage par compression.

On est alors en présence de deux types de comportement mécanique face à la température de fabrication. Ces deux comportements dépendent du type de fibre ; les fibres de jute et de kénaf favorisent l'élaboration du composite à des hautes températures, tandis que les fibres de lin et chanvre favorisent le contraire. L'augmentation de la température d'élaboration permet, en effet, de réduire la viscosité de la résine et ainsi bien enrober les fibres. Par contre, cette hausse de température peut dégrader la composition chimique de la fibre et par la suite une diminution de performances mécaniques. Les fibres de jute et de kénaf résistent alors mieux à la température que les fibres de lin et de chanvre. Ceci peut être dû à leurs origines puisque le lin et le chanvre sont cultivés dans des climats tempérés tandis que le jute et le kénaf sont cultivés dans des climats tropicaux [30].

D'une manière générale, les fibres végétales possèdent une température limite d'élaboration en composite au-dessus de laquelle leurs performances mécaniques seront dégradées. Cette température limite varie entre 180 et 200°C selon le type de fibre [11].

3.3 Influence de l'adhésion fibre - matrice

L'adhésion entre les fibres et la matrice polymère est parmi les grands inconvénients des composites à fibres végétales. En effet, il y a un certain nombre de difficultés associées à l'intégration de ces fibres dans les matrices polymères, en particulier l'incompatibilité fibre/matrice. L'adhésion fibre/matrice peut être améliorée par la modification de la topologie de la surface de la fibre. De divers traitements chimiques permettent la modification de la surface des fibres [40]. Ces traitements améliorent la mouillabilité de la fibre avec la matrice et créent un lien fort à l'interface fibre/matrice. Une bonne adhérence à l'interface contribue à son tour, à l'amélioration du transfert de charges entre les fibres et la matrice et, par conséquence, des meilleures propriétés mécaniques [41].

Le traitement alcalin est parmi les traitements les plus utilisés pour améliorer la surface des fibres végétales afin de les utiliser comme renfort avec les matrices polymères [11,42]. La modification importante effectuée par ce traitement est la rupture de la liaison hydrogène dans la structure

chimique de l'interface de la fibre végétale, augmentant ainsi la rugosité de surface. Le traitement alcalin élimine une certaine quantité de la lignine, de la cire et les huiles qui recouvrent la surface externe de la paroi cellulaire de la fibre [40].

En effet, l'ajout de l'hydroxyde de sodium aqueux (NaOH) aux fibres végétales favorise l'ionisation des groupes hydroxyles pour se transformer en alcoolate suivant l'équation de réaction suivante [40,41,43] : **Fibre – OH + NaOH → Fibre – O – Na + H_2O**

Ainsi, le traitement alcalin influe directement sur les fibrilles et le degré de polymérisation de la cellulose. Il favorise aussi l'extraction de la lignine et l'hémicellulose pour des meilleurs performances mécaniques intrinsèques des fibres [40,41].

La concentration de l'alcali, la température et le temps de traitement des fibres sont des paramètres essentiels du processus de traitement. L'optimisation de ces paramètres contribue à l'amélioration des propriétés mécaniques du matériau composite. En revanche, le traitement alcalin peut avoir un effet néfaste sur les fibres végétales et il peut y avoir des risques d'endommagement des fibres une fois que les conditions de traitement ne sont pas optimisées [41,43].

Il est important de noter, dans ce cadre, l'effet négatif de l'humidité sur les performances des composites à fibres végétales. En effet, l'humidité pénètre dans les agrocomposites à travers les fibres végétales à cause de leur caractère hydrophiles favorisant ainsi le contact avec les molécules d'eau [44]. L'absorption d'humidité dégrade l'interface fibre-matrice et contribue ainsi à la détérioration des performances mécaniques [45].

Le problème d'absorption d'humidité est souvent lié à une mauvaise interface entre matrice et fibres végétales. En effet, les fibres végétales, n'étant pas entièrement entourées par le polymère, auront tendance à absorber l'eau présente dans l'humidité ambiante à laquelle elles seront exposées. Une bonne adhésion entre fibre et matrice empêche alors la pénétration de l'eau et protège les fibres contre la dégradation par l'effet d'humidité [46].

En parallèle avec les traitements chimiques sur les fibres, l'introduction d'agents de couplage pendant l'étape d'élaboration s'avère aussi efficace pour une bonne adhésion entre les fibres et la matrice. Les agents de couplage vont réagir avec les groupes hydroxyles de la cellulose et les groupements fonctionnels de la matrice favorisant ainsi leur compatibilité [40,47].

3.4 Propriétés mécaniques des agrocomposites à fibres courtes

Les composites polymères renforcés par des fibres courtes sont beaucoup utilisés pour des applications non structurelles en industrie puisqu'elles ne seront pas soumises à des grandes sollicitations mécaniques. Leurs performances mécaniques demeurent plus importantes que les plastiques fabriqués par des polymères pures. Les fibres utilisées pour ce type de pièce sont incorporées souvent aléatoirement en tant que chargement pour les plastiques lors de l'élaboration. Certaines fibres végétales, notamment le lin et le chanvre, semblent être des bons concurrents pour les fibres de verre dans ce genre d'application surtout en termes de rigidité (**Figure 1.11**).

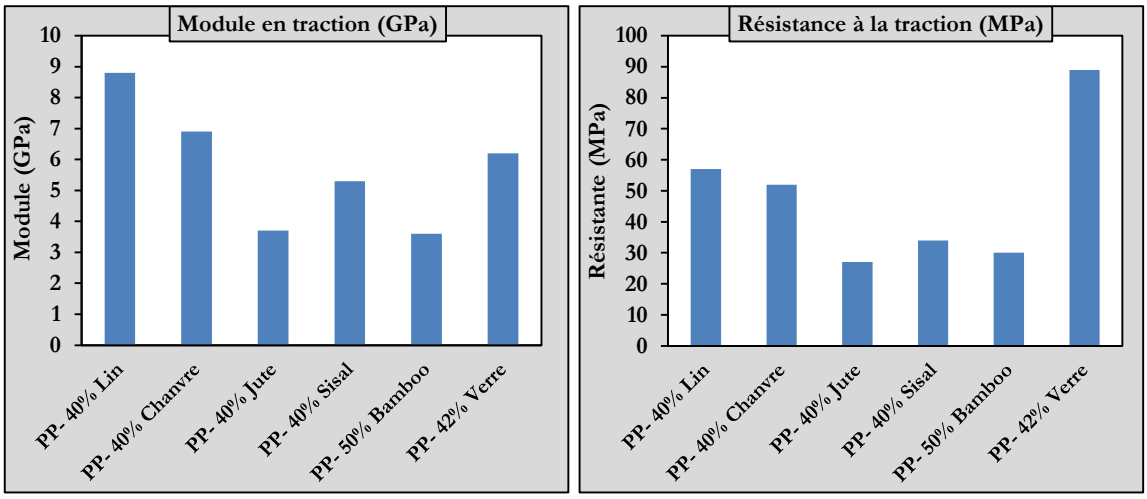

Figure 1.11 *: Propriétés mécaniques de composites renforcés par différents types de fibres courtes et élaborés par moulage en compression de polypropylène (PP) avec des fibres courtes aléatoirement orientées [13].*

3.5 Propriétés mécaniques des agrocomposites à fibres longues

En s'intéressant aux agrocomposites à renfort unidirectionnel, et comme pour les composites à fibres courtes, les composites (thermoplastiques ou thermodurcissables) présentent une bonne rigidité dépassant des fois celle des composites à fibres de verre (**Figure 1.12**). La résistance reste, néanmoins, moins importante que celle des fibres synthétiques.

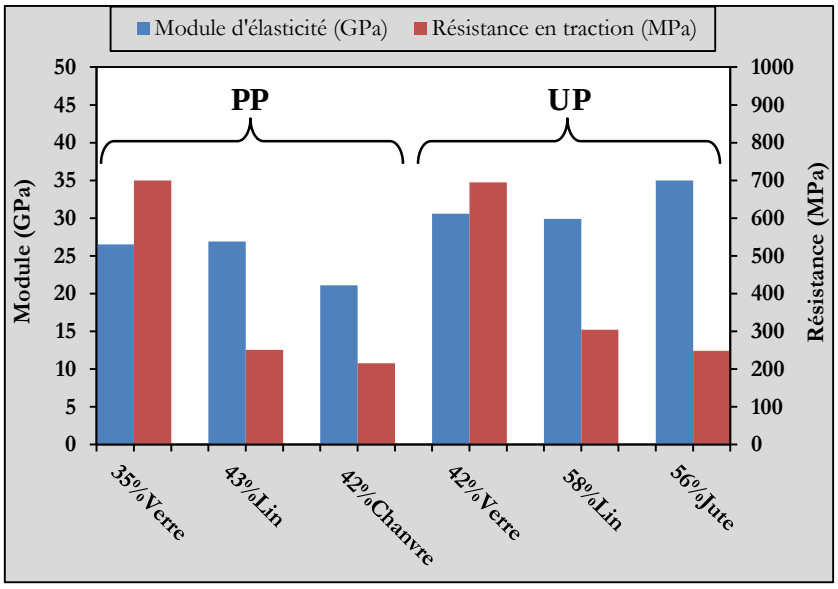

Figure 1.12 *: Propriétés mécaniques de quelques composites élaborés par un renfort unidirectionnel et moulage par compression d'une matrice thermoplastique (PP) et une matrice thermodurcissable (UP : polyester insaturé) [13].*

En revanche, si on résonne en termes de propriétés mécaniques spécifiques en prenant en compte la densité du mélange des composants de la **Figure 1.12**. La comparaison deviendra alors plus intéressante pour la résistance spécifique en traction (**Figure 1.13**). La faible densité est alors parmi les avantages les plus pertinents qui sont associés aux fibres végétales et qui leurs confère un intérêt particulier en industrie lors du design grâce à des bonnes propriétés spécifiques vis-à-vis des composites conventionnelles même si la résistance de ces derniers reste toujours plus favorables pour des applications de structure.

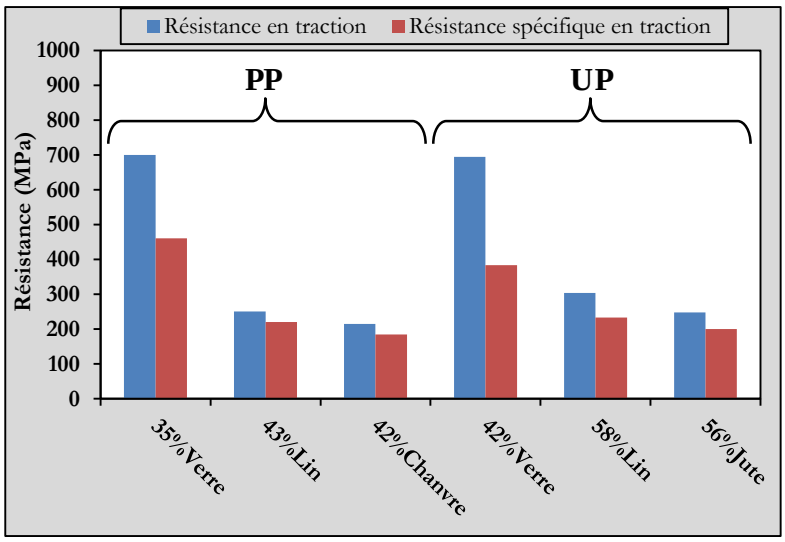

Figure 1.13 *: Comparaison entre la résistance mesurée et la résistance spécifique des agrocomposites avec une matrice thermoplastique (PP) et une matrice thermodurcissable (UP) [13].*

4 Usinage des agrocomposites

Contrairement aux composites à fibres conventionnelles de verre ou de carbone, la littérature ne dispose pas de beaucoup de travaux traitant l'usinage des agrocomposites. Cependant, il existe quelques travaux sur l'opération du perçage des composites élaborés par une résine polymère et renforcés par des fibres végétales tel que les fibres de bananier [48,49], de sisal [48,50], de roselle [48], de chanvre [51], de bambou [52], de jute [53,54] et de noix de coco [55,56] ainsi que des études comparatives entre des agrocomposites et des composites à fibres de verre [57,58]. Cependant, le procédé de fraisage est beaucoup moins abordé [59,60].

La quasi-totalité de ces travaux utilisent des agrocomposites élaborés avec des résines thermodurcissables, typiquement, la résine polyester [48,51–57,59,60]. La résine époxy a été aussi utilisée pour fabriquer des échantillons en fibres de sisal [58] et de bananier [49]. La littérature dispose de très peu d'études traitant des agrocomposites à résine thermoplastique [50]. En ce qui concerne la forme du renfort, on retrouve des fibres courtes dispersées aléatoirement, des mats unidirectionnels et des mats tissées (0°/90°). Le moulage par thermocompression est le procédé le plus répandu dans ces travaux.

4.1 Méthodologie d'analyse

Les travaux d'usinage sur les agrocomposites suivent, en général, une même démarche d'étude qui consiste à considérer le procédé d'usinage comme une boite noire et à exprimer les paramètres de sortie en fonction des paramètres d'entrée. Les paramètres d'entrée considérés sont la géométrie et la cinématique de l'outil (forme, diamètre, vitesse de rotation, vitesse d'avance) tandis que les paramètres de sortie comportent les efforts de coupe générés (effort de poussée et couple de rotation de l'outil) ainsi que les endommagements sur le matériau (facteur de délaminage et rugosité de surface). Une analyse statistique de variance est souvent adoptée afin de déterminer les facteurs les plus influents sur les paramètres de sortie ainsi que la présence, ou non, des interactions entre les paramètres d'entrée. Un modèle de prédiction est par la suite mis en place par la méthode de régression linéaire afin de définir une fonction analytique représentative du comportement mesuré des différents paramètres de sortie.

Le facteur de délaminage est déterminé, dans le cas du perçage, par le rapport entre le diamètre réel du trou (D_{max}) souvent observé par microscope optique et le diamètre (D) du foret utilisé (**Figure 1.14(a)**). Le même principe est adopté dans le cas du fraisage. Le facteur du délaminage,

dans le cas du rainurage, est le rapport le rapport entre la largeur (W_{max}) de la rainure observée par microscope optique, comme pour le cas du perçage, et la largeur (W) de la coupe qui correspond au diamètre de la fraise (**Figure 1.14(b)**).

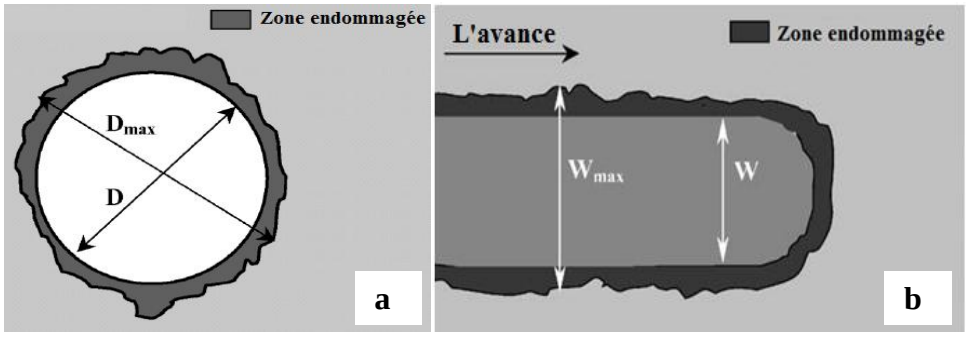

Figure 1.14 *: Schématisation du facteur de délaminage : a) dans le cas du perçage* $F_D = \frac{D_{max}}{D}$ *[51], b) dans le cas du fraisage* $F_D = \frac{w_{max}}{w}$ *[60].*

4.2 Types d'outils utilisés

Les forets de perçage les plus utilisés sont des forets hélicoïdaux standards (**Figure 1.15(a)**) soit en acier rapide (ARS) [48–50,53,56] ou en carbure de tungstène (WC) [51,55]. L'angle de pointe du foret est en général de 118°. Il existe aussi d'autres types d'outils testés pour le perçage des agrocomposites tels que le foret type Brad (**Figure 1.15(c)**) en carbure de tungstène [58] ou encore un trépan (**Figure 1.15(b)**) en ARS à 2 arrêtes de coupe [50]. Les diamètres des outils varient entre 3 et 14 mm.

Figure 1.15 *: a) Foret hélicoïdal en ARS (118° d'angle de pointe). b) Trépan en ARS composé de deux arêtes de coupe sur la périphérie d'une tige cylindrique creuse [50]. c) Foret type Brad [58].*

En ce qui concerne le fraisage, une fraise hélicoïdale à 4 dents (similaire à celle de la **Figure 1.16**) en acier rapide (ARS) et de 7 mm de diamètre a été utilisée pour rainurer les échantillons en fibres de jute [59]. L'étude comparative entre les agrocomposites et ceux en fibre de verre [60] a été menée avec une fraise en carbure de tungstène de 5 mm et dont sa géométrie n'était pas précisée.

Figure 1.16 *: Fraise 4 dents en ARS (source : optimachines.com)*

4.3 Présentation et interprétation des résultats expérimentaux

- Perçage

Les différents travaux cités ci-dessus mettent en évidence les conclusions suivantes :

- L'analyse de variance montre que la vitesse d'avance possède la large contribution à l'évolution des efforts de coupe et du taux de délaminage, suivie du diamètre de l'outil et ensuite sa vitesse de rotation [48,52]. Les modèles analytiques choisis pour prédire le taux de délaminage ainsi que les efforts de coupe sont des régressions linéaires comportant comme variable les paramètres de coupe ainsi que leurs interactions considérées significatives par l'analyse de variance.
- Le facteur de délaminage ainsi que les efforts de coupe augmentent avec la vitesse d'avance et le diamètre de l'outil [48,52,56]. En effet, en augmentant la vitesse d'avance ou le diamètre de l'outil, la quantité de fibres à couper à chaque révolution de l'outil augmentera aussi. La résistance de la matière deviendra, en conséquence, plus importante et c'est ce qui explique l'accroissement des efforts de coupe. De plus, l'augmentation des efforts de coupe va contribuer à l'élévation des sollicitations mécaniques sur les fibres. Ceci favorisera la décohésion entre les fibres et la matrice et par conséquence, une augmentation des endommagements par délaminage.
- La vitesse de rotation a une faible influence sur les efforts de coupe et sur le délaminage par rapport aux autres facteurs. Son augmentation les minimise légèrement en grandes vitesses d'avance [48,51,55]. L'augmentation de la vitesse de rotation de l'outil diminuera, en effet, la durée d'interaction entre l'outil et les fibres à chaque révolution. Ceci peut expliquer la diminution des efforts de coupe et, par conséquence, le taux de délaminage.
- L'effort de poussée et le couple de perçage augmentent avec l'accroissement de la fraction volumique des fibres [48,57]. Ce phénomène s'explique, comme pour la vitesse d'avance, par l'augmentation de la quantité de fibres à couper par révolution de l'outil.
- L'usure de l'outil contribue, à son tour, à une augmentation considérable de l'effort de poussée vis-à-vis de la vitesse de rotation. Plus l'outil est usé et plus l'effort de poussée augmente

fortement avec la vitesse de rotation de l'outil [48]. En effet, un outil comportant des arrêtes usées nécessite plus d'efforts pour effectuer l'opération de coupe qu'un outil avec des arrêtes encore bien affutées.

- Un traitement alcalin des fibres réduit légèrement le taux du délaminage à la sortie du trou [53]. Ceci s'explique par l'amélioration de la compatibilité entre les fibres et la matrice et, par conséquence, une bonne résistance de l'interface aux sollicitations mécaniques générées par l'opération du perçage.
- Une étude comparative [50] entre un foret hélicoïdal standard et un trépan montre que l'effort de poussée généré par un trépan est beaucoup plus faible que celui généré par un foret hélicoïdal contrairement au couple de perçage qui est plus supérieur dans le cas d'un trépan. Cette différence et due au mécanisme de coupe propre à chaque type d'outil. En effet, un foret hélicoïdal standard entame l'engagement avec la matière à partir du centre du trou à percer en élargissant progressivement le diamètre du trou jusqu'à l'atteinte du diamètre maximum. Ce mécanisme progressif de perçage provoquera, au fur et à mesure de la pénétration de l'outil dans la matière, une dégradation de la résistance mécanique de la zone autour du trou. Ceci explique le faible couple de perçage généré par le foret hélicoïdal contrairement au trépan qui s'engage dans la matière directement par le bord du trou à percer et dont la résistance mécanique est toujours à son état initial. L'effort de poussé est plus important dans le cas d'un foret hélicoïdal parce que la surface de contact avec la matière est plus grande et donc une résistance mécanique plus élevée. Le trépan, dont la géométrie est sous forme de cylindre creux, n'entre en contact avec la matière que par la section de son contour et aura, grâce à ce processus de pénétration, moins de résistance mécanique de la part du matériau à percer que dans le cas d'un foret hélicoïdal standard et, par conséquence, le trépan génèrera un effort de poussée plus faible que celui généré par un foret hélicoïdal standard.

Une étude comparative [57] de l'opération de perçage entre deux composites fabriqués par moulage en compression de résine polyester et de fibres unidirectionnels a été effectué en choisissant les fibres de verre et les fibres de chanvre afin de comparer l'endommagement par délaminage entre les composites conventionnelles et les agrocomposites. L'opération de perçage s'est effectuée avec un foret hélicoïdal standard en carbure de 6 mm de diamètre. Les résultats pour les échantillons à 30% de taux volumique des fibres sont présentés dans le **Figure 1.17**.

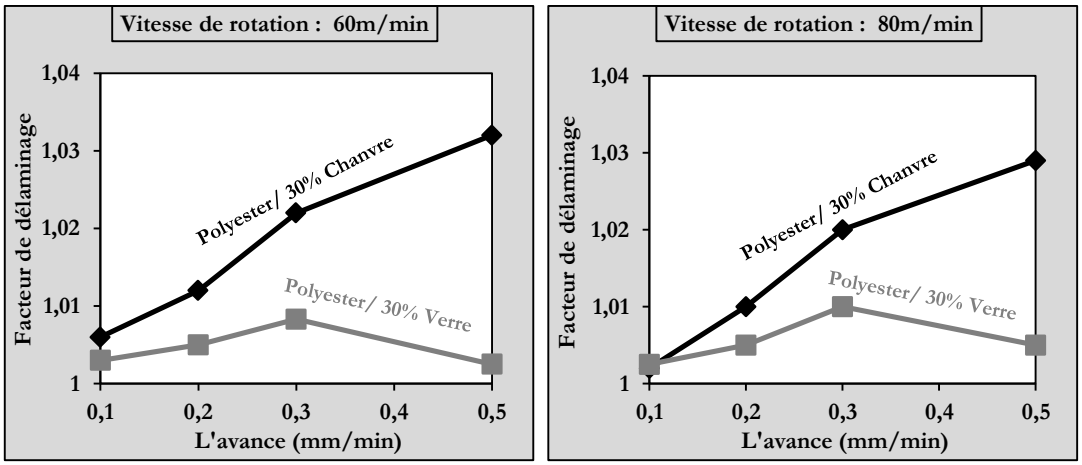

Figure 1.17 *: Evolution du taux de délaminage en fonction de la vitesse d'avance pour les échantillons à 30% de fibres de verre et 30% de fibres de chanvre et pour deux différentes vitesses de rotation de l'outil [57].*

Le comportement des échantillons en fibres de chanvre confirme les conclusions citées précédemment puisque la vitesse d'avance est la plus influente sur l'évolution de l'endommagement par délaminage tandis que la vitesse de rotation le minimise légèrement avec son accroissement. D'un autre côté, le taux de délaminage est plus faible pour les échantillons en fibres de verre. Ce faible taux de délaminage par rapport aux échantillons en fibres de chanvre est dû aux propriétés de l'interface entre les fibres et la matrice. La faible adhésion des matrices polymère hydrophobes avec les fibres végétales hydrophiles favorise le déchaussement de ces dernières lors de sollicitations mécaniques générées par l'opération du perçage contrairement aux fibres de verre qui adhèrent mieux avec la matrice.

Une autre étude comparative [58] entre un composite époxy/verre et époxy/sisal a été menée afin d'étudier l'effet de la géométrie de l'outil. L'opération de perçage a été effectué avec deux forets différents en carbure de tungstène de 6mm de diamètre, l'un des outils est un foret hélicoïdal standard et l'autre de type Brad.

Les tests se sont déroulés sous une vitesse de rotation constante (2800 tour/min) avec deux variations de l'avance (0.05 et 0.2 mm/révolution). La **Figure 1.18** présente l'effort de poussée ainsi que le taux de délaminage en fonction des deux valeurs d'avance pour les deux échantillons percés par chaque type de foret.

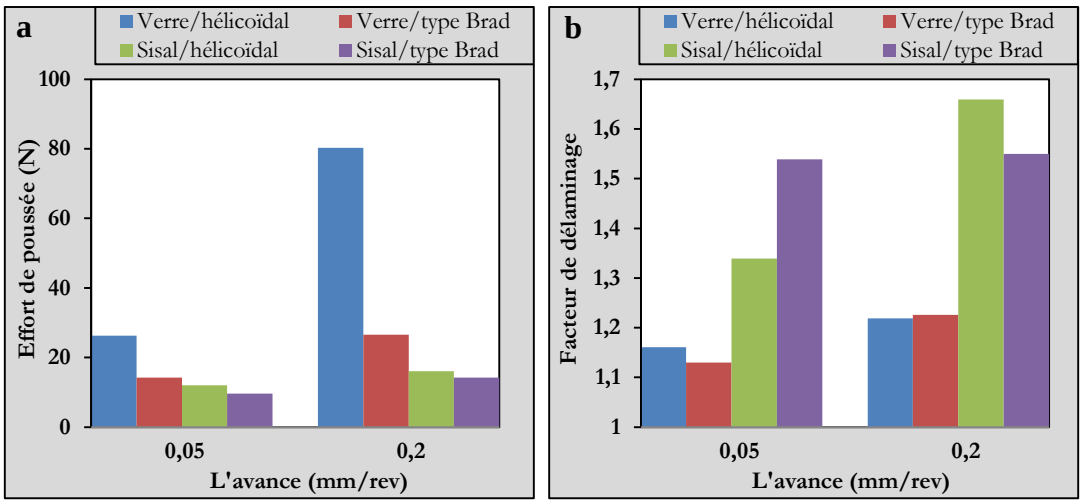

Figure 1.18 *: a) effort de poussée et b) facteur de délaminage en fonction de la vitesse d'avance pour le perçage des échantillons époxy/verre et époxy/sisal par les deux type de forets : hélicoïdal standard et de type Brad [58].*

Les échantillons en fibres de verre présentent, dans le cas des deux forets, un effort de poussée plus important dû à leur résistance mécanique supérieure par rapport aux fibres de sisal ainsi qu'un taux de délaminage plus faible grâce à la bonne adhésion des fibres de verre avec la matrice.

Les résultats montrent que le perçage avec un foret de type Brad génère, en grandes vitesses d'avance, un effort de poussée beaucoup plus important pour les échantillons en fibres de verre tandis que pour ceux en fibres de sisal, Il n'y a pas de différence significative entre l'effet des deux outils. En effet, la résistance mécanique des échantillons en sisal est tellement faible qu'elle ne réagit pas avec le changement de la géométrie de l'outil d'où les valeurs quasi statiques des efforts de coupe pour les composites en sisal.

En revanche et en termes de taux de délaminage, Le foret hélicoïdal est avantageux en faibles vitesses d'avance pour les échantillons en fibres de sisal tandis que le foret de type Brad génère un taux de délaminage quasi constant par rapport à l'avance et devient plus avantageux que le foret hélicoïdal standard en grandes vitesse d'avance. En ce qui concerne les échantillons en fibres de verre, la différence en termes de taux de délaminage entre les deux valeurs de vitesse d'avance n'est pas significative grâce aux bonnes propriétés de l'interface qui, contrairement au composites en sisal, ne sont pas fortement influencés par le changement de la géométrie de l'outil.

- Fraisage

L'étude [59] faite sur un composite de polyester avec 50% de renfort tissé de fibres de jute a été effectuée avec une fraise à 4 dents en acier rapide et de 7 mm de diamètre. Les variables d'entrée prises en compte sont la vitesse de rotation, l'avance et la profondeur de passe, tandis que les efforts de coupe (effort de poussée et couple de fraisage) sont pris comme des paramètres de sortie. Les résultats d'une analyse de variance des paramètres de sortie montrent que la vitesse de rotation et la profondeur de coupe sont les plus influentes sur l'effort de poussée. Le couple de fraisage est plutôt influencé par la vitesse d'avance et la profondeur de coupe. En effet, l'effort de poussée et le couple de fraisage diminuent avec l'accroissement de la vitesse de rotation de l'outil et augmentent en élevant la vitesse d'avance et la profondeur de coupe. L'explication de ce comportement peut être similaire à celle du comportement lors du perçage puisque l'accroissement de la vitesse d'avance ou la profondeur de coupe va augmenter la quantité de fibres à couper par révolution de l'outil et la croissance de la vitesse de rotation diminuera la durée d'interaction avec la matière à chaque révolution de l'outil.

L'étude comparative [60] de fraisage a été menée, dans les mêmes conditions, afin de rainurer des composites de polyester renforcés par 52% de fibres unidirectionnelles de verre, de chanvre, de jute et de bananier dans l'objectif de comparer l'effet de la vitesse de rotation et de la vitesse d'avance sur le taux de délaminage et sur la rugosité de surface.

Les essais ont été réalisés avec une fraise en carbure de 5mm de diamètre et la profondeur de coupe a été fixée à 2mm. La **Figure 1.19** et la **Figure 1.20** présentent, respectivement, les résultats de mesure de délaminage et de rugosité de surface.

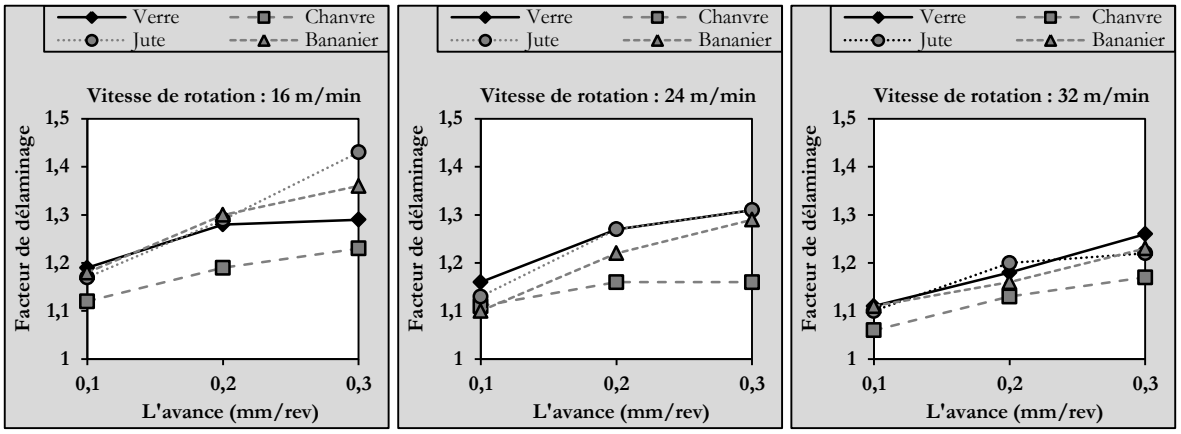

***Figure 1.19** : Facteur de délaminage pour les échantillons de polyester renforcés par les quatre types de fibres en fonction de l'avance pour trois valeurs de vitesse de rotation [60].*

L'analyse de variance pour les résultats de cette opération de fraisage montre que, pour le cas des quatre types d'échantillons, la vitesse d'avance est le facteur le plus significatif sur les endommagements engendrés en cours des essais. Son accroissement augmente le taux de délaminage et la rugosité de surface usinée tandis que l'augmentation de la vitesse de rotation les diminue.

Dans les mêmes conditions d'essai, les échantillons en fibres de jute semblent être les plus impactés durant l'opération du fraisage notamment en termes de rugosité de surface. Les autres échantillons en fibres de bananier et de chanvre génèrent des endommagements quasi similaires à ceux en fibres de verres.

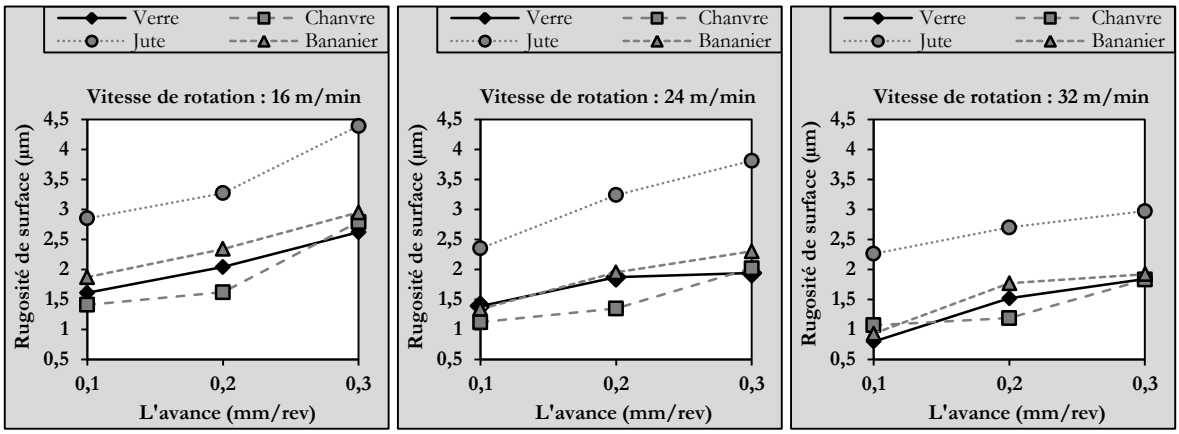

Figure 1.20 *: Facteur de délaminage pour les échantillons de polyester renforcés par les quatre types de fibres en fonction de l'avance pour trois valeurs de vitesse de rotation [60].*

Le comportement en termes de taux de délaminage a été expliqué précédemment. En ce qui concerne la rugosité de surface, ceci peut être expliqué par les propriétés mécaniques des fibres et notamment leur rigidité. Les fibres les plus rigides sont les plus faciles à couper par rupture fragile lors de l'interaction avec les outils de coupe. Les fibres végétales sont plus souples et moins rigides. Ces propriétés les rendent plus difficiles à couper et génèrent un taux important de fibres non coupées après usinage comme expliqué par Nirmal et al. [61] lors d'une étude tribologique des composites en fibres de bétel en comparaison avec des composites en fibres de verre.

La **Section 2.4** montre que certaines fibres végétales comme le chanvre peuvent atteindre une rigidité proche de celle des fibres de verre. Ceci peut expliquer le comportement similaire des fibres de chanvre à celui des fibres de verre. En revanche, l'étude ne précise ni les propriétés des fibres utilisées ni des éventuels traitements subis par les fibres afin de vérifier l'interprétation de ce comportement face à la rugosité de surface et au taux de délaminage.

5 Analyse critique : Influence des propriétés des fibres sur l'usinage des agrocomposites

D'après l'état de l'art, les mécanismes de coupe des agrocomposites ne correspondent pas à ceux des composites synthétiques. Cependant, ces études ne sont pas approfondies pour une meilleure compréhension scientifique des mécanismes physiques mis en jeu lors des opérations d'usinage des agrocomposites. En effet, les études faites sur l'usinage des agrocomposites restent limitées à l'évolution des efforts de coupe ainsi que les endommagements induits par le procédé en fonction de la géométrie et de la cinématique de l'outil tout en proposant des modèles linéaires de prédiction de ces facteurs. Chacun de ces modèles n'est valable que pour le même matériau dans les mêmes conditions d'essais et surtout de préparation des composites et d'extractions des fibres. Ce qui explique en grande partie que les modèles recueillis dans la littérature pour l'usinage des agrocomposites sont tous différents et ne peuvent pas être généralisés. Ceci a nécessité un travail d'interprétation physique des résultats afin de comprendre les mécanismes de chaque opération d'usinage et faire le lien entre ces travaux dans l'objectif de comprendre le comportement des agrocomposites face aux opérations d'usinage. De plus, et contrairement aux fibres synthétiques, les fibres végétales sont elles-mêmes des structures composites complexes, très sensibles à leurs procédés d'extraction, de fabrication, de stockage et d'environnement d'où la grande variabilité de leurs performances mécaniques intrinsèques (**Section 2.4**). Ceci rend difficile la synthèse à partir des quelques travaux qui ont été réalisés.

L'usinabilité des agrocomposites est différente de celle des composites synthétique de verre à cause du comportement mécanique de la fibre végétale. Ce comportement est différent de celui de la fibre synthétique de verre comme expliqué dans la **Section 2.4**. En effet, les fibres de verre possèdent une rigidité suffisante qui peut leur procurer une rupture fragile lors de l'interaction avec l'outil de coupe et par conséquence un enlèvement de matière "propre" avec un faible taux de fibres non coupées. La bonne adhésion entre la fibre de verre et la matrice polymère (thermoplastique ou thermodurcissable) contribue à un faible taux de fibres arrachées. Les efforts de coupe (effort de poussée et couple de rotation) générés par les composites à fibres de verre sont élevés à cause de la bonne résistance mécanique des fibres et dépendent du type de l'outil parce que la nature du contact outil - matière sera influente suivant l'outil utilisé.

En revanche, les fibres végétales sont plus souples et moins rigides que les fibres de verre et leur rigidité dépend de plusieurs paramètres (**Section 2.4**). La faible résistance mécanique des agrocomposites par rapport aux composites conventionnels peut expliquer les faibles valeurs des

efforts de coupe générés durant l'usinage entre les deux matériaux. Lors de l'interaction avec l'outil de coupe, la fibre végétale, qui peut se détacher facilement de la matrice en raison de la faible adhésion avec la matrice (**Section 3.3**), est susceptible de se déformer élastiquement ou plastiquement dans le sens de l'avance sans être parfaitement cisaillée. Cette probabilité devient plus élevée avec l'accroissement de la vitesse d'avance puisque la quantité des fibres à couper par révolution de l'outil devient plus grande. La faible adhésion peut provoquer aussi un arrachement des fibres lors du passage de l'outil et par conséquence, des zones de décohésion sur la surface usinée.

La déformation élastique (ou plastique) et l'arrachement vont conduire à une surface avec un taux de rugosité élevée par retour élastique des fibres. La probabilité que ces phénomènes se produisent dépendra fortement du type de procédé et de la géométrie de l'outil, puisque c'est ces deux facteurs qui contrôlent la nature de l'interaction avec la fibre, ainsi que l'état de l'interface entre la fibre et la matrice.

La problématique de la compatibilité entre la fibre végétale et la matrice polymère peut être aussi à l'origine d'un taux élevé de délaminage par rupture de l'interface fibre - matrice à cause des sollicitations induites par l'outil de coupe. Ces sollicitations vont dépendre, comme pour le cas de la rugosité de surface, du procédé et de l'outil utilisés. Les fibres seront, en effet, fortement sollicitées mécaniquement si le procédé ou la géométrie de l'outil génèrent des fortes interactions ce qui augmentera le taux de délaminage. En revanche, une forte adhésion entre les fibres et la matrice réduira la rupture de l'interface en présence de ces sollicitations et, en conséquence, un faible taux de délaminage. Les traitements chimiques des fibres végétales avant l'opération de fabrication peuvent être alors un facteur déterminant pour l'état de surface des agrocomposites après usinage puisque ces traitements, comme expliqué dans la **Section 3.3**, améliorent la compatibilité entre les fibres et la matrice en optimisant, par conséquence, les propriétés de l'interface.

La structure multiéchelle d'un agrocomposite démontrée dans la **Section 3.1** constitue un point clé dans l'analyse de l'usinabilité de ces matériaux. En effet, l'évaluation et la mesure de la qualité de la surface usinée dépendent fortement de l'échelle d'analyse. Un agrocomposite comporte trois échelles caractéristique liée à sa structure mécanique multiéchelle. Le passage d'une échelle caractéristique à une autre aura probablement une influence sur l'analyse à cause du changement de comportement mécanique de structure mise en jeu sur chaque échelle (**Section 3.1**).

6 Conclusion

L'état de l'art révèle le peu d'études dédiées à l'usinage des agrocomposites. En revanche, il a permis de conclure que le comportement de ces matériaux face aux endommagements d'usinage n'est pas du tout semblable à celui des composites synthétique. Afin de comprendre l'origine de cette différence de comportement, une étude bibliographie sur les propriétés des fibres végétales ainsi que sur les propriétés de leurs composites a été effectuée. Il s'est avéré, après l'analyse et l'interprétation des résultats liant l'usinage aux propriétés de la fibre, que les faibles performances mécaniques de certains types de fibres végétales en termes de rigidité par rapport aux fibres de verre ne leur permettent pas de contrôler efficacement le mécanisme de coupe et peuvent être à l'origine du taux de rugosité élevé de la surface usinée. L'étude bibliographique montre aussi que le taux élevé de délaminage peut être dû à la faible adhésion entre les fibres végétales et la matrice polymère.

Les approches de qualification de l'usinabilité des composites synthétiques ne sont alors pas adaptées pour les agrocomposites à cause de la structure complexe et multiéchelle des fibres végétales ainsi qu'à la grande variabilité de leurs propriétés mécaniques. Par conséquence, il est nécessaire de développer une approche de qualification bien représentative du comportement des agrocomposites lors de la coupe.

Les études citées dans ce rapport et qui traitent l'effet d'usinage sur les agrocomposites se sont réalisées à l'échelle macroscopique tout en considérant le processus comme une sorte de "boite noire" qui transforme des variables d'entrée (vitesse de coupe, vitesse d'avance, …) en paramètres de sortie (efforts de coupe, facteur de délaminage, rugosité, …) sans aucune investigation par rapport aux mécanismes physiques sources de ces transformations. En plus, les paramètres de sortie sont globaux et ne permettent pas d'étudier les interactions locales produites lors des opérations de coupe. La structure multiéchelle des agrocomposites nécessite une analyse multiéchelle pour aborder leur usinabilité en passant des échelles microscopiques de la fibre, qui constitue en elle-même un matériau composite, aux échelles mesoscopiques des faisceaux de fibres pour aller, par la suite, vers les échelles macroscopiques globales. En effet, l'anisotropie du comportement mécanique multiéchelle d'un agrocomposite influencera l'état de surface usinée. La discrimination ainsi que la corrélation de ces effets nécessiteront, à la fois, une caractérisation de la surface usinée à l'échelle appropriée et des mesures topographiques contenant les échelles adaptées. Ceci permettra, par la suite, une décomposition de ces échelles pour les analyser séparément.

Chapitre 2

Protocoles expérimentaux

1 Introduction

Ce chapitre présente les moyens expérimentaux qui ont servi à développer l'approche méthodologique de qualification de l'usinabilité des agrocomposites tout au long de ce travail.

En raison du manque des travaux dans la littérature ainsi que les approches existantes de qualification qui sont inadaptées, l'approche méthodologique a été initiée par une étude exploratoire sur les principaux types de renforts utilisés en industrie composite afin de se focaliser ensuite sur ceux qui représentent un intérêt applicatif.

Pour aborder une étude pertinente de l'usinage des agrocomposites, il est essentiel de la commencer avec le procédé de coupe le plus utilisé en industrie afin de mettre le point sur tous les aspects et les verrous scientifiques qui peuvent réellement être générés. A partir des résultats obtenus avec un procédé de coupe industrielle 3D, une étude plus approfondie sur un procédé de coupe fondamental 2D peut alors être menée afin de mieux comprendre le comportement lors de la coupe et l'origine de chaque phénomène observé lors de l'usinage 3D. Pour ces raisons, les travaux de cette thèse commenceront par l'étude de l'usinabilité des agrocomposites par procédé de détourage (ou fraisage périphérique de profil), avec lequel plusieurs configurations matériau et procédé vont être testées, suivi par le procédé fondamental de coupe orthogonale.

Dans ce chapitre, les protocoles expérimentaux de ces deux procédés seront décrits. Les différents matériaux et outils de coupes utilisés seront présentés. Ce chapitre exposera aussi les moyens de caractérisation in-situ et post-mortem qui ont été déployés pour l'étude de l'usinabilité des agrocomposites.

2 Procédé de détourage

La plupart des procédés de fabrication des matériaux composites génèrent des bavures sur la périphérie des pièces, surtout quand ces dernières sont élaborées par un procédé de moulage à vide ou à thermocompression de fibres longues [62]. Le procédé de détourage est donc une étape essentielle pour le parachèvement de la pièce brute à la sortie du moule, soit pour des opérations d'ébavurage ou bien pour générer des formes bidimensionnelles impossible de les obtenir directement par moulage. Comme pour le procédé de perçage, le détourage est le procédé conventionnel le plus utilisé pour la finition des pièces composites.

Lors d'un procédé de détourage et comme schématisé dans la **Figure 2.1**, la fraise de diamètre D (mm) tourne sur son axe de révolution à une vitesse de rotation N (tour/min) et se déplace sur le profil de la pièce à une vitesse d'avance V_f (mm/min). Une fraise est composée d'un certain nombre (Z) d'arêtes de coupe hélicoïdales. Chaque arête est considérée comme dent de coupe. Il est plus judicieux alors de quantifier la cinématique de la fraise avec l'avance par dent f_z qui est donnée par la relation :

$$f_z = \frac{V_f}{Z \times N} \tag{2.1}$$

L'arête de coupe enlève la matière sur tout le profil de la pièce. La largeur de la matière enlevée a_e (mm) est alors l'épaisseur e (mm) de la pièce. Lors de la coupe, la matière est enlevée avec une profondeur de passe (a_p). Le débit de copeau enlevé Q (mm^3/min) est alors calculé par la relation :

$$Q = a_e \times a_p \times V_f \tag{2.2}$$

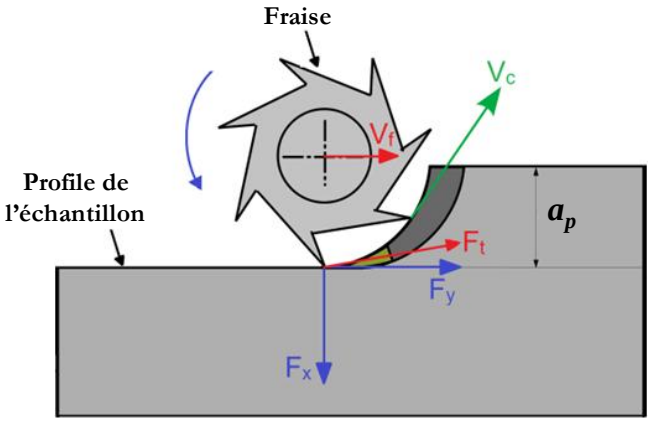

***Figure 2.1** : Schématisation du procédé de détourage*

Le procédé de détourage peut être réalisé par deux configurations différentes comme le montre la **Figure 2.2** :

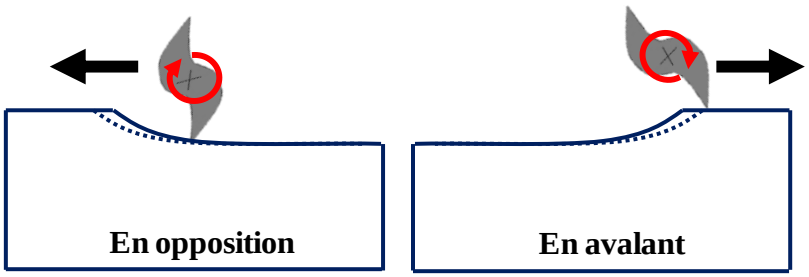

***Figure 2.2** : Schématisation des deux configurations de détourage*

- En opposition : dans cette configuration, l'arête de coupe attaque le copeau à enlever par l'épaisseur nulle pour aller à l'épaisseur max. On commence plutôt par un frottement entre l'outil et la matière avant d'entamer la coupe.
- En avalant : dans cette configuration, l'arête de coupe attaque le copeau à enlever par l'épaisseur maximum pour aller vers l'épaisseur nulle. On commence directement par de la coupe.

Dans les deux cas, la puissance de coupe P_c (W) est donnée par la relation :

$$P_c = F_t \times V_c \tag{2.3}$$

F_t (N) est l'effort de coupe dans le repère cylindrique de la fraise (**Figure 2.1**). V_c (m/min) est la vitesse linéique de coupe donnée par la relation :

$$V_c = \frac{N \times \pi \times D}{1000} \tag{2.4}$$

L'énergie spécifique de coupe E_{sc} (J/mm^3) est alors donnée par la relation :

$$E_{sc} = \frac{P_c}{Q} \tag{2.5}$$

Les essais de détourage sont instrumentalisés sur une machine d'usinage 5 axes à commandes numériques (DMU 60 monoBLOCK®) fabriquée par le constructeur allemand DMG MORI (**Figure 2.3**). Cette machine possède des performances d'usinage élevées avec une vitesse de rotation de la broche allant jusqu'à 24000 tour/min. Elle possède une tête de fraisage pivotante rapide et dynamique avec une accélération de 0,7g. Le choix de cette machine pour les essais de détourage est basé sur le fait que les agrocomposites sont particulièrement sensibles aux efforts de coupe comme montré dans le **Chapitre 1**. L'utilisation d'une telle machine contribuera à réduire

les vibrations causées par le système expérimental et rendra l'analyse des résultats plus efficace avec moins de bruits parasites.

Figure 2.3 *: Machine d'usinage à 5 axes DMU 60 monoBLOCK®*

3 Procédé de coupe orthogonale

Le procédé de coupe orthogonale est un procédé élémentaire et rarement utilisé en industrie. C'est un procédé adopté plus particulièrement par les scientifiques parce qu'il permet de dissocier les mécanismes élémentaires en usinage (comme la formation de copeau) et de simplifier l'analyse pour une éventuelle modélisation analytique ou numérique de ces mécanismes.

Ce procédé élémentaire est essentiel pour une étude approfondie de l'usinabilité des agrocomposites parce qu'il fait intervenir des phénomènes physiques de base durant une opération de coupe, typiquement le délaminage, la fissuration sub-surfacique, la décohésion aux interfaces fibre/fibre et fibre/matrice et aussi le frottement au contact outil/matière.

Une configuration de coupe orthogonale est respectée si la matière est usinée par une seule arête rectiligne et perpendiculaire à la direction donnée par la vitesse de coupe et la vitesse d'avance de l'outil (**Figure 2.4**).

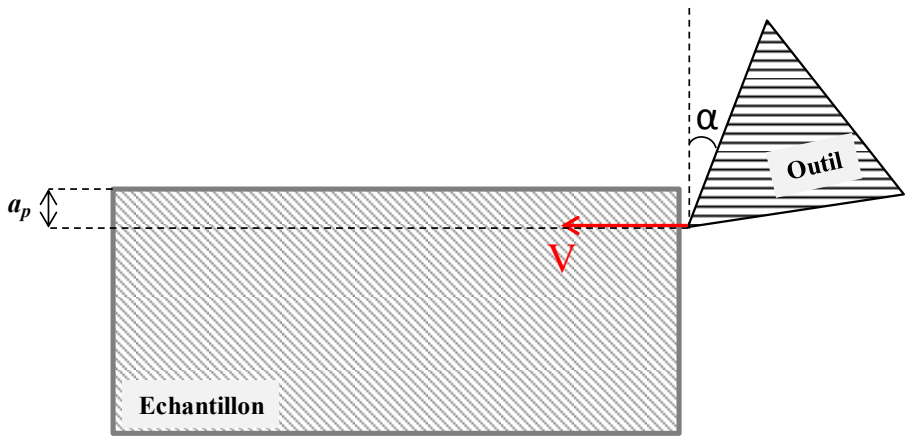

Figure 2.4 *: Schéma représentatif de la coupe orthogonale*

Dans le cas de la coupe d'un matériau ductile où le copeau est continue (ex. les matériaux métalliques) comme le montre la configuration de la **Figure 2.5**, la modélisation établie par Merchants [63] pour décomposer les efforts et les vitesses générés peut être utilisée afin de quantifier les différents mécanismes physiques mis en jeu lors de l'opération de coupe. La vitesse de coupe V (m/min) étant la vitesse de déplacement de l'outil, les lois de Merchants permettent de calculer la vitesse de glissement du copeau V_c par rapport à l'outil et la vitesse de cisaillement V_s qui est la vitesse du copeau par rapport à l'échantillon. A partir des efforts mesurés parallèlement et perpendiculairement au sens de la coupe (effort de coupe F_c et effort de poussée F_t respectivement), il est possible de calculer l'effort de frottement F et l'effort de cisaillement F_s.

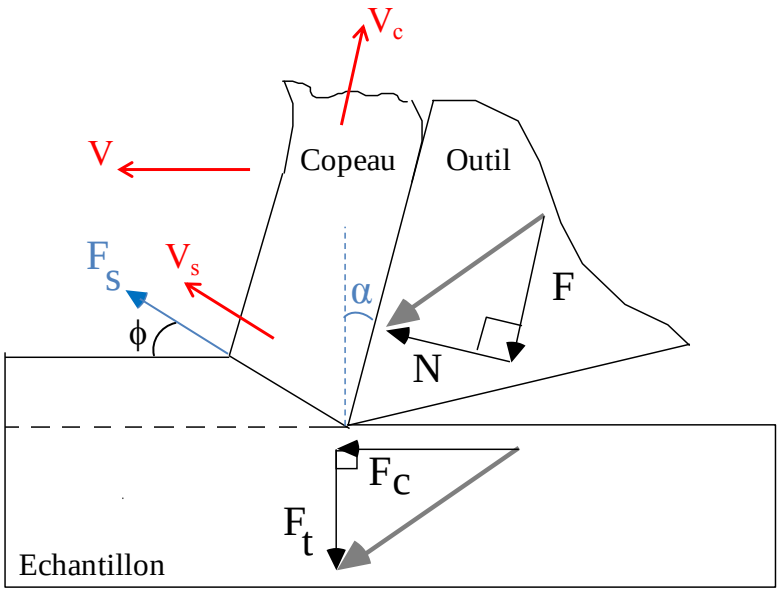

Figure 2.5 *: Génération d'un copeau continu en coupe orthogonale. Décompositions des efforts et des vitesses selon Merchants*

En effet, les calculs se basent sur le diagramme de Merchants présenté dans la **Figure 2.6**. Les efforts F et F_s se calculent par les relations suivantes :

$$F = F_c \sin(\alpha) + F_t \cos(\alpha) \quad \textbf{(2.6)}$$

$$F_s = F_c \cos(\phi) - F_t \sin(\phi) \quad \textbf{(2.7)}$$

Les vitesses V_c et V_s peuvent être calculées par les relations suivantes :

$$V_c = V \frac{\sin(\phi)}{\cos(\phi - \alpha)} \quad \textbf{(2.8)}$$

$$V_s = V \frac{\cos(\alpha)}{\cos(\phi - \alpha)} \quad \textbf{(2.9)}$$

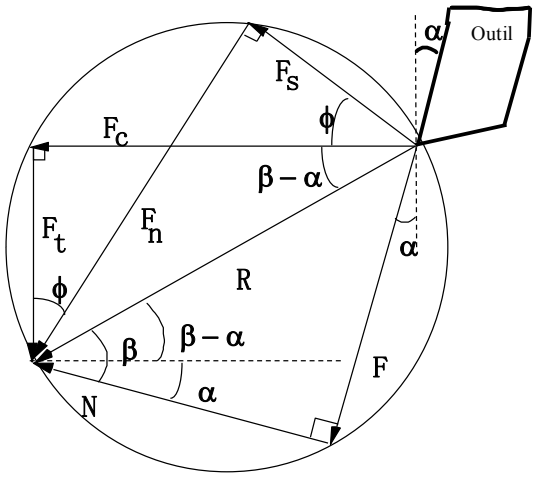

***Figure 2.6** : Diagramme des efforts de Merchants*

Avec cette décomposition des efforts et des vitesses, on peut déduire trois énergies spécifiques relatives à l'opération de coupe orthogonale en utilisant la profondeur de passe (a_p) et l'épaisseur de l'échantillon (e):

- L'énergie spécifique de coupe totale U_t:

$$U_t = \frac{F_c}{a_p \times e} \quad \textbf{(2.10)}$$

- L'énergie spécifique pour le cisaillement U_s:

$$U_s = \frac{F_c \times V_s}{a_p \times e \times V} \quad \textbf{(2.11)}$$

- L'énergie spécifique pour le frottement U_f:

$$U_f = \frac{F \times V_c}{a_p \times e \times V} \tag{2.12}$$

Les essais de coupe orthogonale ont été réalisés sur un Étau-limeur instrumenté (modèle GSP–EL 136) comme le montre la **Figure 2.7**. L'action de coupe est donnée à l'outil par un coulisseau appelé "bélier" dont le mouvement est rectiligne. La machine dispose d'une puissance maximale de 5222 W, d'une course maximale de 650 mm et d'une vitesse maximale de 100 min/min. Le positionnement de la pièce dans le plan horizontal est assuré par une table coulissante. Le réglage vertical de la table est contrôlé par l'intermédiaire d'un chariot.

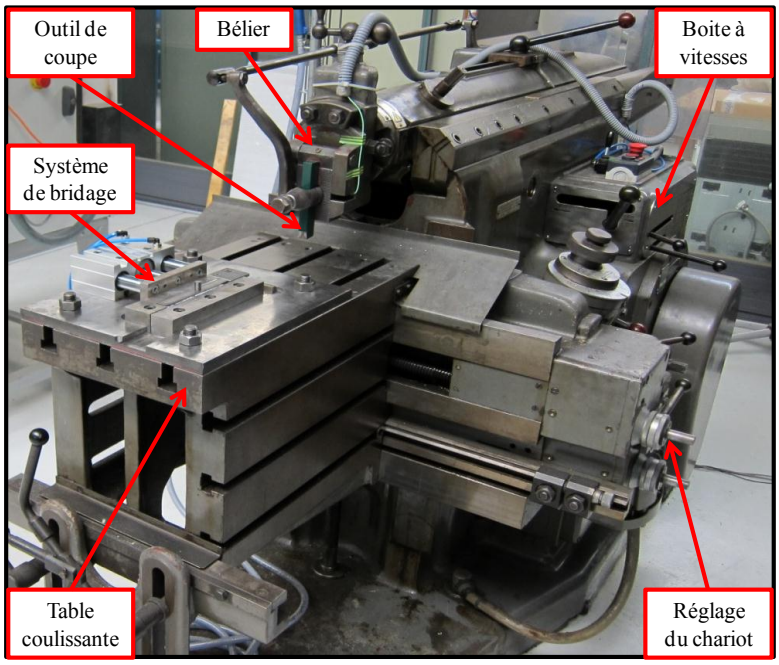

Figure 2.7 *: Système d'Etau-limeur instrumenté modèle GSP-EL136*

4 Moyens de caractérisation

4.1 Caractérisation mécanique des matériaux

Les essais de traction ont été réalisés via la norme ISO-527. Ils consistent à charger en déplacement imposé une éprouvette rectangulaire simple (**Figure 2.8(a)**) jusqu'à rupture. Ces essais sont réalisés sur une machine de traction (Instron 4482) et les déformations ont été mesurées via un extensomètre (Instron 2630-100). La **Figure 2.9(a)** illustre le montage pour ces essais de traction.

Les essais de cisaillement normalisés Iosipescu (ASTM-D5379-D5379M-98) consistent à charger en déplacement imposé une éprouvette rectangulaire avec une géométrie spécifique (**Figure 2.8(b))**. Le chargement appliqué à l'éprouvette (**Figure 2.9(b)**) permet de générer un champ de contrainte de cisaillement presque pur et uniforme entre les deux entailles. Ceci générera une courbe révélatrice du comportement en cisaillement du matériau. Ces essais ont été réalisés à l'aide d'un dispositif "maison" montré dans la **Figure 2.9(b)** et décrit en [64,65]. Les fibres unidirectionnelles sont dans le sens normal à la direction de sollicitation. Les déformations sont mesurées avec des jauges type rosette (Modèle CEA-06-032WT).

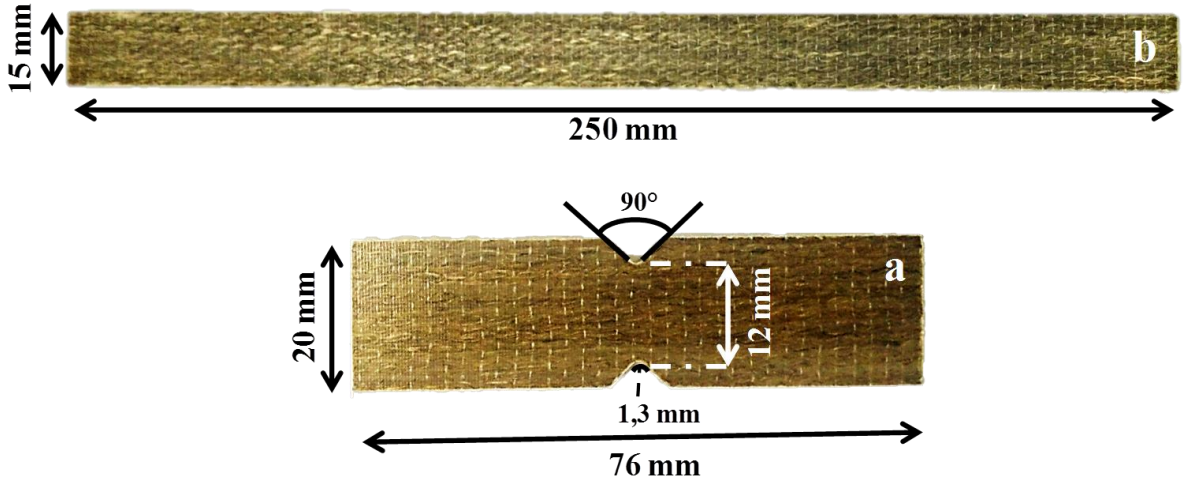

Figure 2.8 *: Géométrie des éprouvettes. a) Cisaillement Iosipescu. b) Traction ISO-527*

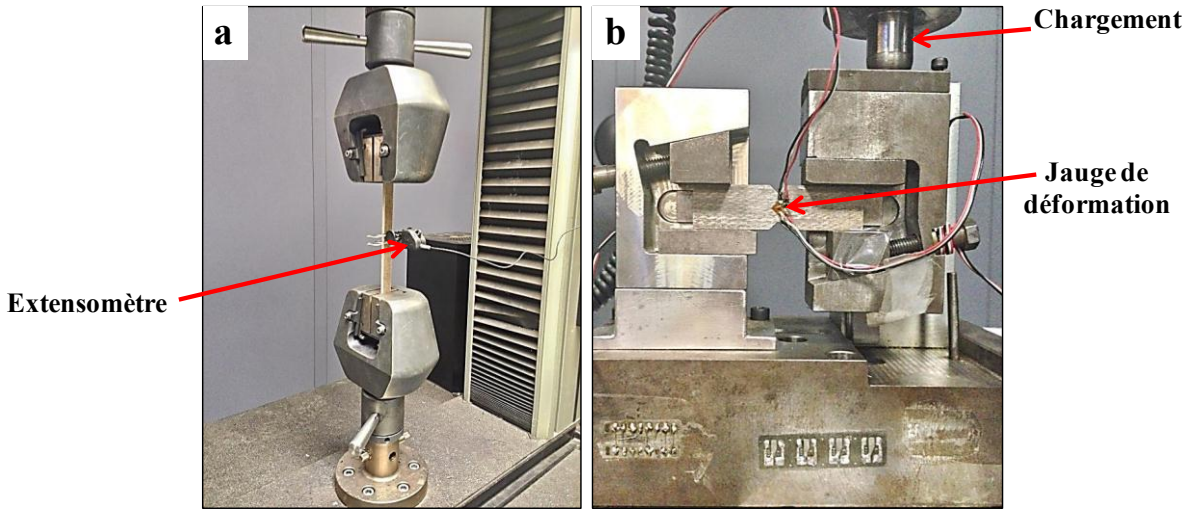

Figure 2.9 *: a) Montage des essais de traction. b) Montage des essais de cisaillement Iosipescu.*

4.2 Acquisition des efforts de coupe

Le dispositif d'acquisition des efforts de coupe (**Figure 2.10**) est constitué d'une table Kistler, modèle 9255B, connecté à un amplificateur de charge multicanal (modèle 5019–B131) et un système numérique d'acquisition piloté par une application "Labview" permettant de collecter les données à une fréquence de 1000 Hz. La table Kistler est montée entre le support de la machine d'usinage et le système bridage. Le dynamomètre Kistler se compose de quatre capteurs piézoélectriques de force, chaque capteur a trois composantes montées sous précontraintes élevées entre une plaque de base et une plaque supérieure. Chaque capteur comprend trois paires de lames de quartz, une sensible à la pression dans la direction axial de l'outil et les deux autres répondant à un cisaillement dans les deux principales directions du plan de la pièce. Les composantes de force sont mesurées pratiquement sans déplacement.

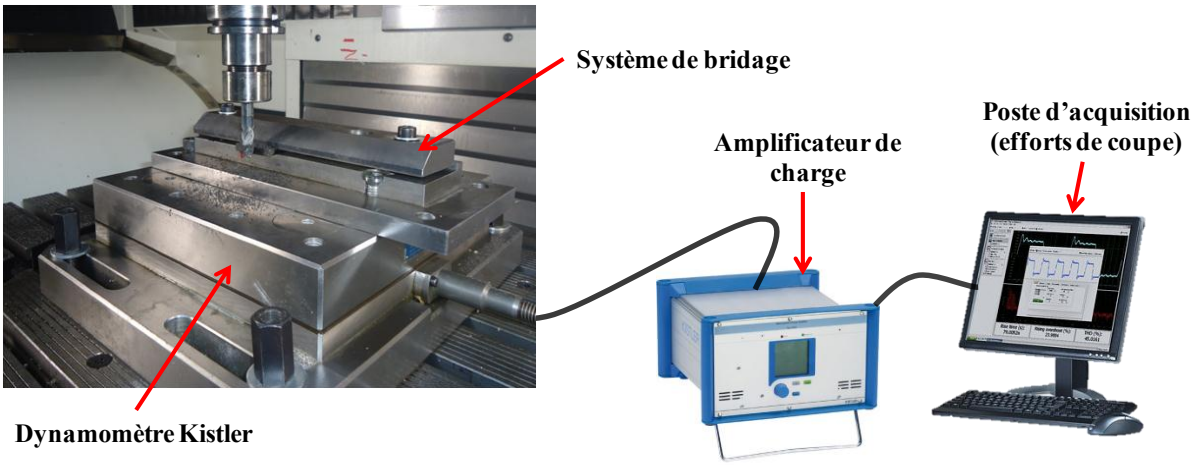

Figure 2.10 *: Description du système d'acquisition des efforts de coupe*

4.3 Observations microscopiques des surfaces d'agrocomposites

Une observation à l'échelle microscopique de la surface avant et après usinage est essentielle pour une bonne compréhension des phénomènes qui vont surgir avec l'opération de coupe. Ce genre d'analyse permettra d'observer la qualité des fibres coupées. Une observation à l'aide d'un microscope électronique à balayage (MEB) semble être alors nécessaire.

Pour ces observations microscopiques, un MEB de type JEOL JSM-5510 LV a été utilisé (**Figure 2.11**). Ce dispositif possède un filament de tungstène qui opère entre 0.5 et 30 kV. Il peut atteindre une résolution de 3.5 nm à 30kV en vide poussé (High Vacuum mode) et 4.5 nm en vide dégradé (Low Vacuum mode) selon la nature du matériau à observer. L'intervalle de pression appliquée est entre 1 et 270 Pa. Le système contient deux détecteurs : un détecteur des électrons

secondaires (SEI) et un détecteur des électrons rétrodiffusés (BEI). Les deux détecteurs peuvent être utilisés en mode High Vacuum tandis que seul le détecteur BEI peut être utilisé en mode Low Vacuum. Le dispositif offre un agrandissement entre ×18 et ×100000.

Le mode Low Vacuum est nécessaire pour observer des matériaux non conducteurs afin d'éviter la saturation de la surface observée avec le bombardement des électrons issus du filament. Ceci évite aussi une opération de métallisation des échantillons avant une observation microscopique au MEB.

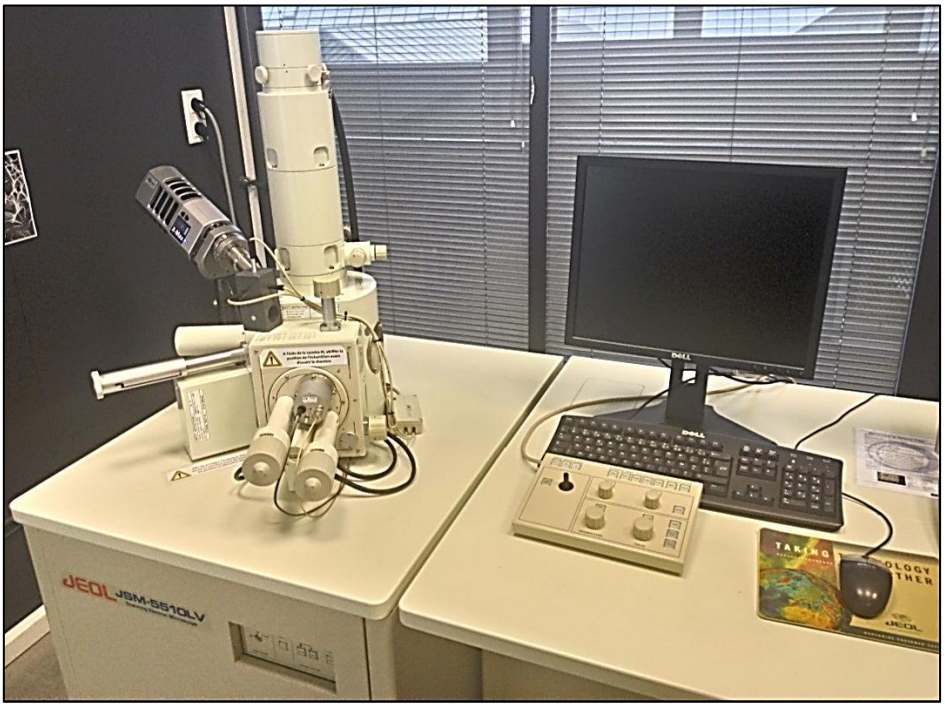

Figure 2.11 *: Microscope électronique à balayage (MEB) modèle JEOL JSM-5510 LV*

4.4 Mesures topographiques des surfaces d'agrocomposites

4.4.1 Mesures topographiques 2D

Afin d'obtenir des profils topographiques des surfaces usinées, des mesures 2D de la topographie de ces surfaces ont été réalisées à l'aide d'un rugosimètre tactile "Surfascan HOMMEL Somicronic" (**Figure 2.12**). Ce profilomètre est doté d'un stylet avec une pointe en diamant d'un rayon de courbure de 2 µm et un angle à 90°. La résolution verticale de cet appareil est de 0,01 µm. Sa résolution latérale est de 2 µm tandis que son amplitude de mesure verticale maximale est de 6 mm. La mesure se fait dans les conditions normalisées (ISO 4287). La longueur de palpage est de 16,8 mm. Le profil 2D de rugosité est obtenu via un filtrage gaussien

de longueur d'onde de coupure λ_c=0,8 mm. La moyenne arithmétique Ra est ainsi calculée sur ce profil de rugosité.

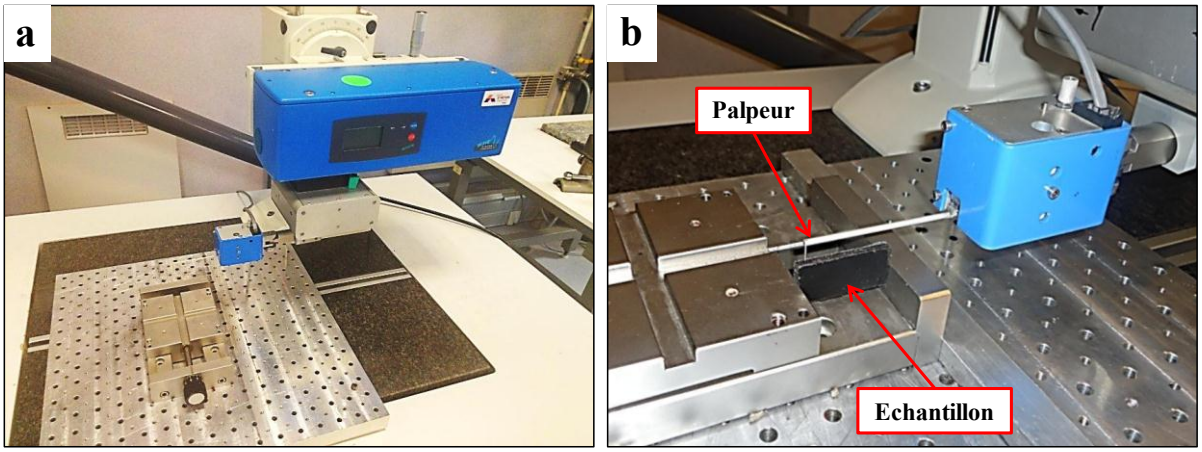

Figure 2.12 *: a) profilomètre tactile Surfascan HOMMEL Somicronic. b) Description d'une opération de palpage*

4.4.2 Mesures topographiques 3D

Les mesures de topographies surfaciques 3D ont été réalisées avec un interféromètre à lumière blanche de type WYKO 3300 NT (**Figure 2.13**).

Les caractéristiques de mesure sont les suivantes :

- Filtre de type VSI;
- Objectif d'grandissement ×5;
- Amplitude de mesure maximale de 500 µm;
- Résolution verticale (en profondeur de la surface) de 10 nm.

La composante de forme est éliminée des données 3D par la méthode d'approximation des moindres carrés utilisant une fonction Spline bi-cubique. La taille par défaut de la mesure est 1.2×0.9 mm². Afin d'obtenir une taille de mesure plus grande (2×2 mm²), le mode "stitching" permettant le recollage de l'ensemble des douze mesures via un algorithme intégré dans le logiciel "Vision 3.6" a été utilisé. La topographie 3D ainsi obtenue est discrétisée en 515×515 points espacés d'un pas constant de 3.88 µm et permettra ainsi d'extraire les paramètres de rugosité 3D.

Figure 2.13 *: Interféromètre à lumière blanche modèle WYKO 3300 NT*

4.5 Caractérisation microscopique de la structure agrocomposite

Une meilleur compréhension du comportement des fibres végétales lors de la coupe dans un agrocomposite nécessite une étude fine du comportement mécanique et tribologiques des fibres végétales dans les différentes échelles caractéristiques comme expliqué dans le **Chapitre 1**. Ceci necessite une caractérisation microscopique des fibres végétales au sein de la structure agrocomposites (i.e l'échelle de la fibre élementaire et l'echelle d'un paquet de fibres). Le microscope à force atomique (AFM) ainsi qu'un nanoindenteur de type "MTS XP" semblent être les meilleurs moyens pour caractériser le comportement mécanique et tribologique des fibres végétales à ces échelles caractéristiques de contact. Cette partie présente une description technique de ces deux moyens de mesure.

4.5.1 Microscope à force atomique (AFM)

La Microscopie à Force Atomique est une technique qui permet de visualiser avec une résolution nanométrique la morphologie tridimensionnelle de la surface d'un matériau, et de cartographier certaines de ses propriétés (adhésives, mécaniques, magnétiques, électriques, …).

Le principe de l'AFM repose sur la mesure des différentes forces d'interaction (forces de répulsion ionique, forces de Van-der-Waals, forces électrostatiques, …) entre les atomes de la surface à observer et les atomes d'une pointe-sonde fixée sous un microlevier flexible (**Figure**

2.14(b)). Le rayon de courbure de la pointe varie entre 2 et 50 nm. Lorsque l'échantillon est approché de la pointe, les forces d'interaction pointe/échantillon provoquent une déflexion du microlevier proportionnelle à l'intensité de la force. Un faisceau laser, réfléchi sur la face arrière du microlevier et dirigé sur une photodiode à quatre quadrants, permet de mesurer cette déflexion comme expliqué dans la **Figure 2.14(b)**.

Le mode de fonctionnement (contact, tapping, modulation de force, ...) est choisi en fonction des informations désirées et de la surface à analyser. L'imagerie topographique peut être couplée à la cartographie de certaines propriétés physiques des matériaux (forces de friction, forces d'adhésion, module d'élasticité, conductivité, ...). Dans le cas de notre étude, des essais de nano-indentation et de rayage ont été réalisés par un dispositif AFM "DIMENSION Edge Veeco" (**Figure 2.14(a)**). Ces essais ont pour objectifs de déterminer le module d'élasticité des fibres ainsi que sa variabilité, caractériser le comportement des fibres à l'échelle micrométrique de contact et définir l'aspect tribologique de frottement lié aux fibres végétales.

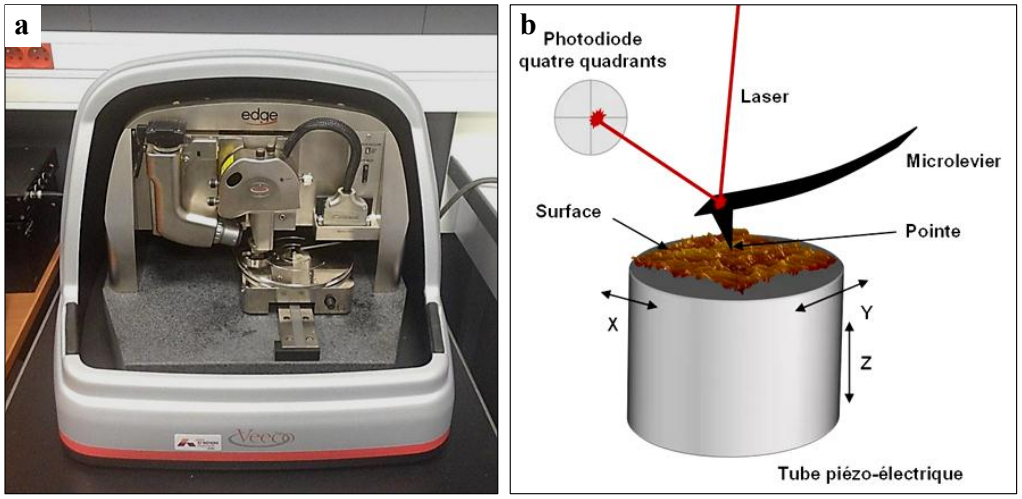

Figure 2.14 *: a) Microscope à force atomique DIMENSION Egde Veeco. b) Principe de fonctionnement d'un AFM.*

4.5.2 Nanoindenteur MTS-XP

Comme mentionné dans la section précédente, le rayon de courbure d'une pointe AFM est entre 2 et 50 nm. Une seule fibre élémentaire fait entre 10 et 20 µm de diamètre. Avec les faibles profondeurs de pénétration d'un dispositif AFM, un essai de nanoindentation avec ce dernier sur la section d'une fibre élémentaire ne prendra en compte qu'une des parois cellulosiques (échelle nanométrique) de la fibre et ne donnera pas des informations sur les propriétés de toute une fibre élémentaire (i.e. toute la structure cellulosique) ou un paquet de fibres. Ceci nécessite un système avec une pointe à rayon de courbure beaucoup plus grand et des profondeurs plus importantes que celles de l'AFM.

Pour ces raisons, le nanoindenteur MTS-XP (**Figure 2.15**) a été utilisé dans un second temps afin de remonter à des échelles plus élevées. Deux modes d'indentation sont possibles :

- Mode classique en charge-décharge : Les courbes charge-décharge des indentations permettent de remonter à la connaissance du module d'élasticité sur la décharge.
- Mode de mesure du module en continu (CSM) : la pointe vibre en continu pendant son déplacement. Ceci permet de mesurer la rigidité du matériau en continu.

Ce dispositif permet aussi d'effectuer des essais de rayage (Scratch Test) afin de remontrer aux propriétés tribologiques à l'échelle mesoscopique du matériau étudié (Forces de friction, coefficient de frottement, ...)

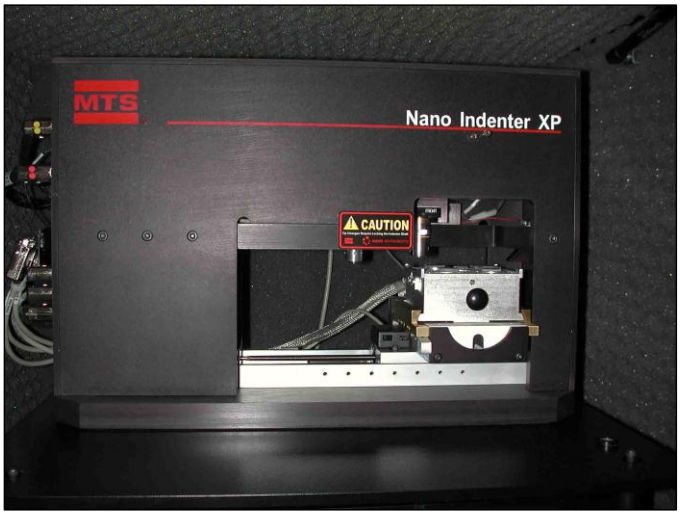

Figure 2.15 *: Nanoindenteur MTS-XP*

5 Matériaux et outils de coupe

5.1 Echantillons d'agrocomposites

5.1.1 Agrocomposites à fibres courtes

Trois types d'agrocomposites à fibres courtes (**Figure 2.16**) ont été considérés dans cette étude et ont été fourni par la société française "*ADmajoris SAS - FR*". Les fibres de bambou, de sisal et de miscanthus, ayants des longueurs d'environ 1 mm, sont orientées aléatoirement dans les échantillons d'agrocomposites. Ces derniers sont sous forme de plaques rectangulaires de 2 mm d'épaisseur et sont élaborés par la technique de moulage par injection de résine polypropylène (PP) mélangée avec les fibres végétales courtes à orientation aléatoire. Le **Tableau 2-1** résume les caractéristiques mécaniques de ces trois agrocomposites.

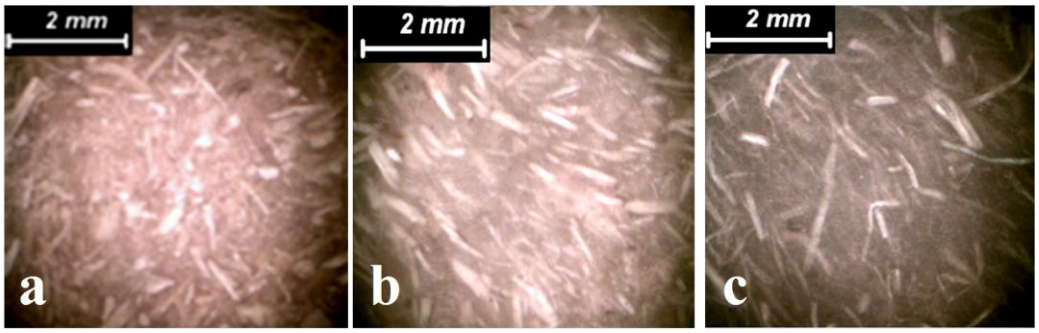

Figure 2.16 *: Images de chaque type d'agrocomposite. a) PP/Bambou, b) PP/miscanthus, c) PP/Sisal.*

Tableau 2-1 *: Caractéristiques mécaniques des agrocomposites*

	PP/Bambou	PP/Miscanthus	PP/Sisal
Fraction volumique des fibres	30 %	20 %	20 %
Densité du composite (g/cm^3)	1	0.98	0.95
Densité de la fibre (g/cm^3) [22,66,67]	1.1	1.5	1.5
Fraction massique des fibres	33 %	30.6 %	31.6 %
Module d'élasticité (GPa)	4.1	2.7	2.2
Résistance élastique (MPa)	40	30	28

Sachant les caractéristiques mécaniques du **Tableau 2-1**, le module élastique et la limite d'élasticité de chaque fibre ont été déterminés (**Tableau 2-2**) par la loi du mélange de Halpin Tsai modifié par Nielsen afin d'être adaptée aux composites à renfort discontinu et aléatoirement orienté [68,69].

$$E_f = \frac{(A+1)E_m}{1-\dfrac{E_c - E_m}{v_f(\psi E_c + AE_m)}} \quad \textbf{(2.13)}$$

$$\sigma_f = \frac{(A+1)\sigma_m}{1-\dfrac{\sigma_c - \sigma_m}{V_f(\psi \sigma_c + A\sigma_m)}} \quad \textbf{(2.14)}$$

Avec $$\psi = 1 + \left(\frac{1-\phi_{\max}}{\phi_{\max}^{\ 2}}\right) v_f \quad \textbf{(2.15)}$$

Dans les équations (2.13) et (2.14), E_c, E_f et E_m sont respectivement le module élastique de l'agrocomposite, des fibres et de la matrice. σ_c, σ_f et σ_m sont respectivement la limite élastique de l'agrocomposite, des fibres et de la matrice. v_f représente la fraction volumique des fibres. ϕ_{max} est la fraction maximum de "packing" du renfort. Cette fraction prend différentes valeurs selon la nature de l'arrangement des fibres. Par exemple, pour un arrangement carré des fibres la fraction vaut 0,785 alors que pour un "packing" aléatoire des fibres sa valeur est de l'ordre de 0.82 [69]. $A=2(l/d)$ où le terme "ℓ/d" représente le facteur de forme de la fibre. Finalement, $E_m = 1240\ MPa$ et $\sigma_m = 23\ MPa$ d'après [70].

Tableau 2-2 *: Caractéristiques mécaniques estimées des fibres végétales*

	Bambou	**Miscanthus**	**Sisal**
Module d'élasticité estimé (GPa)	19	13.8	7.84
Résistance élastique estimée (MPa)	89.2	62	50
Modules élastiques de la littérature (GPa) [11,32,67,71]	11 – 32	4.5 – 60	8.4 – 38

5.1.2 Agrocomposites à fibres longues

En ce qui concerne l'étude de l'usinabilité des agrocomposites à fibres longues, la fibre sera figée. C'est la fibre de lin qui a été choisie pour ses bonnes performances mécaniques par rapports aux autres fibres végétales comme montré dans le **Chapitre 1**. Deux structures de renfort fibreux vont être testées dans cette étude. La première structure est unidirectionnelle (UD) avec un renfort en fibres longues de lin sous forme de fil de fibres tendues parallèlement dans le même sens (**Figure 2.17**). La deuxième structure est bidirectionnelle (BD) avec un renfort de fil de lin aussi mais sous forme tissée et sergée 4×4 (**Figure 2.18**).

Les deux structures d'agrocomposites à fibres longues de lin ont été fournis par la société anglaise "*Composites Evolution*" et ont été élaborées en utilisant la technique de moulage par thermocompression. La fraction volumique des fibres pour les deux structures est de 40% et celle de la matrice est de 60%. Ce qui donne une fraction massique d'environ 50% pour chaque constituant. Pour la structure UD, l'unidirectionnalité des fibres est assurée par des fils synthétique de co-polyamide/polyester (**Figure 2.17(b)**). Le **Tableau 2-3** présente les propriétés mécaniques, données par le fournisseur, de la fibre élémentaire de lin utilisée, de la matrice polypropylène (PP), de l'agrocomposite à fibres unidirectionnelles (UDF/PP) et de celui à fibre bidirectionnelles (BDF/PP).

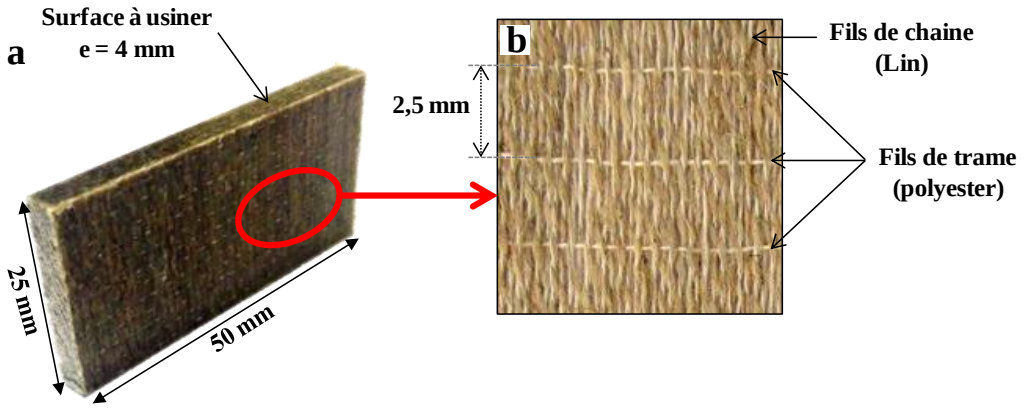

Figure 2.17 *: a) Echantillon d'agrocomposites avec des fibres UD. b) Structure des fibres de lin UD.*

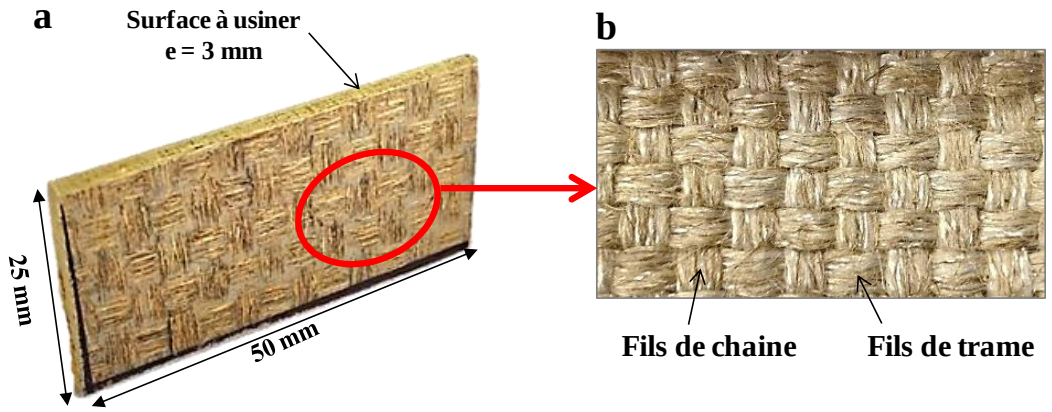

Figure 2.18 *: a) Echantillon d'agrocomposite avec des fibres BD. b) Structures des fibres BD.*

Tableau 2-3 *: Propriétés mécaniques de la fibre de lin, de la matrice et des agrocomposites*

	Fibre de lin	Matrice PP	UDF/PP	BDF/PP
Module d'élasticité (GPa)	50	0.93	17.6	8.1
Résistance en traction (MPa)	500	29.5	109	56
Allongement maximum	2%	14%	1.3%	1.5%

5.2 Outils de coupe

5.2.1 Fraises de détourage

Lors des procédées de détourage, trois plans d'essais ont été accomplis :

- Le premier plan d'essais a été réalisé sur les trois agrocomposites à fibres courtes (**Figure 2.16**). L'objectif étant d'étudier l'effet du type de fibre végétale, l'outil a été figé. Un seul type de fraise a été alors utilisé. Il s'agit d'une fraise hélicoïdale en carbure monobloc modèle "AMAYA - SA3" de 12 mm de diamètre, à deux dents et 25° d'angle d'hélice avec des goujures polyglass (**Figure 2.19**).

Figure 2.19 *: Fraise de détourage modèle AMAYA - SA3*

- Dans le second plan d'essais, l'un des objectifs était d'investiguer l'effet du rajout d'un revêtement dur sur une fraise standard. Pour cela, trois fraises standards en carbure de tungstène (WC), à iso-géométrie et à différentes propriétés de revêtement ont été fournies par la société "*Sandvik Coromant*". La première fraise (Réf. H10F) est sans revêtement, la deuxième (Réf. A4CA) est revêtue en diborure de titane (T_iB_2) et la troisième (Réf. A4BX) est revêtue en diamant. Les trois fraises ont un diamètre de 10 mm et possèdent deux arêtes de coupe à 30° d'angle d'hélice.

  L'ajout d'un revêtement augmentera forcément le rayon d'acuité des arêtes de coupe des fraises. Une attention particulière a été alors donnée à l'acuité d'arête en observant microscopiquement cette dernière par le MEB et en la mesurant à l'aide du profilomètre. La **Figure 2.20** montre que, effectivement, l'ajout du revêtement augmente ce rayon d'acuité. Le **Tableau 2-4** regroupe toutes les propriétés des trois fraises.

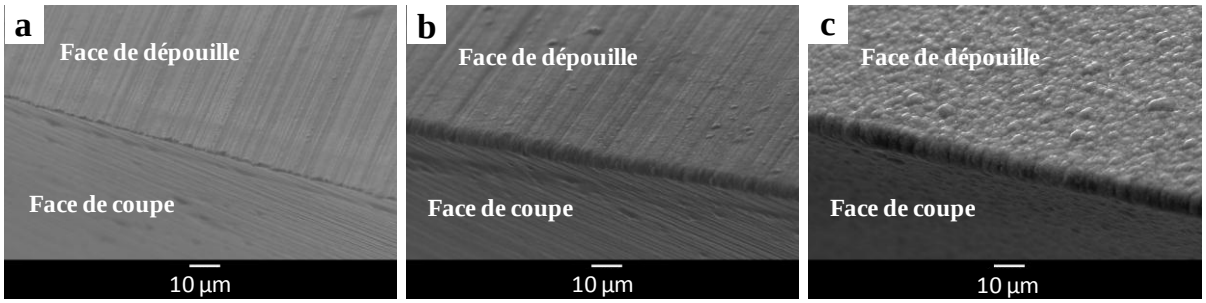

Figure 2.20 *: Images MEB des arêtes de coupes des fraises. a) H10F, b) A4CA et c) A4BX*

Tableau 2-4 *: Caractéristiques des fraises à différents revêtements*

Référence	H10F	A4CA	A4BX
Substrat	WC	WC	WC
Procédé de revêtement	-	Monocouche PVD	Multicouche CVD
Composition du revêtement	-	TiB_2	Diamant sp^3
Epaisseur du revêtement (µm)	-	$2^{\pm 0.7}$	$7^{\pm 1}$
Dureté (HV)	1600	4000	10000
Rayon d'acuité mesuré (µm)	$5.3^{\pm 0.6}$	$7.5^{\pm 0.5}$	$11.3^{\pm 0.7}$

- Dans le troisième plan d'essais, il était question de vérifier l'effet de l'angle d'hélice sur l'usinabilité des agrocomposites. Pour cela, trois fraises standards en carbure monobloc et à iso-géométrie, sauf l'angle d'hélice, ont été fournies par la société "*FFDM PNEUMAT* ". La première fraise a un angle d'hélice nul (H=0°), la deuxième a un angle d'hélice H=20° et la troisième a un angle d'hélice H=40° comme le montre la **Figure 2.21**.

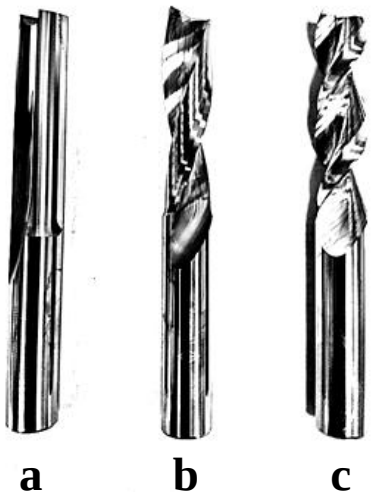

Figure 2.21 *: Fraises en carbure à différents angles d'hélice. a) H=0°, b) H=20° et c) H=40°*

5.2.2 Plaquettes de coupe orthogonale

Pour les essais de coupe orthogonale, trois plaquettes en carbure de tungstène (WC) et à iso-géométrie (**Figure 2.22**) ont été fourni par "*Sandvik Coromant*". Ces plaquettes ont un angle de coupe de 20° et un angle de dépouille de 7°. La première plaquette (Réf. A4F3) est sans revêtement. La seconde (Réf. A4BQ) a été revêtue par un revêtement diamant d'une épaisseur de 9 µm. La troisième (Réf. A4BS) a eu le même revêtement diamant mais d'une épaisseur de 14 µm. Le **Tableau 2-5** récapitule les propriétés des trois plaquettes étudiées.

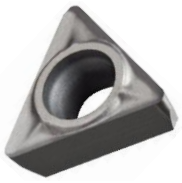

Figure 2.22 *: Plaquette de coupe modèle TCGX-H10 fournie par "Sandvik Coromant – FR"*

Tableau 2-5 *: Caractéristiques des plaquettes de coupe à différents revêtements*

Référence	A4F3	A4BQ	A4BS
Substrat	WC	WC	
Procédé de revêtement	-	Multicouche CVD	
Composition du revêtement	-	Diamant sp^3	
Dureté (HV)	1600	10000	
Epaisseur du revêtement (µm)	-	$9^{\pm1}$	$14^{\pm2}$
Rayon d'acuité mesuré (µm)	$12^{\pm1.7}$	$21^{\pm1.5}$	$27^{\pm2}$

6 Conditions expérimentales

Tous les échantillons ont été polis avec du papier verre de même granulométrie pour garantir les mêmes conditions initiales. Afin de vérifier la répétabilité des résultats expérimentaux, chaque configuration d'usinage a été répétée trois fois sur un nouvel échantillon et avec un outil neuf à chaque fois. Chaque essai de caractérisation mécanique a été aussi répété trois fois. En ce qui concerne les mesures topographiques, ces dernières ont été réalisées dans cinq endroits différents sur chaque surface usinée. Les observations microscopiques par MEB ont été réalisées sur plusieurs endroits de la surface usinée et les images les plus représentatives de chaque surface ont été prise en compte pour l'étude.

7 Conclusion

Le choix des moyens expérimentaux a été établi afin de mettre en place une méthodologie multiéchelle d'analyse 2D et 3D du procédé d'enlèvement de matière des agrocomposites. Les moyens de caractérisation adoptés vont permettre, en effet, de développer une approche méthodologique fine à la fois mécanique et tribologique sur chaque échelle caractéristique d'un matériau agrocomposite. Le choix des outils de coupe permettra d'évaluer l'effet de leurs principales caractéristiques géométriques qui vont influencer le contact outil / matière.

En effet, cette approche méthodologique sera basée sur deux piliers :

- Une étude tribo-mécanique multiéchelle de l'usinabilité des agrocomposites par procédé de détourage afin d'identifier les échelles pertinentes pour l'analyse et aussi les critères d'usinabilité qui contrôlent ces échelles (**Chapitre 3**).
- Une étude approfondie des mécanismes élémentaires de coupe par sollicitation mécanique et tribologique des échelles caractéristiques d'un matériau agrocomposite (**Chapitre 4**).

Chapitre 3

Etude expérimentale du procédé de détourage sur les agrocomposites à fibres courtes et longues

1 Introduction

L'étude bibliographique du **Chapitre 1** met en évidence le manque de travaux traitant l'usinage des agrocomposites. Ces travaux se résument à des études empiriques (fraisage et perçage) non approfondies scientifiquement qui se contentent de déterminer l'endommagement global (délaminage, rugosité de surface) en fonction de la cinématique de l'outil (vitesse de coupe, vitesse d'avance) sans une compréhension des mécanismes physiques mis en jeu. Néanmoins, cet état de l'art révèle une sensibilité particulière des agrocomposites à la fibre végétale utilisée lors de l'usinage. Une sensibilité importante a été constatée aux paramètres process, notamment la cinématique de l'outil et sa géométrie.

L'objectif de ce chapitre est d'explorer l'usinabilité des agrocomposites avec des études expérimentales exploratoires qui font intervenir, à chaque fois, un paramètre significatif afin d'étudier son effet sur les mécanismes d'interaction outil / matière lors de la coupe et, ainsi, identifier les critères d'usinabilité pour les agrocomposites.

Afin d'optimiser ces études expérimentales, chacune a été réalisée avec une structure agrocomposite différente pour mettre aussi en évidence la contribution de la structure du renfort fibreux sur l'usinabilité des agrocomposites.

Ces études expérimentales vont introduire une méthode de décomposition multiéchelle de la topographie des surfaces usinées. Une méthode qui permet d'extraire la signature topographique des conditions process aux différentes échelles de la surface usinée, en allant des échelles microscopiques jusqu'aux échelles globales macroscopiques.

2 Effet du type de fibre végétale sur l'usinabilité des agrocomposites à fibres courtes

Les trois agrocomposites à fibres courtes présentés dans le **Chapitre 2** (Bambou/PP, Miscanthus/PP et Sisal/PP) ont subi des essais de détourage sur la machine 5 axes (DMU 60 monoBLOCK®) avec l'outil "*AMAYA SA3*" qui ont aussi été décrits dans le **Chapitre 2**. Les essais ont été réalisés en absence de lubrifiant tout en variant l'avance par dent de la fraise. Les autres paramètres de coupe ont été maintenus constants. Trois valeurs d'avance (0.04, 0.08 et 0.12 mm/dent) ont été considérées. La vitesse de coupe (V_c) a été fixée à 47 m/min et la profondeur de passe (a_p) à 1 mm.

Lors de cette étude, les efforts de coupe ont été enregistrés à l'aide du système d'acquisition à table Kistler. Les observations microscopiques ont été réalisées avant et après usinage par le MEB en mode LV. La topographie de surface a été mesurée à l'aide du rugosimètre 2D avant et après usinage.

2.1 Observations microscopiques des surfaces usinées

La **Figure 3.1** présente une comparaison de l'état microscopique des surfaces usinées pour chaque type d'agrocomposite avant et après le procédé de détourage. L'état initial est caractérisé par des stries et des débris dus au polissage. Le renfort fibreux est sous forme de faisceaux de fibres élémentaires (**Figure 3.1(a,c,e)**). Les fibres de sisal ont un plus grand diamètre.

Après l'opération de détourage, les fibres prennent des aspects morphologiques différents. Le mécanisme de coupe activé pour l'usinage de chacune des fibres semble être à l'origine de la différence constatée. Les fibres de bambou ont une apparence lisse au niveau de la section du faisceau des fibres avec des zones creuses au niveau de la matrice causées par le détachement des fibres (**Figure 3.1(b)**). Le cisaillement des fibres n'est pas parfait puisque la morphologie des sections des fibres élémentaires n'est pas observable comme pour l'état initial (**Figure 3.1(a)**). Le même aspect est observé sur les échantillons en fibres de miscanthus en plus de la rupture des interfaces entre les fibres élémentaires qui constitue le faisceau de fibres (**Figure 3.1(d)**). La morphologie de la section des fibres n'apparait pas comme pour l'état initial (**Figure 3.1(c)**). Les fibres de sisal font apparaitre clairement la rupture de l'interface entre les fibres élémentaires qui provoque l'apparition de quelques zones creuses (**Figure 3.1(f)**). Les extrémités des fibres de sisal qui dépassent la surface usinée sont plus longues que dans le cas de bambou ou du miscanthus.

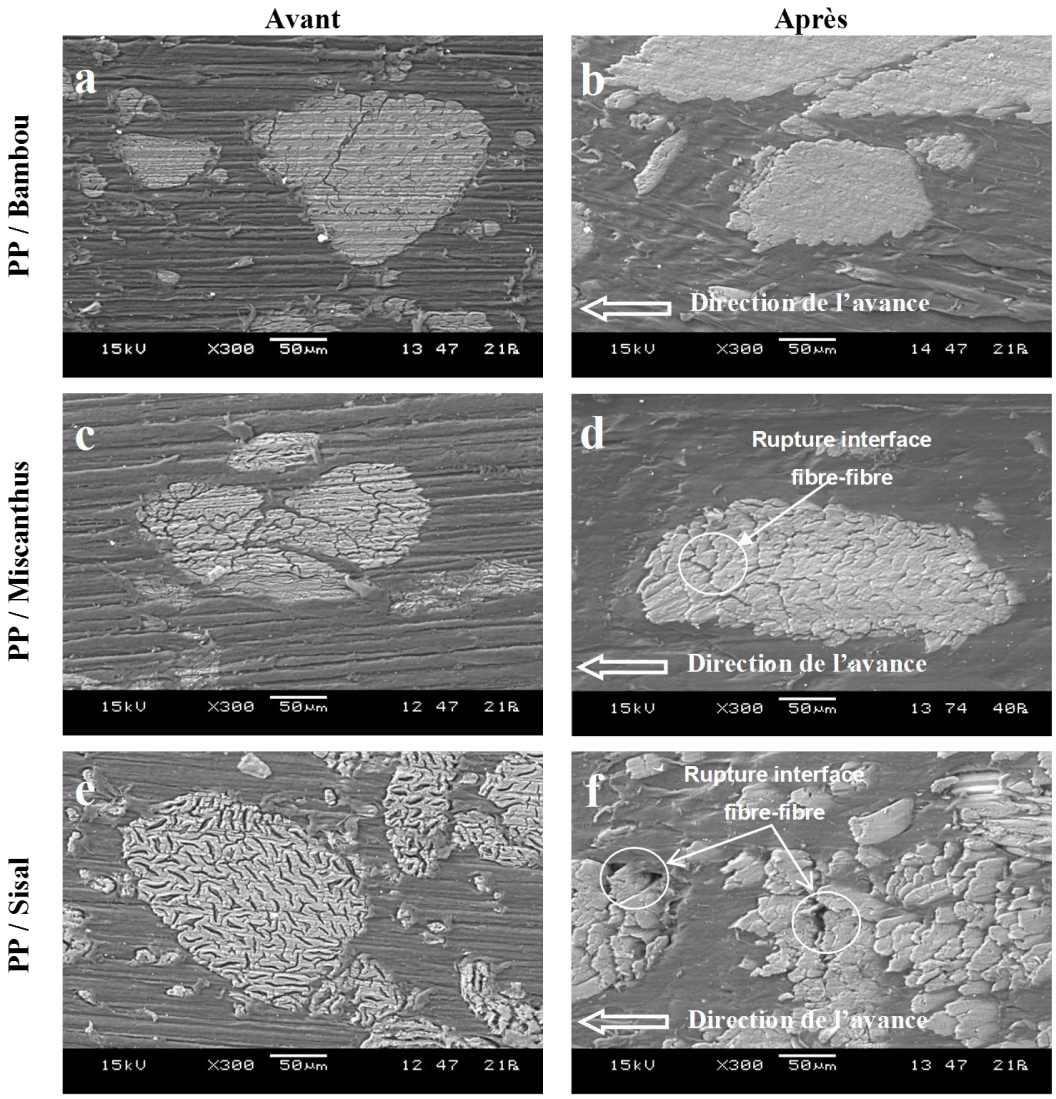

Figure 3.1 *: Images MEB de la surface des agrocomposites avant et après l'opération de détourage*

Les observations MEB montrent que le mécanisme de cisaillement des fibres végétales est imparfait et son efficacité dépend du type de fibre. Ceci peut être dû aux propriétés mécaniques intrinsèques des fibres végétales ainsi que les propriétés d'adhésion entre les fibres élémentaires. En pratique, les fibres végétales sont sous forme de faisceaux d'une à trois douzaines de fibres élémentaires et la cohésion entre ces dernières est assuré par des lamelles pectiques dont les propriétés mécaniques sont faibles [31]. De plus, les fibres naturelles sont souples par nature à cause de leur forte teneur en cellulose et c'est cette propriété qui leur donne une habilité de se déformer durant l'interaction avec l'outil de coupe [61].

2.2 Analyse énergétique de l'opération de coupe

Les efforts de coupe mesurés lors de l'opération de détourage ont été exploités pour calculer l'énergie spécifique de coupe E_{sc} pour chaque configuration expérimentale. La **Figure 3.2** montre que, peu importe l'avance imposée, l'énergie spécifique de coupe générée par l'agrocomposite à fibres de bambou est la plus faible, suivie par celle générée par l'agrocomposite à fibres de miscanthus. L'agrocomposites à fibres de sisal a l'énergie spécifique de coupe la plus élevée. L'augmentation de l'avance de l'outil contribue à une diminution de cette énergie spécifique.

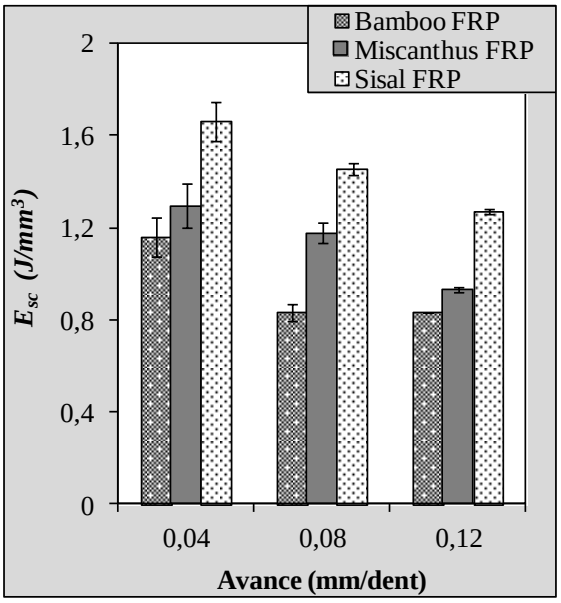

Figure 3.2 *: Energie spécifique de coupe pour chaque agrocomposite*

D'après les résultats de l'énergie spécifique de coupe (**Figure 3.2**) et les propriétés mécaniques estimées des fibres végétales (**Tableau 2-2**), une rigidité élevée rend le cisaillement des fibres facile. Ceci est caractérisé par une faible énergie spécifique de coupe. En effet, les fibres de bambou ont la rigidité la plus élevée et présentent le mécanisme de cisaillement le plus facile par rapport aux autres fibres étudiées. Toutefois, cette rigidité n'est pas suffisante pour générer un cisaillement parfait des fibres durant l'opération de détourage semblable à la configuration de la **Figure 3.3(a)**. La souplesse des fibres végétales est donc à l'origine d'un léger glissement contre l'outil de coupe avant le cisaillement. Les extrémités des fibres qui dépassent la surface usinée à cause de ce glissement restent alors penchées suivant la direction de l'avance de l'outil sur la surface usinée (**Figure 3.3(b)**). De plus, la faible adhésion entre les fibres élémentaires [72] peut provoquer une rupture des interfaces fibre/fibre (**Figure 3.3(c)**) et la perte du maintien au sein du faisceau fibreux comme c'est le cas pour les fibres de sisal (**Figure 3.1(f)**).

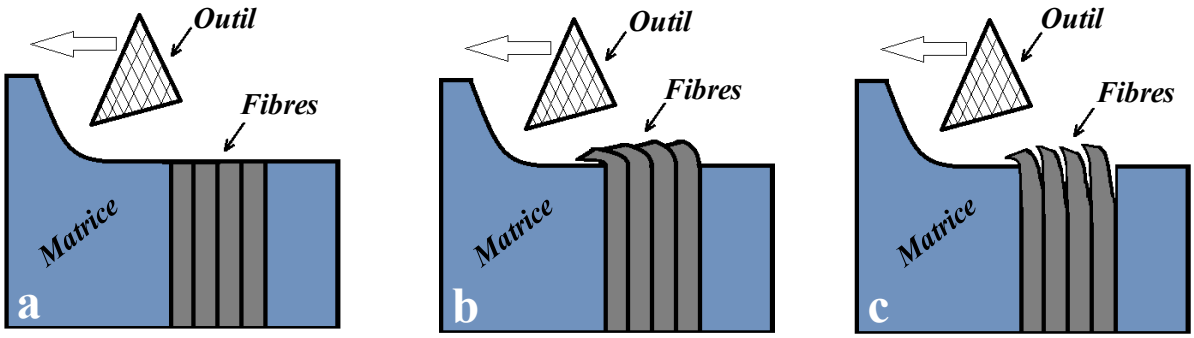

Figure 3.3 *: Mécanismes de coupe des agrocomposites. a) cisaillement parfait des fibres, b) cisaillement imparfait des fibres, c) cisaillement imparfait avec une rupture des interfaces.*

2.3 Analyse standard de l'état topographique des surfaces usinées

La **Figure 3.4** montre un exemple de profil de rugosité pour chaque agrocomposite avant et après l'opération du détourage. Les pics correspondent aux extrémités des fibres dépassant la surface usinée et les vallées représentent les zones creuses générées par le détachement de certaines fibres ou par la rupture des interfaces fibre/fibre et fibre/matrice. On peut remarquer que le profil de rugosité des agrocomposites en fibres de sisal et de miscanthus présentent plus d'irrégularités que celui des agrocomposites en fibres de bambou.

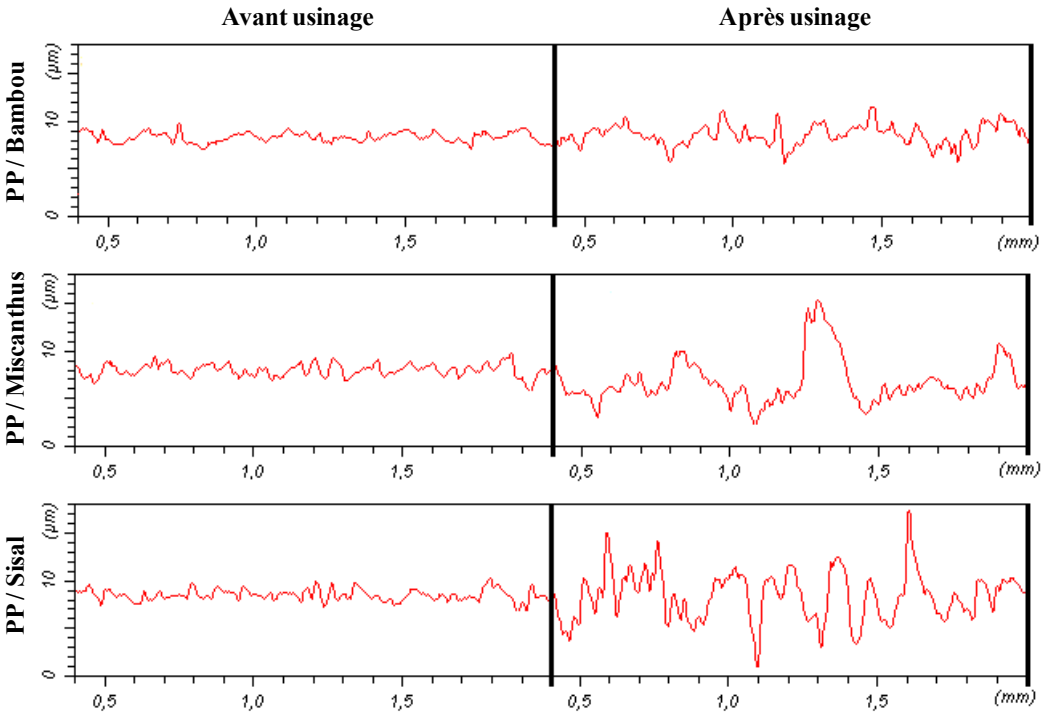

Figure 3.4 *: Profil de la rugosité de surface avant et après l'opération du détourage à 0.04 mm/dent*

Afin de quantifier l'état de surface finie des différents matériaux, on calcule le gain relatif en rugosité moyenne défini par **l'équation 3.1** [73].

$$\Delta R_a(\%) = \frac{R_a^{end} - R_a^{init}}{R_a^{init}} \times 100 \qquad \textbf{(3.1)}$$

R_a^{init} and R_a^{end} sont respectivement la rugosité de surface avant et après le processus de détourage. La **Figure 3.5** présente le rapport de rugosité globale pour les trois agrocomposites étudiés.

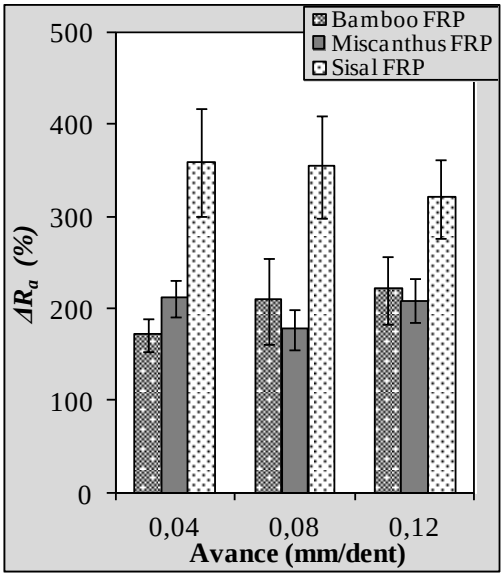

Figure 3.5 *: Gain relatif en rugosité moyenne pour les trois agrocomposites étudiés*

La **Figure 3.5** montre que, après l'opération du détourage, la rugosité de surface usinée peut atteindre quatre fois la valeur de rugosité initiale avant usinage pour les agrocomposites en fibres de sisal. Les agrocomposites en fibres de bambou et de miscanthus semblent avoir la même contribution à la hausse de rugosité. L'effet de l'avance n'est pas significatif pour ce paramètre de rugosité globale. La différence entre l'effet de chaque fibre végétale sur l'état de surface final a été beaucoup plus perceptible avec les observations MEB et l'analyse énergétique. En revanche, cette comparaison démontre le fait que les fibres de sisal, dont la rigidité est la plus faible par rapport aux deux autres fibres végétales, sont les plus contribuant à l'augmentation des irrégularités de surface après usinage à cause des extrémités de fibres qui dépassent la surface usinée.

La **Figure 3.5** montre que les rugosités des surfaces des agrocomposites en fibres de bambou et de miscanthus sont quasi-similaires. Ce constat est contradictoire avec les irrégularités observées sur les profils topographiques de ces deux surfaces générées par usinages sur la **Figure 3.4**. Ceci peut être dû à l'échelle dans laquelle les valeurs de rugosité Ra ont été calculées. Une analyse multiéchelle va être réalisée dans la section suivante afin de vérifier l'effet de l'échelle d'analyse.

2.4 Analyse multiéchelle de la topographie des surfaces usinées

La structure géométrique d'une surface contient des irrégularités complexes comprenant de la rugosité, des ondulations et des composantes de forme tout au long de la longueur de mesure. Les paramètres matériaux et process imposent des irrégularités caractéristiques sur la surface lors de son procédé de génération [74]. L'objectif de l'approche multiéchelle illustrée dans cette partie est de déterminer les échelles caractéristiques dans lesquelles chaque paramètre matériau/process affecte la morphologie de la surface usinée.

2.4.1 Décomposition par transformée en ondelettes discrètes

A l'opposé de la transformée de fourrier qui est une méthode limitée par une résolution fixée dans l'espace et en fréquence, la transformée en ondelettes discrètes (DWT) se distingue par une résolution espace-fréquence flexible en compensant une meilleur résolution dans l'espace par une réduction de la résolution en fréquence et vice versa [75]. L'approche DWT décompose le signal topographique brut en plusieurs sous-bandes suivant un processus récursif. A chaque décomposition, le signal topographique global est soumis à une série de filtres passe -haut et passe-bas afin d'analyser les hautes et les basses fréquences [76]. La procédure ainsi décrite est répétée pour les décompositions ultérieures jusqu'à atteindre la résolution désirée. Les coefficients sont ensuite déduits à travers des filtres de synthèse afin de reconstruire le signal topographique à chaque échelle de décomposition.

La fonction base de filtrage est obtenu à partir d'un unique prototype d'ondelette, nommé ondelette mère "$\psi(x)$", par translation et dilatation [75]. La formule générale pour la discrétisation de l'ondelette est de la forme :

$$\psi_{m,n}(x) = \frac{1}{\sqrt{a_0^m}}\psi\left(\frac{x - nb_0a_0^m}{a_0^m}\right) \qquad \textbf{(3.2)}$$

Dans l'expression de l'équation, m et n sont les paramètres de translation et de dilatation, respectivement. La mise à l'échelle logarithmique des deux étapes de translation et de dilatation conduit à la construction d'une base d'ondelettes orthogonale (a_0 = 2 et b_0 =1). L'équation devient alors :

$$\psi_{m,n}(x) = 2^{-m/2}\psi(2^{-m}x - n) \tag{3.3}$$

La DWT d'un signale topographique "*W(m,n)*" est définie par :

$$W(m,n) = \left\langle \overline{\psi}_{m,n}(x),\, f(x) \right\rangle \tag{3.4}$$

$\overline{\psi}_{m,n}(x)$ est la fonction conjuguée de la fonction ondelette. La reconstruction du signal topographique initial est alors donnée par :

$$f(x) = \sum_{m,n} W(m,n)\psi_{m,n}(x) \tag{3.5}$$

2.4.2 Signature multiéchelle de la fibre végétale sur la surface usinée

Suite à la méthode de décomposition DWT, la fonction de transfert multiéchelle de la modification morphologique de la surface après le procédé de détourage peut être déterminée [77]. En effet, ceci consiste à calculer la moyenne arithmétique de la rugosité (M_a) sur chaque échelle de décomposition "i" du signal initial et final (après usinage). La signature multiéchelle du procédé (MPS_i) est obtenu en calculant le ratio de **l'équation 3.6** où $M_a^{init}(i)$ an $M_a^{fin}(i)$ sont les moyennes arithmétiques de rugosité pour l'état initial avant usinage et l'état final après le procédé de détourage, respectivement, pour chaque échelle de décomposition *"i"*. La signature multiéchelle du procédé quantifie, en effet, les irrégularités du profil topographique induites par le procédé de détourage en allant des échelles microscopiques jusqu'aux échelles macroscopiques tout en prenant en compte l'état initial de la surface et les conditions d'usinage.

$$MPS_i(\%) = \left| \frac{M_a^{fin}(i) - M_a^{init}(i)}{M_a^{init}(i)} \right| \times 100 \tag{3.6}$$

Les résultats de la **Figure 3.6** montrent que le niveau de rugosité est dépendant de l'échelle de mesure. Pour les fibres végétales étudiées, la rugosité est maximale pour les échelles correspondant à la taille du renfort fibreux (~1 mm). La microrugosité devient quasi constante sur les échelles inférieures à 100 µm et qui correspondent aux diamètres des sections de fibres élémentaires. L'effet du type de fibre sur la rugosité de surface est clairement identifié sur les échelles entre 100 µm et 1 mm.

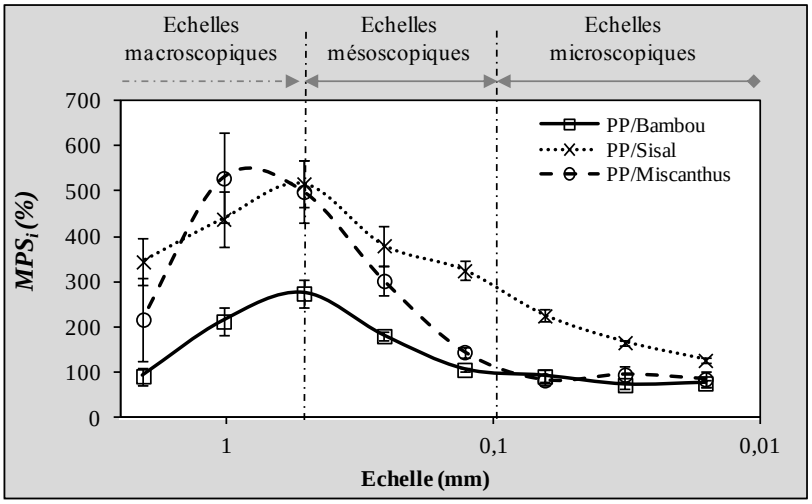

Figure 3.6 *: Signature multiéchelle du processus de détourage à 0.04 mm/dent*

La **Figure 3.7** montre que la microrugosité est indépendante de l'avance de l'outil (échelles entre 10 et 100 µm). L'effet de l'avance sur la rugosité des surfaces usinées n'est détectable qu'à partir d'une échelle de 200 µm correspondant aux échelles des sections de faisceaux de fibres incluses dans les échantillons. Les agrocomposites en fibres de miscanthus sont les plus affectés par l'augmentation de l'avance. Cette augmentation contribue à une baisse de rugosité de surface sur les échelles correspondantes aux faisceaux des fibres et au composite. Ceci montre que l'augmentation de l'avance facilite le mécanisme de cisaillement des fibres végétales lors de l'opération de détourage comme déjà montré avec l'analyse énergétique de la **Figure 3.2** où on a constaté une baisse de l'énergie spécifique de coupe par l'augmentation de l'avance de la fraise.

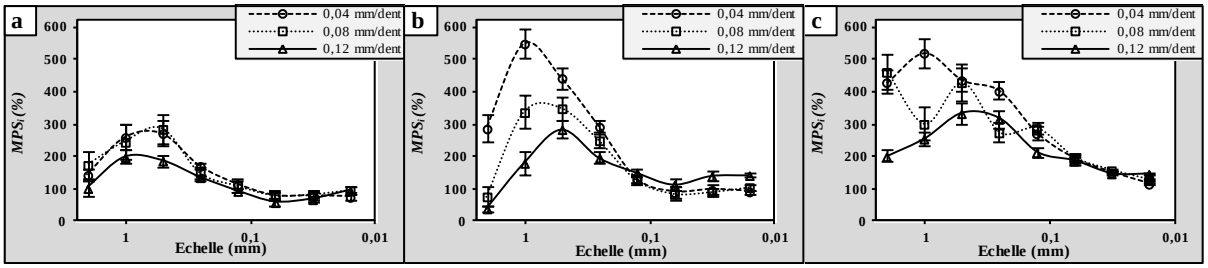

Figure 3.7 *: Signature multiéchelle du processus de détourage pour les différentes valeurs de l'avance*

La **Figure 3.8** présente la relation entre la rugosité de surface et la rigidité de la fibre végétale. *⊿MPS (%)* est la moyenne de la fonction de transfert du process sur les différentes échelles correspondantes à la section de faisceaux de fibres (entre 100 et 500 µm). Les valeurs des modules d'élasticité sont obtenues à partir des propriétés estimées des fibres végétales (**Tableau 2-2**).

La **Figure 3.8** révèle une dépendance linéaire entre la rugosité de surface et la rigidité des fibres végétales sur les échelles des faisceaux de fibres. La moyenne de la signature process sur ces

échelles est inversement proportionnelle à la rigidité des fibres avec un coefficient quasi-similaire d'environ 23 en moyennant les pentes des trois courbes.

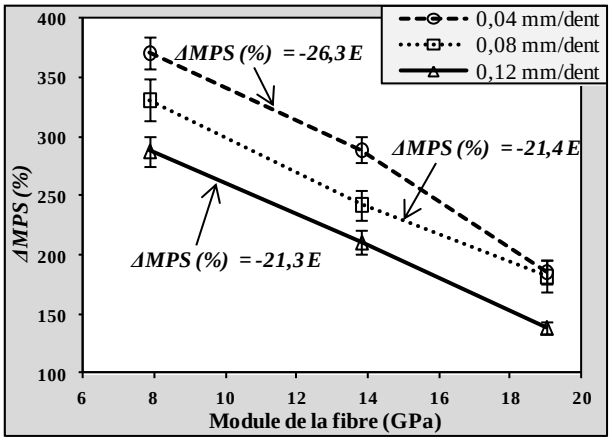

Figure 3.8 *: Moyenne de la signature process en fonction de la rigidité des fibres sur les échelles des faisceaux de fibres*

3 Effet du revêtement de la fraise sur l'usinabilité des agrocomposites à fibres longues unidirectionnelles

Dans cette étape de l'étude, les échantillons d'agrocomposites à renfort en fibres de lin unidirectionnelles ont subis des opérations de détourage avec les fraises à différents revêtements présentées dans le **Chapitre 2**. La vitesse de coupe (i.e. vitesse linéique de rotation de l'outil) a été fixée à 100 m/min. La profondeur de passe a été fixée aussi à 1 mm. Une large plage de la vitesse d'avance de l'outil a été testée [0.005; 0.01; 0.02; 0.04; 0.08; 0.16 mm/dent]. Les deux configurations de coupe en détourage (en opposition / en avalant) ont été réalisées.

3.1 Mécanismes de coupe des fibres végétales

3.1.1 Bilan énergétique des opérations de détourage

Une analyse énergétique similaire à celle de la **Section 2.2** a été réalisée afin de comprendre les mécanismes de coupe surgis dans chaque configuration. La **Figure 3.9** montre que l'énergie spécifique dans le cas d'un fraisage en opposition est plus faible que celle dans le cas d'un fraisage en avalant, plus particulièrement en faibles et moyennes vitesses d'avance de l'outil. Pour les fortes vitesses d'avance, le comportement énergétique est quasi-similaire entre les deux configurations ainsi qu'entre les trois outils. En effet, les conditions de coupe sont favorables en fortes vitesses d'avance puisque ces dernières vont satisfaire le concept de l'épaisseur minimum de copeau où l'épaisseur du copeau non déformé est supérieure à l'épaisseur minimum du copeau [78].

La **Figure 3.9** montre clairement que le cisaillement de la fibre végétale lors de l'opération de coupe est mieux accompli avec un fraisage en opposition qu'avec un fraisage en avalant. Ceci peut être expliqué par le maintien de la fibre végétale au sein de la structure agrocomposite durant le contact de coupe comme schématisé dans la **Figure 3.10**. En configuration de fraisage en opposition, les fibres à couper lors du passage de la dent sont bien supportées par la matière agrocomposite en avale (**Figure 3.10(b)**). Cette configuration permet d'augmenter la rigidité de contact de l'outil avec la fibre et ainsi faciliter son cisaillement. A l'opposé, dans le cas d'un fraisage en avalant, le maintien de la fibre lors de l'interaction est assuré par la matière agrocomposite en amont. Cette dernière est en grande partie enlevée lors du passage de la dent

d'avant comme la montre la **Figure 3.10(a)**. Ceci réduit la rigidité de contact et rend le cisaillement de la fibre végétale plus difficile.

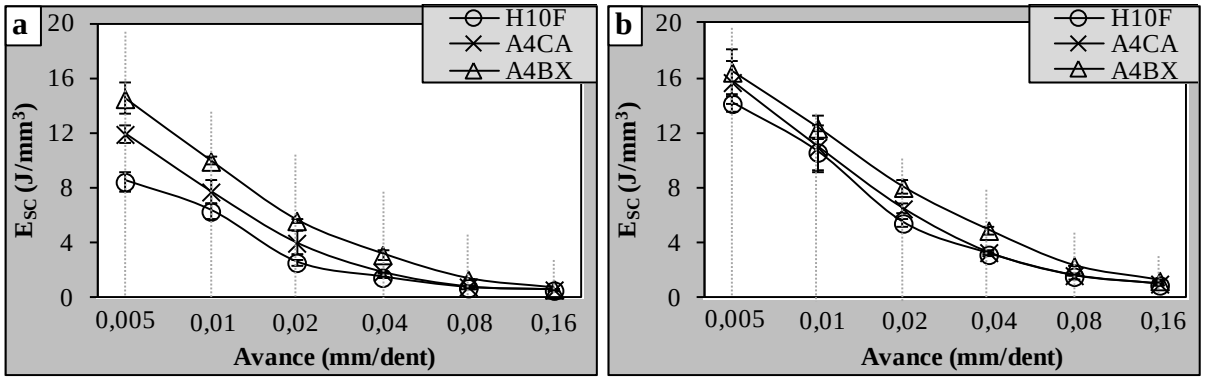

Figure 3.9 *: L'énergie spécifique de coupe pour les trois outils de coupe étudiés. a) cas du fraisage en opposition. b) cas du fraisage en avalant.*

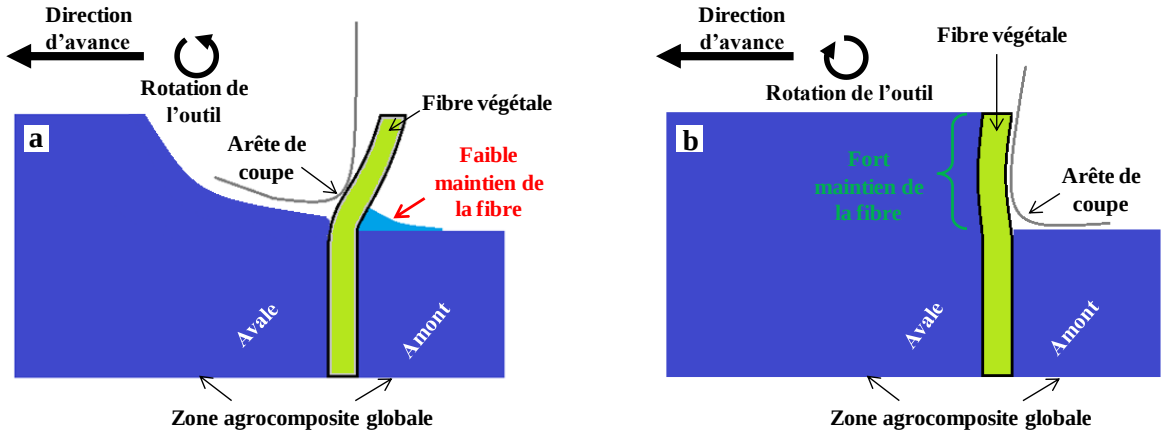

Figure 3.10 *: Schématisation du comportement de la fibre végétale au sein d'un agrocomposite lors du procédé de détourage. a) cas du fraisage en avalant. b) cas du fraisage en opposition*

Dans la zone des faibles et moyennes vitesses d'avances où l'effet du revêtement de l'outil est observé (**Figure 3.9**), on remarque que l'outil non revêtu (H10F) présente l'énergie spécifique la moins élevée, suivi par l'outil à revêtement TiB_2 (A4CA) tandis que l'outil en revêtement diamant (A4BX) présente l'énergie spécifique de coupe la plus élevée. Ceci est dû en grande partie au rayon d'acuité de l'arête généré par le dépôt du revêtement sur l'arête de coupe. En effet, et comme montré dans la **Figure 2.20** du **Chapitre 2**, l'outil en revêtement diamant (A4BX) génère le plus grand rayon d'acuité (i.e. la plus faible acuité d'arête) tandis que l'outil non revêtu présente la plus forte acuité puisqu'il garde son rayon d'acuité d'origine. Il est bien connu dans la littérature que plus le rayon d'acuité est élevé, plus la présence des mécanisme de déformation plastique et du glissement sont importantes, surtout quand le rayon d'acuité devient de l'ordre de l'épaisseur du copeau non déformé [79]. Ceci va automatiquement augmenter l'énergie spécifique de coupe.

Introduire un revêtement sur l'outil de coupe va alors augmenter le rayon d'acuité et, par conséquence, réduire l'efficacité de cisaillement des fibres végétales lors de la coupe.

3.1.2 Observations microscopiques

La **Figure 3.11** présente une comparaison entre l'état des surfaces usinées dans les deux configurations de coupe (en opposition et en avalant). Ces observations confirment les conclusions de l'analyse énergétique puisqu'en configuration de fraisage en avalant, les extrémités non coupées des fibres sont plus observables que dans le cas du fraisage en opposition. Ce phénomène est dû, en effet, au cisaillement plus difficile des fibres végétales lors de la coupe dans le cas du fraisage en avalant. De plus, la **Figure 3.11** montre que le taux des extrémités des fibres non coupées augmente considérablement avec les outils revêtus. Il est encore plus élevé pour le revêtement diamant que pour le revêtement TiB2. Ceci confirme le rôle du rayon d'acuité de l'arête de coupe dans l'activation du mécanisme de cisaillement des fibres comme expliqué dans la **Section 3.1.1**.

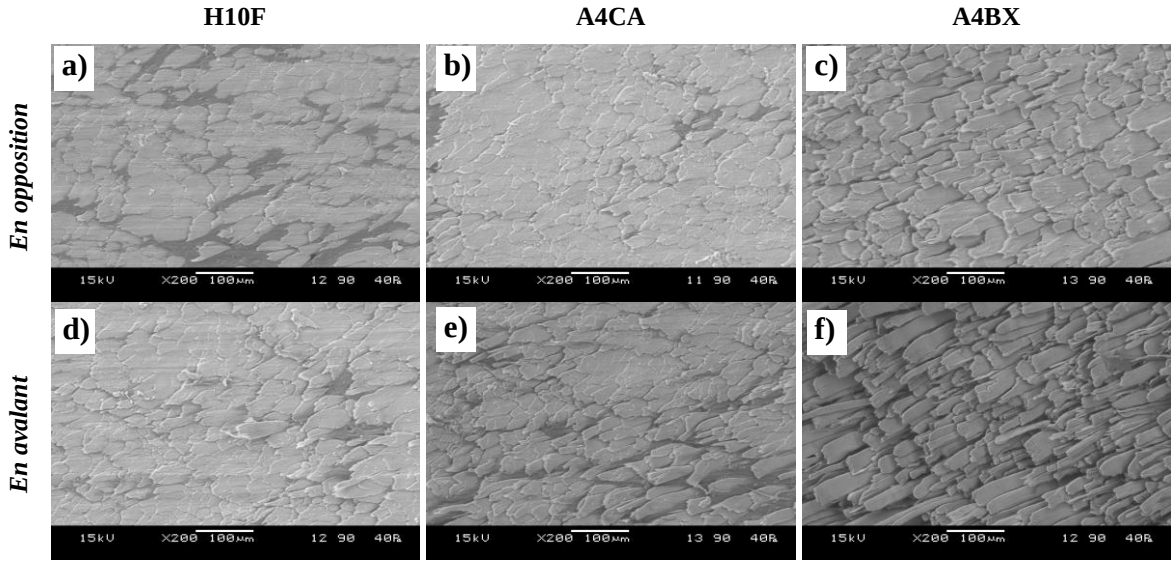

Figure 3.11 *: Image microscopiques par MEB des surfaces usinées pour les deux configurations de coupe avec les trois outils étudiés. Cas d'une vitesse d'avance de 0.02 mm/dent*

La **Figure 3.12** montre l'influence de la vitesse d'avance sur l'état microscopique des surfaces usinées. L'augmentation de la vitesse d'avance de l'outil diminue fortement le taux des extrémités non coupés des fibres. Ceci confirme que le mécanisme de cisaillement des fibres lors de la coupe est bien évidement activé en grandes vitesses d'avance puisqu'on est dans les conditions favorables de coupe comme démontré dans la **Section 3.1.1**.

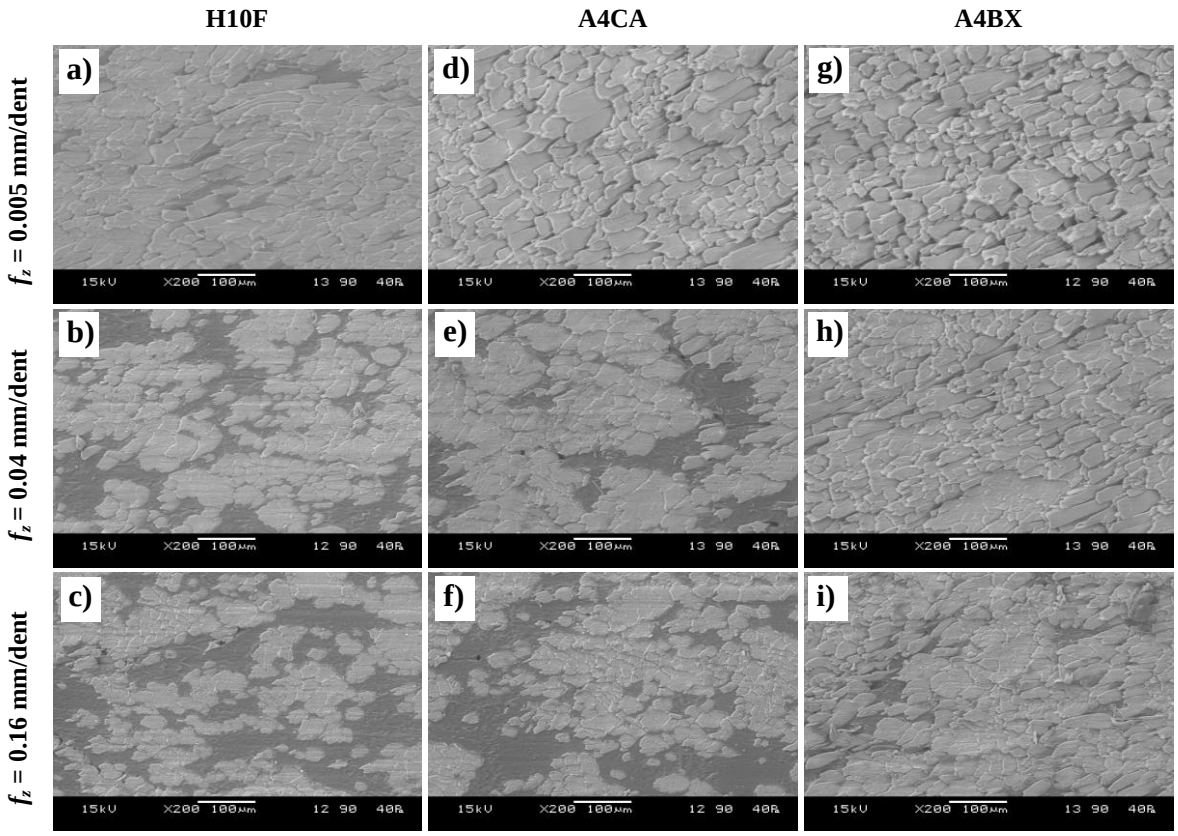

Figure 3.12 *: Images microscopiques MEB des surfaces usinées avec les trois outils étudiés à différentes vitesses d'avance.*

Pour conclure, lors de la coupe d'un agrocomposite, le cisaillement de la fibre végétale est plus efficace avec une configuration de fraisage en opposition et un rayon d'acuité le plus faible possible. L'efficacité du mécanisme de cisaillement augmente avec l'augmentation de la vitesse d'avance.

3.2 Irrégularités des surfaces usinées

3.2.1 Analyse standard de l'état de surface

La **Figure 3.13** présente la moyenne arithmétique de rugosité "Ra" mesurée par le profilomètre 2D après l'opération de détourage et calculée suivant les normes standard ISO4287.

L'analyse standard de la topographie de surface de la **Figure 3.13** montre que, généralement, la configuration de fraisage par avalant génère beaucoup plus de rugosité que celle en opposition, spécialement en faibles et moyennes vitesses d'avance. C'est cette plage de vitesse d'avance qui permet aussi de mieux discriminer l'effet du revêtement de l'outil. Globalement, l'outil avec la faible acuité d'arête (A4BX) génère les valeurs de rugosité les plus fortes. L'outil non revêtu

(H10F) qui possède la forte acuité d'arête génère la rugosité de surface la plus faible. Ces constats sont en parfaite cohérence avec les résultats de l'analyse énergétique et les observations microscopiques. En effet, les extrémités des fibres non coupés sont les principales responsables de la hausse de rugosité par l'augmentation du taux d'irrégularité des profils topographiques comme déjà expliqué dans la **Section 2**.

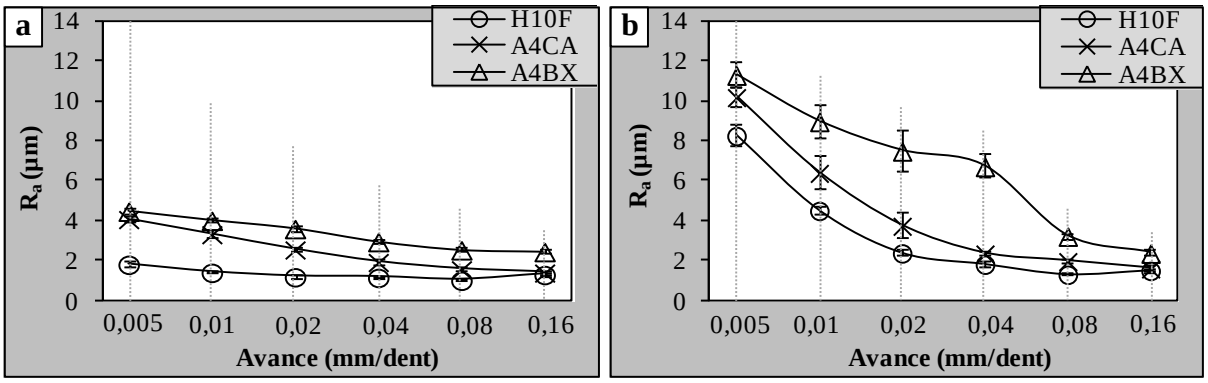

Figure 3.13 *: Moyenne arithmétique standard de rugosité des surfaces usinées par les trois outils étudiés. a) cas du fraisage en opposition. b) cas du fraisage en avalant*

3.2.2 Analyse multiéchelle de l'état de surface

Afin de déterminer les échelles d'analyse les plus pertinents qui permettent de mettre en évidence l'influence des paramètres étudiés, l'approche multiéchelle décrite dans la **Section 2.4.1** a été adoptée afin déterminer le niveau de rugosité sur différentes échelles.

La **Figure 3.14** représente les spectres multiéchelle de rugosité pour les différentes configurations étudiées. Les spectres sont tracés pour différentes valeurs de l'épaisseur du copeau enlevé "h_m" au lieu des valeurs de vitesse d'avance. L'épaisseur h_m est proportionnelle à l'avance de l'outil par la relation de **l'équation 3.7** :

$$h_m = f_z \times \sqrt{\frac{a_p}{\phi}} \qquad \textbf{(3.7)}$$

f_z est l'avance par dent, a_p est la profondeur de passe, ϕ est le diamètre de l'outil.

Globalement, L'amplitude moyenne de la rugosité dépend de l'échelle de mesure. Elle est à son minimum pour les échelles microscopiques et augmente en augmentant l'échelle d'analyse jusqu'à atteindre son maximum à l'échelle de 1 mm qui correspond à l'échelle de diamètre des fils de lin dans les échantillons agrocomposites étudiés. Les échelles qui permettent de bien discriminer l'effet de l'épaisseur du copeau sur le niveau de rugosité sont entre 50 µm et 1 mm. Ces échelles

pertinentes se situent entre la taille de la fibre technique et celle du fils de renfort. On peut conclure que les échelles pertinentes pour l'analyse correspondent à celles de la structure du renfort fibreux présent dans l'agrocomposite.

Sur ces échelles pertinentes, on constate que le niveau de rugosité se comporte de deux manières différentes suivant les valeurs de l'épaisseur du copeau h_m par rapport au rayon d'acuité de l'outil revêtu :

- Quand $h_m < r_\varepsilon$: On se place dans les conditions défavorables de coupe. La rugosité de surface est à ses niveaux maximums et décroit considérablement en augmentant l'épaisseur du copeau car on se rapproche des conditions favorables de coupe qui favorisent le cisaillement de la fibre végétale et ainsi réduire les extrémités des fibres non coupées.
- Quand $h_m > r_\varepsilon$: On atteint les conditions favorables de coupe. L'effet de l'épaisseur du copeau devient insignifiant et la rugosité de surface atteint ses niveaux minimums.

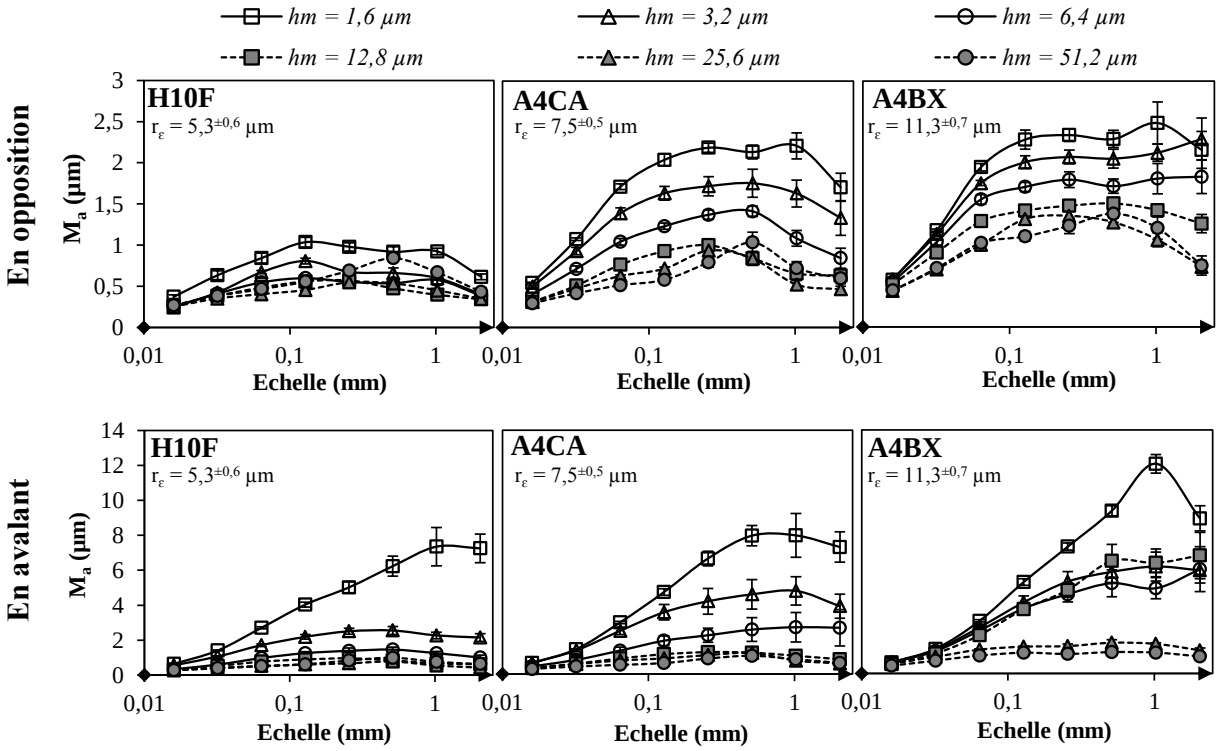

Figure 3.14 *: Spectres multiéchelle de rugosité des surfaces usinées avec les trois outils de coupe étudiés dans les deux cas de fraisage*

3.3 Etude des défauts induits par le procédé de détourage

3.3.1 Décohésion périphérique fibre/matrice : peluchage

Le peluchage est parmi les principaux défauts induits par usinage dans l'industrie des matériaux composite. Ce défaut est dû à une décohésion entre les fibres et la matrice, plus spécialement dans les couches présentes aux bords de la pièce composite. Ce phénomène empêchera les fibres présentes aux bords de se couper complètement et vont rester sur la périphérie de la surface tout en étant dirigées vers l'extérieur comme le montre la **Figure 3.15**. On distingue le peluchage à l'entrée (Δy) et à la sortie (Δx) de l'arête de coupe (**Figure 3.15(b)**) puisque cette dernière est hélicoïdale avec un angle d'hélice (i.e. engagement progressif de l'arête dans la matière). Ces deux paramètres ont été mesurés sur l'image obtenue par microscope optique de la **Figure 3.15(b)**.

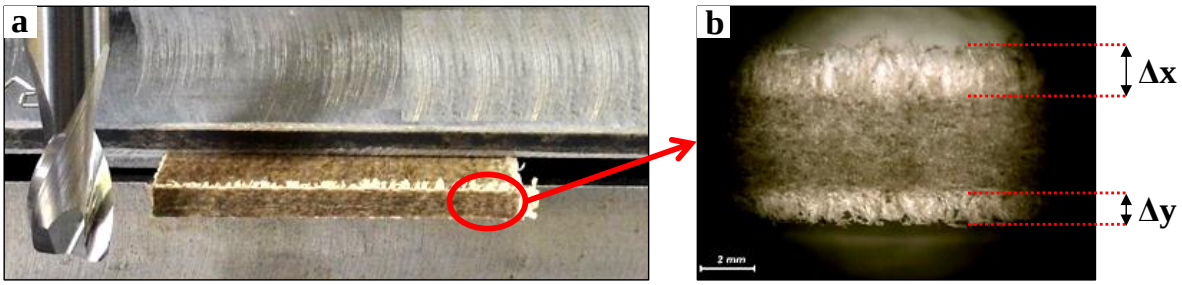

Figure 3.15 *: a) peluchage sur la périphérie de la surface après le procédé de détourage. b) Image par microscope optique pour le calcul du peluchage à l'entrée (Δy) et à la sortie (Δx) de l'arête de coupe*

La **Figure 3.16** montre que le défaut par peluchage est plus apparent à la sortie de l'arête de coupe. Le fraisage en avalant génère plus de défaut par peluchage que le fraisage en opposition. L'effet du rayon d'acuité sur ce défaut d'usinage est plus apparent dans la configuration de fraisage en opposition où l'outil avec la plus faible acuité (A4BX) génère le plus important défaut par peluchage. L'outil H10F sans revêtement (la plus forte acuité) cause le moins de défauts de peluchage.

Le défaut de peluchage peut aussi être expliqué par le maintien de la fibre végétale au sein de l'agrocomposite comme dans la **Section 3.1**. Les fibres présentes sur les couches périphériques de la pièce agrocomposites n'ont pas suffisamment de maintien durant l'opération de détourage et auront donc une tendance à se déformer plus que les fibres présentes dans les couches intérieures de la pièce. De plus, l'augmentation du rayon d'acuité affaiblie le mécanisme de cisaillement de la fibre et donc participe aussi à la déformation de fibres et leur décohésion de la matrice. Ceci provoque un taux considérable de défauts par peluchage.

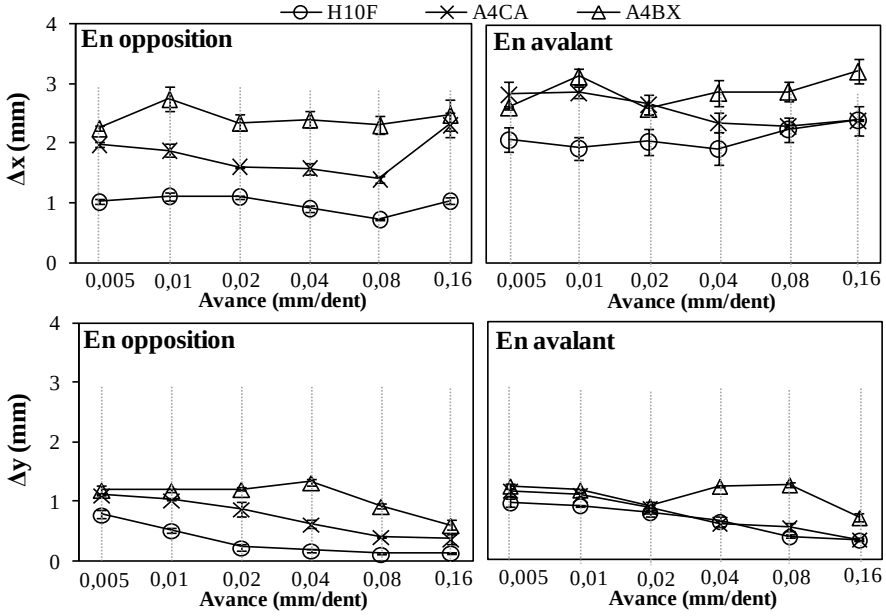

Figure 3.16 *: Longueur de défaut de peluchage à l'entrée (Δy) et à la sortie (Δx) de l'arête de coupe sur les surfaces usinées avec les trois outils étudiés pour les deux configurations de fraisage.*

3.3.2 Usure de l'outil

Les fibres végétales sont connues par leur caractère peu abrasif par rapport aux fibres synthétiques de verre et de carbone. Pour ces raisons, il n'y avait pas d'usure observée après les essais de détourage. Afin de caractériser l'usure des outils en fonction des revêtements lors de l'usinage des agrocomposites, les outils en question ont subi une opération d'usure accélérée en par procédé de détourage sur des échantillons d'agrocomposites en fibres de lin UD et matrice PP. Ces essais d'usure sont des essais cycliques de détourage sur une longueur de coupe de 200 mm à 100 m/min de vitesse de rotation et 32 mm/min de vitesse d'avance. Pour chaque outil, 50 cycles consécutifs ont été réalisés pour que chaque test d'usure dure approximativement 5 heures. Après les tests d'usure, les arêtes de coupe ont été observées par MEB afin de comparer avec l'état initial et les rayons d'acuité ont été mesurés de la même manière qu'à l'état initial avec le profilomètre 2D.

La caractérisation des arêtes de coupe des outils après les essais d'usure montre que les outils revêtus (A4CA et A4BX) ne présentent pas de signe d'usure. Seul l'outil non revêtu (H10F) montre des traces d'usure au niveau du sommet de l'arête de coupe comme le montre la **Figure 3.17**. L'usure se manifeste, en effet, sous forme d'enlèvement de matière sur le sommet de l'arête mais aucune modification de la structure surfacique de la face n'est observée. Ceci peut s'expliquer par les endommagements mécaniques (endommagements sub-surfaciques,

microfissures, ...) induites par le procédé de fabrication des outils, notamment le procédé d'affûtage des arêtes de coupe qui peut induire des microfissures ainsi que des contraintes résiduelles au niveau de la région ciblée de l'arête (i.e. son sommet). Ces défauts de fabrication rendent l'arête de coupe sensible aux sollicitations de contact avec la matière à usiner lors du procédé de détourage. L'ajout d'un revêtement dur va certainement protéger ces arêtes de coupe contre ces sollicitations.

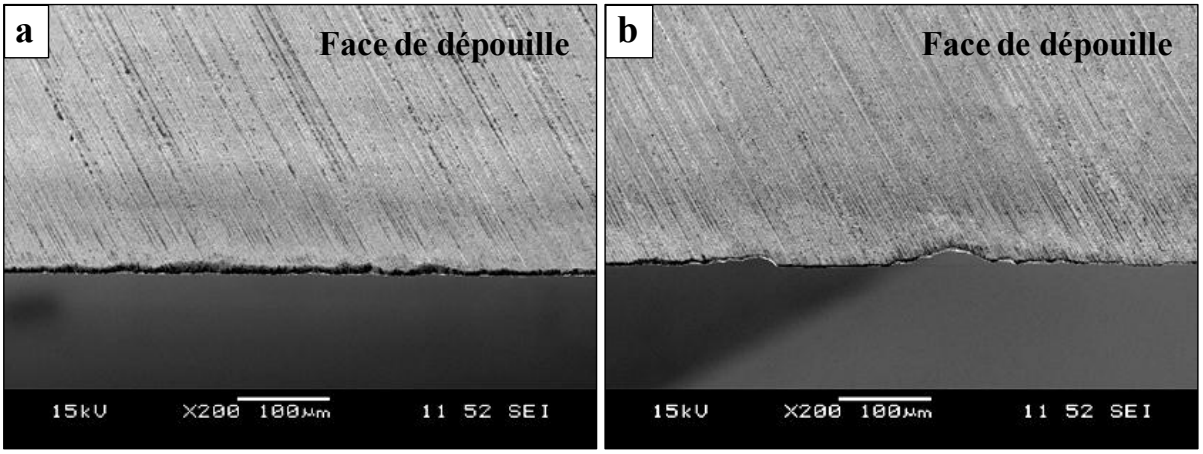

Figure 3.17 *: Images MEB de l'arête de coupe de l'outil non revêtu H10F a) avant le test d'usure et b) après le test d'usure*

La **Figure 3.18** montre que, effectivement, l'endommagement de l'arête de coupe après les tests d'usure ne se manifeste que sur l'outil non revêtu. Le rayon d'acuité de l'outil non revêtu H10F augmente considérablement après le test d'usure tandis que le rayon d'acuité des deux autres outils est similaire à celui avant les tests d'usure. Ce phénomène d'usure par réduction de l'acuité d'arête est très important à prendre en compte dans le cas de l'usinage des agrocomposites. En effet, il a été démontré tout au long de cette partie que l'augmentation du rayon d'acuité affecte considérablement l'état de la surface usinée en réduisant l'efficacité de cisaillement des fibres végétales. L'outil non revêtu, qui présente une bonne acuité d'arête à l'état initial (i.e. outil neuf) et génère un cisaillement efficace des fibres végétales lors de l'usinage, perdra son acuité après l'usure par augmentation du rayon de l'arête de coupe. Ceci va réduire la capacité de l'outil en question à cisailler les fibres et l'état des surfaces usinées générées par un outil non revêtu vont devenir similaire à celles générées par un outil revêtu.

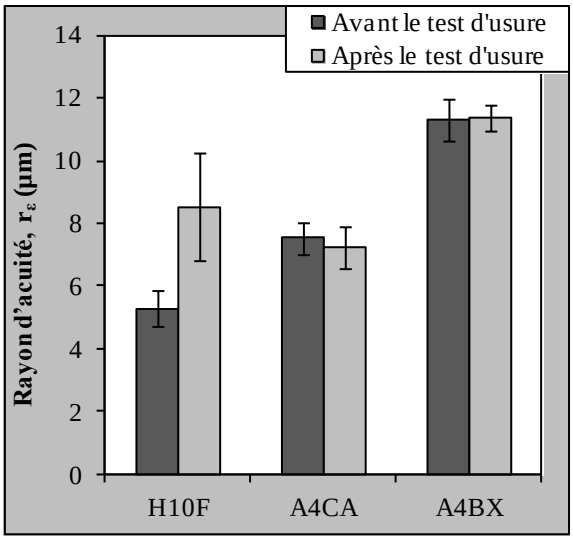

Figure 3.18 *: Comparaison du rayon d'acuité pour les trois outils étudiés avant et après le test d'usure*

4 Effet de l'angle d'hélice de l'outil sur l'usinabilité des agrocomposites à fibres longues bidirectionnelles

Pour cette partie de l'étude, Les agrocomposites à fibres longue tissées de lin bidirectionnelles ont été testés lors du procédé de détourage avec les trois fraises à différents angles d'hélice présentées dans le **Chapitre 2**. Comme pour la **Section 3**, la vitesse de coupe a été fixée à 100 m/min et la profondeur de passe a été fixée à 1 mm. La vitesse d'avance de l'outil a été variée afin de tester 5 valeurs [0.08; 0.12; 0.16; 0.2 et 0.24 mm/dent]. En se basant sur les résultats de la **Section 3**, c'est la configuration de coupe de fraisage en opposition qui a été adoptée dans cette partie.

4.1 Qualité microscopique des surface usinées

La **Figure 3.19** montre que l'état microscopique des surfaces usinées est divisé en deux zones qui correspondent à l'orientation de la fibre au sein de la pièce agrocomposite. La zone correspondante aux fils de trame (ZTR) génère des fortes irrégularités quant à la coupe des fibres élémentaires. En effet, sur toute les configurations de coupe, on retrouve des fibres cisaillées, d'autres arrachées et d'autres détachées qui laissent des cavités vides sur la surface usinée. Ceci est dû au tribo-contact entre l'arête de coupe et le faisceau de fibres concerné. En effet, le comportement de la fibre au contact avec l'arête de coupe est dépendant de son positionnement par rapport à cette dernière comme schématisé dans la **Figure 3.20**. Elle peut être soit cisaillée, soit arrachée ou détaché selon ce positionnement. L'arrachement des fibres est aussi dû à la flexibilité transversale des fibres qui favorise leur déformation au contact avec l'arête de coupe. Le détachement de fibres, quant à lui, est dû en partie à la faible adhésion entre les fibres végétales et la matrice polymère démontrée dans le **Chapitre 1**. Ceci explique le comportement aléatoire des fibres lors de la coupe dans cette zone.

En ce concerne la zone de fibres de chaine (ZCH), on remarque une différence sur l'aspect microscopique des fibres coupées à la surface usinée (**Figure 3.19**). Pour une arête de coupe droite (H=0°), les fibres sont plutôt bien cisaillées qu'on arrive à apercevoir la section des fibres. Plus on augmente l'angle d'hélice, plus on aperçoit des extrémités non coupées des fibres qui restent penchées sur la surface usinée. Ceci veut dire que l'augmentation de l'angle d'hélice affaiblie le mécanisme de cisaillement des fibres végétales et favorise la déformation de ces dernières lors du contact avec l'outil de coupe.

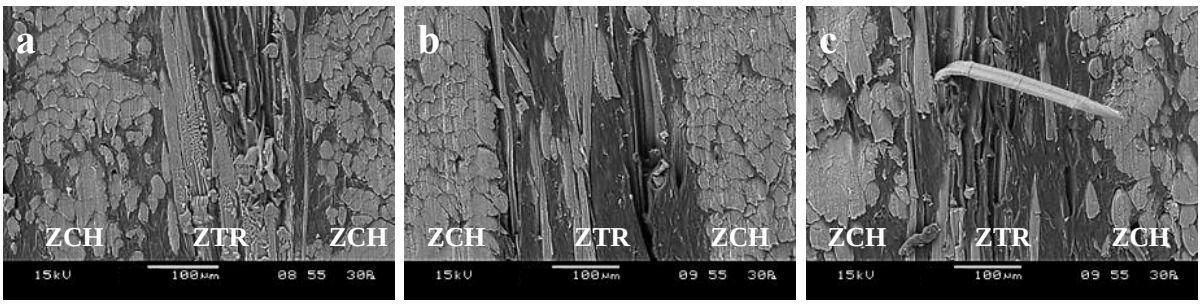

Figure 3.19 *: Images MEB des surfaces usinées avec les différents angles d'hélices. a) H=0°; b) H=20° et c) H=40°*

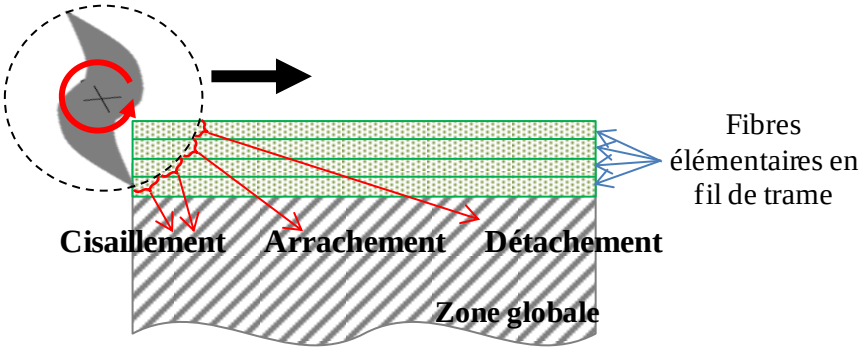

Figure 3.20 *: Schématisation du comportement des fibres de trame suivant le positionnement du contact avec l'arête de coupe*

4.2 Analyse des efforts de coupe

Afin de comprendre des effets observés microscopiquement de l'angle d'hélice, les efforts de coupe mesurés pour chaque configuration de coupe ont été tracés. La **Figure 3.21** représente l'évolution des trois composantes de l'effort générées lors de la coupe. F_x est l'effort radial à la fraise, F_y est l'effort dans le sens de l'avance et F_z est l'effort axial.

La **Figure 3.21** montre que l'angle d'hélice n'affecte pas significativement l'effort radial F_x. En revanche, l'augmentation de l'angle d'hélice diminuera l'effort tangentiel de coupe F_y et augmentera l'effort axial F_z. En effet, Une augmentation de l'angle d'hélice réorientera le vecteur de la résultante de l'effort surfacique F_r (dans le plan de la surface usinée) vers l'axe Z comme schématisé dans la **Figure 3.22**.

Les efforts de coupe élevés dans le cas d'une arête de coupe droite (H=0°) résultent d'un engagement brutal de l'arête dans la matière (**Figure 3.22(a)**). Ceci augmente la rigidité de contact outil/matière et participe à un cisaillement efficace des fibres végétales comme observé dans la **Section 4.1**. En augmentant l'angle d'hélice de l'outil, l'engagement de l'arête de coupe dans la matière sera progressif (**Figure 3.22(b)**) et ceci diminuera la rigidité de contact et permettra à la

fibre végétale de se déformer lors du processus de coupe. Ceci empêchera un cisaillement efficace des fibres végétales et générera les extrémités des fibres non coupées.

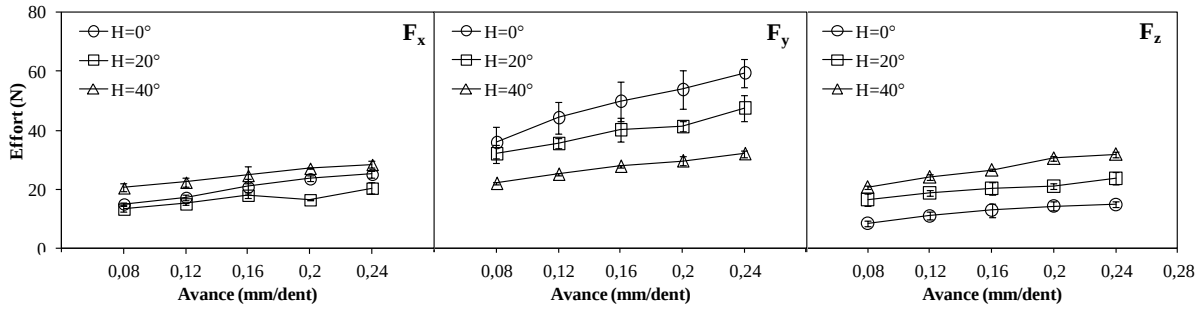

Figure 3.21 *: Efforts de coupe générés lors du procédé de détourage avec les trois outils étudiés*

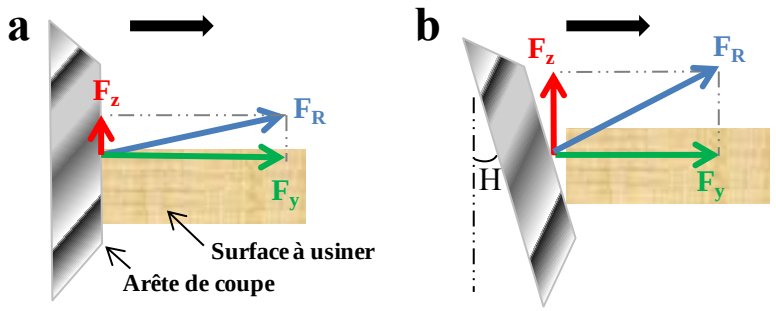

Figure 3.22 *: Schématisation de l'effet de l'angle d'hélice sur les composantes des efforts et sur l'engagement de l'arête de coupe dans la matière. a) H=0 et b) H>0*

4.3 Effet de l'angle d'hélice sur le frottement outil/matière

Le frottement est un phénomène important à prendre en compte lors des opérations d'usinage. Son effet est inhérent sur les mécanismes de coupe, la qualité finale de la surface et l'usure de l'outil de coupe. On propose, dans cette partie, l'évaluation du frottement durant l'usinage en fonction de l'angle d'hélice. Pour cela, on calcule le coefficient de frottement apparent (μ_{app}) par le biais des efforts de coupe mesurés comme le montre la **Figure 3.23(a)**.

La **Figure 3.23(b)** montre que le coefficient de frottement apparent est à son maximum pour l'outil à angle d'hélice nul et décroit considérablement en augmentant l'angle d'hélice. Cette chute du coefficient de frottement peut être expliquée par les composantes du coefficient de frottement apparent et qui sont liées à des mécanismes spécifiques. En effet, le μ_{app} est un concept global. Il peut être décomposé, dans le cas des agrocomposites en trois composantes principales comme le montre **l'équation 3.8**.

$$\mu_{app} = \mu_{sh} + \mu_{df} + \mu_{ad} \quad \textbf{(3.8)}$$

μ_{sh} est la composante de cisaillement, μ_{df} est la composante de déformation et μ_{ad} est la composante d'adhésion.

En augmentant l'angle d'hélice, le cisaillement des fibres perd de l'efficacité (**Section 4.2**). Ceci diminuera la composante de cisaillement μ_{sh}. De plus, le mauvais cisaillement des fibres entrainera des extrémités des fibres non coupées qui resteront penchées sur la surface usinée. Ces extrémités des fibres vont réduire le contact de la face de dépouille de l'outil avec la matrice polymère et augmenter, en conséquence, le contact de cette face avec les fibres végétales. Et puisque le contact avec la matrice polymère engendre de forts coefficients d'adhésion et de déformation [80,81] et le contact avec les fibres végétales est connu comme non abrasif [61,82,83], alors les deux composantes μ_{df} et μ_{ad} vont aussi diminuer en augmentant l'angle d'hélice car ces extrémités non coupées des fibres végétales vont jouer le rôle d'un troisième corps lubrifiant.

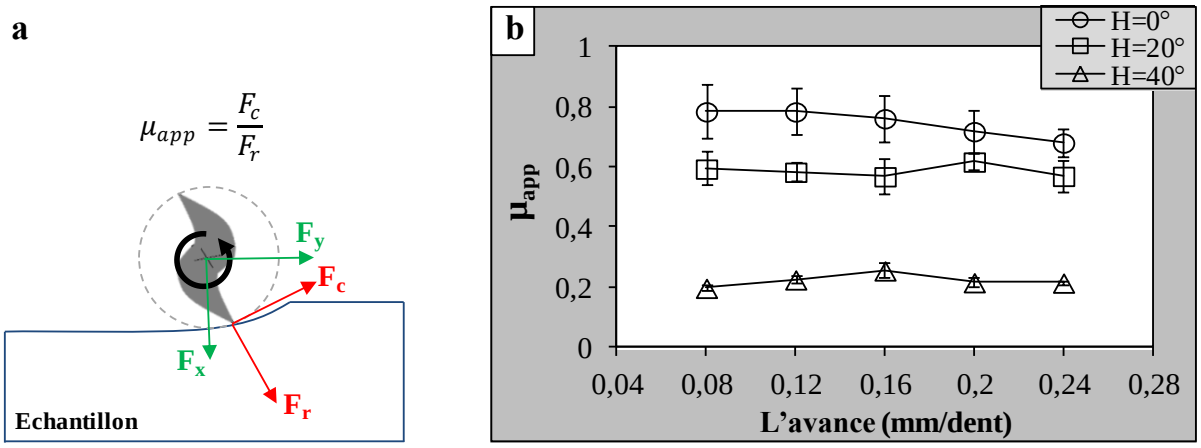

Figure 3.23 *: a) Calcul du coefficient de frottement apparent. b) Evolution du coefficient de frottement apparent pour les trois outils étudiés*

4.4 Analyse standard de l'état des surfaces usinées

Contrairement aux études précédentes, les fibres présentes dans le renfort sont bidirectionnelles. Pour évaluer l'état topographique des surfaces usinées, il est plus judicieux de mesurer un profil surfacique au lieu d'un profil linéique afin de prendre en compte les deux orientations. C'est pour cette raison que la mesure de la topographie des surfaces a été effectuée dans cette partie par l'interféromètre à lumière blanche au lieu du profilomètre.

La **Figure 3.24(b)** permet de bien différencier les deux zones des fibres de chaine (ZCH) et des fibres de trame (ZTR) puisque la topographie est différente dans les deux zones. La zone ZTR

présente plus de dispersion à cause du comportement aléatoire des fibres lors de la coupe comme expliqué dans la **Section 4.1**.

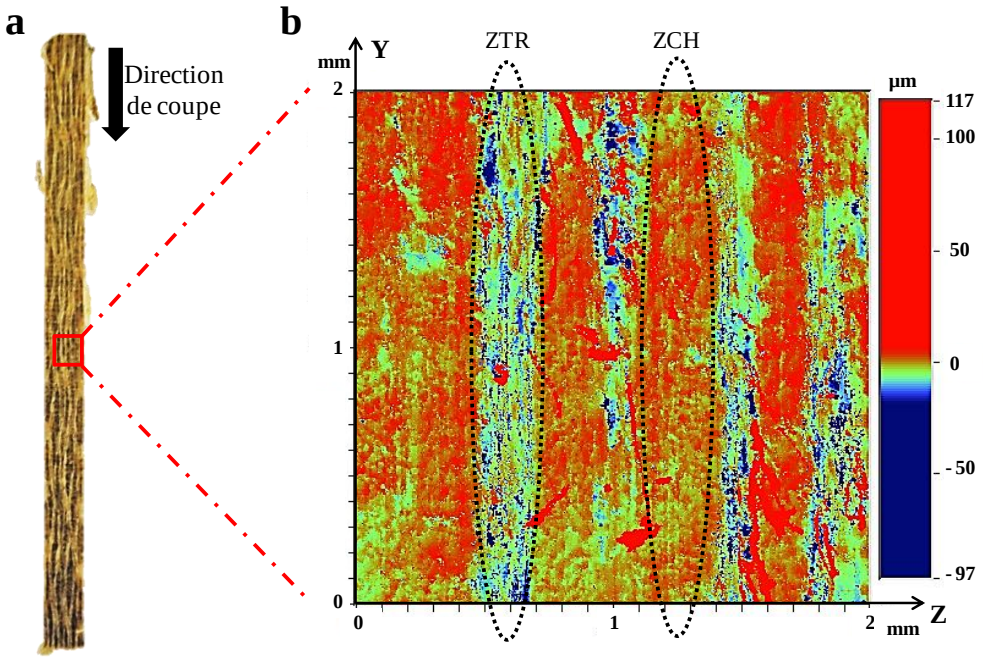

Figure 3.24 *: a) Surface complète de l'échantillon agrocomposite après usinage. b) Image topographique typique obtenue par interféromètre*

A partir des images topographiques de la **Figure 3.24(b)**, la moyenne arithmétique standard "Ra" de rugosité a été extraite séparément le long des profils de la zone ZTR et ZCH respectivement. La **Figure 3.25** présente l'évolution du "Ra" dans ces deux zones caractéristiques en fonction de l'avance de l'outil pour les différents angles d'hélice.

La **Figure 3.25** montre que, globalement, la rugosité de surface augmente légèrement avec l'augmentation de la vitesse d'avance. Le niveau de rugosité est beaucoup plus élevé dans la zone ZTR que dans la zone ZCH. Sur la zone ZCH, la rugosité de surface augmente légèrement avec l'augmentation de l'angle d'hélice. Sur la zone ZTR, le comportement aléatoire des fibres lors de la coupe se manifeste dans le Ra mesuré. Aucune différence dans le Ra mesuré dans les surfaces générées par les trois outils à part le cas des grandes vitesses d'avance où l'outil à angle d'hélice nul génère moins de rugosité de surface.

L'analyse standard de rugosité de surface montre encore une fois que cette dernière est due essentiellement aux extrémités non coupées des fibres dans le cas des agrocomposites.

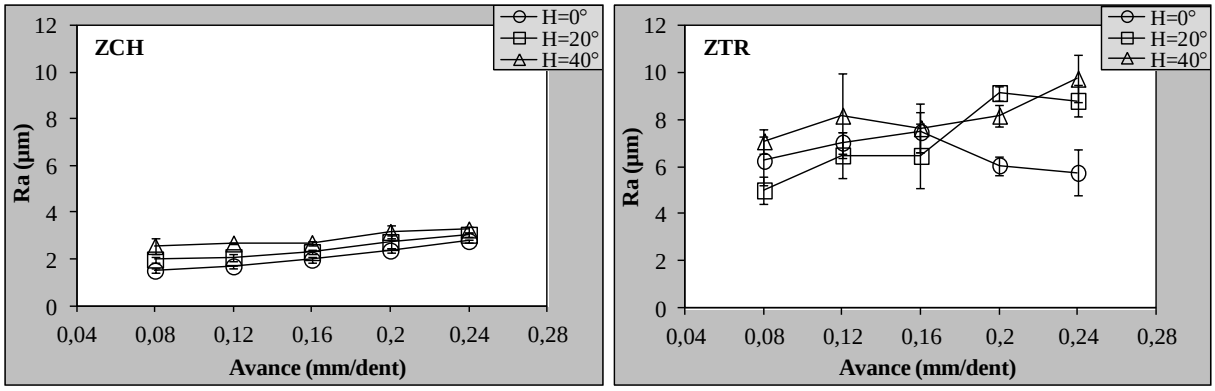

Figure 3.25 *: Moyenne arithmétique de rugosité des surfaces usinées sur la zone des fibres de chaine (ZCH) et la zone des fibres de trame (ZTR)*

4.5 Analyse multiéchelle de l'état des surfaces usinées

Dans cette partie, les profils topographiques récupérés dans la **Section 4.4** ont été traités à l'aide de l'approche multiéchelle 2D par transformé en ondelettes continue (CWT) [84–86]. Le principe de cette approche est similaire à celui de la DWT décrit dans la **Section 2.4.1**. En revanche, CWT permet d'avoir la moyenne arithmétique de la rugosité de surface "Ma" sur toute la gamme des échelles de décomposition d'une manière continue. Ceci donnera plus d'informations par rapport à l'effet de l'échelle d'analyse dans les spectres multiéchelle obtenus. L'approche CWT a été choisie dans cette partie pour ne pas perdre des informations par discrétisation de la méthode DWT à cause des irrégularités présentes dans la zone ZTR. L'approche CWT a été appliquée sur des profils longitudinaux dans la direction de la coupe (parallèlement aux zones d'orientation des fibres) et sur des profils transversaux (perpendiculairement aux zones d'orientation des fibres).

La **Figure 3.26** montre que pour les deux directions d'analyse, la rugosité est à son minimum sur les échelles microscopique et augmente progressivement jusqu'à atteindre les échelles mesoscopique où la rugosité va augmenter fortement jusqu'à atteindre sa valeur max à l'échelle i=500µm. La rugosité correspondante aux surfaces générées par l'outil à angle d'hélice nul est bien discriminée sur toute la gamme des échelles. Entre la rugosité générée par la fraise à H=20° et celle par la fraise à H=40°, la discrimination est bien évidente entre l'échelle i=50µm et i=1mm. Ceci correspond, comme pour les résultats de la **Section 3.2.2**, aux échelles entre la fibre technique et le fils de fibres. Pour les profils transversales (**Figure 3.26(b)**), on remarque une convergence des trois courbes vers un pic quasi identique à l'échelle i=500µm. Les échelles entre i=300µm et i=700µm correspondent alors aux échelles où se manifestent les irrégularités dues à la zone ZTR.

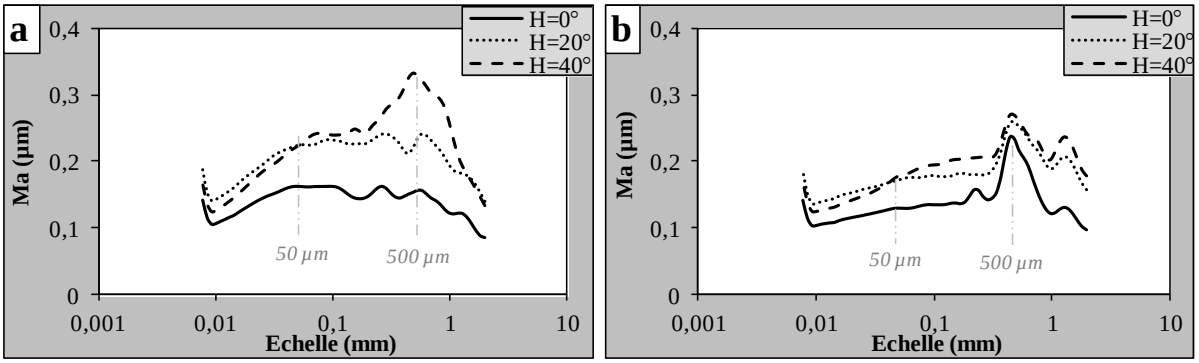

Figure 3.26 *: Spectre multiéchelle de la topographie des surfaces usinées par les outils étudiés. a) dans la direction longitudinale. b) dans la direction transversale*

4.6 Effet de l'angle d'hélice sur les zones de décohésion périphérique (peluchage)

Les zones de peluchage ont été mesurées d'une manière identique à celle de la **Section 3.3.1**. La **Figure 3.27** illustre l'évolution des longueurs de peluchage à l'entrée (Δy) et à la sortie (Δx) de l'arête de coupe. Globalement, les longueurs de peluchage diminuent légèrement avec l'augmentation de l'avance de l'outil. Pour le peluchage à l'entrée, il diminue significativement en augmentant l'angle d'hélice de l'outil jusqu'à devenir quasi-nul pour l'angle d'hélice H=40°. En revanche, l'augmentation de l'angle d'hélice augmente la longueur de peluchage à la sortie de l'arête de coupe. En effet, l'augmentation de l'angle d'hélice renforce le maintien des fibres qui sont au voisinage de l'entrée de l'arête de coupe par le biais de cette dernière comme schématisé précédemment dans la **Figure 3.22(b)**. Les fibres qui sont au voisinage de la sortie de l'arête de coupe auront moins de maintien, surtout que l'augmentation de l'angle d'hélice va les rediriger vers la direction axiale.

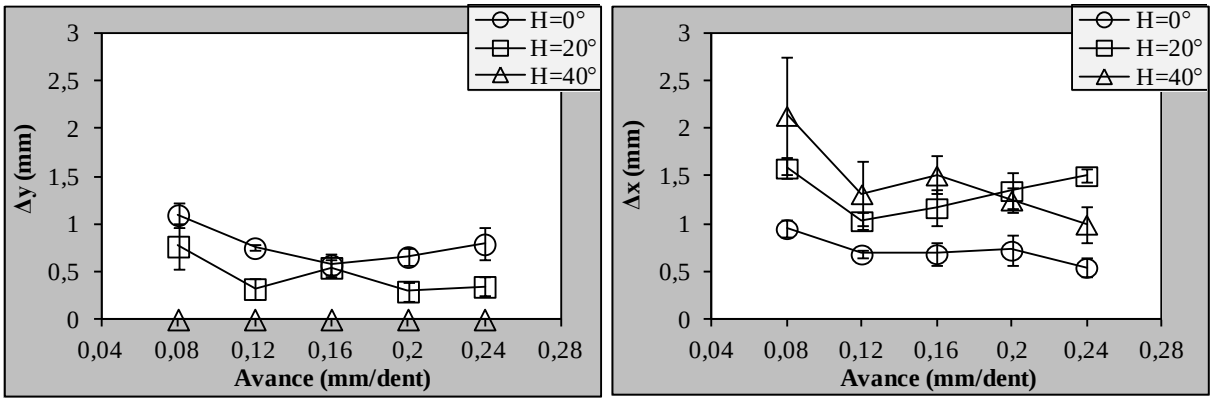

Figure 3.27 *: Evolution de la longueur de peluchage à l'entrée (Δy) et à la sortie (Δx) de l'arête de coupe pour les trois angles d'hélice étudiés*

5 Conclusions

A partir de ces études paramétriques, on peut conclure que l'usinabilité des agrocomposites est fortement sensible à la variation des paramètres matériau/process ainsi qu'à la configuration de coupe. Ceci est dû à la structure cellulosique multiéchelle des fibres végétales, largement différente des fibres synthétiques, qui les rend très sensibles à l'échelle de contact outil/matière.

L'analyse multiéchelle par transformé en ondelette a été utilisée pour étudier l'usinabilité des agrocomposites. Cette approche a montré que les échelles pertinentes pour évaluer l'effet des paramètres matériaux/process sont celles qui correspondent à la taille de la structure du renfort fibreux présent dans l'agrocomposite. Sur ces échelles pertinentes, on identifie des critères mécaniques et géométriques pour qualifier l'usinabilité des agrocomposites et ainsi la qualité des surfaces usinées. Ces critères, qui sont indépendants du caractère naturel des fibres végétales, permettent une qualification efficace de l'usinabilité des agrocomposites en s'affranchissant de la variabilité des propriétés des fibres végétales.

Les contacts mécanique et tribologique de coupe sont alors différents d'un point de vue multiéchelle puisque les éléments en contact sur chaque échelle n'ont pas les mêmes comportements. En effet, si l'on se réfère à la structure des fibres végétales, on peut distinguer trois échelles caractéristiques de contact de coupe :

- Echelle microscopique : entre l'arête de coupe et la fibre élémentaire.
- Echelle mesoscopique : entre l'arête de coupe et le faisceau des fibres.
- Echelle macroscopique : entre l'arête de coupe et le mélange fibres/matrice.

Ainsi, le **Chapitre 4** expose une analyse tribo-mécanique des phénomènes physiques de coupe en sollicitant le matériau agrocomposite sur ces différentes échelles caractéristiques de contact.

Chapitre 4

Analyse des mécanismes élémentaires de coupe des agrocomposites par approche tribo-mécanique multiéchelle

1 Introduction

Afin de relier le comportement spécifique des fibres végétales, démontré dans le **Chapitre 3**, aux mécanismes élémentaires de coupe lors de l'usinage d'un agrocomposite, des essais mécaniques de traction et de cisaillement ont été réalisés sur une structure agrocomposite en fibres de lin unidirectionnelles et matrice polypropylène couramment utilisée en industrie. L'objectif est d'évaluer le comportement mécanique lors des sollicitations qui peuvent s'apparenter à celles du contact de coupe outil/matière. Ensuite, le procédé 2D de coupe orthogonale a été réalisé sur le même matériau pour déterminer la nature de formation de copeau à différentes conditions de coupe. L'état des surfaces ainsi générées par ces opérations a été étudié par microscopie électronique à balayage et par mesure de la topographie des surfaces usinées.

La seconde partie de ce chapitre a été consacrée à une étude fine des comportements mécanique et tribologique des agrocomposites sur les échelles pertinentes du renfort fibreux. Ce travail est réalisé en sollicitant le matériau par nanoindentation et scratch test à différentes échelles afin de déterminer, suivant l'échelle de contact outil/matière, la réponse tribo-mécanique du matériau et ainsi l'origine des mécanismes de coupe des agrocomposites.

2 Caractérisation mécanique des agrocomposites à fibres unidirectionnelles de lin

Afin de caractériser mécaniquement le matériau avant les opérations de coupe orthogonale, des essais de traction et de cisaillement ont été réalisés sur des éprouvettes du même matériau afin de caractériser l'interdépendance qui peut exister entre les performances mécaniques du matériau et son comportement lors de la coupe. Le protocole expérimental pour ces essais a été décrit dans le **Chapitre 2**. Les essais de traction et de cisaillement Iosipescu sont réalisés avec différentes vitesses de déformation.

La **Figure 4.1** représente les comportements typiques en traction pure et en cisaillement des éprouvettes agrocomposites à fibres de lin unidirectionnelles pour trois différentes vitesses de déformation. Le comportement en traction révèle 2 parties linéaires (**Figure 4.1(a)**). La première partie correspond à la contribution du renforcement fibreux ainsi que la liaison matricielle de la résine polypropylène. En atteignant une valeur de contrainte de 30 MPa (i.e. la contrainte max de la matrice PP), le comportement reste linéaire mais la pente de rigidité est réduite sur la seconde partie linéaire. Ceci est dû à la rupture de la liaison matricielle en atteignant sa contrainte maximale. Le comportement devient non linéaire vers une valeur de contrainte de 100 MPa. On obtient un comportement non linéaire plastique jusqu'à la rupture montrée en **Figure 4.2(a)**. Ainsi, les agrocomposites thermoplastiques à fibres de lin unidirectionnelles ont un comportement linéaire en traction avec une rupture ductile achevée sur une zone plastique. L'effet de la vitesse de déplacement est apparent uniquement sur la zone plastique en augmentant l'allongement à rupture.

Les courbes de cisaillement Iosipescu des agrocomposites thermoplastiques en lin unidirectionnelles présentent un comportement élastoplastique (**Figure 4.1(b)**). L'augmentation de la vitesse de déplacement augmente le module de cisaillement mais n'influence pas le comportement ductile du matériau. Il est important de mentionner qu'on n'arrivait pas à atteindre la rupture en cisaillement avec le dispositif Iosipescu. En effet, au cours du chargement, les fibres de lin suivent le mouvement de cisaillement et se déforment transversalement à cause de leur forte flexibilité transversale comme déjà expliqué dans le **Chapitre 3**. Cette déformation transversale des fibres causera des zones de délaminage entre les fibres et la matrice qu'on peut observer sur la zone de cisaillement (**Figure 4.2(b)**). Les fibres continuent à se déformer transversalement jusqu'à être sollicitées partiellement en traction. La rupture n'a pas eu lieu parce

que les limites du dispositif Iosipescu sont atteintes. Cependant, la rupture a eu lieu avec le même dispositif dans le cas des composites à fibres de verre et de carbone [65,87].

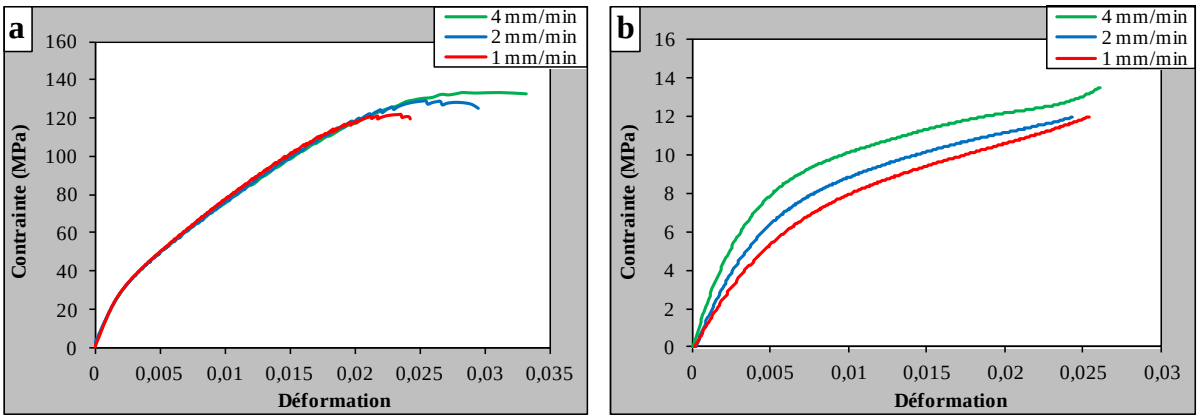

Figure 4.1 *: Courbes de comportement typiques des agrocomposites a fibres unidirectionnelles de lin sous différentes vitesses de déformation. a) Essais de traction pure. b) Essais de cisaillement Iosipescu.*

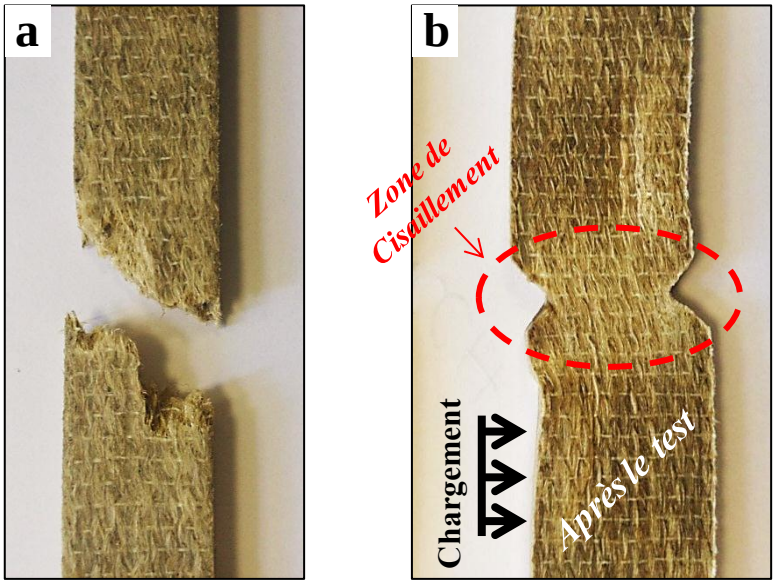

Figure 4.2 *: a) Eprouvette de traction après rupture. b) Eprouvette Iosipescu après le test de cisaillement.*

3 Etude de l'usinabilité des agrocomposites à fibres unidirectionnelles de lin par procédé fondamental de coupe orthogonale.

Les essais de coupe orthogonale ont été conduits sur l'étau-limeur avec les plaquettes de coupe présentées dans le **Chapitre 2**. La **Figure 4.3** montre le montage expérimental des essais. Un dynamomètre Kistler a été installé entre le système de bridage et la table de la machine afin de mesurer les efforts de coupe. Une caméra rapide (FASTCAM SA5 CCD) a été utilisée afin d'observer la formation du copeau avec une vitesse d'acquissions de 20000 images par seconde. Le **Tableau 4-1** récapitule les conditions des essais.

Tableau 4-1 *: Paramètres process utilisés pour les essais de coupe orthogonale*

Outils de coupe	Vitesse de coupe (m/min)	Profondeur de passe (µm)
	12	
A4F3	20	100
A4BQ	32	300
A4BS	50	500
	80	

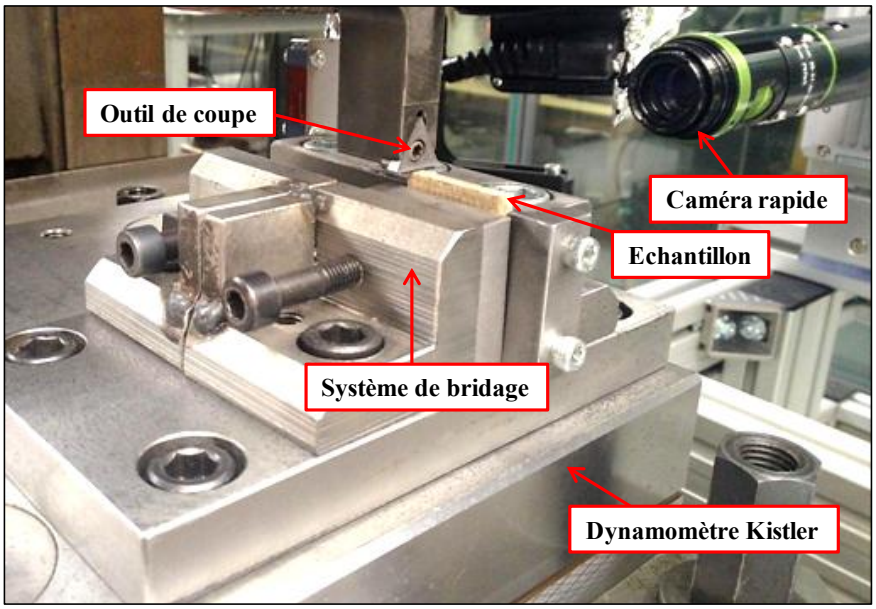

Figure 4.3 *: Montage expérimental des essais de la coupe orthogonale*

3.1 Mécanismes de formation de copeau des agrocomposites à fibres UD de lin.

Les images obtenues par la caméra rapide (**Figure 4.4**) montrent que, indépendamment de la vitesse de coupe et de la profondeur de passe, les agrocomposites à fibres UD de lin et matrice thermoplastique génèrent un copeau long et continu lors de l'opération de coupe. Ce constat est très important parce que les mécanismes de formation de copeau pour un agrocomposite sont alors différents de ceux des composites synthétiques de verre ou de carbone couramment utilisés en industrie. En effet, les composites synthétiques à fibres longues UD utilisés en industrie sont généralement à matrice thermodurcissable. L'enlèvement de matière dans le cas des composites synthétiques à matrice thermodurcissable est sous forme de fragments quand les fibres sont orientées perpendiculairement à la direction de coupe [88–90]. La surface de travail est, en effet, détruite lors de l'opération de coupe et des fissures sont formées au niveau des interfaces [91]. Cette différence de comportement, par rapport aux agrocomposites étudiés, est liée à la fois au type de renfort fibreux et à la nature de la matrice liante. D'une part, une matrice thermoplastique est plus ductile qu'une matrice thermodurcissable. D'autre part, une fibre végétale est plus flexible transversalement qu'une fibre synthétique de verre ou de carbone. Il existe alors des effets mutuels des deux constituants du composite qui rendent la coupe des agrocomposites plus ductile peu importe la configuration de coupe. Puisque ces effets sont indéniablement reliés au comportement mécanique de chaque constituant durant les sollicitations de coupe, on propose alors d'analyser la relation fonctionnelle entre la formation du copeau et le comportement mécanique de la structure du composite à l'échelle globale du matériau afin de prendre en compte l'interaction entre les effets mécaniques des constituants du composite.

Des précédents essais mécaniques de cisaillement Iosipescu sur des composites synthétiques à matrice thermodurcissable montrent un comportement linéaire fragile avec une initiation de fissure qui apparaît systématiquement et brutalement dans la zone de raccordement entre le rayon en fond d'entaille et une face de l'entaille [65,87]. Ceci peut expliquer les fissures brutales formées durant l'opération de coupe avec le copeau fragmenté dans le cas des composites synthétiques à matrice thermodurcissable.

Dans le cas des agrocomposites à fibres UD de lin et matrice thermoplastique, le comportement mécanique est complètement différent comme démontré dans la **Section 2**. Les agrocomposites à fibres UD de lin présentent, en effet, un comportement ductile en traction pure et en cisaillement. Lors des essais de cisaillement Iosipescu, dont les sollicitations mécaniques se rapprochent de celles de la coupe, le comportement ductile est accompagné par une déformation

transversale des fibres de lin qui suivent la déformation de la matrice thermoplastique. Malgré le délaminage observé dans la zone de cisaillement (**Figure 4.2(b)**), il n'y a aucune rupture ou fissure brutale des éprouvettes. La structure du matériau garde toujours un bon maintien entre les fibres et la matrice et ceci évite une décohésion fragile entre les fibres et la matrice. Par conséquence, durant la coupe des agrocomposites à fibres UD de lin et matrice thermoplastique, la cohésion entre les fibres et la matrice peut résister aux sollicitations de l'opération de coupe et le copeau généré sera alors continu.

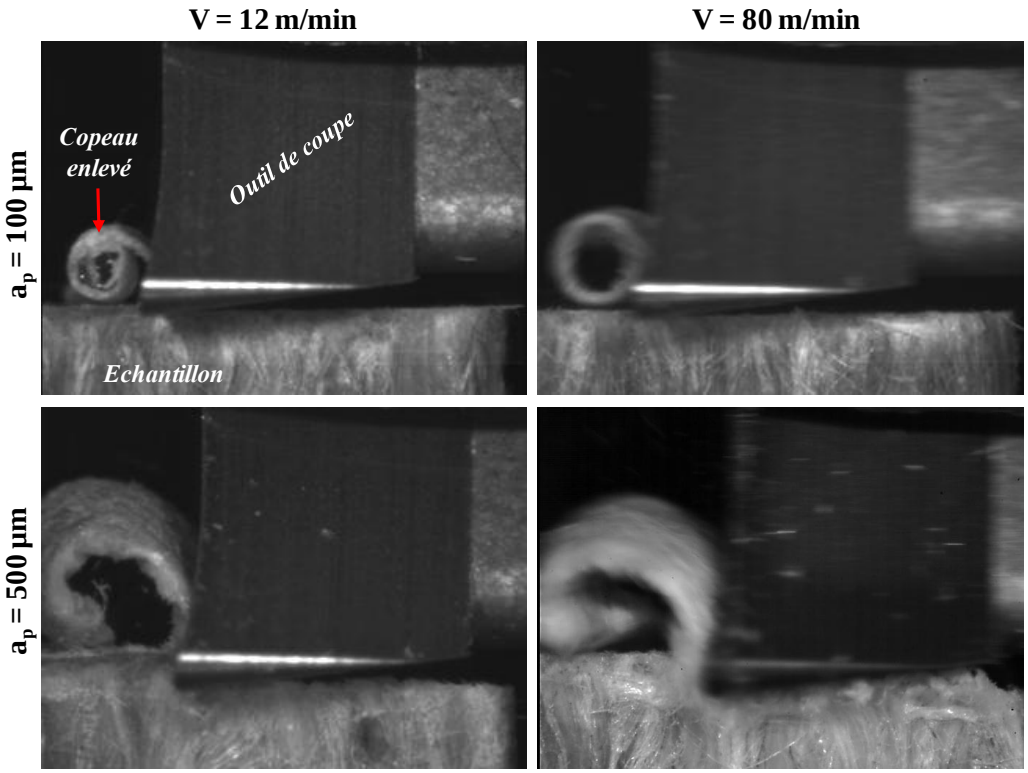

Figure 4.4 *: Images par caméra rapide de la formation du copeau pour différentes vitesses de coupe et profondeurs de passe*

3.2 Qualité microscopique des surfaces usinées

Figure 4.5 présente l'état typique des états de surfaces usinée obtenu par MEB pour une même vitesse de coupe de 80 m/min. Globalement, et comme pour le procédé de détourage investigué dans le **Chapitre 3**, les fibres de lin ne sont pas parfaitement bien coupées parce qu'il existe toujours des extrémités des fibres non coupées qui restent penchées sur la surface usinée. Ces extrémités augmentent en augmentant le rayon d'acuité de l'arête de coupe. L'augmentation de la profondeur de passe augmente non seulement les extrémités des fibres non coupées, mais aussi les zones de décohésion entre les fibres élémentaires de lin et la matrice polypropylène (PP).

Les extrémités non coupées des fibres végétales constituent un phénomène spécifique qui surgit lors de l'usinage d'un agrocomposite. Ceci est due à la flexibilité transversale de ces fibres et leur déformation lors du contact avec l'outil de coupe comme déjà expliqué dans le **Chapitre 3**, plus particulièrement quand le rayon d'acuité est élevé. Cette flexibilité transversale, associée à une augmentation de la profondeur de passe, favorisera la flexion des fibres lors du contact de coupe et ceci causera une décohésion entre les fibres et la matrice tout en affaiblissant la rigidité de contact outil/matière.

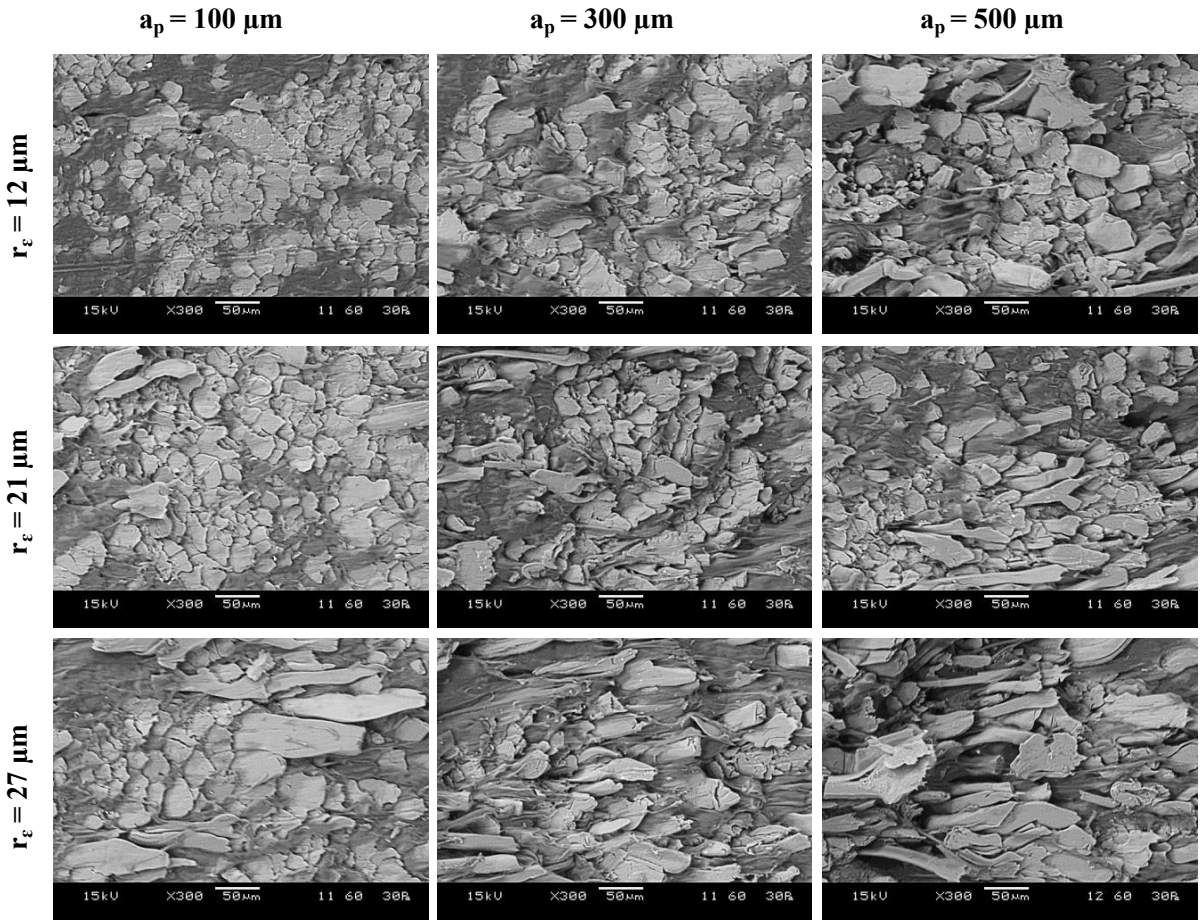

***Figure 4.5** : Images MEB de l'état microscopique des surfaces usinées pour les différents rayons d'acuité et les différentes vitesses de déformation*

3.3 Analyse énergétique des mécanismes de coupe

Le copeau obtenu dans le cas de la coupe orthogonale des agrocomposites étant continu, les lois de Merchants décrites dans le **Chapitre 2** peuvent être utilisées comme pour le cas des matériaux métalliques afin de calculer les différentes énergies propres à l'interaction outil matière lors de la coupe.

La première étape de l'étude énergétique est de calculer l'énergie spécifique totale de coupe U_t pour les différentes configurations de coupe comme le montre la **Figure 4.6**. Globalement, la profondeur de passe de 100µm génère la plus forte énergie spécifique. L'effet de la vitesse de coupe est insignifiant à l'exception de la configuration à forte acuité d'arête (r_ε=12µm) et faible profondeur de passe (100µm) où l'énergie spécifique augmente significativement à vitesse de coupe élevée. On remarque aussi une légère diminution de l'énergie en augmentant la profondeur de passe de 300µm à 500µm.

L'énergie spécifique de coupe est un indicateur de l'efficacité du cisaillement de la matière lors de la coupe. Cependant, le fait que l'énergie que l'énergie spécifique soit élevée pour une profondeur de passe de 100µm ne signifie pas que le cisaillement à cette configuration est le plus difficile. Cette forte augmentation de l'énergie est causée par une composante supplémentaire due aux vibrations induites à la fois par le dispositif d'étau-limeur et par l'engagement brutal de l'arête de coupe dans la matière comme démontré dans le **Chapitre 3**. L'augmentation de la profondeur de passe réduit ces vibrations par un meilleur maintien entre l'arête de coupe et l'échantillon.

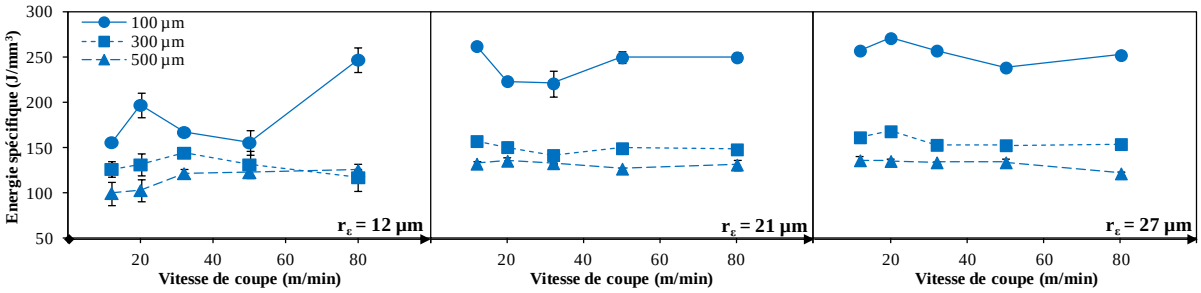

***Figure 4.6** : Energie spécifique totale de coupe à chaque profondeur de passe pour les différentes configurations*

Pour une meilleure compréhension des mécanismes, il est nécessaire de décomposer l'énergie afin de filtrer les vibrations et déterminer les deux composantes principales pour définir l'efficacité de processus de coupe, il s'agit de l'énergie de cisaillement "U_s" et l'énergie dissipé par frottement "U_f" comme décrit et expliqué dans la **Chapitre 2**.

La **Figure 4.7** montre que les valeurs des énergies de cisaillement et de frottement sont largement inférieures à celles de l'énergie totale. Ceci met en évidence la forte contribution des vibrations du système. Le comportement de l'énergie dissipée par frottement est quasiment le même que celui de l'énergie totale. Pour l'énergie de cisaillement, l'effet de la profondeur de passe n'est pas significatif pour une forte acuité d'arête (r_ε=12 µm). L'énergie de cisaillement de la faible profondeur de passe (a_p=100 µm) est discriminée par l'augmentation du rayon d'acuité et devient plus faible que les deux autres valeurs de la profondeur de passe. Il n'y a, en revanche, pas de

différence significative entre l'effet la profondeur de passe de 300 µm et celle de 500 µm. On remarque aussi l'effet insignifiant de la vitesse de coupe.

La diminution de l'énergie dissipée par frottement en augmentant la profondeur de passe est due aux extrémités des fibres non coupées qui restent penchées sur la surface. Ces extrémités deviennent plus importantes à des grandes profondeurs de passe et vont jouer le rôle d'un troisième corps lubrifiant comme expliqué dans le **Chapitre 3**.

En ce qui concerne le mécanisme de cisaillement, Le rayon d'acuité de 12 µm et inférieur (ou égale) au diamètre d'une fibre élémentaire (entre 10 et 20 µm). Dans cette configuration, le cisaillement des fibres ne dépend pas de la quantité de matière enlevée (i.e. profondeur de passe). Une fois que la valeur du rayon d'acuité dépasse celle des diamètres des fibres élémentaires, la profondeur de passe commence à avoir effet, plus particulièrement pour a_p=100 µm car cette valeur de profondeur de passe est équivalente au diamètre de la fibre technique (i.e. faisceau de fibres élémentaires). En effet, quand la profondeur de passe dépasse la valeur du diamètre de la fibre élémentaire, on retrouvera le phénomène de flexion de cette dernière durant le contact avec l'outil et le cisaillement devient ainsi plus difficile.

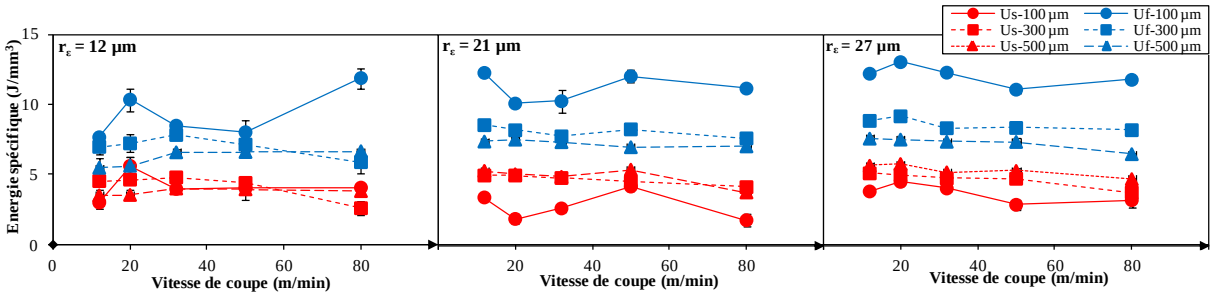

***Figure 4.7** : Energie dissipée par frottement (Uf) et énergie spécifique de cisaillement (Us) pour les différentes configurations de coupe.*

3.4 Analyse de la topographie des surfaces usinées

3.4.1 Approche standard

La **Figure 4.8** montre que, globalement, l'augmentation de la profondeur de passe augmente la rugosité de surface. Pour les fortes acuités d'arête (r_ε=12 µm), il n'y a pas d'effet significatif de la profondeur de passe pour les faibles vitesses de coupe. La rugosité de surface décroit significativement pour une faible profondeur de passe (a_p=100 µm) à fortes vitesse de coupe. L'impact de la profondeur de passe devient discriminant en augmentant le rayon d'acuité. Par contre, l'effet de la vitesse de coupe est négligeable. Ces résultats correspondent pratiquement au

comportement énergétique de cisaillement présenté dans la **Figure 4.7**. En effet, quand l'énergie de cisaillement est faible, les fibres de lin au sein de l'agrocomposite sont plus facilement coupées et ceci va réduire les extrémités non coupées des fibres sur la surface usinée. La rugosité de surface sera alors réduite.

En revanche, sur quelques configurations (i.e. coupe avec un rayon d'acuité r_ε=27 µm), la discrimination de l'effet de la profondeur de passe entre 100 µm et 300 µm n'est pas achevée. Ceci peut être dû à l'échelle globale de l'analyse standard (16.8 mm) qui prend en compte la distribution aléatoire des fibres techniques de lin. Ces derniers n'ont pas les mêmes tailles ni un emplacement régulier au sein de l'agrocomposite. Par conséquence, il est difficile d'obtenir une évaluation efficace et rigoureuse de la rugosité de surface usinée des agrocomposites sur une échelle standard macroscopique. Pour ces raisons, l'approche multiéchelle utilisée dans le **Chapitre 3** sera appliquée dans la section suivante pour évaluer l'état multiéchelle de la rugosité des surfaces usinées par procédé de coupe orthogonale.

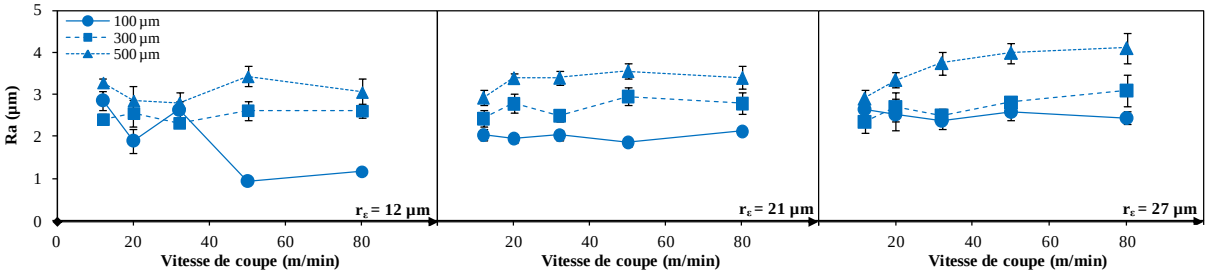

***Figure 4.8** : Rugosité standard des surfaces usinées à chaque profondeur de passe pour différentes configurations de coupe*

3.4.2 Approche multiéchelle

La **Figure 4.9** présente l'évolution des spectres multiéchelle à une vitesse V=20m/min pour les différentes valeurs des rayons d'acuité. Globalement, la rugosité augmente avec l'augmentation de l'échelle d'analyse. Contrairement à l'approche standard de la **Figure 4.8** qui ne montre pas d'influence de la profondeur de passe à faible vitesse de coupe pour une forte acuité d'arête (r_ε=12 µm), l'approche multiéchelle est capable de discriminer l'effet de la profondeur de passe sur les échelles mesoscopiques (entre 50 µm et 1 mm). Les échelles pertinentes, et comme pour le procédé de détourage, sont alors les échelles qui correspondent à la structure du renfort fibreux au sein de l'agrocomposite (de la fibre technique jusqu'au fil de fibres de lin). Sur ces échelles, il est bien évident que l'augmentation de la profondeur de passe augmente la rugosité des surfaces usinées. En revanche, on remarque que l'augmentation du rayon d'acuité réduit l'intervalle des

échelles pertinentes vers les échelles macroscopiques à cause de l'augmentation de l'air de contact outil/matière.

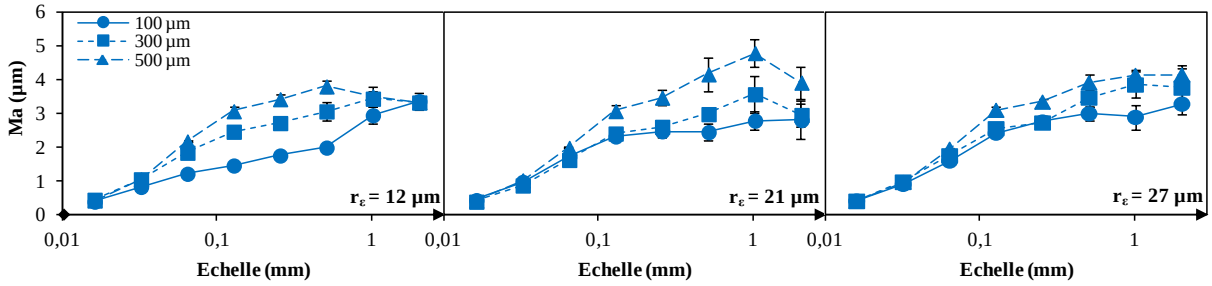

***Figure 4.9** : Spectres multiéchelle de rugosité des surfaces usinées à chaque profondeur de passe pour les différentes valeurs du rayon d'acuité*

La **Figure 4.10** montre l'effet de la vitesse de coupe sur les spectres multiéchelle de la rugosité des surfaces usinées pour un rayon d'acuité de 27 µm. Il est bien évident que l'augmentation de la vitesse élargie l'intervalle des échelles pertinentes pour la discrimination de l'effet de la profondeur de passe. Sur ces échelles pertinentes, les spectres multiéchelles montrent que l'effet de la vitesse de coupe sur la rugosité de surface est plus visible en faibles profondeurs de passe. L'augmentation de la vitesse de coupe diminue la rugosité de surface à l'exception de la profondeur de passe de 500 µm où l'effet de la vitesse n'est pas significatif.

L'effet de la vitesse de coupe sur la rugosité de surface se justifie par l'effet de la vitesse de déformation sur le comportement en cisaillement des agrocomposites à fibres unidirectionnelles de lin expliqué dans la **Section 2**. En effet, l'augmentation de la vitesse de déformation augmente le module de cisaillement et, par conséquence, la rigidité du cisaillement. Ceci permet, dans une configuration de coupe, d'augmenter la rigidité de contact qui offre, comme expliqué précédemment, un cisaillement efficace des fibres de lin au sein du composite.

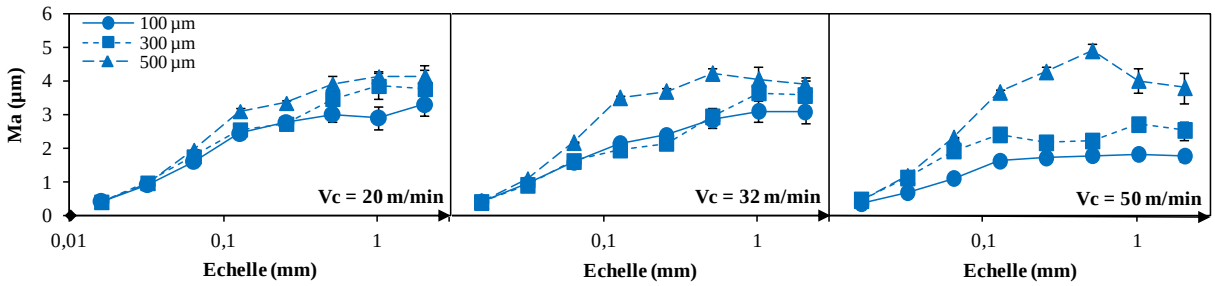

***Figure 4.10** : Spectres multiéchelle de rugosité des surfaces usinées à chaque profondeur de passe pour différentes valeurs de vitesse de coupe*

3.5 Contribution multiéchelle des paramètres process sur l'état des surfaces usinées des agrocomposites

Afin de quantifier la contribution des paramètres process étudiés sur l'amplitude moyenne des irrégularités de surface, une analyse statistique de variance ANOVA [62,92] sur l'influence des paramètres d'entrée a été réalisée sur la rugosité moyenne à chaque échelle de décomposition de l'approche multiéchelle. Cette analyse statistique a été effectuée par le logiciel de statistique (XLSTAT). Le pourcentage de contribution de chaque facteur "α", nommé "C_α" est calculé avec le test du critère de Fisher "F(α)" à la confiance du coefficient de corrélation R^2 [62,93] à l'aide de **l'équation 4.1**.

$$C_\alpha = \frac{F(\alpha)}{\sum_\alpha F(\alpha)} \times R^2 \qquad \textbf{(4.1)}$$

La **Figure 4.11** présente le pourcentage de contribution de chaque paramètre process sur l'amplitude moyenne de la rugosité à chaque échelle d'analyse obtenue par la décomposition multiéchelle. On peut remarquer la faible contribution de l'acuité d'arête vis-à-vis des autres paramètres jusqu'aux échelles macroscopiques. Le comportement de la contribution multiéchelle des paramètres process sur l'état des surfaces peut être divisé en quatre zones suivant l'échelle de décomposition "i" :

- i=16µm : Cette échelle correspond à la taille des fibres élémentaires (diamètre de 10 µm à 20 µm). La contribution de la vitesse de coupe est plus importante que celle de la profondeur de passe. En effet, la variation de la profondeur de passe (100 µm, 300 µm et 500 µm) est beaucoup plus supérieure à cette échelle d'analyse et, par conséquence, n'a pas significativement d'effet sur la contribution à l'amplitude de la rugosité de surface.
- i=[32µm - 128µm] : Cette gamme d'échelles correspond à la taille des fibres techniques qui regroupent quelques fibres élémentaires. Plus l'échelle augmente, plus l'analyse prendra en compte le faisceau complet des fibres élémentaires. La contribution de la profondeur de passe prend beaucoup plus d'effet sur ces échelles car elle contrôle le comportement mécanique de la fibre technique lors du contact outil/matière.
- i=[128µm - 1mm] : Quand l'échelle d'analyse dépasse la taille de la fibre technique, la contribution de la profondeur de passe diminue tandis que celle des interactions commence à augmenter. Ce constat est dû au fait que l'échelle d'analyse commence à prendre en compte la distribution aléatoire des fibres techniques au sein de l'agrocomposite.

- i=[1mm - 2mm] : Sur les échelles macroscopiques, la distribution aléatoires des fibres dans l'agrocomposite affecte la contribution des paramètres process et augmente ainsi la contribution des interactions. Les interactions présentent alors la plus forte contribution à l'état des surfaces usinées.

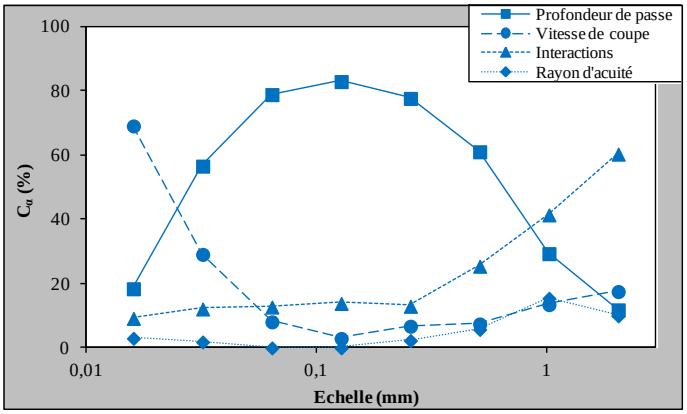

Figure 4.11 *: Pourcentage de contribution multiéchelle de chaque paramètre process sur l'amplitude de la rugosité des surfaces usinées*

4 Etude des propriétés mécaniques multiéchelle des agrocomposites

Afin de caractériser le comportement mécanique multiéchelle des agrocomposites, La technique de nanoindentation a été adoptée dans cette partie. Cette technique est bien adaptée pour la caractérisation des matériaux hétérogènes car elle permet de séparer les phases constituant le matériau grâce aux dimensions nanométriques des pointes d'indentation. Ainsi, on peut solliciter par nanoindentation chaque phase toute seule et caractériser son comportement mécanique au sein du matériau.

Deux dispositifs ont été utilisés pour la nanoindentation afin de varier l'échelle d'indentation (i.e. le contact pointe/matière). Le microscope à force atomique (AFM) a été utilisé avec une pointe diamant de rayon de courbure d'environ 40 nm. La pointe est collée sur un levier en acier de raideur d'environ 450 N/m. Le nanoindenteur MTS a été utilisé avec une pointe diamant de rayon de courbure dix fois plus supérieur à celle de l'AFM (environ 400 nm). La pointe du nanoindenteur MTS n'est pas collée sur un bras de levier mais sur une colonne mobile qui se déplace verticalement. Les deux dispositifs ont déjà été décrits dans le **Chapitre 2**.

Les deux pointes utilisées sont de type Berkovich. Le modèle d'Oliver & Pharr [94] peut alors être utilisé pour calculer le module d'élasticité car il est adapté à cette forme de pointe et a été validé dans plusieurs travaux dans la littérature [95–98]. En effet, le principe repose sur la mesure de l'effort d'indentation (F) en fonction de la profondeur de pénétration de la pointe. Dans le cas de la nanoindentation, la profondeur de pénétration (h) est le déplacement de la pointe dans l'échantillon à partir de sa surface comme le montre la **Figure 4.12**. De cette courbe, on détermine l'effort maximum d'indentation (F_{max}), la profondeur maximum de pénétration (h_{max}) et la rigidité de contact (S) qui n'est que la pente de la courbe de décharge au point maximum de chargement.

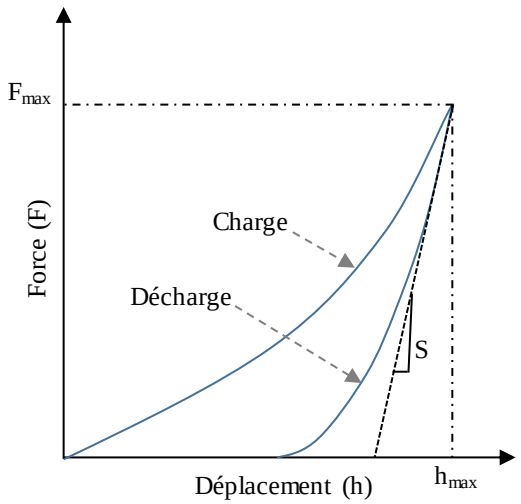

***Figure 4.12** : Courbe de comportement typique en indentation*

Il est important de noter qu'une étape de calibration de la pointe précède les mesures sur les échantillons à étudier. Pour l'instrumentation sur AFM, l'étape de calibration consiste à réaliser des mesures d'indentation sur un matériau très dur (Carbure de tungstène dans notre cas) avec des faibles efforts de chargement afin de relever le déplacement propre au levier sans que la pointe pénètre dans la matière. Ce déplacement propre au levier est par la suite déduit du déplacement global mesuré après indentation sur l'échantillon à étudier afin de déterminer la profondeur réelle de pénétration dans l'échantillon (h_{max}).

En ce qui concerne l'instrumentation sur le nanoindenteur MTS, la colonne supportant la pointe se déforme avec la machine lors de l'indentation. On parle alors de complaisance machine. Cette complaisance est étalonnée une fois pour toute en sortie d'usine. Les données de sortie affichées par l'instrument sont déjà corrigées de cette complaisance.

La méthode d'Oliver & Pharr consiste à calculer la profondeur de contact (h_c) qui est reliée à la déformation du matériau et la forme de la pointe comme montré dans la **Figure 4.13**. h_c peut être calculée à l'aide de **l'équation 4.2**. "ε" est une constante qui dépend de la géométrie de la pointe. Pour une pointe de type Berkovich, ε est égale à 0.72.

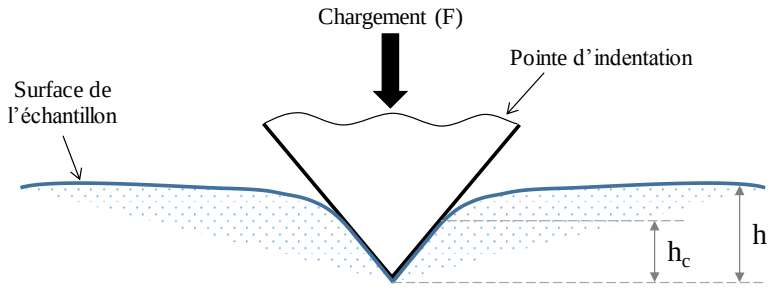

***Figure 4.13** : Schématisation de la profondeur de contact* (h) *par rapport à la profondeur de pénétration* (h_c)

L'air projeté de contact (A) est calculé via **l'équation 4.3**. Le module d'élasticité réduit de l'échantillon (E_r) peut être alors calculé par **l'équation 4.4**. "β" est une constante dépendante de la géométrie de la pointe (1.034 pour une pointe type Berkovich). Le module d'élasticité de l'échantillon (E) est finalement calculé à l'aide de **l'équation 4.5** où E_i et ν_i sont respectivement le module d'élasticité et le coefficient de poisson de la pointe (E_i = 1140 GPa et ν_i=0.07 pour une pointe en diamant). ν est le coefficient de poisson de l'échantillon.

$$h_c = h_{\max} - \varepsilon \frac{F_{\max}}{S} \quad \textbf{(4.2)}$$

$$A = 24.56 \times h_c^{\ 2} \quad \textbf{(4.3)}$$

$$E_r = \frac{S\sqrt{\pi}}{2\beta\sqrt{A}} \quad \textbf{(4.4)}$$

$$\frac{1}{E_r} = \frac{(1-\nu^2)}{E} + \frac{(1-\nu_i^{\ 2})}{E_i} \quad \textbf{(4.5)}$$

Les essais de nanoindentation ont été réalisés sur des échantillons d'agrocomposites en fibres de lin unidirectionnelles et matrice polypropylène utilisés en coupe orthogonale dans la **Section 3**. Afin de comparer avec les fibres synthétiques de verre, des échantillons de composites en fibres unidirectionnelles de verre et matrice époxy ont été aussi indentés. On s'intéresse dans cette étude à trois matériaux : les fibres de lin, la matrice PP qui les lient et les fibres de verre prises comme référence. La matrice époxy qui lie les fibres de verre ne sera pas prise en compte dans la caractérisation.

4.1 Propriétés mécaniques par AFM

Le microscope à force atomique (AFM) a été utilisé en mode "Tapping" pour réaliser les essais de nanoindentation. Un scan de la zone à indenter a été effectué afin de pouvoir bien cibler le positionnement de la pointe à chaque indentation. La **Figure 4.14** montre la surface des deux échantillons à l'échelle micrométrique avant les opérations d'indentation. Ces images AFM montrent bien la différence entre les fibres de lin et les fibres de verre en termes de forme géométrique et aussi de répartition dans le matériau puisque les fibres de lin sont polygonales et groupées en faisceau tandis que les fibres de verre sont cylindriques et bien séparées.

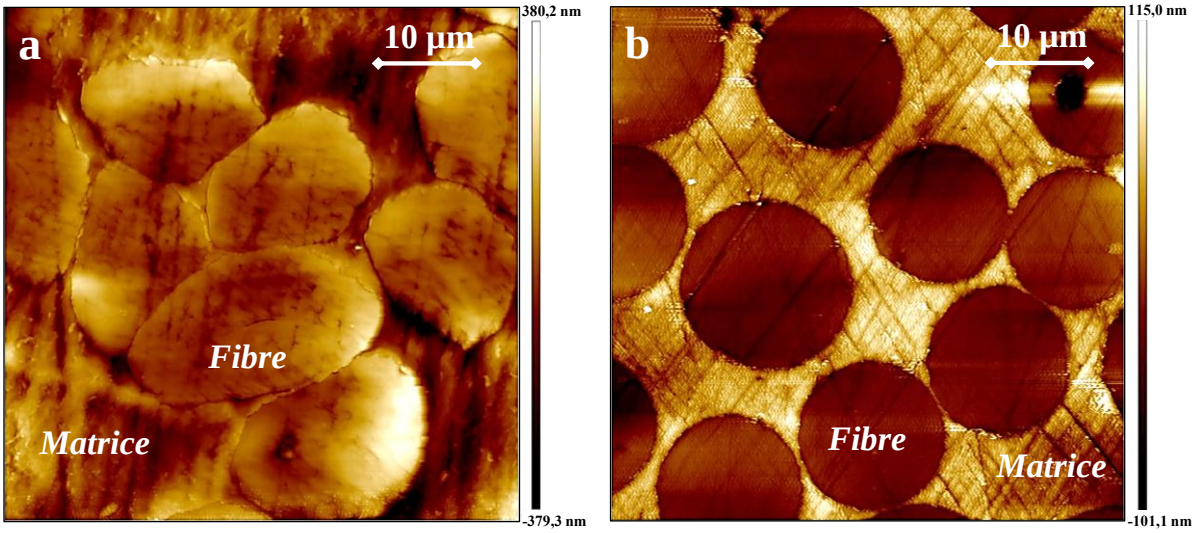

Figure 4.14 *: Scan topographique par AFM des surfaces composites avant indentation. a) Lin/PP, b) Verre/Epoxy*

Afin d'avoir des mesures comparables pour tous les matériaux étudiés, toutes les indentations ont été réalisées à un effort maximum de chargement identique F_{max}=500 µN. La **Figure 4.15** montre les surfaces des échantillons après indentation. On voit clairement la trace d'indentation de type Berkovich sur les fibres de lin et la matrice PP. Cependant, elle est moins claire sur les fibres de verre. Ceci indique que, à iso effort de chargement, on n'atteint pas les mêmes profondeurs de contact pour les deux types de fibres. Le comportement de la fibre de lin sur ces échelles de contact se rapproche plus de celui de la matrice PP.

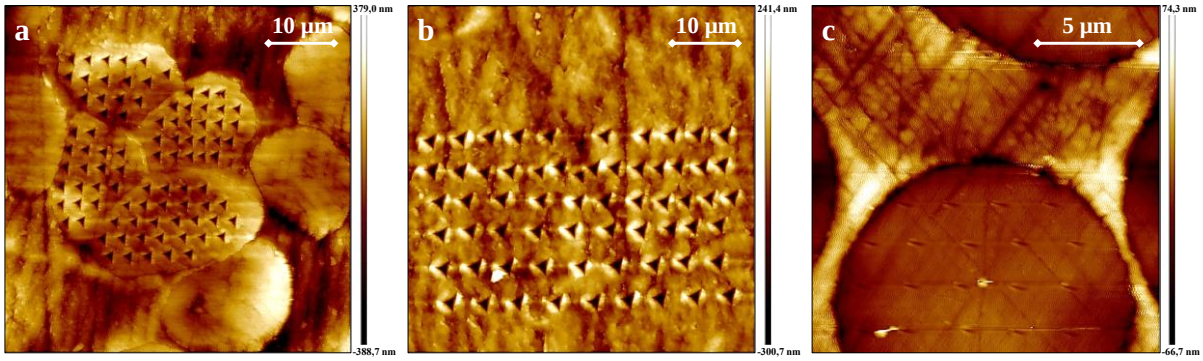

Figure 4.15 *: Scan topographique par AFM des surfaces composites après indentation. a) fibres de lin, b) matrice PP et c) fibre de verre*

Ce constat est confirmé par une comparaison des courbes d'indentation en décharge des trois matériaux (**Figure 4.16**). La rigidité des fibres de verre est, en effet, plus supérieure à celle des fibres de lin et de la matrice PP. Les fibres de lin semblent, en revanche, se comporter de la même manière que la matrice PP avec un déplacement légèrement supérieur pour les fibres de lin.

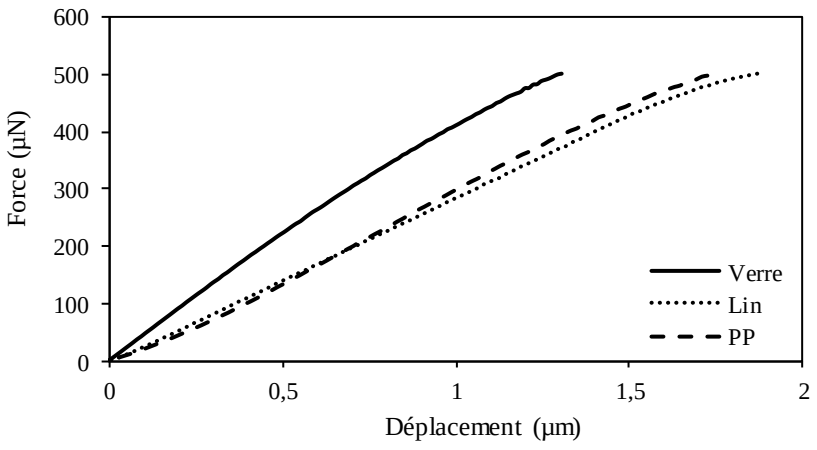

Figure 4.16 *: Courbes typiques de décharge obtenues par nanoindentation AFM pour les trois matériaux*

La **Figure 4.17** présente le module d'élasticité obtenu pour les trois matériaux en fonction de profondeur de contact (h_c). On remarque globalement que le module diminue en fonction de la profondeur de contact. Pour les fibres de verre (**Figure 4.17(a)**), on obtient un module d'élasticité entre 90 et 95 GPa pour des très faibles valeurs de profondeur de contact avec la pointe (entre 17,5 et 19,5 nm) comme on a pu effectivement constater sur les traces d'indentation de la **Figure 4.15**. Le module d'élasticité de la matrice PP (**Figure 4.17(b)**) est compris entre 1 et 2 GPa pour des profondeurs de contact plus importantes que celles des fibres de verre (entre 70 et 150 nm). Les fibres de lin (**Figure 4.17(c)**) présentent le module le plus faible (entre 0,65 et 1 GPa) pour des profondeurs de contact supérieures à celles de la matrice PP (entre 170 et 210 nm).

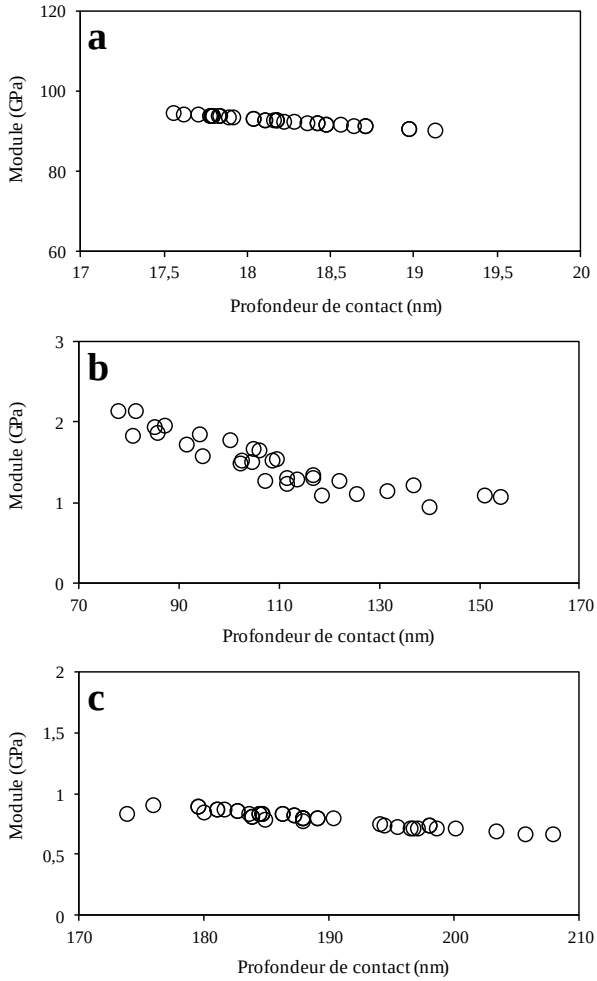

Figure 4.17 *: Module d'élasticité obtenu par nanoindentation AFM. a) fibres de verre, b) matrice PP et c) fibres de lin*

4.2 Propriétés mécaniques par nanoindenteur MTS

L'objectif de réaliser les tests de nanoindentation avec le nanoindenteur MTS est d'élever l'échelle de contact puisque les pointes du nanoindenteur sont de dimensions plus importantes que celles de l'AFM. La **Figure 4.15(a)** montre que la taille de la trace d'indentation est d'environ 1 µm sur les fibres de lin. La **Figure 4.18** présente la trace d'indentation sur le même échantillon lin/PP avec le nanoindenteur MTS. On constate bien que la taille de la trace d'indentation est beaucoup plus importante (environ 20 µm) et elle sollicite alors toute une fibre élémentaire ou plus puisque le diamètre moyen des fibres de lin est compris entre 10 et 20 µm. Ainsi, le nanoindenteur MTS sollicite les fibres sur l'échelle mesoscopique de la fibre technique (faisceau des fibres) tandis que l'AFM sollicite les fibres sur l'échelle microscopique d'une fibre élémentaire.

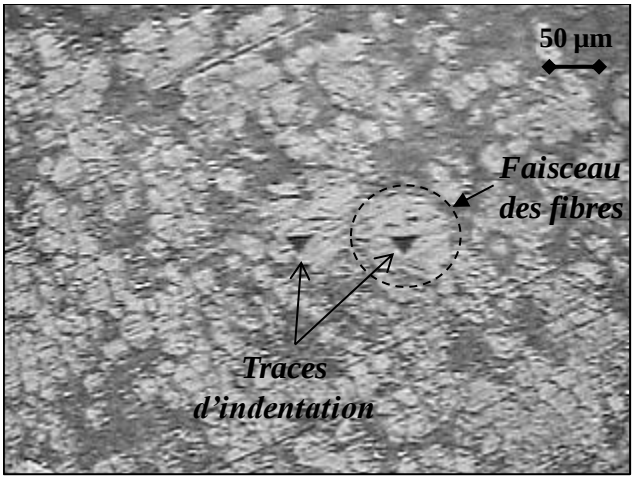

Figure 4.18 *: Traces d'indentation obtenues par imagerie optique sur le nanoindenteur MTS sur les fibres de lin*

Les mesures d'indentation sur le nanoindenteur MTS ont été réalisées en mode CSM (*Continuous Stiffness Measurement*) décrit dans le **Chapitre 2** et qui permet de mesurer le module d'élasticité en continue lors du déplacement de la pointe dans la matière. Ce dispositif permet aussi d'accéder à des profondeurs de pénétration qu'on ne peut pas atteindre avec l'AFM.

La **Figure 4.19** illustre les résultats des modules d'élasticité calculés en fonction de la profondeur de contact (h_c). On constate que les trois matériaux génèrent un comportement similaire. En effet, le module l'élasticité pour chaque matériau est à son maximum au début du chargement à faibles profondeurs de contact. Une chute de module est observée en augmentant la profondeur de contact pour devenir par la suite quasi constant à partir d'une certaine profondeur (~100 nm). On remarque, en revanche, que le verre est le plus sensible à la variation de la profondeur de contact (**Figure 4.19(a)**).

Avec la nanoindentation MTS, et pour une plage de profondeur de contact entre 0 et 500 nm, on obtient un module entre 60 et 95 GPa pour les fibres de verre (**Figure 4.19(a)**), un module entre 2 et 5 GPa pour la matrice PP (**Figure 4.19(b)**) et un module entre 11 et 22 GPa pour les fibres de lin (**Figure 4.19(c)**). Il est important de noter que la variation du module, dans le cas des fibres de verre et de la matrice PP, est due essentiellement à la variation de la profondeur de contact, tandis que la variation du module dans le cas des fibres de lin est due particulièrement à la dispersion entre les différentes mesures sur différentes fibres.

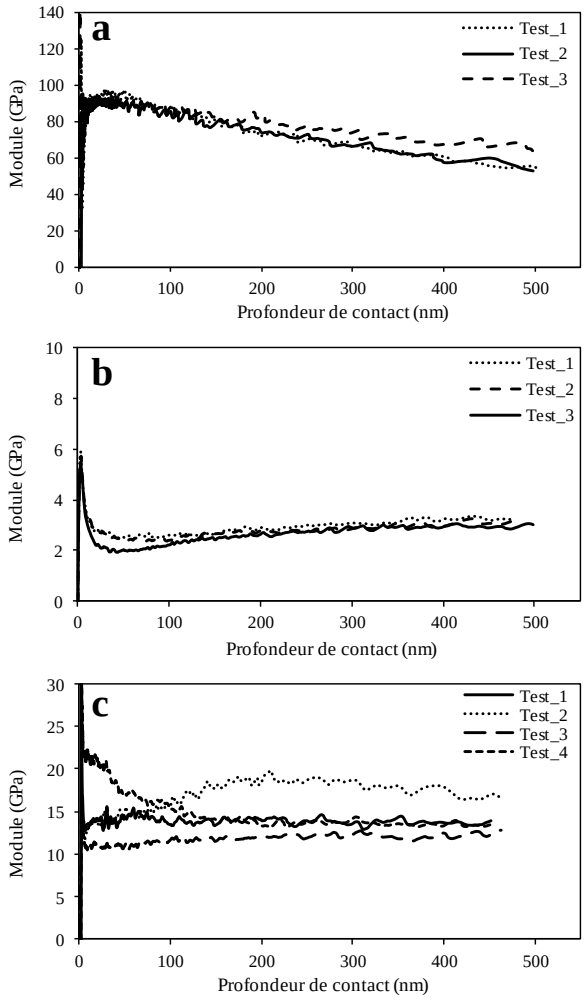

***Figure 4.19** : Module d'élasticité obtenu par nanoindentation MTS. a) fibres de verre, b) matrice PP et c) fibres de lin*

4.3 Comparaison multiéchelle des propriétés mécaniques

Afin de comparer les propriétés mécaniques sur les différentes échelles caractéristiques d'un agrocomposite, les résultats obtenus par AFM et par nanoindenteur MTS ont été confrontés dans un même graphe en ne prenant en compte que la plage des profondeurs de contact générée par la nanoindentation AFM car c'est la plus faible. Ceci permettra de comparer les propriétés à l'échelle microscopique de la fibre élémentaire obtenue par nanoindentation AFM, et à l'échelle mesoscopique de la fibre technique obtenue par nanoindentation MTS. Pour l'échelle macroscopique, les valeurs des modules d'élasticités récoltées de la littérature pour chaque matériau [11,13] ont été prise en compte dans la comparaison.

La **Figure 4.20** illustre une comparaison des valeurs du module d'élasticité pour les fibres de verre. On constate que les indentations par AFM à l'échelle microscopique de contact et par nanoindenteur MTS à l'échelle mesoscopique de contact donnent des valeurs similaires. Ces

valeurs sont légèrement supérieures à celles des essais de traction issues de la littérature car les déplacements et les déformations dans les essais de traction sont plus importantes, ce qui réduit la rigidité par contribution de la composante plastique. On retrouve les mêmes valeurs de la littérature en augmentant le déplacement comme il a été montré dans la **Figure 4.19(a)**. En général, les valeurs de module sont dans le même ordre de grandeur pour les trois échelles caractéristiques de contact.

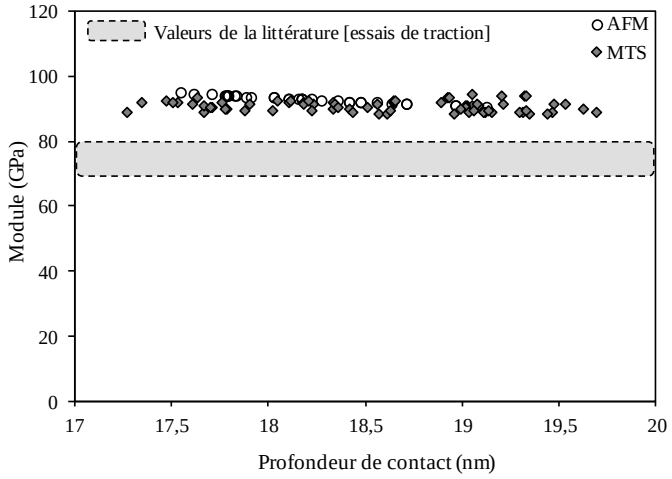

Figure 4.20 *: Comparaison du module d'élasticité pour les fibres de verre obtenu par AFM et nanoindenteur MTS avec les résultats de la littérature*

La **Figure 4.21** présente la même comparaison pour la matrice PP. Comme pour les fibres de verre, le module obtenu par nanoindentation est légèrement supérieur à celui de la littérature. Le module obtenu par AFM décroit avec la profondeur de contact pour devenir similaire à celui de la littérature. Les valeurs des modules restent aussi dans le même ordre de grandeur.

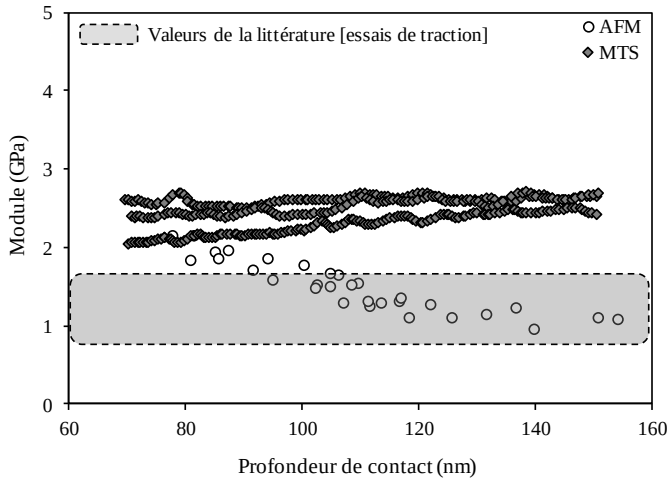

Figure 4.21 *: Comparaison du module d'élasticité pour la matrice PP obtenu par AFM et nanoindenteur MTS avec les résultats de la littérature*

Les fibres végétales de lin présentent un comportement totalement différent. La **Figure 4.22** montre que les valeurs du module dévoilent une différence importante en changeant l'échelle de contact pour la caractérisation mécanique. Contrairement aux fibres de verre et à la matrice PP, les valeurs de module obtenues par nanoindentation sont plus faibles que celles issues de la littérature. Il y a une différence considérable entre les modules obtenus suivant l'échelle de contact. En effet, à l'échelle microscopique, les valeurs de module obtenues par nanoindentation AFM sont trop faibles par rapport aux avaleurs de la littérature (1 GPa maximum). Le module augmente en augmentant l'échelle de contact. Ainsi, à l'échelle mesoscopique, les valeurs de module obtenus par nanoindenteur MTS sont plus importantes mais toujours inférieures à celle à l'échelle macroscopique issues de la littérature. On constate aussi l'augmentation de la dispersion en augmentant l'échelle de contact.

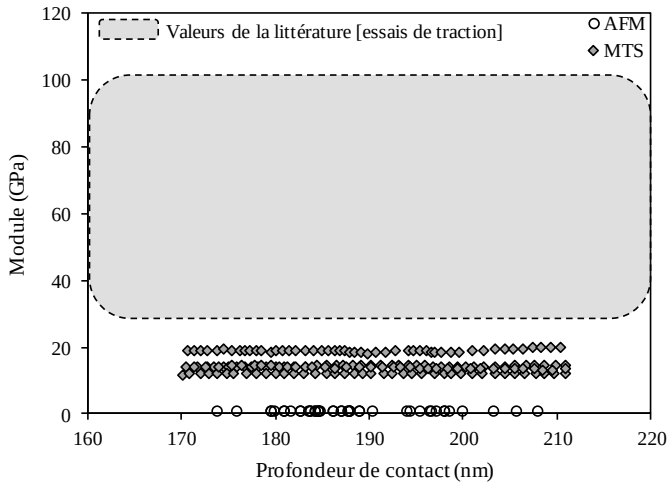

***Figure 4.22** : Comparaison du module d'élasticité pour les fibres de lin obtenu par AFM et nanoindenteur MTS avec les résultats de la littérature*

Pour synthétiser cette comparaison, la **Figure 4.23** regroupe les valeurs des modules pour les trois matériaux sur les différentes échelles de contact. Il est bien clair que les fibres végétales de lin sont les plus impactées par l'échelle de contact lors de la caractérisation. Le module d'élasticité pour les fibres de lin, et contrairement aux fibres de verre, augmente considérablement en augmentant l'échelle de contact. Ceci est dû principalement à la structure spécifique hétérogène d'une fibre végétale. En effet, et comme bien expliqué dans la **Chapitre 1**, une fibre végétale est elle-même une structure composite en microfibrilles de cellulose qui sont enrobées dans une matrice naturelle d'hémicellulose amorphe et de lignine. A l'échelle microscopique de contact et avec un rayon de courbure de 40 nm, c'est plutôt la phase polymère de la fibre qui est sollicitée lors de l'indentation. On retrouve alors des valeurs de module qui se rapproche du module des polymères constituant la phase amorphe. En augmentant l'échelle de contact et le rayon de courbure, on commence à solliciter les microfibrilles de cellulose qui sont responsables de la

rigidité des fibres végétales. Ainsi, le module d'élasticité augmente à l'échelle mesoscopique de contact. A l'échelle macroscopique, toutes les microfibrilles de cellulose sont sollicitées et le module d'élasticité devient alors plus important. La dispersion augmente considérablement en augmentant l'échelle d'analyse dans le cas des fibres de lin car on prend beaucoup plus en compte le caractère naturel des fibres végétales (forme des fibres et des microfibrilles, taux des microfibrilles dans la fibre, taille des fibres …).

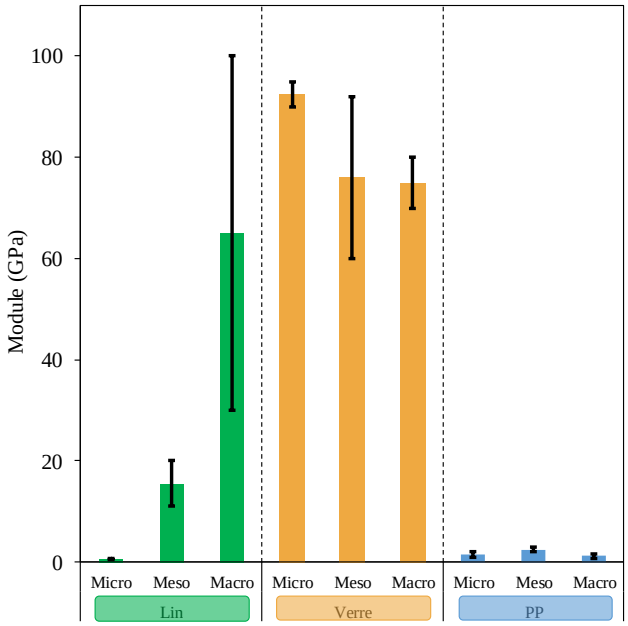

Figure 4.23 *: Comparaison multiéchelle de la rigidité des trois matériaux étudiés*

5 Etude des propriétés tribologiques multiéchelle des agrocomposites

Les essais tribologiques ont été réalisés par des tests de rayage (ou scratch test). Afin de générer différentes échelles de contact pointe/matière, ces essais ont été conduits avec l'AFM et avec le nanoindenteur MTS. En effet, avec l'AFM, la pointe glisse sur la surface à chargement et vitesse constants. Les échelles de résolution de l'AFM ainsi que la taille de la pointe permettent de glisser sur une distance de 10 µm. Ceci permettra de travailler sur la fibre élémentaire seule et la matrice polymère seule. Le signal de frottement est mesuré le long de la distance du glissement et le coefficient de frottement apparent est ainsi déterminé par le calcul du ratio entre la moyenne du signale du frottement et la charge appliquée à chaque configuration de rayage. Pour les essais de rayage sur la nanoindenteur MTS, le signal de frottement est mesuré à chargement continument croissant et vitesse de glissement constante. Le signal de frottement évolue en fonction du chargement lors du glissement de la pointe. La distance de glissement est de 5 mm. Ceci permettra, dans ce cas, de prendre en compte lors du rayage toutes les phases présentes dans le matériau. Le coefficient de frottement apparent est alors déterminé en calculant le ratio entre la valeur du signal de frottement à chaque point de mesure et la charge correspondante à ce point. Le **Tableau 4-2** résume les conditions des essais de rayage pour les deux systèmes.

Tableau 4-2 *: Conditions de glissement pour les essais de rayage par AFM et par MTS*

	Charge (µN)		**Vitesse de glissement (µm/s)**
AFM			2
	10		4
	20		6
	30		8
			10
MTS Nano-Instrument	**Vitesse de glissement (mm/min)**	**Vitesse de chargement (N/min)**	**Charge finale correspondante (N)**
	2.5		40
	5	20	20
	10		10

5.1 Rayage par AFM

Comme pour les essais d'indentation, la surface de rayage a été scannée afin de bien choisir la trajectoire du glissement sur la fibre seule et sur la matrice seule. L'AFM est utilisé en mode contact pour les essais de rayage. La **Figure 4.24** illustre les résultats du coefficient de frottement apparent (μ_{app}) à différentes conditions de glissement. On ne remarque pas d'effet de la vitesse de

glissement sur le coefficient de frottement des fibres de verre. En revanche, le coefficient de frottement diminue considérablement en augmentant la charge appliquée (**Figure 4.24(a)**). Pour la matrice PP, Le coefficient de frottement augmente légèrement en augmentant la vitesse de glissement et ne présente pas une dépendance significative de la charge appliquée (**Figure 4.24(b)**). Les fibres de lin, quant à elles, présentent un comportement tribologique différent. En effet, il y a une interaction entre l'effet de la vitesse de glissement et celui de la charge appliquée (**Figure 4.24(c)**). L'effet de la vitesse de glissement est ainsi observé en augmentant la charge où le coefficient de frottement diminue en augmentant la vitesse de glissement. Cet effet disparait à faibles charges. De plus, l'effet de la charge appliquée est bien présent à faibles vitesses de glissement où, contrairement aux fibres de verre, le coefficient de frottement augmente en augmentant la charge appliquée. L'augmentation de la vitesse de glissement annule l'effet de la charge sur le frottement des fibres de lin.

Sur les échelles microscopiques de contact, les fibres de verre dévoilent un comportement tribologique similaire à celui sur des échelles macroscopiques de contact avec des essais conventionnelles de frottement où le coefficient de frottement apparent diminue aussi en augmentant la charge appliquée et la vitesse de glissement comme il a déjà été montré dans la littérature [99]. En revanche, il n'y a pas d'influence de la vitesse de glissement sur les échelles microscopiques de contact à cause des faibles distances de parcours.

Les fibres de lin révèlent un comportement opposé à celui des fibres de verre à l'échelle microscopique de contact où le coefficient de frottement diminue avec l'augmentation de la charge. En effet, même si les essais de rayage sont réalisés en absence de lubrification, les fibres végétales sont en générale des matériaux hydrophiles et ont l'habilité d'absorber l'humidité. Les fibres végétales peuvent absorber une grande quantité d'eau dans leurs parois cellulaires grâce au fait que la cellulose, l'hémicellulose et la lignine présentent des groupes hydroxyle polaires qui sont très attrayant pour les liaisons hydrogène de l'eau présentes dans un milieu humide [100]. En conséquence, l'interface de contact tribologique peut localement être modifiée par la présence des molécules d'eau qui vont générer des effets de capillarité sur cette interface. Ainsi, et sur les échelles microscopiques de contact, les fibres de lin présentent un comportement tribologique similaire à celui des fibres de verre sur les échelles macroscopiques de contact avec une lubrification à l'eau où le coefficient de frottement augmente aussi en augmentant la charge appliquée [99].

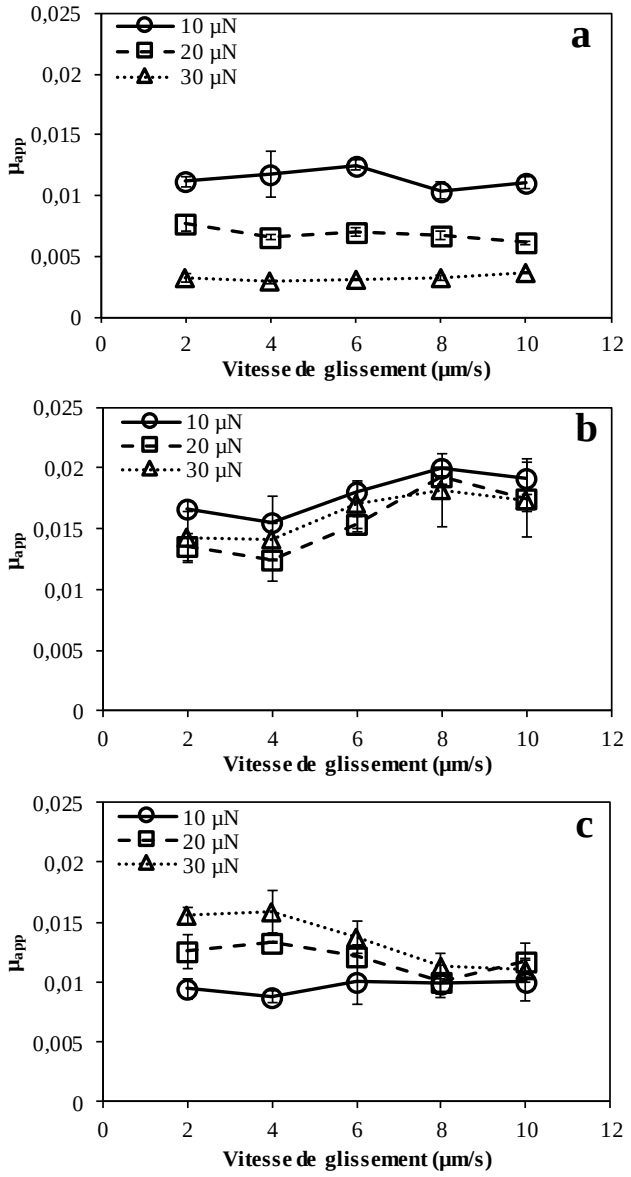

Figure 4.24 *: Coefficient de frottement apparent obtenu par les essais de rayage sur AFM pour différentes charges appliquées. (a) fibres de verre, (b) matrice PP et (c) fibres de lin*

En comparant les valeurs du coefficient de frottement apparent pour les trois matériaux. On retrouve que, étonnamment, le coefficient de frottement des fibres de lin est supérieur à celui des fibres de verre dans les mêmes conditions. Il est bien connu dans la littérature à des échelles macroscopiques de contact que les fibres de verre génèrent des coefficients frottement plus supérieurs à ceux des fibres de lin à cause du caractère abrasif des fibres de verre [61,82,83]. La matrice PP présente les coefficients de frottement les plus élevés, ce qui est en cohérence avec le comportement à l'échelle macroscopiques des matrices polymères où le coefficient de frottement est élevé par la contribution des mécanismes de d'adhésion et de déformation lors du contact [80,81].

Le comportement tribologique à l'échelle microscopique des trois matériaux peut être expliqué par le comportement mécanique lors du contact avec la pointe d'indentation. La **Figure 4.25** montre les courbes de comportement obtenues par nanoindentation AFM. On peut bien remarquer que, à iso chargement, les fibres de verre génèrent un comportement élastique, la matrice polymère possède un comportement plastique tandis que les fibres de lin engendrent un comportement viscoélastique. Il est bien connu dans la littérature qu'un comportement viscoélastique d'un matériau hétérogène augmente le frottement en rajoutant une composante supplémentaire au coefficient de frottement apparent [101]. La même contribution d'une composante plastique induit une augmentation du coefficient de frottement [102]. Ces contributions tribo-mécaniques peuvent expliquer les coefficients de frottement supérieurs pour les fibres de lin et la matrice PP par rapport aux fibres de verre.

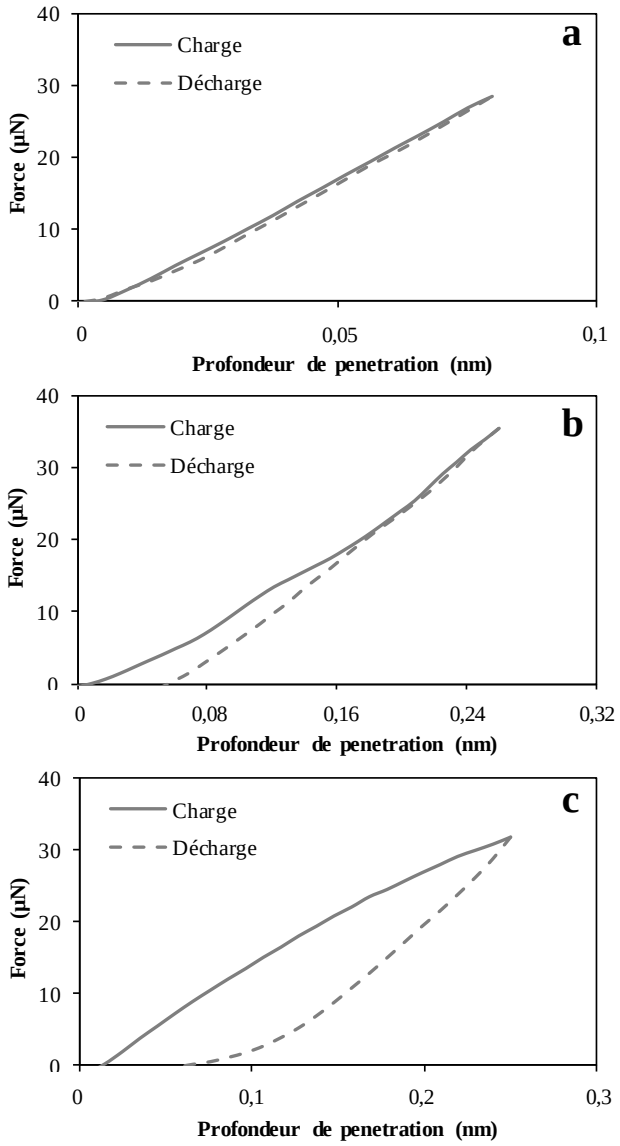

***Figure 4.25** : Courbes typiques de charge-décharge obtenues par nanoindentation AFM. (a) fibres de verre, (b) matrice PP et (c) fibres de lin*

5.2 Rayage par nanoindenteur MTS

La **Figure 4.26** montre le coefficient de frottement apparent obtenu par les essais de rayage sur le nanoindenteur MTS. Le coefficient de frottement apparent calculé dans ce cas est sur l'ensemble de la structure de chaque composite. Les valeurs du coefficient de frottement sont beaucoup plus élevées que celles obtenues par rayage AFM car on n'est pas sur les mêmes échelles de contact et on n'est pas non plus sur les mêmes ordres de grandeur en ce concerne la charge appliquée.

Le coefficient de frottement apparent pour les fibres de verre est à son maximum à faible chargement et augmente ensuite par l'augmentation de la charge appliquée jusqu'à devenir constant avec une valeur moyenne d'environ 0.17. Les fibres de lin génèrent les mêmes valeurs au départ des coefficients de frottement comme pour les fibres de verre. En revanche, et contrairement aux fibres de verre, le coefficient de frottement des fibres de lin augmente avec l'augmentation de la charge jusqu'à devenir constant à un chargement d'environ 6N avec une valeur moyenne de 1. On ne constate pas un effet significatif de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement dans le cas du rayage par nanoindenteur MTS.

Le comportement tribologique sur les échelles mesoscopiques de contact par rayage MTS correspond au comportement tribologique sur les échelles microscopiques de contact par rayage AFM. En effet, les essais de rayage par nanoindenteur MTS démontrent que l'augmentation de la charge appliquée augmente le coefficient de frottement pour les fibres de lin et le diminue pour les fibres de verre. Puisqu'il n'y a pas d'effet significatif de la charge sur le frottement de la matrice polymère comme il a été démontré par les essais de rayage AFM (**Figure 4.24(b)**), la variation du comportement en frottement pour les deux matériaux composites est fortement contrôlée par le renforcement fibreux. Les mêmes interprétations physiques discutées pour le rayage AFM (**Section 5.1**) peuvent être appliquées pour le rayage avec le nanoindenteur MTS.

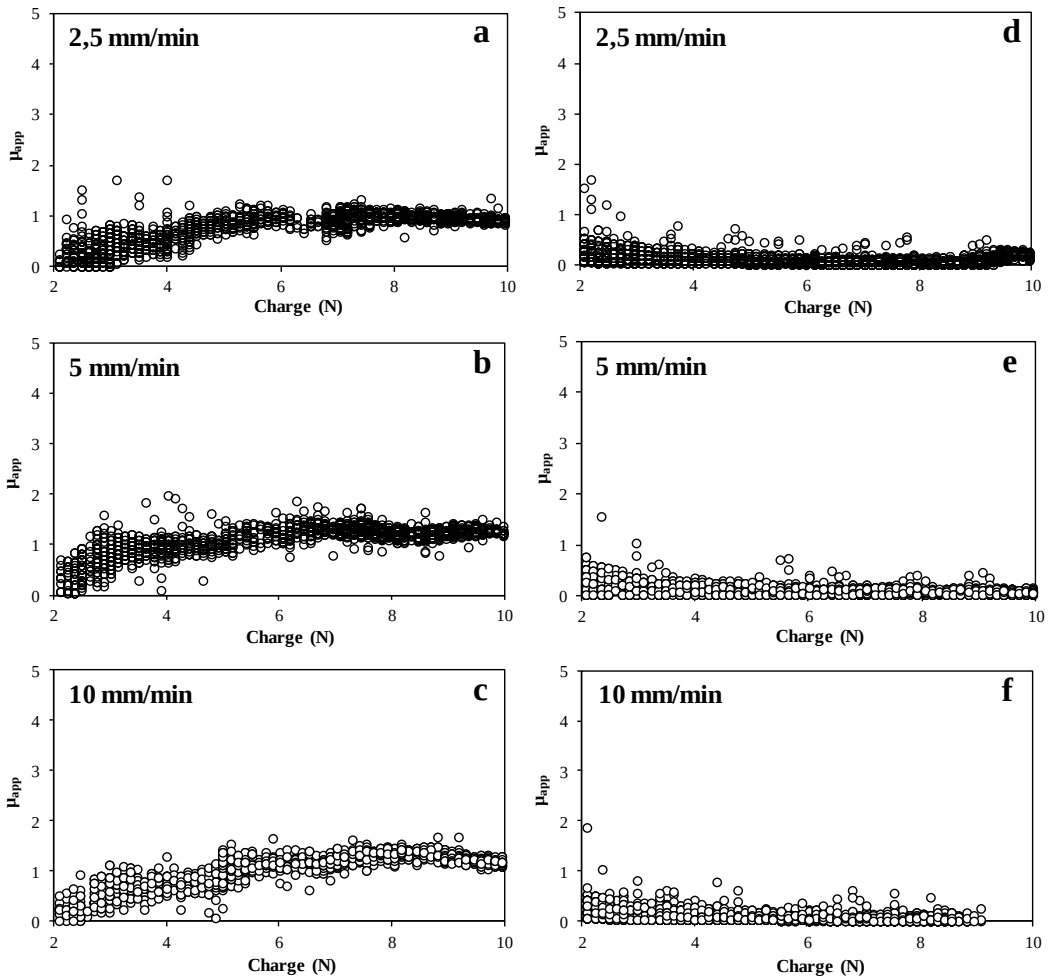

Figure 4.26 *: Coefficient de frottement apparent obtenu par rayage MTS pour différentes vitesses de glissement. (a,b,c) lin/PP et (d,e,f) verre/époxy*

6 Conclusion

Les essais expérimentaux de coupe orthogonale montrent que, sur toutes les configurations de coupe testées, les agrocomposites génèrent un copeau continu dont les fibres et la matrice gardent une bonne adhésion au sein du copeau. La flexibilité transversale des fibres végétales leur permet de se déformer et suivre le mouvement de la matrice liante et ainsi éviter une rupture fragile du matériau par décohésion fibre/matrice.

L'analyse tribo-mécanique par nanoindentation et rayage a permis de determiner l'origine des échelles caractéristiques identifiées lors de l'usinage des agrocomposites. En effet, les comportements mécanique et tribologique des fibres végétales représentent un effet d'échelle lors du contact à cause de leur hétérogénéité intrinsèque, contrairement aux fibres de verres ou de carbone qui ont une structure homogène.

L'ensemble des conclusions issues du **Chapitre 3** et du **Chapitre 4** montrent que le couplage entre l'analyse multiéchelle, l'analyse mutiphysique et les mécanismes élémentaires de coupe donne une méthodologie efficace et robuste pour qualifier l'usinabilité des agrocomposites sans passer par des grands plans d'essais. Le **Chapitre 5** présente une validation de cette approche méthodologique de qualification via une application sur une pièce industrielle.

Chapitre 5

Application industrielle

1 Introduction

En se basant sur les études réalisées dans le **Chapitre 3** et le **Chapitre 4**, une application est réalisée dans ce chapitre sur une pièce agrocomposite industrielle fournie par Faurecia afin de valider l'ensemble des théories générées. L'objectif est de définir les conditions favorables pour la coupe des agrocomposites et ainsi les optimiser sur la pièce industrielle pour aboutir à des surfaces usinées avec le moins d'irrégularités et le moins d'endommagement possible.

2 Pièce agrocomposite sandwich "FlaxPreg™"

Les structures dites "sandwiches" occupent une place importante dans le domaine de la construction des pièces composites. Elles sont présentes dans pratiquement tous les domaines d'application. Ces structures résultent de l'assemblage par collage ou soudure de deux peaux (ou semelles) minces sur une âme (ou cœur) plus léger et de plus faibles caractéristiques mécaniques (généralement une structure nid d'abeille) qui maintient leur écartement et transmet par cisaillement les actions mécaniques d'une peau à l'autre comme présenté dans la **Figure 5.1**.

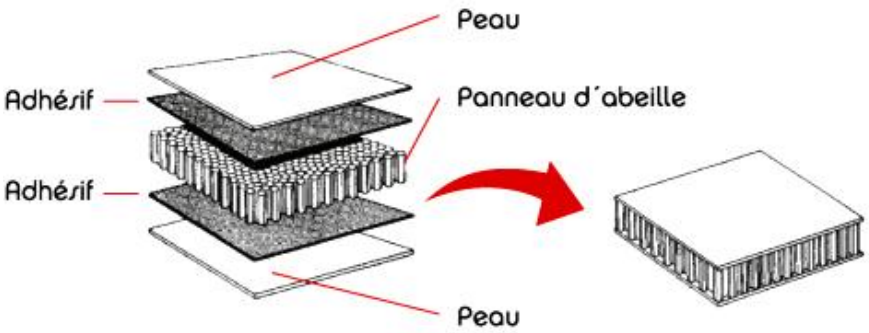

***Figure 5.1** : Schématisation d'une structure sandwich*

L'agrocomposite sandwich « Flaxpreg™ » développé par l'équipementier automobile Faurecia est un composite sandwich léger renforcé en fibres longues de lin (**Figure 5.2**). Ce produit a reçu le prix de l'innovation « JEC Europe 2015 » dans la catégorie semi-produits.

Flaxpreg™ peut être utilisé par les constructeurs automobiles en tant que faux-plancher de coffre à multi-positions ou comme plancher structurel à l'intérieur de l'habitacle. L'utilisation comme renfort de fibres longues de lin unidirectionnelles non tissées est l'innovation clé qui permet une réduction drastique de la masse. En effet, et grâce à sa faible densité en utilisant les fibres de lin comme renfort dans la peau et du carton dans la structure nid d'abeille, Flaxpreg™ offre d'excellentes propriétés mécaniques permettant une baisse de la masse de 35% par rapport aux solutions sandwich traditionnelles utilisant du polyuréthane petro-sourcé et un renfort en fibre de verre.

Chaque peau du sandwich Flaxpreg™ est constituée de trois couches de fibres longues de lin unidirectionnelles liées par une résine époxy. La densité des fibres dans chaque couche est d'environ 200 g/m². Ceci donne à la peau une épaisseur d'environ 1mm. Les trois couches de lin dans chaque peau s'orientent en 0°/90°/0°. L'épaisseur de la structure nid d'abeille en carton est d'environ 18 mm. Le tissu noir de couverture sur le composite est un aiguilleté non tissé de fibres de Polyéthylène.

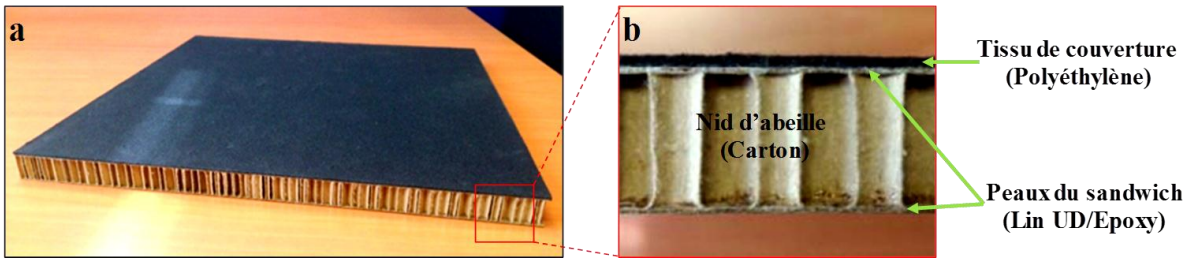

Figure 5.2 *: Structure agrocomposite sandwich Flaxpreg™ développée par Faurecia. a) vue 3D. b) vue de profil*

3 Protocole expérimental

3.1 Système de bridage pour la structure sandwich

Afin d'usiner la pièce sandwich Flaxpreg™ dans la machine 5 axes à commandes numériques. Il fallait développer un système de bridage spécial pour la pièce sandwich. Le système de bridage conventionnel utilisé dans le **Chapitre 3** ne peut pas être utilisé dans le cas d'une structure sandwich car le serrage fort sur l'épaisseur de la pièce endommagera la structure.

Pour effectuer un serrage efficace de la pièce sandwich sans pour autant endommager sa structure, un moule de serrage a été réalisé en panneau de fibres de bois à densité moyenne (connu sous la dénomination de « medium ») afin de répartir l'effort de serrage sur toute la pièce et éviter ainsi sa concentration sur des faibles surfaces et par conséquence l'endommagement de ces dernières. Le moule se compose en deux parties comme montré sur la **Figure 5.3** :

- La matrice dans laquelle on introduit la pièce. Elle se décompose en deux niveaux. Le niveau inférieur est plus grand que le niveau supérieur. Le niveau inférieur serre à fixer le moule avec la table de la machine 5 axes. Le niveau supérieur a été précisément usiné afin de contenir en sur-mesure la pièce sandwich.
- La planche de serrage qui va être vissé sur la matrice après l'introduction de la pièce à l'intérieur du moule.

La profondeur de la matrice étant légèrement inférieure à l'épaisseur de la pièce, ce système garantit un serrage efficace de la pièce sur les trois axes principaux après vissage de la planche de serrage sur la matrice. Les zones de fraisage sur la pièce ont été pré-usinées sur le moule afin de faciliter le passage de la fraise lors des opérations d'usinage.

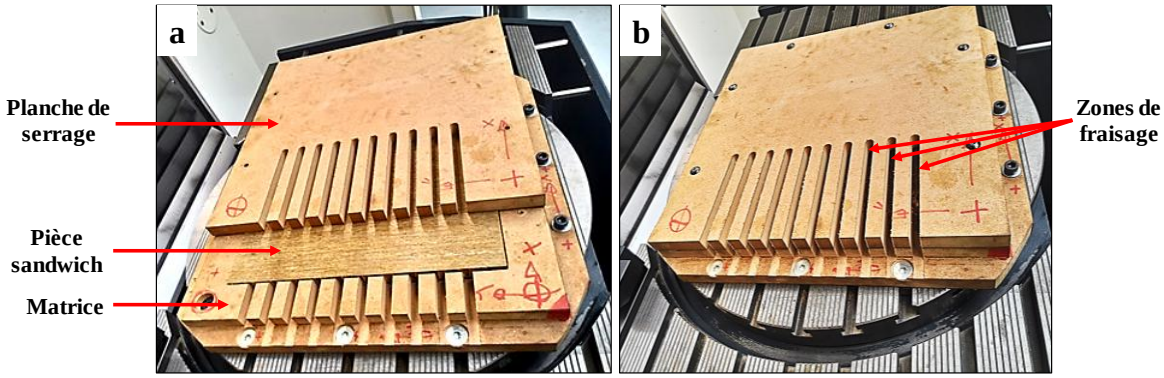

Figure 5.3 *: Moule de serrage de la pièce sandwich fixé sur la table de la machine 5 axes. a) avant fermeture de la planche de serrage. b) après la fermeture de la planche de serrage.*

3.2 Plan d'expérience

Les essais de fraisage sur la pièce sandwich sont réalisés en mode rainurage le long de la profondeur de la pièce sur une distance de 100 mm comme défini par les zones de fraisage sur la **Figure 5.3**. Le plan d'expérience est établi en se basant sur les travaux du **Chapitre 3** afin de déterminer les conditions et les plages favorables des variables process pour l'usinage des agrocomposites et les optimiser pour cette application industrielle.

Ainsi, c'est la fraise en carbure non revêtu et à angle d'hélice nul qui a été choisie pour cette application. Ce choix est basé sur le fait que l'absence du revêtement offre une meilleure acuité d'arête et la goujure droite offre un engagement brutal qui augmentera la rigidité de contact. De plus, un angle d'hélice nul empêchera le délaminage des couches sur la surface de la pièce.

Le **Tableau 5-1** présente les paramètres process retenus pour cette application suite aux résultats du **Chapitre 3**.

Tableau 5-1 *: Paramètres process pour l'application sur la pièce sandwich*

Vitesse de coupe V_c (m/min)	Avance f_z (mm/dent)
100	0.02
200	0.04
300	0.06
400	0.08
	0.1

3.3 Mesures post-mortem

On s'intéresse dans cette application industrielle à l'état de surface de la peau agrocomposite (Lin UD / Epoxy). Les comportements de la structure nid d'abeille en carton et du tissu de couverture ne sont pas pris en compte.

L'état microscopique des surfaces usinées est évalué, comme pour les études précédentes, par le microscope électronique à balayage (MEB) en mode vide dégradé. La topographie des surfaces usinée est mesurée en mode 3D par l'interféromètre à lumière blanche afin de remonter à une topographie surfacique qui inclut les différentes orientations des couches.

Suite aux résultats du **Chapitre 3**, il a été démontré que les échelles pertinentes d'analyse sont celles de la structure du renfort fibreux. Dans le cas de la pièce sandwich Flaxpreg™, le renfort est un non tissé à fibres non tordues de lin unidirectionnelles. Les échelles pertinentes sont alors les échelles des fibres techniques qui constituent le renfort. La **Figure 5.4** faite par le MEB montre que la taille de la fibre technique de lin utilisée dans ce renfort est en moyenne d'environ 200 µm. Par conséquence, l'objectif de l'interféromètre a été choisi pour obtenir une image topographique dont la dimension correspond à l'échelle des fibres techniques du renfort.

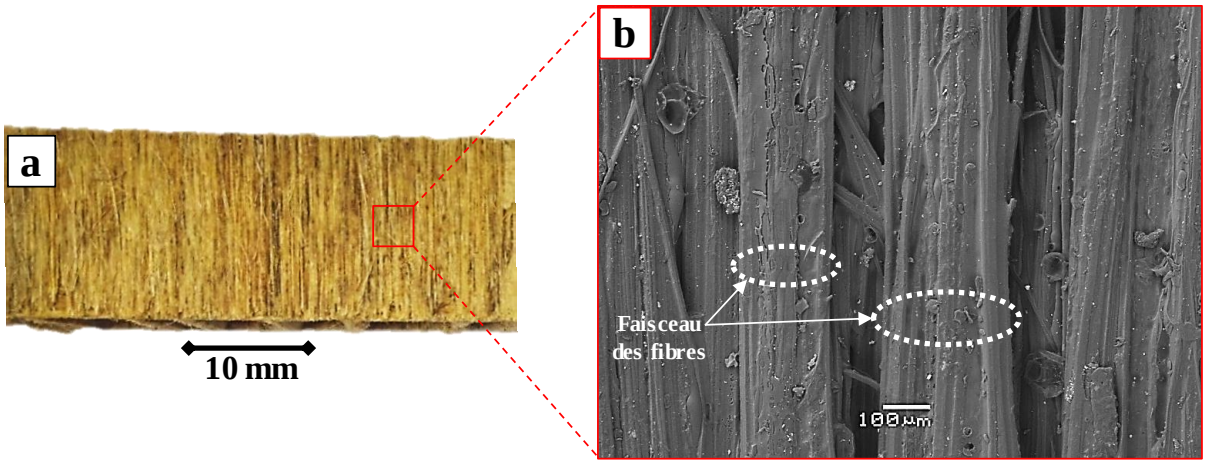

Figure 5.4 *: a) Echantillon de pièce sandwich Flaxpreg™. b) Image MEB de la peau composite lin/époxy du sandwich*

4 Résultats

4.1 Observations microscopiques des états des surfaces

La **Figure 5.5** illustre des images obtenues par le MEB de l'état microscopique typique pour différentes configurations de coupe. Puisque les couches du composite sont orientées dans les deux directions principales (0° et 90°), on distinguera deux zones de fibres : la zone des fibres de chaine (ZCH) dont les fibres sont perpendiculaires à la direction de l'avance de l'outil et la zone des fibres de trame (ZTR) dont les fibres sont orientées parallèlement à la direction de l'avance de l'outil.

La zone des fibres de tram (ZTR) est plus affectée par l'avance de l'outil en faible vitesse de coupe. En effet, l'augmentation de l'avance de l'outil provoque des microfissures et un arrachement de matière sur la surface usinée. En augmentant la vitesse de coupe, la ZTR ne semble plus influencée par la variation de l'avance de l'outil.

Sur la zone des fibres de chaine (ZCH), l'augmentation de l'avance de l'outil rend les fibres difficiles à couper avec des extrémités qui restent penchées sur la surface. De plus, et comme pour la ZTR, l'augmentation de l'avance provoque aussi un arrachement de la matière. L'augmentation de la vitesse de coupe améliore l'efficacité du cisaillement des fibres et réduit l'effet de l'avance. En revanche, au-delà d'une vitesse de coupe de 300 m/min, on remarque que l'efficacité du cisaillement commence à diminuer avec des petites extrémités de fibres non coupées sur les surfaces.

Cette observation microscopique montre que le comportement des fibres végétales est le même malgré la présence, cette fois-ci, d'une matrice thermodurcissable plus rigide que la matrice thermoplastique de polypropylène. Ainsi, le comportement des fibres végétales lors de la coupe est indépendant de la matrice utilisée dans l'agrocomposite.

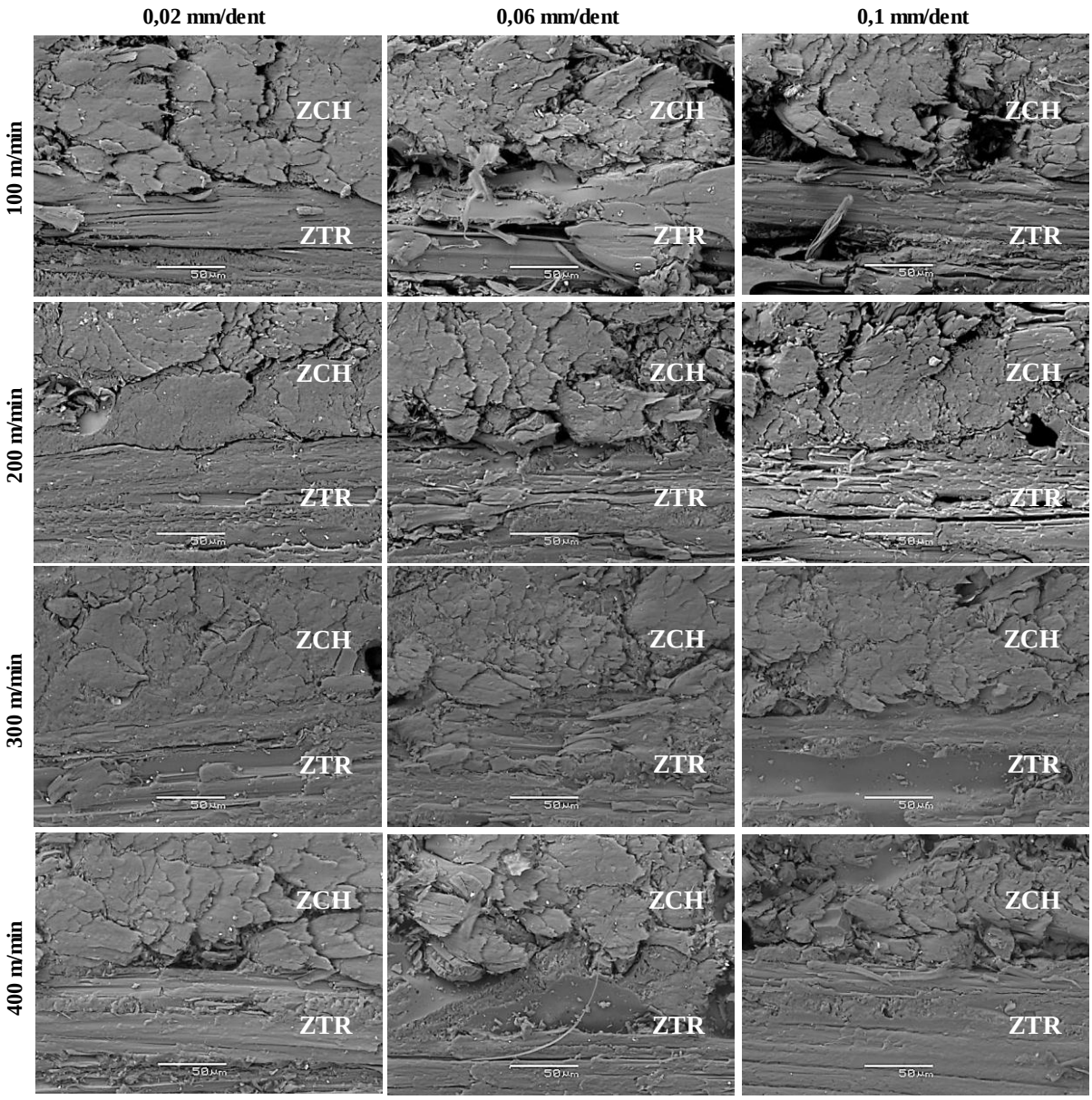

Figure 5.5 *: Images MEB des surfaces de profil des peaux de sandwich après fraisage montrant la zone des fibres de chaine (ZCH) et des fibres de trame (ZTR)*

4.2 Analyse de la rugosité des surfaces usinées

Suite aux analyses microscopiques des surfaces usinées sous différents conditions, l'intérêt de cette partie est de quantifier les constatations des observations MEB afin de pouvoir optimiser les paramètres process liés à la cinématique de l'outil (vitesse de coupe et vitesse d'avance).

La **Figure 5.1** montre une image topographique typique par interféromètre des surfaces usinée sur le profil des peaux du sandwich Flaxpreg™. On distingue sur l'image la zone des fibres de chaine (ZCH) et la zone des fibres de trame (ZTR). On constate aussi les zones d'arrachement de matière qui n'ont pas été mesurées et sont marquées par une couleur noire.

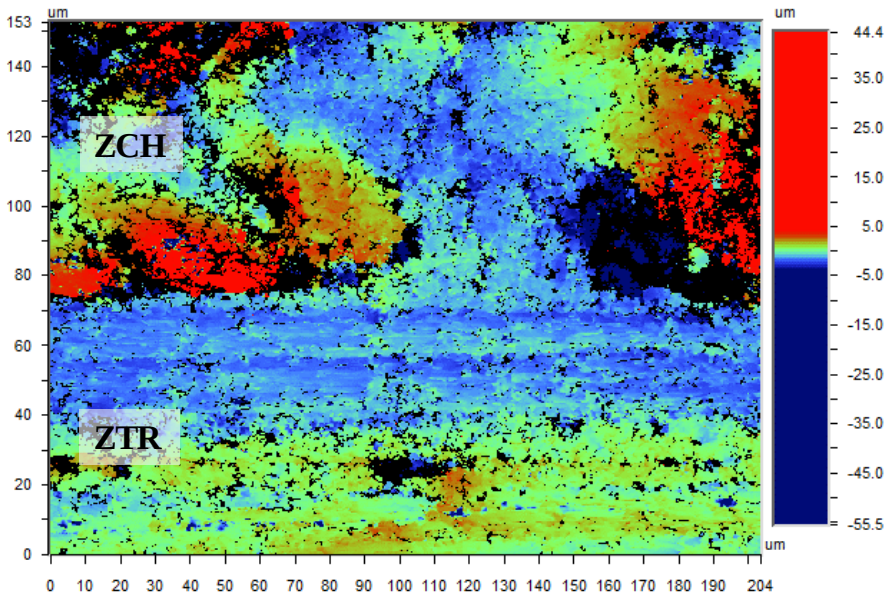

Figure 5.6 *: Image topographique typique obtenu par interféromètre des surfaces usinées contenant la zone des fibres de chaine (ZCH) et la zone des fibres de trame (ZTR)*

La dimension de l'image topographique de la **Figure 5.6** correspond bien à la taille des fibres techniques de la **Figure 5.4(b)**. On est alors bien sur les échelles pertinentes pour analyser la rugosité des surfaces usinées. Ainsi, la moyenne arithmétique surfacique de la variation topographique "Sa" a été calculée sur chaque image topographique.

La **Figure 5.7** présente les résultats de la rugosité de surface en fonction de la vitesse de coupe et de la vitesse d'avance. On constate que la rugosité de surface augmente en augmentant la vitesse d'avance et diminue en augmentant la vitesse de coupe. Ceci est en parfaite cohérence avec les observations microscopiques. En effet, l'augmentation de la vitesse d'avance augmente le taux des extrémités non coupées des fibres en plus des zones d'arrachement de matière. Ceci augmente l'irrégularité dans la topographie des surfaces et augmente la rugosité. Ce phénomène est mieux observé en faible vitesse de coupe dans la **Figure 5.5** et c'est exactement ce qu'on retrouve en termes de rugosité de surface puisque c'est dans cette vitesse qu'on retrouve l'augmentation la plus drastique de la rugosité en fonction de l'avance (**Figure 5.7(a)**).

En revanche, on récupère sur chacun des graphes de la **Figure 5.7** un optimum malgré la tendance globale. La rugosité est à sa plus faible valeur pour une avance de 0.04 mm/dent et pour une vitesse de coupe de 300 m/min. Par conséquence, ce paramétrage est le mieux adapté pour ce matériau afin garantir les surfaces usinées les plus lisses possible avec moins d'endommagement surfacique dû à l'arrachement de matière.

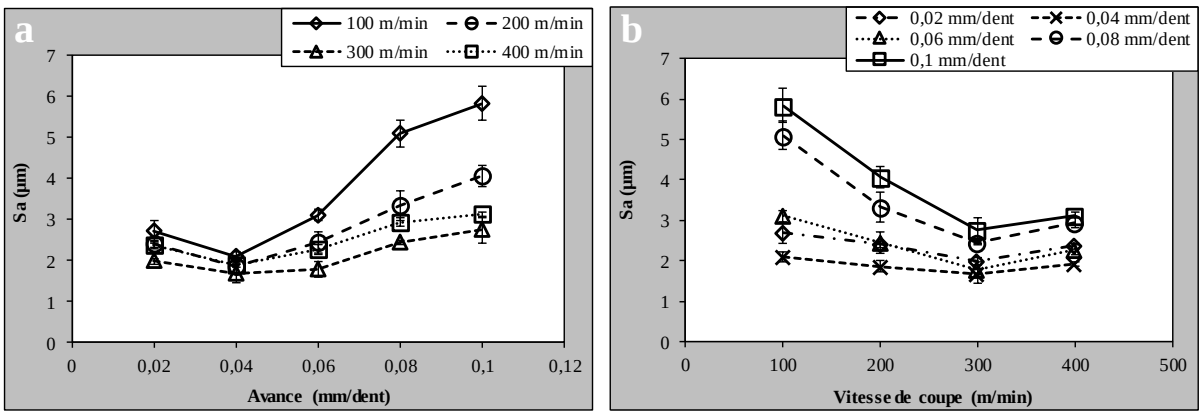

Figure 5.7 *: Rugosité des surfaces usinées en fonction de (a) l'avance de l'outil (b) la vitesse de coupe*

5 Conclusion

Suite aux travaux d'usinage par fraisage du **Chapitre 3**, une application industrielle a été réalisée dans ce chapitre afin de valider les conclusions des travaux précédents et ainsi les exploiter pour optimiser les paramètres process de la pièce industrielle sujet de cette application. C'est ainsi qu'un outil non revêtu à goujures droites a été utilisé pour les essais de fraisage sur une pièce agrocomposites sandwich fournie par Faurecia en utilisant une plage de valeurs pour la vitesse de coupe et la vitesse d'avance en concordance avec les conditions favorables pour l'usinage des agrocomposites. A ces plages, l'augmentation de la vitesse d'avance rend le cisaillement des fibres difficile ce qui laisse en conséquence des extrémités des fibres non coupées ainsi qu'un arrachement de matière. Ces deux phénomènes augmentent la rugosité de la surface usinée. L'augmentation de la vitesse de coupe, quant à elle, réduit ces deux phénomènes et permet ainsi de réduire la rugosité de la surface usinée.

Cette étude a permis de déterminer les paramètres optimums liés à la cinématique de l'outil afin de générer une meilleure qualité de surface. La vitesse de coupe optimale est de 300 m/min et l'avance optimum est de 0.04 mm/dent.

Conclusion générale et perspectives

Les travaux de cette thèse sont dans le cadre d'une démarche de qualification scientifique et technique des procédés de parachèvement des matériaux agrocomposites à base de fibres végétales. Une mise au point de ces procédés est nécessaire afin de les intégrer dans une grande chaine de production industrielle des pièces agrocomposite.

Une première étude bibliographique a permis de confirmer que l'usinage des agrocomposites n'est pas suffisamment étudié. En revanche, le peu de travaux montrent que le comportement à la coupe des agrocomposites est, effectivement, différent de celui des composites synthétiques à base de fibres de verre. L'étude bibliographique a permis aussi de comprendre la complexité structurelle d'une fibre végétale qui est une structure intrinsèquement composite sous forme de parois cellulosiques. Il a été nécessaire de développer une approche adaptée pour la qualification de l'usinabilité des agrocomposites sur la base de :

- Une approche physique et multiéchelle de l'usinabilité afin d'identifier les échelles pertinentes pour la qualification suivant la structure du renfort et déterminer le critère d'usinabilité à ces échelles.
- Une caractérisation des mécanismes élémentaires afin d'identifier le comportement du matériau sur chaque échelle caractéristique de contact outil/matière végétale

Une étude expérimentale approfondie a été alors menée sur plusieurs types d'agrocomposites par procédé industriel de détourage afin d'analyser le comportement particulier de la fibre végétale au sein d'un matériau composite sous différentes configurations de coupe. Cette étude a permis de déterminer des critères mécaniques et géométriques pour qualifier l'usinabilité des agrocomposites sur des échelles d'analyse bien spécifiques. Il s'est avéré que les fibres végétales se caractérisent par une forte flexibilité transversale qui leur donne une grande capacité à se déformer lors du contact avec l'outil de coupe et, par conséquence, les fibres végétales sont très sensibles aux variations des paramètres géométriques et cinématiques de l'outil d'une part, et à la variation des propriétés mécaniques des fibres d'autre part à cause de leur aspect naturel. En conclusion, c'est la rigidité de contact outil/matière qui contrôle l'efficacité du cisaillement et la qualité de la surface usinée. L'augmentation de la rigidité de contact favorise le mécanisme de cisaillement et réduit ainsi les extrémités non coupées des fibres qui restent penchées sur la surface usinée. Ces constats se sont révélés sur les échelles des renforts fibreux.

La flexibilité transversale des fibres végétales a été confirmée par des essais de coupe orthogonale qui ont montré une formation d'un copeau continu sur une large gamme de vitesse de coupe et de profondeur de passe. Les fibres végétales, associées à une matrice polymère thermoplastique, génèrent un comportement mécanique élastoplastique avec un endommagement ductile sans aucune rupture fragile quand elles sont sollicitées sur leur direction transversale (i.e. perpendiculairement à l'orientation des fibres). Les fibres suivent, en effet, le mouvement de cisaillement avec la matrice et conservent l'adhésion fibre/matrice même avec un fort déplacement en cisaillement.

L'usinage des agrocomposites se caractérise par un comportement multiéchelle lié à la structure complexe du renfort fibreux végétal dans l'agrocomposite. Afin de comprendre l'origine de ce comportement multiéchelle, une analyse tribo-mécanique a été réalisée sur des échantillons d'agrocomposites par nanoindentation et par rayage (scratch test) sur différentes échelles de contact. Il s'est avéré que, effectivement, les comportements mécanique et tribologique des fibres végétales diffèrent en changeant l'échelle de contact tribo-mécanique. Ainsi, ce changement comportement influence la réponse du matériau lors de la coupe par changement de l'échelle d'analyse. De plus, L'analyse tribo-mécanique montre que c'est le renfort fibreux qui contrôle le comportement des agrocomposites. Ceci explique alors le fait que les échelles pertinentes pour l'analyse de l'état des surfaces usinées des agrocomposites sont les échelles correspondantes à la taille du renfort fibreux, résultat révélé en utilisant l'approche multiéchelle par transformée en ondelette.

L'ensemble des résultats obtenus a débouché sur une application industrielle. Une pièce agrocomposite en structure sandwich a été fournie par l'équipementier automobile "Faurecia" et a fait l'objet d'un plan d'essai avec le procédé de détourage. Les paramètres du plan d'essai ont été optimisés par les précédents résultats expérimentaux. Ceci a permis d'optimiser les paramètres de coupe pour la pièce industrielle afin d'avoir une qualité de surface avec un cisaillement efficace des fibres et moins de rugosité des surfaces usinées. Cette application a permis de démontrer que les fibres végétales gardent le même comportement à la coupe même en présence d'une matrice thermodurcissable plus rigide que la matrice thermoplastique. Ceci confirme le fait que c'est le renfort fibreux qui contrôle le comportement des agrocomposites lors de la coupe.

Les travaux de cette thèse constituent une base scientifique importante pour la mise en place d'une approche robuste de qualification de l'usinabilité des agrocomposites. Néanmoins, d'autres pistes de recherche doivent être explorées afin de mieux contourner les verrous à la fois

technologiques et scientifiques sur ce type de matériau. Les perspectives majeures dégagées sur la base des travaux de la thèse peuvent être classées dans les points suivants :

- **Effet de l'orientation des fibres**

L'orientation des fibres dans un composite est un paramètre important dans une étude d'usinabilité. L'orientation des fibres pourra changer significativement le comportement de ces dernières lors de la coupe car elle change le mode de sollicitation. Ce paramètre n'a malheureusement pas été étudié dans les travaux de cette thèse à cause de l'imparfaite unidirectionnalité des fibres longues de lin dans les échantillons d'agrocomposites sujet de ces études comme le montre la **Figure 2.17** du **Chapitre 2**.

Afin d'étudier l'orientation des fibres végétales lors de la coupe dans un agrocomposite thermoplastique. Il faut travailler en amont sur le procédé de fabrication afin de développer un moyen d'élaboration capable de garder le renfort fibreux en parfaite unidirectionnalité à l'intérieur de la matrice polymère après la thermocompression sans créer des ondulations le long de l'axe des fibres qui sont bien visibles sur la **Figure 2.17** et ainsi s'abstenir des fils de trame. Les ondulations sur les fibres de lin et les fils de trame ajoutés empêchent une étude rigoureuse de l'orientation des fibres lors de la coupe.

- **Usinage laser**

L'usinage laser devient de plus en plus répandu dans l'industrie des composites conventionnels de verre et de carbone malgré les différents verrous scientifiques qui ont été rencontrés lors du développement de cette technique avancée pour l'usinage des matériaux composites. En effet, un matériau composite est par définition un matériau hétérogène. Cette hétérogénéité influence, d'une part la propagation du rayon laser et, d'autre part, les paramètres déterminants pour l'ablation de la matière à cause de l'anisotropie de la conduction thermique. Par conséquence, la conduction thermique élevée des fibres carbones dans le renfort et les propriétés très différentes des matériaux en contact risquent fortement d'endommager la matrice polymère en cas de mauvais pilotage du processus.

Dans le cas des agrocomposites, et en plus du problème d'hétérogénéité, les fibres végétales sont particulièrement impactées par la température. Leurs propriétés mécaniques commencent à se dégrader généralement au-delà de 200°C comme expliqué dans le **Chapitre 1**. Il serait intéressant d'étudier cette dégradation thermique au contact du laser par une étude thermomécanique des fibres végétales. Si une dégradation thermomécanique est constatée après usinage laser des

agrocomposites, il serait important de déterminer les zones affectées thermiquement (ZAT) et ainsi voir jusqu'à où cette dégradation se propagera à sein du composite.

- **Usinage par jet d'eau**

La principale spécificité de cette technique, par rapport aux autres procédés de découpe, est qu'elle assure une découpe à froid, sans endommagement ni déformation thermique du matériau. Cependant, cette technique mérite une étude très approfondie dans le cas de l'usinage des agrocomposites pour deux principales raisons :

- La flexibilité transversale des fibres végétale et leur sensibilité au contact outil matière. Ceci nécessitera des formes et des tailles spécifiques pour les grains abrasifs.
- L'hydrophilie des fibres végétales leur donne l'habilité à absorber de l'eau. Ceci peut dégrader les propriétés mécaniques des fibres ainsi que la cohésion entre les fibres et la matrice polymère. Il est important alors de mener une étude hygrométrique afin de déterminer la taille des zones affectées par l'absorption d'eau.

- **Modélisation numérique**

Les essais expérimentaux nécessitent la variation de beaucoup de paramètres et sont souvent trop couteux et laborieux à réaliser. L'objectif de l'approche numérique est de créer un outil de diagnostic afin d'optimiser les plans d'essais en ne sélectionnant que les paramètres pertinents qui influencent directement le comportement de la fibre lors de la coupe.

C'est ainsi qu'un modèle 2D tri-phasique de coupe micromécanique a été initié durant cette thèse en modélisant un paquet de trois fibres élémentaires enrobées dans un bloc de matrice polymère en utilisant le logiciel de calcul par éléments finis ABAQUS (**Figure 5.8**). La fibre végétale est modélisée par un comportement élastoplastique orthotrope avec un endommagement semi ductile (à faible allongement à la rupture). La matrice polymère est modélisée par un comportement élastoplastique isotrope avec un endommagement ductile. Les interfaces sont modélisées avec la technologie des éléments cohésifs. Le comportement thermique n'a pas été pris en compte.

Ce modèle est capable de reproduire qualitativement tous les phénomènes observés lors des essais de détourage et de coupe orthogonale comme le montre la **Figure 5.8**. En effet, on arrive à reproduire la forte déformation de la fibre lors du contact avec l'outil à cause de sa forte flexibilité transversale. Le modèle reproduit l'endommagement sub-surfacique qui se traduit en réalité par l'initiation de microfissures dues soit à l'endommagement des interfaces soit l'endommagement

de la structure microcellulaire de la fibre végétale. En plus des efforts tribologiques de coupe, le modèle 2D donne la cartographie d'endommagement des interfaces ainsi que la cartographie de la baisse de rigidité qui est un paramètre indicateur sur l'endommagement spécifique de chaque phase présente dans le matériau.

En revanche, ce modèle ne reproduit pas quantitativement les résultats des études expérimentales en termes d'efforts de coupe. Ceci est surement dû à la loi de comportement choisie pour la modélisation de la fibre végétale. Il a été démontré dans le **Chapitre 1** que la fibre végétale génère un comportement élasto-viscoplatique avec une petite zone linéaire au début de la sollicitation, une zone non linéaire qui correspond au mouvement de dislocation des microfibrilles de cellulose et enfin une zone linéaire qui illustre le comportement de la fibre dans sa nouvelle configuration de réarrangement des microfibrilles. Un comportement élastoplastique standard n'est peut-être pas le bon moyen de modélisation d'un tel comportement si complexe.

De plus, il est bien connu qu'un usinage à sec génère de la chaleur dans la zone de contact. L'influence thermique sur les lois de comportement et sur l'endommagement mécanique aura surement un impact sur les résultats.

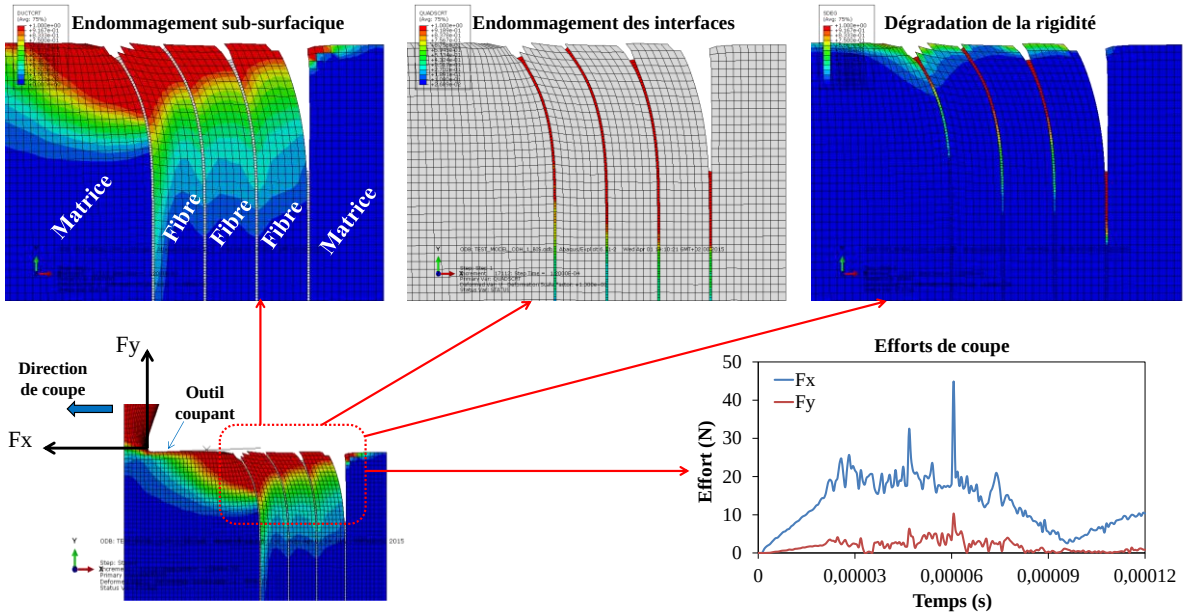

***Figure 5.8** : Modèle 2D micromécanique par éléments finis après la coupe montrant tous les résultats de sortie pertinents*

Afin de pouvoir valider et exploiter cet outil numérique, il sera nécessaire de développer une routine VUMAT afin de reproduire, dans un premier temps, le comportement thermomécanique complexe d'une fibre végétale. Cette VUMAT sera implémentée dans le modèle 2D micromécanique afin de comparer avec les résultats expérimentaux déjà réalisés dans cette thèse. Une deuxième routine VUMAT devra être développée pour reproduire le comportement

mécanique de la structure globale de l'agrocomposite après la détermination d'un volume élémentaire représentatif (VER). Cette VUMAT permettra de remontrer à un modèle 2D de coupe macromécanique. Une fois que les VUMAT seront validées sur les résultats expérimentaux, elles seront exploitées pour développer un modèle 3D de coupe macro mécanique qui permettra de tester numériquement plusieurs paramètres matériaux et process après une dernière validation expérimentale.

Références bibliographiques

[1] Auto body made of plastics resists denting under hard blows, Pop. Mech. Mag. 76 (1941) 12. http://www.ukcia.org/research/PopularMechanics/index.php.

[2] P. McMullen, Fibre/resin composites for aircraft primary structures: a short history, 1936–1984, Composites. 15 (1984) 222–230. doi:10.1016/0010-4361(84)90279-9.

[3] C. Baley, Fibres naturelles de renfort pour matériaux composites, Tech. L'ingénieur. (2013).

[4] A. Le Duigou, P. Davies, C. Baley, Analyse du cycle de vie d'un biocomposite, Matériaux Tech. 98 (2010) 143–150. doi:10.1051/mattech/2010021.

[5] I. Van de Weyenberg, J. Ivens, A. De Coster, B. Kino, E. Baetens, I. Verpoest, Influence of processing and chemical treatment of flax fibres on their composites, Compos. Sci. Technol. 63 (2003) 1241–1246. doi:10.1016/S0266-3538(03)00093-9.

[6] P.M. Tahir, A.B. Ahmed, S.O. SaifulAzry, A. Zakiah, Retting process of some bast plant fibres and its effect on fibre quality: a review, BioResources. 6 (2011) 5260–5281.

[7] N. Martin, N. Mouret, P. Davies, C. Baley, Influence of the degree of retting of flax fibers on the tensile properties of single fibers and short fiber/polypropylene composites, Ind. Crops Prod. 49 (2013) 755–767. doi:10.1016/j.indcrop.2013.06.012.

[8] K.L. Pickering, G.W. Beckermann, S.N. Alam, N.J. Foreman, Optimising industrial hemp fibre for composites, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 38 (2007) 461–468. doi:10.1016/j.compositesa.2006.02.020.

[9] C. Baley, Analysis of the flax fibres tensile behaviour and analysis of the tensile stiffness increase, Compos. - Part A Appl. Sci. Manuf. 33 (2002) 939–948. doi:10.1016/S1359-835X(02)00040-4.

[10] A. Bourmaud, C. Morvan, A. Bouali, V. Placet, P. Perré, C. Baley, Relationships between micro-fibrillar angle, mechanical properties and biochemical composition of flax fibers, Ind. Crops Prod. 44 (2013) 343–351. doi:10.1016/j.indcrop.2012.11.031.

[11] D.B. Dittenber, H.V.S. GangaRao, Critical review of recent publications on use of natural composites in infrastructure, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 43 (2012) 1419–1429. doi:10.1016/j.compositesa.2011.11.019.

[12] R. Hossain, A. Islam, A. Van Vuure, I. Verpoest, Processing dependent flexural strength variation of jute fiber reinforced epoxy composites, J. Eng. Appl. Sci. 8 (2013) 513–518.

[13] D.U. Shah, Developing plant fibre composites for structural applications by optimising composite parameters: a critical review, J. Mater. Sci. 48 (2013) 6083–6107. doi:10.1007/s10853-013-7458-7.

[14] V. Placet, F. Trivaudey, O. Cisse, V. Gucheret-Retel, M.L. Boubakar, Diameter dependence of the apparent tensile modulus of hemp fibres: A morphological, structural or ultrastructural effect?, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 43 (2012) 275–287. doi:10.1016/j.compositesa.2011.10.019.

[15] M. John, S. Thomas, Biofibres and biocomposites, Carbohydr. Polym. 71 (2008) 343–364. doi:10.1016/j.carbpol.2007.05.040.

[16] A.K. Mohanty, M. Misra, L.T. Drzal, Natural Fibers, Biopolymers, and Biocomposites, 2005. doi:10.1201/9780203508206.

[17] G. Bogoeva-Gaceva, M. Avella, M. Malinconico, A. Buzarovska, A. Grozdanov, G. Gentile, M.E. Errico, Natural fiber eco-composites, Polym. Compos. 28 (2007) 98–107. doi:10.1002/pc.20270.

[18] R.M. Rowell, J.S. Han, J.S. Rowell, Characterization and Factors Effecting Fiber Properties, in: E. Frollini, A.L. Leão, L.H.C. Mattoso (Eds.), Nat. Polym. an Agrofibers Compos., E.I.A, San Carlos, 2000: pp. 115–134.

[19] H.V. Scheller, P. Ulvskov, Hemicelluloses., Annu. Rev. Plant Biol. 61 (2010) 263–89. doi:10.1146/annurev-arplant-042809-112315.

[20] O. Hosseinaei, S. Wang, A.A. Enayati, T.G. Rials, Effects of hemicellulose extraction on properties of wood flour and wood–plastic composites, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 43 (2012) 686–694. doi:10.1016/j.compositesa.2012.01.007.

[21] R. Vanholme, B. Demedts, K. Morreel, J. Ralph, W. Boerjan, Lignin biosynthesis and structure., Plant Physiol. 153 (2010) 895–905. doi:10.1104/pp.110.155119.

[22] R.W. Truss, Natural fibers for biocomposites, MRS Bull. 36 (2011) 711–715. doi:10.1557/mrs.2011.207.

[23] P.S. Mukherjee, K.G. Satyanarayana, An empirical evaluation of structure-property relationships in natural fibres and their fracture behaviour, J. Mater. Sci. 21 (1986) 4162–4168. doi:10.1007/BF01106524.

[24] J. Summerscales, W. Hall, A.S. Virk, A fibre diameter distribution factor (FDDF) for natural fibre composites, J. Mater. Sci. 46 (2011) 5876–5880. doi:10.1007/s10853-011-5569-6.

[25] K. Charlet, C. Baley, C. Morvan, J.P. Jernot, M. Gomina, J. Bréard, Characteristics of Hermès flax fibres as a function of their location in the stem and properties of the derived

unidirectional composites, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 38 (2007) 1912–1921. doi:10.1016/j.compositesa.2007.03.006.

[26] L. Marrot, A. Lefeuvre, B. Pontoire, A. Bourmaud, C. Baley, Analysis of the hemp fiber mechanical properties and their scattering (Fedora 17), Ind. Crops Prod. 51 (2013) 317–327. doi:10.1016/j.indcrop.2013.09.026.

[27] M.F. Ashby, Materials Selection in Mechanical Design Third Edition, Butterwort, 2005.

[28] M.F. Ashby, The CES EduPack Database of Natural and Man-Made Materials, Granta Des. BIO Eng. (2008).

[29] O. Faruk, A.K. Bledzki, H.-P. Fink, M. Sain, Biocomposites reinforced with natural fibers: 2000–2010, Prog. Polym. Sci. 37 (2012) 1552–1596. doi:10.1016/j.progpolymsci.2012.04.003.

[30] J. Summerscales, N. Dissanayake, A. Virk, W. Hall, A review of bast fibres and their composites. Part 2 – Composites, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 41 (2010) 1336–1344. doi:10.1016/j.compositesa.2010.05.020.

[31] C. Morvan, C. Andème-Onzighi, R. Girault, D.S. Himmelsbach, A. Driouich, D.E. Akin, Building flax fibres: more than one brick in the walls, Plant Physiol. Biochem. 41 (2003) 935–944. doi:10.1016/j.plaphy.2003.07.001.

[32] F.D.A. Silva, N. Chawla, R.D.D.T. Filho, Tensile behavior of high performance natural (sisal) fibers, Compos. Sci. Technol. 68 (2008) 3438–3443. doi:10.1016/j.compscitech.2008.10.001.

[33] K.M.M. Rao, K.M. Rao, Extraction and tensile properties of natural fibers: Vakka, date and bamboo, Compos. Struct. 77 (2007) 288–295. doi:10.1016/j.compstruct.2005.07.023.

[34] X. Chen, Q. Guo, Y. Mi, Bamboo fiber-reinforced polypropylene composites: A study of the mechanical properties, J. Appl. Polym. Sci. 69 (1998) 1891–1899. doi:10.1002/(SICI)1097-4628(19980906)69:10<1891::AID-APP1>3.0.CO;2-9.

[35] F.M. Salleh, A. Hassan, R. Yahya, A.D. Azzahari, Effects of extrusion temperature on the rheological, dynamic mechanical and tensile properties of kenaf fiber/HDPE composites, Compos. Part B Eng. 58 (2014) 259–266. doi:10.1016/j.compositesb.2013.10.068.

[36] D. Plackett, T. Løgstrup Andersen, W. Batsberg Pedersen, L. Nielsen, Biodegradable composites based on l-polylactide and jute fibres, Compos. Sci. Technol. 63 (2003) 1287–1296. doi:10.1016/S0266-3538(03)00100-3.

[37] Y. Yuan, M. Guo, Y. Wang, Flax Fibers as Reinforcement in Poly (Lactic Acid) Biodegradable Composites, Commun. Comput. Inf. Sci. 134 (2011) 547–553.

[38] X. Li, L.G. Tabil, S. Panigrahi, W.J. Crerar, Processing Flax Fiber-reinforced Polymer

Composites by Injection Molding, in: CSAE/SCGR Annu. Meet., 2005.

[39] S. Kobayashi, K. Takada, R. Nakamura, Processing and characterization of hemp fiber textile composites with micro-braiding technique, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 59 (2014) 1–8. doi:10.1016/j.compositesa.2013.12.009.

[40] X. Li, L.G. Tabil, S. Panigrahi, Chemical Treatments of Natural Fiber for Use in Natural Fiber-Reinforced Composites: A Review, J. Polym. Environ. 15 (2007) 25–33. doi:10.1007/s10924-006-0042-3.

[41] M. ROKBI, H. OSMANI, L'effet des traitements de surface des fibres sur les propriétés mécaniques de composites Polyester-fibres Alfa, in: 20ème Congrès Français de Mécanique, AFM, Maison de la Mécanique, 39/41 rue Louis Blanc, 92400 Courbevoie, France(FR), 2011. http://hdl.handle.net/2042/46788 (accessed February 25, 2014).

[42] K. Al-Kaabi, A. Al-Khanbashi, A. Hammami, Date palm fibers as polymeric matrix reinforcement: DPF/polyester composite properties, Polym. Compos. 26 (2005) 604–613. doi:10.1002/pc.20130.

[43] A. Shalwan, B.F. Yousif, In State of Art: Mechanical and tribological behaviour of polymeric composites based on natural fibres, Mater. Des. 48 (2013) 14–24. doi:10.1016/j.matdes.2012.07.014.

[44] W. WANG, M. SAIN, P. COOPER, Study of moisture absorption in natural fiber plastic composites, Compos. Sci. Technol. 66 (2006) 379–386. doi:10.1016/j.compscitech.2005.07.027.

[45] A. Athijayamani, M. Thiruchitrambalam, U. Natarajan, B. Pazhanivel, Effect of moisture absorption on the mechanical properties of randomly oriented natural fibers/polyester hybrid composite, Mater. Sci. Eng. A. 517 (2009) 344–353. doi:10.1016/j.msea.2009.04.027.

[46] O. Hosseinaei, S. Wang, A.M. Taylor, J.-W. Kim, Effect of hemicellulose extraction on water absorption and mold susceptibility of wood–plastic composites, Int. Biodeterior. Biodegradation. 71 (2012) 29–35. doi:10.1016/j.ibiod.2011.12.015.

[47] A. Bledzki, Composites reinforced with cellulose based fibres, Prog. Polym. Sci. 24 (1999) 221–274. doi:10.1016/S0079-6700(98)00018-5.

[48] D. Chandramohan, K. Marimuthu, Drilling of natural fiber particle reinforced polymer composite material, Int. J. Adv. Eng. Res. Stud. I (2011) 134–145.

[49] N. Venkateshwaran, a. ElayaPerumal, Hole quality evaluation of natural fiber composite using image analysis technique, J. Reinf. Plast. Compos. 32 (2013) 1188–1197. doi:10.1177/0731684413486847.

[50] P.K. Bajpai, I. Singh, Drilling behavior of sisal fiber-reinforced polypropylene composite laminates, J. Reinf. Plast. Compos. 32 (2013) 1569–1576. doi:10.1177/0731684413492866.

[51] G.D. Babu, K.S. Babu, B.U.M. Gowd, Effects of drilling parameters on delamination of hemp fiber reinforced composites, Int. J. Mech. Eng. Res. Dev. 2 (2012) 1–8.

[52] N. Abilash, M. Sivapragash, Optimizing the delamination failure in bamboo fiber reinforced polyester composite, J. King Saud Univ. - Eng. Sci. (2013). doi:10.1016/j.jksues.2013.09.004.

[53] V. Sridharan, N. Muthukrishnan, Optimization of Machinability of Polyester/Modified Jute Fabric Composite Using Grey Relational Analysis (GRA), Procedia Eng. 64 (2013) 1003–1012. doi:10.1016/j.proeng.2013.09.177.

[54] D. Babu, S. Babu, B.U.M. Gowd, Effects of machinig parameters in the drilling of jute fiber reinforced plastic : Evaluation of the delamination factor, Glob. J. Mech. Eng. Comput. Sci. 2 (2012) 57–62.

[55] S.A.S. Azuan, P. Composites, Effects of Drilling Parameters on Delamination of Coconut Meat Husk Reinforced, Adv. Environ. Biol. 7 (2013) 1097–1100.

[56] S. Jayabal, U. Natarajan, Drilling analysis of coir-fibre-reinforced polyester composites, Bull. Mater. Sci. 34 (2011) 1563–1567. doi:10.1007/s12034-011-0359-y.

[57] P.N.E. Naveen, M. Yasaswi, R. V Prasad, Experimental Investigation of Drilling Parameters on Composite Materials, J. Mech. Civ. Eng. 2 (2012) 30–37.

[58] L.M.P. Durão, D.J.S. Gonçalves, J.M.R.S. Tavares, V.H.C. de Albuquerque, T.H. Panzera, L.J. Silva, a. A. Vieira, a. P.M. Baptista, Drilling Delamination Outcomes on Glass and Sisal Reinforced Plastics, Mater. Sci. Forum. 730–732 (2012) 301–306. doi:10.4028/www.scientific.net/MSF.730-732.301.

[59] R. Vinayagamoorthy, N. Rajeswari, Analysis of cutting forces during milling of natural fibered composites using Fuzzy logic, Int. J. Compos. Mater. Manuf. 2 (2012) 15–21.

[60] G.D. Babu, K.S. Babu, B.U.M. Gowd, Effect of Machining Parameters on Milled Natural Fiber-Reinforced Plastic Composites, J. Adv. Mech. Eng. (2013) 1–12. doi:10.7726/jame.2013.1001.

[61] U. Nirmal, K.O. Low, J. Hashim, On the effect of abrasiveness to process equipment using betelnut and glass fibres reinforced polyester composites, Wear. 290–291 (2012) 32–40. doi:10.1016/j.wear.2012.05.022.

[62] J.P. Davim, P. Reis, Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments, J. Mater. Process. Technol. 160 (2005) 160–167. doi:10.1016/j.jmatprotec.2004.06.003.

[63] M.E. Merchant, Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip, J. Appl. Phys. 16 (1945) 267. doi:10.1063/1.1707586.

[64] F. Pierron, Saint-Venant Effects in the Iosipescu Specimen, J. Compos. Mater. 32 (1998) 1986–2015. doi:10.1177/002199839803202201.

[65] P. Ghidossi, M. El Mansori, F. Pierron, Edge machining effects on the failure of polymer matrix composite coupons, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 35 (2004) 989–999. doi:10.1016/j.compositesa.2004.01.015.

[66] K.J. Wong, S. Zahi, K.O. Low, C.C. Lim, Fracture characterisation of short bamboo fibre reinforced polyester composites, Mater. Des. 31 (2010) 4147–4154. doi:10.1016/j.matdes.2010.04.029.

[67] L. Lundquist, G. Arpin, Y. Leterrier, F. Berthold, M. Lindström, J.-A.E. Manson, Alkali-methanol-anthraquinone pulping ofMiscanthus x giganteus for thermoplastic composite reinforcement, J. Appl. Polym. Sci. 92 (2004) 2132–2143. doi:10.1002/app.20179.

[68] L. E.Nielsen, Mechanical properties of polymer and composites, New York, 1974.

[69] Y. Lu, Mechanical properties of random discontinuous fiber composites manufactured from the wetlay process, Virginia Polytechnic Institute and State University, 2002. http://scholar.lib.vt.edu/theses/available/etd-08132002-163349/.

[70] R. Strapasson, S.C. Amico, M.F.R. Pereira, T.H.D. Sydenstricker, Tensile and impact behavior of polypropylene/low density polyethylene blends, Polym. Test. 24 (2005) 468–473. doi:10.1016/j.polymertesting.2005.01.001.

[71] K. Kaack, K.-U. Schwarz, Morphological and mechanical properties of Miscanthus in relation to harvesting, lodging, and growth conditions, Ind. Crops Prod. 14 (2001) 145–154. doi:10.1016/S0926-6690(01)00078-4.

[72] K. Charlet, A. Béakou, Mechanical properties of interfaces within a flax bundle – Part I: Experimental analysis, Int. J. Adhes. Adhes. 31 (2011) 875–881. doi:10.1016/j.ijadhadh.2011.08.008.

[73] S. Mezghani, M. El Mansori, E. Sura, Wear mechanism maps for the belt finishing of steel and cast iron, Wear. 267 (2009) 86–91. doi:10.1016/j.wear.2008.12.113.

[74] M. Bigerelle, G. Guillemot, Z. Khawaja, M. El Mansori, J. Antoni, Relevance of Wavelet Shape Selection in a complex signal, Mech. Syst. Signal Process. 41 (2013) 14–33. doi:10.1016/j.ymssp.2013.07.001.

[75] X. Chen, J. Raja, S. Simanapalli, Multi-scale analysis of engineering surfaces, Int. J. Mach. Tools Manuf. 35 (1995) 231–238. doi:10.1016/0890-6955(94)P2377-R.

[76] S.K. Chowdhury, A.D. Nimbarte, M. Jaridi, R.C. Creese, Discrete wavelet transform

analysis of surface electromyography for the fatigue assessment of neck and shoulder muscles., J. Electromyogr. Kinesiol. 23 (2013) 995–1003. doi:10.1016/j.jelekin.2013.05.001.

[77] S. Mezghani, M. El Mansori, A. Massaq, P. Ghidossi, Correlation between surface topography and tribological mechanisms of the belt-finishing process using multiscale finishing process signature, Comptes Rendus Mécanique. 336 (2008) 794–799. doi:10.1016/j.crme.2008.09.002.

[78] J. Chae, S.S. Park, T. Freiheit, Investigation of micro-cutting operations, Int. J. Mach. Tools Manuf. 46 (2006) 313–332. doi:10.1016/j.ijmachtools.2005.05.015.

[79] I.S. Kang, J.S. Kim, Y.W. Seo, Cutting force model considering tool edge geometry for micro end milling process, J. Mech. Sci. Technol. 22 (2008) 293–299. doi:10.1007/s12206-007-1110-x.

[80] W. Brostow, V. Kovacevic, D. Vrsaljko, J. Whitworth, Tribology of Polymers and Polymer-Based Composites, J. Mater. Educ. 32 (2010) 273–290.

[81] N.K. Myshkin, M.I. Petrokovets, A.V. Kovalev, Tribology of polymers: Adhesion, friction, wear, and mass-transfer, Tribol. Int. 38 (2005) 910–921. doi:10.1016/j.triboint.2005.07.016.

[82] B.F. Yousif, N.S.M. El-Tayeb, Adhesive Wear Performance of T-OPRP and UT-OPRP Composites, Tribol. Lett. 32 (2008) 199–208. doi:10.1007/s11249-008-9381-7.

[83] U. Nirmal, J. Hashim, K.O. Low, Adhesive wear and frictional performance of bamboo fibres reinforced epoxy composite, Tribol. Int. 47 (2012) 122–133. doi:10.1016/j.triboint.2011.10.012.

[84] S. Mezghani, H. Zahouani, J.-J. Piezanowski, Multiscale characterizations of painted surface appearance by continuous wavelet transform, J. Mater. Process. Technol. 211 (2011) 205–211. doi:10.1016/j.jmatprotec.2010.09.011.

[85] H. Zahouani, S. Mezghani, R. Vargiolu, M. Dursapt, Identification of manufacturing signature by 2D wavelet decomposition, Wear. 264 (2008) 480–485. doi:10.1016/j.wear.2006.08.047.

[86] S.-H. Lee, H. Zahouani, R. Caterini, T.G. Mathia, Morphological characterisation of engineered surfaces by wavelet transform, Int. J. Mach. Tools Manuf. 38 (1998) 581–589. doi:10.1016/S0890-6955(97)00105-3.

[87] F. Pierron, A. Vautrin, Measurement of the in-plane shear strengths of unidirectional composites with the Iosipescu test, Compos. Sci. Technol. 57 (1998) 1653–1660. doi:10.1016/S0266-3538(97)00099-7.

[88] A. Ben Soussia, A. Mkaddem, M. El Mansori, Rigorous treatment of dry cutting of FRP – Interface consumption concept: A review, Int. J. Mech. Sci. 83 (2014) 1–29. doi:10.1016/j.ijmecsci.2014.03.017.

[89] N. Bhatnagar, N. Ramakrishnan, N.K. Naik, R. Komanduri, On the machining of fiber reinforced plastic (FRP) composite laminates, Int. J. Mach. Tools Manuf. 35 (1995) 701–716. doi:10.1016/0890-6955(95)93039-9.

[90] D. Iliescu, D. Gehin, I. Iordanoff, F. Girot, M.E. Gutiérrez, A discrete element method for the simulation of CFRP cutting, Compos. Sci. Technol. 70 (2010) 73–80. doi:10.1016/j.compscitech.2009.09.007.

[91] A. Koplev, A. Lystrup, T. Vorm, The cutting process, chips, and cutting forces in machining CFRP, Composites. 14 (1983) 371–376. doi:10.1016/0010-4361(83)90157-X.

[92] S. Kherad-Pajouh, O. Renaud, An exact permutation method for testing any effect in balanced and unbalanced fixed effect ANOVA, Comput. Stat. Data Anal. 54 (2010) 1881–1893. doi:10.1016/j.csda.2010.02.015.

[93] D.L. Massart, B.G.. Vandeginste, L.M.C. Buydens, S. De Jong, P.. Lewi, J. Smeyers-Verbeke, Handbook of Chemometrics and Qualimetrics: Part A, Data Handl, Elsevier B.V., Amsterdam, 1998.

[94] W.C. Oliver, G.M. Pharr, An Improved Technique for Determining Hardness and Elastic-Modulus Using Load and Displacement Sensing Indentation Experiments, J. Mater. Res. 7 (1992) 1564–1583. doi:10.1557/.

[95] A. Bourmaud, C. Baley, Rigidity analysis of polypropylene/vegetal fibre composites after recycling, Polym. Degrad. Stab. 94 (2009) 297–305. doi:10.1016/j.polymdegradstab.2008.12.010.

[96] A. Bourmaud, S. Pimbert, Investigations on mechanical properties of poly(propylene) and poly(lactic acid) reinforced by miscanthus fibers, Compos. Part A Appl. Sci. Manuf. 39 (2008) 1444–1454. doi:10.1016/j.compositesa.2008.05.023.

[97] A. Le Duigou, A. Bourmaud, C. Baley, In-situ evaluation of flax fibre degradation during water ageing, Ind. Crops Prod. 70 (2015) 204–210. doi:10.1016/j.indcrop.2015.03.049.

[98] X. Li, B. Bhushan, A review of nanoindentation continuous stiffness measurement technique and its applications, Mater. Charact. 48 (2002) 11–36. doi:10.1016/S1044-5803(02)00192-4.

[99] N.S. El-Tayeb, R.M. Gadelrab, Friction and wear properties of E-glass fiber reinforced epoxy composites under different sliding contact conditions, Wear. 192 (1996) 112–117. doi:10.1016/0043-1648(95)06770-1.

[100] B.F. Yousif, U. Nirmal, Wear and frictional performance of polymeric composites aged in various solutions, Wear. 272 (2011) 97–104. doi:10.1016/j.wear.2011.07.006.

[101] K.E. Koumi, T. Chaise, D. Nelias, Rolling contact of a rigid sphere/sliding of a spherical indenter upon a viscoelastic half-space containing an ellipsoidal inhomogeneity, J. Mech. Phys. Solids. 80 (2015) 1–25. doi:10.1016/j.jmps.2015.04.001.

[102] J.. Bucaille, E. Felder, G. Hochstetter, Mechanical analysis of the scratch test on elastic and perfectly plastic materials with the three-dimensional finite element modeling, Wear. 249 (2001) 422–432. doi:10.1016/S0043-1648(01)00538-5.

ANALYSE MULTIECHELLE DE L'USINAGE DES MATERIAUX BIOSOURCES APPLICATION AUX AGROCOMPOSITES

RESUME : Les fibres naturelles telles que le lin, le chanvre, le bambou ou la miscanthus sont de plus en plus utilisées pour renforcer les composites industriels afin de réduire le poids, le coût et l'impact environnemental des produits. Elles remplacent les composites conventionnels tels que les composites à base de résine polymère et fibres synthétiques. Les méthodes de parachèvement par usinage de ces produits agrocomposites demeurent un verrou technologique et un défi scientifique. Ceci est dû principalement à la structure complexe des fibres végétales constituée de cellulose et issue des feuilles ou des tiges de plantes cultivées. Ce travail de thèse propose une analyse multiéchelle du comportement à la coupe de ces matériaux renouvelables qui exploite un procédé 2D de coupe orthogonale et un procédé 3D de coupe par fraisage. L'objectif étant de mieux appréhender les mécanismes physiques majeurs activés par le processus d'enlèvement de matière des agrocomposites. Aussi, pour identifier les effets d'échelle observés en usinage, une caractérisation tribo-mécanique des agrocomposites stratifiés par nanoindentation et rayage ainsi que des essais mécaniques spécifiques ont été réalisés. Les fibres végétales se différencient des fibres synthétiques par une flexibilité transversale qui leur confère une grande capacité à se déformer lors du contact avec l'outil de coupe. Ainsi, la rigidité mécanique du contact outil/matière contrôle ici la coupe par cisaillement plastique des fibres végétales et, par conséquence, la qualité de la surface usinée des agrocomposites. Les fibres végétales, associées à une matrice polymère thermoplastique, présentent par ailleurs un comportement mécanique élastoplastique avec un endommagement ductile lorsqu'elles sont sollicitées suivant leur direction transversale. Ceci explique la production de copeaux continus en usinage par opposition aux composites synthétiques conventionnels. Les comportements mécanique et tribologique des fibres végétales en usinage sont fonction de l'échelle de contact. Ceci explique le caractère multiéchelle de la coupe des agrocomposites dont l'usinabilité est intiment liée à la taille du renfort fibreux.

Mots clés : Usinage; Agrocomposite; Analyse multiéchelle; Frottement; Nanoindentation; Fibre végétale.

MULTISCALE ANALYSIS OF MACHINING OF BIOBASED MATERIALS APPLICATION TO BIOCOMPOSITES

ABSTRACT: Natural fibers such as flax, hemp, bamboo or miscanthus are increasingly used as fibrous reinforcement in order to reduce the weight, the cost and the environmental impact of products. They replace the conventional composites based on polymer resin and synthetic fibers. The finishing operations by machining of these biocomposite products remain a technological issue and a scientific challenge. This is mainly due to the complex structure of natural fibers composed of cellulose and extracted from plant leaf or plant stem. This research work provides a multiscale analysis of cutting behavior of these renewable materials in 2D orthogonal cutting and 3D milling processes. The primary objective is to better understand the major physical mechanisms activated by the material removal process of biocomposites. Furthermore, to identify the scale effects observed in machining, a tribo-mechanical characterization of stratified biocomposites by nanoindentation and scratch as well as specific mechanical tests were carried out. Natural fibers are distinguished from synthetic fibers by a transverse flexibility, which enable them good ability to deform upon contact with the cutting tool. Thus, the mechanical tool/material contact stiffness controls the cutting by plastic shearing of plant fibers and, consequently, it controls the quality of the biocomposite-machined surfaces. Otherwise, natural fibers, associated with a thermoplastic polymer matrix, have an elastoplastic behavior with a ductile damage when they are stressed in their transverse direction. This explains the production of continuous chips when machining biocomposites, unlike conventional synthetic composites. The mechanical and tribological behaviors of plant fibers in machining are dependent on the contact scale. This explains the multiscale cutting character of biocomposites where the machinability is intimately related to the size of the fibrous reinforcement.

Keywords : Machining; Biocomposites; Multiscale analysis; Friction; Nanoindentation; Plant fiber.

ARTS ET MÉTIERS ParisTech

ParisTech INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY