



HAL
open science

Étude de la découpe des biocomposites par un jet d'azote cryogénique pur et additionné de charges particulières abrasives

Floriane Lavorel

► **To cite this version:**

Floriane Lavorel. Étude de la découpe des biocomposites par un jet d'azote cryogénique pur et additionné de charges particulières abrasives. Génie mécanique [physics.class-ph]. HESAM Université, 2023. Français. NNT : 2023HESAE005 . tel-04050707

HAL Id: tel-04050707

<https://pastel.hal.science/tel-04050707v1>

Submitted on 29 Mar 2023

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.

ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES DES MÉTIERS DE L'INGÉNIEUR

**Laboratoire Mécanique, Surfaces, Matériaux et Procédés
(MSMP – EA7350) – Campus de Châlons-en-Champagne
Centre de Recherche Industriel pour la Transition Technologique
– Technique Jet de Fluide et Usinage (CRITT – TJFU)**

THÈSE

présentée par : Mme. Floriane LAVOREL

soutenue le : 31 janvier 2023

pour obtenir le grade de : Docteur d'HESAM Université

préparée à : École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité : Génie Mécanique – Procédés de Fabrication

**Étude de la découpe des biocomposites par un jet
d'azote cryogénique pur et additionné de charges
particulaires abrasives**

**THÈSE dirigée par : M. Mohamed EL MANSORI
M. Abdel TAZIBT**

et co-encadrée par : M. Faissal CHEGDANI

Jury

M. Hassan ZAHOUANI , Professeur, LTDS, Ecole centrale de Lyon	Examineur
Mme Caroline RICHARD , Professeure, GREMAN UMR CNRS 7347, Université de Tours	Rapporteur
M. Hamid ZAIDI , Professeur, Institut Pprime CNRS UPR 3346, Université de Poitiers	Rapporteur
M. Mohamed EL MANSORI , Professeur, MSMP EA 7350, Arts et métiers	Examineur
M. Abdel TAZIBT , Directeur de recherche HDR, CRITT TJFU, Bar-le-Duc	Examineur
M. Faissal CHEGDANI , Maître de conférences, MSMP EA 7350, Arts et métiers	Examineur
M. Yosri KHALSI , Docteur Chef de projet R&D, CRITT TJFU, Bar-le-Duc	Invité

Table des matières

Table des matières	II
Table des illustrations.....	VI
Table des Tableaux.....	XVI
Introduction Générale.....	1
Chapitre I: État de l'Art – Structure des fibres végétales et procédés d'usinage des agrocomposites.....	5
1 Introduction	5
2 Fibre végétale : une structure multiéchelle complexe	7
2.1 Production d'une fibre technique de lin	7
2.2 Structure multi-échelle d'une fibre végétale	9
2.3 Propriétés thermomécaniques des fibres végétales	13
3 Usinage des agrocomposites par procédés traditionnels	18
3.1 Usinage traditionnel des agrocomposites par outils tournants	18
3.2 Analyse fondamentale de l'usinage des agrocomposites par coupe orthogonale	22
4 Procédés avancés d'usinage	28
4.1 Usinage par assistance cryogénique	29
4.2 Usinage par jet de fluide.....	33
4.3 Usinage par jet de fluide cryogénique.....	52
5 Conclusions	59
Chapitre 2: Protocoles expérimentaux et analyse de la formation d'un jet de fluide cryogénique	61
1 Introduction	61
2 Banc d'usinage par jet de fluide cryogénique	62
3 Analyse expérimentale de l'influence des paramètres géométriques du jet.....	64
3.1 Morphologie d'un jet d'azote pur.....	64
3.2 Morphologie d'un jet d'azote abrasif	67
4 Matériaux	73
4.1 Biocomposite lin/PLA.....	73
4.2 Abrasifs	74

5	Moyens de caractérisation	77
5.1	Moyens d'analyse « in-situ » de la découpe par jet d'azote.....	78
5.2	Moyens d'analyse des surfaces usinées	81
6	Conclusion.....	87
Chapitre 3 : Application d'un jet d'azote cryogénique pour l'usinage d'un biocomposite lin / PLA		88
1	Introduction	88
2	Méthodologie d'expérimentation par dichotomie	89
3	Etude du taux d'enlèvement de matière	91
3.1	Analyse du taux d'érosion du biocomposite lin/PLA par J.A.C.	92
3.2	Analyse du taux d'érosion du biocomposite lin/PLA par J.A.C.A.	93
3.3	Analyse du taux d'érosion en fonction des conditions expérimentales	94
4	Endommagement macroscopique	97
4.1	Détermination des défauts macroscopiques induits par l'usinage J.A.C.	97
4.2	Comparaison macroscopique des modes d'enlèvement de matière entre les particules abrasives minérales et biosourcés	98
4.3	Rôle des particules abrasives dans l'enlèvement de matière.....	100
5	Analyse morphologique	103
5.1	Détermination des zones caractéristiques d'un jet de fluide	104
5.2	Effet de la vitesse d'avance sur l'état de surface lors d'un usinage par J.A.C... ..	106
5.3	Impact du type de particule sur l'état de surface lors d'un usinage par J.A.C.A.	108
5.4	Mécanismes d'enlèvement de matière d'un J.A.C. et d'un J.A.C.A par fractographie.....	110
6	Conclusion.....	114
Chapitre 4 : Effet des paramètres d'un jet d'azote cryogénique abrasif sur l'usinabilité des biocomposites : Analyse exploratoire		116
1	Introduction	116
2	Description de l'approche statistique d'analyse	117
2.1	Définition du plan d'expérience	117
2.2	Définition des paramètres de réponse	119
2.3	Principe d'une analyse statistique par « Design Expert 11 »	120

3	Analyse de l'influence des paramètres du jet d'azote sur la qualité des surfaces usinées par ANOVA	121
3.1	Génération d'aliases par les essais de coupe non débouchants	121
3.2	Analyse statistique du paramètre de rugosité « Sa »	123
3.3	Analyse statistique du paramètre de rugosité « Sz »	128
4	Analyse topographique des surfaces usinées par jet d'azote abrasif.....	134
4.1	Identification des mécanismes de formation de la rugosité de surface	135
4.2	Effet des paramètres principaux sur la topographie des surfaces usinées.....	136
5	Analyse des mécanismes de coupe par observations microscopiques	140
5.1	Identification des zones caractéristiques de coupe.....	140
5.2	Effet des paramètres principaux sur le comportement de coupe.....	145
	Conclusion.....	148
Chapitre 5 : Analyse thermomécanique de la coupe d'un biocomposite par jet d'azote cryogénique abrasif : comparaison avec la coupe par jet d'eau abrasif.....		
1	Introduction	150
2	Approche expérimentale pour l'analyse thermomécanique en usinage des biocomposites par JACA.....	151
2.1	Banc d'essai instrumenté.....	151
2.2	Plan d'expérience	151
3	Analyse thermomécanique de la découpe des biocomposites par jet d'azote cryogénique abrasif.	152
3.1	Effet des paramètres du J.A.C.A. sur la température de coupe.....	152
3.2	Effets des paramètres du J.A.C.A. sur les efforts de coupe	153
3.3	Effet des paramètres du J.A.C.A. sur l'état microscopique des surfaces usinées	155
3.4	Effet des paramètres du J.A.C.A. sur l'état topographique des surfaces usinées	161
3.5	Modélisation analytique du comportement de coupe par jet d'azote cryogénique abrasif	162
4	Étude comparative avec le procédé de découpe par jet d'eau abrasif.....	171
4.1	Comparaison des températures de coupe	172
4.2	Comparaison des efforts de coupe	174
4.3	Comparaison du comportement de coupe des biocomposites.....	174

4.4	Comparaison de la rugosité des surfaces usinées.....	177
5	Conclusion.....	177
	Conclusion générale et perspectives.....	179
	Références	182

Table des illustrations

Figure 1.1 : Quelques applications de structure des agrocomposites en fibres longues de lin [1], [2]. a) éléments de carrosserie des véhicules automobile, b) éléments de carrosserie des motos, c) coque de bateau, et d) coque de siège d'avion en classe affaires.....	2
Figure 1.1 : Évolution a) des agrocomposites des années 1950 à 2010 [9] ; b) de la recherche sur les fibres de lin et de chanvre de 2000 à 2020. Courbes produites à partir de la base de données de Scopus.....	6
Figure 1.2 : Observations par microscopie électronique à balayage (MEB): (a) d'une section de tige de lin par coupe radiale; (b) d'un agrandissement sur les faisceaux des fibres [23]	8
Figure 1.3 : De la plante à la fibre élémentaire [37] montrant la structure d'une fibre végétale à plusieurs échelles : a) une représentation schématique d'une section radiale d'une tige de lin, b) un faisceau de fibres de lin [23], c) une représentation schématique d'une section radiale d'une fibre élémentaire de lin [38] et les dimensions de Richely et al[39], d) une schématisation de la structure des parois cellulosiques d'une fibre élémentaire de lin [37], [38], [40].....	9
Figure 1.4 : Evolution des caractéristiques mécaniques d'une tige de lin en fonction de son diamètre : a) Résistance à la flexion ; b) Module de flexion apparent [28]	10
Figure 1.5 : Composition d'une fibre de lin [47]	12
Figure 1.6 : Images obtenues par un microscope à force atomique (AFM) sur une fibre élémentaire de lin. a) image topographique ; b) cartographie du module d'élasticité [48]	12
Figure 1.7 : Évolution des propriétés mécaniques des fibres de lin en fonction de la température d'après les essais de Thomason et al [55] pour : a) le module de Young dans le sens des fibres, b) le Module de Young dans le sens transversal, et c) le Module de cisaillement.....	14
Figure 1.8 : Evolution du coefficient d'expansion thermique en fonction de la température : a) dans le sens des fibres et b) dans le sens transversal.....	15

Figure 1.9 : Évolution de la température de transition vitreuse de la cellulose en fonction de l'hygrométrie et du taux de cristallinité [69]	17
Figure 1.10 : Définition de l'approche multiéchelle de l'usinabilité des biocomposites [86] .	21
Figure 1.11 : Schématisation d'une coupe orthogonale [21]	23
Figure 1.12 : Observation MEB des surfaces usinées par coupe orthogonale d'un agrocomposite lin / PLA : (a) sans refroidissement initial des échantillons ; (b) en refroidissant la surface à usiner avant la coupe [21]	27
Figure 1.13 : Définition des mécanismes d'interaction entre l'azote liquide et une surface lors d'un impact orthogonal	30
Figure 1.14 : Illustration des mécanismes de transfert thermiques lors de l'impact d'un jet d'azote sur une surface en fonction de l'efficacité du refroidissement d'après Wang et al [97]	31
Figure 1.15 : Micro-puce en PDMS usinée en 3D par assistance cryogénique par Kakinuma et al avec : a) la vue d'ensemble de la micro-puce usinée, b) un micro-perçage et c) un micro-fraisage [98]	31
Figure 1.16 : a) Principe de formation d'un jet d'eau pur ; b) Description de l'accélération d'un fluide lors de son passage dans la buse [109].....	34
Figure 1.17 : Description schématique d'un jet sous-détendu : a) en sortie de buse; b) jet entier [113]	36
Figure 1.18 : Schématisation de : a) Principe de la formation d'un jet d'eau abrasif avec les trois zones de formation du jet ; b) l'interaction air / fluide / abrasifs dans la chambre de mélange [117].....	37
Figure 1.19 : Schématisation des paramètres influençant l'interaction outil/matière lors d'une découpe par jet de fluide abrasif [114], [115], [120]	38
Figure 1.20 : Série de 10 photographies consécutives espacées de 0.04 secondes d'une découpe par jet d'eau abrasif d'un PMMA de 30 mm d'épaisseur [124]	39
Figure 1.21 : a) Illustration de la formation de la rainure lors d'une découpe par jet de fluide abrasif montrant la zone d'endommagement sur le bord supérieur [128].....	41
Figure 1.22 : Observation du bord de coupe supérieur d'un composite carbone / époxy usiné par JEA en comparant la variation de la distance de tir et de la vitesse d'avance [128]..	41
Figure 1.23 : Images MEB des surfaces usinées d'un agrocomposite à fibres de coco et matrice époxy usinées a) avec un jet d'eau pur ; b) avec un jet d'eau abrasif utilisant du grenat 80 mesh [139].....	43

Figure 1.24 : Schématisation des étapes d'usinage en fonction du mode d'enlèvement de matière : a) Par impact, b) par mixte d'impact, d'abrasion et d'érosion, c) par abrasion des profils	45
Figure 1.25 : Illustration schématique du mécanisme de rupture par fatigue d'un matériau selon Wiederhorn et al [150].....	46
Figure 1.26 : Description schématique d'un impact d'une particule abrasive sur un matériau ductile a) lors de l'érosion par impact normal et b) lors de l'abrasion par impact tangentiel [152]	47
Figure 1.27 : Description schématique d'un impact d'une particule abrasive sur un matériau fragile [152].....	47
Figure 1.28 : Illustration de l'usinage par jet d'eau abrasif présentant les trois zones : 1 - Zone initiale en début de coupe ; 2 – Zone de découpe homogène ; 3 – Zone de découpe striée ainsi que les zones de transitions entre chacune [153].....	48
Figure 1.29 : Description du mécanisme de délaminage et d'incrustation des particules abrasives dans un matériau composite [154]: a) création de poches de délaminage par l'impact du jet, b) fragilisation des interfaces par le jet, c) incrustation des particules abrasives dans les poches de délaminage.....	49
Figure 1.30 : Description schématique des étapes d'interaction jet – abrasif – matière lors d'une opération de perçage par jet d'eau abrasif d'un matériau composite selon Schwartzentruber et al [151]	50
Figure 1.31 : Chronologie de l'évolution de la cryogénie en industrie.....	53
Figure 1.32 : Schématisation de la notion d'interphase.....	54
Figure 1.33 : Observation MEB d'un endommagement de la surface d'un acier E24 par un jet d'azote cryogénique à une distance de tir de 30mm [178]	56
Figure 1.34: Évolution de la température d'un jet pur ($D_b=0.2\text{mm}$) au cours du temps de tir en statique [178].....	56
Figure 1.35 : Photographies d'un J.A.C. sous-détendu, formé par la pompe cryogénique NITROJET, visualisées à l'aide d'une caméra ultra-rapide par Khalsi et al [123].....	57
Figure 1.36 : Photographies réalisées par caméra ultra-rapide d'un jet d'azote cryogénique abrasif à différentes pressions de 50 à 300 MPa, chargé avec des billes de verres [123]	58
Figure 2.1 : Formation d'un jet d'azote cryogénique pour un banc d'essai abrasif adapté de [123]	62

Figure 2.2 : Photographie du jet d'azote sur : (a) le robot Reiss en utilisant un jet pur ; (b) le robot Reiss avec un outil pour jet abrasif ; (c) la machine de découpe jet d'eau 2 têtes LDSA avec un support pour le montage de l'outil de découpe J.A.C.A	63
Figure 2.3 : Représentation schématique des trois outils utilisés dans l'étude de morphologie du jet avec : le jet pur ; un outil partiel, composé d'une buse, et d'une chambre de mélange ; un outil de jet abrasif complet comportant le système buse – chambre de mélange – canon.....	64
Figure 2.4 : Photographies du banc d'essai de morphologie du jet pur : a) image globale de l'ensemble du banc ; b) zoom sur la sortie de la buse et la détente du jet	65
Figure 2.5 : Résultats de l'étude de morphologie du jet pur comprenant : a) Photographies de comparaison de l'effet du diamètre de buse pour trois pression (100 ; 200 ; 300) MPa ; Représentation graphique de l'influence de la pression et du diamètre de buse sur : b) la longueur de la flamme ; c) le facteur d'expansion du jet	67
Figure 2.6 : Montage pour l'étude du jet sans canon avec : a) une représentation schématique et b) une photographie du montage avec le venturi ouvert pour une pression de 50MPa et un diamètre de buse de 0.25mm.....	69
Figure 2.7 : Comparaison visuelle entre les deux configurations a) sans et b) avec canon pour une buse de $D_b = 0.25\text{mm}$ et trois pressions (100 ; 200 ; 300) MPa.....	70
Figure 2.8 : Evolutions graphiques de : a) la longueur de coupe ; b) le ratio d'expansion en fonction de la pression et de la configuration pour $D_b = 0.25\text{mm}$	71
Figure 2.9 : Table de comparaison visuelle des essais de morphologie du jet réalisé à l'aide du canon pour trois pressions (100 ; 200 ; 300) MPa ; trois diamètres de buses (0.25 ; 0.35 ; 0.45) mm et trois configurations (Venturi ouvert ; Venturi fermé ; insertion de particules abrasives à 100g/min).....	71
Figure 2.10 : Evolution de la longueur du jet et du ratio d'expansion en fonction de la pression d'azote et du diamètre de buse pour les trois configurations (Venturi Off, Venturi On, 100g/min)	72
Figure 2.11 : Photographie du matériau utilisé lors : a) de la production d'un voile de li par Linéo ; b) Echantillon des couches UD finies et c) Bande du composite lin/PLA découpé en bande par jet d'eau abrasif.....	74
Figure 2.12 : Montage du système de découpe des essais par jet d'azote cryogénique : a) avant un essai ; b) pendant un essai de découpe	74

Figure 2.13 : Photographies des différents types d'abrasifs réalisées par microscopie optique Keyence : du grenat a) GMA 200 mesh ; b) GMA 80 mesh ; c) un abrasif biosourcé à base de cerneaux de noix concassé ; du grenat d) BARTON 220 HPX ; e) BARTON 120 HPX et f) BARTON 80 HPX ;.....	75
Figure 2.14 : Courbe de distribution cumulée pour les abrasifs à base de noix et les grenats GMA.....	77
Figure 2.15 : Explication visuel du montage du dynamomètre piézoélectrique	78
Figure 2.16 : Représentation semi-schématique du montage de récupération des efforts lors d'un essai de découpe par J.A.C.A. montrant : a) le banc d'essai impliquant le montage expliqué Figure 2.15, l'amplificateur de charge relié au dynamomètre piézoélectrique ainsi que le système d'acquisition équipé d'un Labview ; b) le jet abrasif qui découpe l'échantillon d'agrocomposite dans une vue avec une rotation plan à -90° par rapport au a).....	79
Figure 2.17 : Perçage des bandes d'agrocomposites à l'aide d'une machine à commandes numériques : Photographie de : a) la machine à commande numérique modèle CMX 50U ; b) banc de perçage monté sur la CMX ; c) Profil du biocomposite percé pour l'insertion des thermocouples lors des essais de découpe du Chapitre 5	80
Figure 2.18 : Représentation du montage de mesure de la température lors d'un essai de découpe par J.A.C.A. : a) schématique ; photographie du montage vu du dessus.....	81
Figure 2.19 : Exemple d'essais non débouchant sur un biocomposite Lin/PLA réalisés par jet d'azote cryogénique	82
Figure 2.20 : Définition de la méthode de mesure de la hauteur de coupe à l'aide : a) de l'outil la loupe binoculaire Leica Z16 APO ; b) de la mesure effectuée sur l'un des essais réalisés au J.A.C, et de c) la représentation schématique des différentes mesures effectués ainsi que d) la visualisation d'un échantillon non débouchant vu de dessus	83
Figure 2.21 : Description du microscope électronique à balayage JEOL JSM-5510V.....	84
Figure 2.22 : Définition du banc de caractérisation optique : a) photographie du Keyence VHX 7100 utilisé ; b) Principe de fonctionnement d'un microscope optique.....	85
Figure 2.23 : Principe de fonctionnement du KEYENCE VHX 7100 repris de KEYENCE [205]	85
Figure 3.1 : Evolution du taux d'érosion en fonction de la vitesse d'avance pour trois pression (100 ; 200 ; 300) MPa à : a) l'entrée du jet; b) la sortie du jet dans la matière lors d'un usinage J.A.C.....	92

Figure 3.2 : Evolution du taux d'érosion en fonction du temps d'exposition du biocomposite au J.A.C. à l'entrée de la matière pour trois différentes valeurs de pression.....	93
Figure 3.3 : Evolution du taux d'érosion du J.A.C.A. pour deux types de particules abrasives le grenat GMA 80 mesh et la noix concassée à différents débits massiques respectivement (100 ; 200 ; 300) g/min et 65 g/min à une pression de 100 MPa à l'entrée du jet.....	93
Figure 3.4 : Observation macroscopique de l'endommagement d'échantillons réalisés par J.A.C. pour une pression de 200MPa et quatre vitesses d'avance pour lesquelles le jet n'a pas débouché, respectivement vu de l'entrée et de la sortie du jet : a) et b) 8400 ; c) et d) 3000 ; e) et f) 720 et g) et h)240 mm/min	98
Figure 3.5 : Rainure observée par la loupe binoculaire Leica lors d'un usinage J.A.C.A. utilisant des particules de grenat 80 mesh à 3000 mm/min respectivement à l'entrée et la sortie du jet dans la matière pour un débit massique de particules abrasives de : a) et b) 100 g/min ; c) et d) 200 g/min ; e) et f) 300 g/min.....	99
Figure 3.6 : Rainure observée par la loupe binoculaire Leica lors d'un usinage J.A.C.A. utilisant des particules à base de coquilles de noix à 360mm/min respectivement à l'entrée et à la sortie du jet dans la matière dans trois configurations de coupe : a) et b) $Q_a = 65$ g/min et $P_{N2} = 100$ MPa ; c) et d) $Q_a = 125$ g/min et $P_{N2} = 100$ MPa ; e) et f) $Q_a = 165$ g/min et $P_{N2} = 200$ MPa	100
Figure 3.7 : Observation par imagerie M.E.B. d'un échantillon biocomposite lin/PLA au niveau de la surface supérieure visant à identifier les trois zones de l'usinage classique jet de fluide obtenu par J.A.C. à $P_{N2} = 300$ MPa et $V_a = 250$ mm/min à un grossissement de : a) $\times 70$ et b) $\times 200$	105
Figure 3.8 : Observation par imagerie M.E.B. d'un échantillon biocomposite lin/PLA au niveau de la surface supérieure visant à identifier les trois zones de l'usinage classique jet de fluide obtenu par J.A.C.A pour : a) et b) $P_{N2} = 100$ MPa ; $V_a = 360$ mm/min ; $Q_a = 100$ g/min, particules : grenat 80 mesh ; et c) et d) $P_{N2} = 200$ MPa ; $V_a = 360$ mm/min ; $Q_a = 165$ g/min, particules : cerneaux de noix pour des agrandissement de $\times 70$ et $\times 400$	106
Figure 3.9 : Observations M.E.B de l'état de surface du profil d'un biocomposite lin/PLA usiné par J.A.C. à $P_{N2} = 300$ MPa pour trois différentes vitesses d'avance : a) 250 mm/min ; b) 500 mm/min ; c) 750 mm/min.....	107

Figure 3.10 : Observations microscopiques obtenues par M.E.B. sur des échantillons d'agrocomposite lin/PLA obtenus par J.A.C.A. dans deux configurations : a) à l'aide d'un abrasif biosourcé à $P_{N2} = 200\text{MPa}$, $Q_{\text{noix}} = 165\text{g/min}$, $V_a = 360\text{g/min}$; b) à l'aide d'un abrasif minéral à $P_{N2} = 100\text{MPa}$, $Q_{\text{grenat}} = 100\text{g/min}$, $V_a = 360\text{mm/min}$	109
Figure 3.11 : Observation microscopique au M.E.B. de l'endommagement surfacique au J.A.C. pour $P_{N2} = 200\text{ MPa}$ et $V_a = 50\text{mm/min}$ a) à un grossissement $\times 70$; en agrandissant b) la zone d'endommagement initiale ; c) une zone de délaminage	111
Figure 3.12 : Observation microscopique au M.E.B. d'une désolidarisation des parois d'une fibre élémentaire et d'un bord de coupe contendant obtenu sur le bord de rainure inférieur lors d'un usinage par J.A.C. à $P_{N2} = 300\text{MPa}$ et $V_a = 250\text{mm/min}$	112
Figure 3.13 : Observation microscopique au M.E.B. de différentes sections de fibres élémentaires présente sur le bord de saigné supérieur du côté de la sortie du jet montrant une diversité de réaction à l'usinage J.A.C.A. utilisant des particules abrasives de grenat 80mesh à $P_{N2} = 100\text{MPa}$, $Q_{\text{grenat}} = 100\text{ g/min}$, $V_a = 360\text{g/min}$	113
Figure 3.14 : Observation microscopique au M.E.B. de l'endommagement des fibres de lin résultant en une fibrillation des extrémités du renfort fibreux sur un échantillon de lin/PLA obtenu par J.A.C.A. en utilisant des particules de noix concassées à $P_{N2} = 200\text{MPa}$, $Q_{\text{noix}} = 165\text{g/min}$, $V_a = 360\text{mm/min}$	114
Figure 4.1 : Diagramme de Pareto visant à déterminer les paramètres les plus influant sur la rugosité moyenne de la surface	127
Figure 4.2 : Diagramme de Pareto visant à déterminer les paramètres les plus influant sur l'amplitude maximale de la surface	129
Figure 4.3 : Récapitulatif de la fréquence d'apparition des variables au sein des interactions aliasées et des interactions significatives selon Bonferonni pour S_a et S_z	134
Figure 4.4 : Topographie de la surface de l'échantillon de configuration N° 3 vue : a) en perspective 3D ; b) un agrandissement d'une partie visualisée en composition en profondeur détaillant l'impact des défauts sur l'état de surface.....	136
Figure 4.5 : Comparaison de la topographie de surface observée par MOK pour deux essais à deux granulométries différentes : un diamètre moyen de particules de : a) $74\text{ }\mu\text{m}$ et c) $177\text{ }\mu\text{m}$ correspondant aux configurations N° 6 et N°7 du Tableau 4.10 ; ainsi que leurs agrandissement respectifs b) et d)	137

Figure 4.6 : Comparaison de la topographie de surface observé par MOK pour une vitesses d'avance de : a) 50 mm/min et c) 720 mm/min correspondant aux configurations N° 4 et N°5 du Tableau 4.10 ; ainsi que leurs agrandissement respectifs b) et d).....	138
Figure 4.7 : Comparaison de la topographie de surface observé par MOK pour un débit massique des particules abrasives de : a) 100 g/min et c) 300 g/min correspondant respectivement aux configurations N° 1 et N°9 du Tableau 4.10 ainsi que des agrandissement, respectivement b) et d)	139
Figure 4.0.8 : Observation microscopique par MEB de l'enlèvement de matière non débouchant de la configuration N° 2 vue de dessus à trois grossissement $\times 35$, $\times 70$ et $\times 500$	142
Figure 4.9 : Observation microscopique par MEB de la surface usinée obtenue avec la configuration N°3 à $\times 70$ et trois agrandissement à $\times 500$ sur le bord de coupe supérieur	143
Figure 4.10 : Observation microscopique par MEB de la surface usinée de l'essai 4.11 à $\times 70$ et un agrandissement à $\times 500$ au niveau médian de l'échantillon.....	143
Figure 4.11 : Observation microscopique par MEB de la surface usinée obtenue avec la configuration N°3 à $\times 70$ et un agrandissement à $\times 500$ sur le bord de coupe inférieur..	144
Figure 4.12 : Comparaison des sections des faisceaux de fibres de l'échantillon 4.11 aux trois hauteurs : bord de coupe supérieur, niveau médian et bord de coupe inférieur.....	145
Figure 4.13 : Comparaison de l'état de surface observé par MEB pour un diamètre moyen de particules de : a) 74 μm et c) 177 μm respectivement aux configurations N° 6 et N°7 du Tableau 4.10 présentant des fragments de particules abrasives « F.A. », des faisceaux de fibres « F.F. » et des fibres élémentaires « F.E. »	146
Figure 4.14 : Comparaison de l'état de surface observé par MEB pour deux vitesses d'avance : a) 50 mm/min et b) 720 mm/min correspondant aux configurations N° 4 et N°5 du Tableau 4.10 présentant des impacts de particules abrasives « I.A. », des fragments d'abrasifs « F.A. », des fibres élémentaires « F.E. » et des faisceaux de fibres « F.F. »	147
Figure 4.15 : Comparaison de l'état de surface observé par MEB pour un débit massique des particules abrasives a) de 100 g/min et b) 300 g/min correspondant respectivement aux configurations N° 1 et N°9 du Tableau 4.10	148
Figure 5.1 : Évolution de la température en bord de coupe en fonction de la vitesse d'avance du jet et du diamètre des particules pour trois valeurs de débit massique des particules abrasives : a) $Q_a = 100 \text{ g/min}$; b) $Q_a = 150 \text{ g/min}$; c) $Q_a = 200 \text{ g/min}$	153

Figure 5.2 : Évolution des efforts de coupe normaux générés par un J.A.C.A. en fonction de la vitesse d'avance du jet et du diamètre des particules pour trois valeurs de débit massique des particules abrasives : a) 100 g/min ; b) 150 g/min ; c) 200 g/min. Comparaison avec les efforts de coupe normaux générés par un jet d'azote pur	154
Figure 5.3 : Évolution des efforts tangentiels de coupe générés par J.A.C.A. en fonction de la vitesse d'avance du jet et du diamètre des particules pour trois valeurs de débit massique des particules abrasives : a) 100 g/min ; b) 150 g/min et c) 200 g/min. Comparaison avec les efforts de coupe tangentiels générés par un jet d'azote pur	155
Figure 5.4 : Observations MEB réalisées au niveau de la zone médiane du profil usiné avec $D_a = 74 \mu\text{m}$ et $Q_a = 100 \text{ g/min}$ en utilisant différentes vitesses d'avances à deux grossissements : a) et b) $V_a = 50 \text{ mm/min}$, c) et d) $V_a = 200 \text{ mm/min}$, e) et f) $V_a = 400 \text{ mm/min}$. « FE » signifie fibre élémentaire, « FF » signifie faisceau des fibres, et « FA » signifie fragment d'abrasif.	157
Figure 5.5 : Schématisation de l'effet de la vitesse d'avance sur la surface d'érosion.....	158
Figure 5.6 : Observations MEB réalisées au niveau de la zone médiane du profil usiné avec $V_a = 400 \text{ mm/min}$ et $Q_a = 100 \text{ g/min}$ en utilisant différents diamètres d'abrasifs à deux grossissements : a) et b) $D_a = 74\mu\text{m}$, c) et d) $D_a = 125 \mu\text{m}$, e) et f) $D_a = 177 \mu\text{m}$. « FE » signifie fibre élémentaire et « FF » signifie faisceau des fibres.	159
Figure 5.7 : Observations MEB réalisées au niveau de la zone médiane du profil usiné avec $V_a = 50 \text{ mm/min}$ et $D_a = 74 \mu\text{m}$ en utilisant différentes de débit massique des particules à deux grossissements : a) et b) $Q_a = 100 \text{ g/min}$, c) et d) $Q_a = 150$	160
Figure 5.8 : Évolution de la rugosité moyenne arithmétique des surfaces usinées par JACA en fonction de la vitesse d'avance du jet pour les trois diamètres utilisés des particules abrasives : a) $Q_a = 100 \text{ g/min}$, b) $Q_a = 150 \text{ g/min}$, c) $Q_a = 200 \text{ g/min}$	162
Figure 5.9 : Illustration du temps d'érosion Δt et de la surface d'érosion définie par Fekaier	163
Figure 5.10 : Évolution en fonction de la vitesse d'avance et du débit massique des abrasifs : a) du déplacement élémentaire calculé ; b) de la section érodée d'après le modèle de Fekaier.....	165
Figure 5.11 : Évolution de l'effort spécifique de coupe en fonction de la vitesse d'avance calculé d'après le modèle de Fekaier pour différents diamètres de particules abrasives. a) $Q_a = 100 \text{ g/min}$; b) $Q_a = 150 \text{ g/min}$ et c) $Q_a = 200 \text{ g/min}$	166

Figure 5.12 : Évolution de l'énergie spécifique de coupe calculée d'après le modèle de Hoogstrate en fonction de la vitesse d'avance, pour trois valeurs de débit massique des particules abrasives. a) 100 g/min ; b) 150 g/min ; c) 200 g/min.....	171
Figure 5.13 : Cartographie de la température obtenue par une caméra thermique lors de la progression du jet d'eau dans le biocomposite à une vitesse d'avance de 50 mm/min .	173
Figure 5.14 : a) Températures mesurées dans la zone active de coupe en fonction de la longueur parcouru par le jet. b) Comparaisons des températures générées par le jet d'eau abrasif et le jet d'azote abrasif en fonction de la vitesse d'avance du jet.....	173
Figure 5.15 : Représentation graphique des efforts de coupe en fonction de la vitesse d'avance pour une découpe par jet d'eau et par jet d'azote avec a) les efforts normaux (sens du jet) et b) les efforts tangentiels (sens de l'avance).....	174
Figure 5.16 : Observation M.E.B. du bord de coupe supérieur à $V_a = 200$ mm/min avec : a) une vue globale sur le bord de coupe supérieur, b) la zone d'endommagement initiale, c) la zone de transition entre la zone d'endommagement initiale et la zone homogène, d) le début de la zone de coupe homogène	175
Figure 5.17 : Observation M.E.B. des surfaces usinées avec $V_a = 50$ mm/min à deux différents grossissements : a) et b) par JEA, c) et d) par JACA	176
Figure 5.18 : Comparaison de la rugosité S_a des surfaces usinées par JEA et par JACA en fonction de la vitesse d'avance.....	177

Table des Tableaux

Tableau 1.1 : Propriétés mécaniques des fibres de lin, de chanvre et de verre [14], [31], [46], [51]–[54].....	13
Tableau 1.2 : Comparaison du coefficient d’expansion thermique à température ambiante de quelques fibres et matrices utilisées en matériaux composites [55], [60]–[66]	16
Tableau 1.3 : Référence des duretés de quelques matériaux abrasifs et leurs applications [115], [121]–[123].....	39
Tableau 1.4 : Comparaison de l'influence des paramètres utilisés lors de l'application d'un JEA sur un agrocomposite	42
Tableau 1.5 : Influence des paramètres d'un jet de fluide sur ses caractéristiques.....	51
Tableau 1. 6 : Influence des paramètres du jet de fluide sur les critères d'usinabilité selon Hashish [133]	52
Tableau 2.1 : Paramètre de l'étude de morphologie du jet pour l'outil jet pur	65
Tableau 2.2 : Plan d'essai de l'étude de morphologie du jet à l'aide de l'outil abrasif.....	68
Tableau 2.3 : Récapitulatif des propriétés des abrasifs utilisés.....	76
Tableau 3.1 : Paramètre des essais d'usinabilité d'un agrocomposite lin/PLA par les procédés J.A.C. et J.A.C.A.	91
Tableau 3.2 : Récapitulation des conditions de la vitesse limite pour obtenir une coupe débouchant en entrée et en sortie	94
Tableau 3.3 : Eléments de calcul de l'énergie d'une particule abrasive.....	96
Tableau 3.4 : Calcul de l'énergie pour un jet pur et un jet abrasif à différent débit massique	101
Tableau 3.5 : Calcul du nombre de particule en fonction du débit massique et du type de particule.....	102
Tableau 3.6 : Récapitulation des conditions limites identifiées du domaine d'usinabilité d'un matériau agrocomposite lin/PLA par jet d'azote cryogénique	115
Tableau 4.1 : Définition des paramètres pour le plan factoriel complet 2^7	118
Tableau 4.2 : Liste des interactions prépondérantes dans le taux d'érosion.....	122
Tableau 4.3 : Fréquence d'apparition des variables au sein des interactions intervenant dans le refus de coupe.....	122

Tableau 4.4 : Tableau ANOVA des interactions associées au paramètre « Sa ».....	124
Tableau 4.5 : Fréquence d'apparition des facteurs parmi les interactions significatives selon Bonferonni pour S_a	128
Tableau 4.6 : Fréquence d'apparition des facteurs parmi les interactions non significatives pour S_a	128
Tableau 4.7 : Tableau ANOVA des interactions associées au paramètre « Sz ».....	129
Tableau 4.8 : Fréquence d'apparition des facteurs parmi les interactions significatives selon Bonferonni pour S_z	133
Tableau 4.9 : Fréquence d'apparition des facteurs parmi les interactions non significatives pour S_z	133
Tableau 4.10 : Récapitulatif des paramètres de coupe utilisés dans chaque configuration étudié dans le chapitre 4.....	134
Tableau 5.1 : Paramètres utilisés pour les essais instrumentés	152
Tableau 5.2 : Évolution de la vitesse du fluide en fonction de la charge en abrasif	164
Tableau 5.3 : Résultats des calculs menant à l'obtention de l'énergie du jet abrasif	169
Tableau 5.4 : Récapitulatif des paramètres utilisés pour l'étude comparative avec le jet d'eau abrasif.....	172

Introduction Générale

Aujourd'hui, l'urgence climatique que vit notre planète impose une transition écologique rapide et efficace, aussi bien à l'échelle politique qu'à l'échelle industrielle afin d'assurer un développement durable et une industrie écoresponsable à court, moyen et long terme. C'est dans ce contexte que plusieurs secteurs industriels se sont réorientés ces dernières années vers la recherche et le développement de nouvelles solutions pour réduire leur impact environnemental, aussi bien au niveau des matériaux utilisés qu'au niveau des procédés de fabrication. Une des réponses apportées pour soutenir ce besoin est l'utilisation des matériaux biosourcés tels que les agrocomposites, en particulier les biocomposites. En effet, ces matériaux sont réalisés à partir des fibres végétales (lin, chanvre, jute, ...ect) à la place des fibres synthétique (verre, carbone, ...ect) lors du processus d'élaboration industriel des matériaux composites. On parle d'un agrocomposite lorsque seule la fibre est d'origine végétale. Si, de plus, la matrice polymère est aussi d'origine végétale, on parle alors d'un agrocomposite 100% biosourcé ou bien d'un biocomposite.

La culture des fibres végétales a été destinée depuis des millénaires à l'industrie des textiles. Cette agriculture est ancrée dans l'histoire de plusieurs régions en France comme la Normandie pour le lin et le Grand-Est pour le chanvre. Leur utilisation a été étendue durant les dernières décennies dans différents secteurs industriels tels que l'automobile, le nautisme et l'aéronautique. Ces dernières années, en particulier, ont vues émerger des applications de structure avec le développement croissant des technologies de fabrication destinées aux matériaux agrocomposites (Figure 1.1). En effet, les innovations apportées aux techniques d'élaboration des agrocomposites avec des fibres longues et continues ont permis de réaliser des pièces de structure capables de concurrencer les composites à fibres synthétiques de verre. Les avantages de ces matériaux se situent, alors, dans la disponibilité de la matière première, les propriétés mécaniques équivalentes aux composites à fibres de verre, le recyclage et la gestion de fin de vie dans le cas des biocomposites. Ces matériaux écoresponsables sont devenus une réalité industrielle. Leur utilisation ainsi que leur production en grande série nécessiteront la mise au point et la validation de nombreuses étapes dans la chaîne de production. Plus particulièrement, les opérations de mise en forme et de parachèvement par usinage devront évoluer pour transformer les pièces industrielles à leurs fonctionnalités

finales. Ces opérations sont indispensables dans le cas des pièces composites à fibres longues et continues car leurs procédés d'élaboration ne permettent pas d'avoir des bords de bonne qualité, ni des cavités dans les pièces pour des éventuelles opérations d'assemblage. Ces pièces composites sont généralement élaborées avec des bords surdimensionnés. Les procédés d'usinage interviennent ensuite pour introduire des cavités dans la pièce par perçage, ou pour retravailler les bords de la pièce par fraisage afin d'assurer à la fois les bonnes dimensions ainsi qu'une bonne finition des surfaces en périphérie.



Figure 1.1 : Quelques applications de structure des agrocomposites en fibres longues de lin [1], [2]. a) éléments de carrosserie des véhicules automobile, b) éléments de carrosserie des motos, c) coque de bateau, et d) coque de siège d'avion en classe affaires.

L'usinage des agrocomposites par les procédés traditionnels a montré des verrous scientifiques majeurs lors des études menées par le laboratoire Mécanique, Surfaces, Matériaux et Procédés (MSMP – EA7350) de l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers (ENSAM) dans le cadre de deux thèses de doctorat financées par la communauté d'Agglomération de Châlons-en-Champagne (Châlons Agglo) [3], [4]. Ces études ont pu révéler le comportement de coupe très complexe des fibres végétales au sein des agrocomposites à cause de leur structure cellulosique anisotrope, hydrophile et multiéchelle. Cette structure leur confère plusieurs caractéristiques spécifiques telles que leur forte flexibilité transversale, leurs propriétés hygro-mécaniques ainsi que leurs propriétés d'adhésion avec la matrice polymère. Ces différentes caractéristiques rendent la coupe des

agrocomposites fortement sensible aux faibles variations des paramètres liées au procédé d'usinage tels que la cinématique et l'usure de l'outil de coupe. De ce fait, il est nécessaire de développer un procédé d'usinage pour les agrocomposites qui permettra une optimisation de l'efficacité du cisaillement des fibres végétales. Ainsi, rigidifier la matière réduira l'effet de la flexibilité transversale des fibres, et l'utilisation d'un jet de fluide affranchira en même temps la problématique de l'usure des outils de coupe, connue des procédés traditionnels d'usinage.

C'est dans ce cadre scientifique que ce projet de thèse, en partenariat entre le laboratoire MSMP (EA7350), et le Centre de Recherche, d'Innovation et de Transfert de Technologie en Techniques Jet Fluide et Usinage (CRITT – TJFU), avec le soutien financier de la région Grand Est, s'intéresse à l'application d'une nouvelle technologie d'usinage basée sur un jet d'azote cryogénique pour le parachèvement des agrocomposites. La cryogénie apporte de nombreux avantages lors d'un procédé traditionnel d'usinage tels que la diminution des défauts de la pièce finale ainsi qu'une amélioration locale des propriétés mécaniques du matériau usiné durant la coupe par effet thermique. La découpe par jet d'azote cryogénique (J.A.C.) permet d'utiliser des outils de coupe microscopiques (abrasifs) qui limitent l'endommagement de la matière tout en diminuant la température de coupe. Cependant, l'application de cette technologie de découpe à un matériau dont la structure est multiéchelle et complexe nécessite une étude approfondie pour déterminer les caractéristiques du contact outil / matière ainsi que son impact sur la matière usinée.

Ce mémoire de thèse sera divisé en cinq chapitres dont l'objectif sera de mettre en application un système de coupe par J.A.C. sur un biocomposite à fibres longues et unidirectionnelles de lin et une matrice biosourcée d'acide poly-lactique (PLA). Ainsi, l'interaction entre le jet et le biocomposite sera étudiée pour qualifier et optimiser les paramètres d'usinage par jet d'azote. Ce premier travail scientifique sur la découpe d'un composite biosourcé par J.A.C. proposera donc une base de données solide en vue d'une modélisation plus approfondie des opérations de parachèvement par jet d'azote cryogénique.

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

- Dans le chapitre 1, l'objectif primaire est de définir la structure complexe et multiéchelle d'un renfort fibreux végétal. Ces connaissances seront ensuite exploitées pour analyser le comportement de coupe des agrocomposites lors des procédés traditionnels d'usinage. Ensuite, les procédés avancés d'usinage tels que l'usinage par assistance cryogénique et

l'usinage par jet d'eau seront décrits pour acquérir une compréhension fine de leur principe de fonctionnement et pouvoir ainsi montrer leurs limites d'utilisation pour l'usinage des agrocomposites. La découpe par jet d'azote cryogénique sera abordée en fin de chapitre pour présenter les données techniques et scientifiques connues à ce jour sur cette technique innovante d'usinage et aussi montrer ses différentes applications industrielles.

- Le chapitre 2 proposera dans un premier temps une étude de la morphologie d'un jet d'azote dans le cas d'un jet pur et d'un jet abrasif. Le lien entre la longueur du jet et la largeur de sa section sera identifié pour proposer une méthode d'évaluation de la pression optimale de coupe. La deuxième partie du chapitre sera consacrée à la présentation du dispositif expérimental de coupe, du biocomposite étudié et des différents moyens d'analyse et de caractérisation.
- Dans le chapitre 3, un travail exploratoire sera mené pour étudier l'usinabilité d'un biocomposite lin / PLA par deux technologies : le jet d'azote cryogénique (J.A.C.) et le jet d'azote cryogénique abrasif (J.A.C.A.). Cette étude mettra en évidence les limites d'utilisation d'un jet d'azote pur pour la coupe des biocomposites et introduira en même temps l'utilisation de nouveaux matériaux tels que les copeaux de noix micronisés en tant que particules abrasives pour une opération de découpe par un J.A.C.A.
- Le chapitre 4 proposera une étude statistique par un plan d'expérience pour déterminer l'influence des paramètres d'usinage par jet de fluide abrasif identifiés dans le Chapitre 1. Les principaux paramètres les plus influents sur l'état des surfaces usinées selon l'étude statistique seront ensuite analysés d'une manière plus approfondie pour déterminer les mécanismes de coupe et de formation des surfaces par jet d'azote cryogénique abrasif.
- En utilisant les paramètres principaux déterminés dans le Chapitre 4, le chapitre 5 proposera une analyse thermomécanique de la coupe par J.A.C.A en utilisant un dispositif instrumenté en efforts et en température pour les essais de coupe. Cette analyse expérimentale permettra de mieux comprendre les mécanismes d'interaction entre un jet d'azote et la structure du biocomposite à l'aide des échanges thermiques et mécaniques macroscopiques. Une étude comparative avec le procédé de coupe par jet d'eau sera menée en fin de chapitre pour mettre en évidence la différence entre les deux procédés ainsi que les avantages de l'utilisation du jet d'azote pour l'usinage des biocomposites.

Chapitre I : État de l'Art – Structure des fibres végétales et procédés d'usinage des agrocomposites

1 Introduction

Suite à une prise de conscience globale vis-à-vis de l'environnement et du réchauffement climatique, la recherche au niveau des matériaux composites s'est tournée depuis quelques années vers l'utilisation des composites à fibres végétales, comme l'illustre la Figure 1.1 – a), ainsi que des bioplastiques (PLA, PHA, PEG, nanocellulose, ...) en industrie [5]–[7].

Historiquement, le 1^{er} composite à fibre de lin a été réalisé en 1941 [8] et le 1^{er} composite à fibre de chanvre date de 2001 d'après les données de FRD [9]. De ce fait, et comme le montre la Figure 1.1 – b), la recherche scientifique a suivi cette tendance. En effet l'intérêt de la communauté scientifique vis-à-vis du développement des matériaux agrocomposites a augmenté afin d'accompagner cette nécessité industrielle d'utiliser des composants biosourcés et biodégradables pour fabriquer des produits moins polluants [10]. Cependant, l'optimisation des performances de ces composites est encore loin d'être parfaite pour des applications de structure [11].

Les pièces composites doivent être mises en forme par différents procédés pour assurer leur fonctionnalité finale. Elle doivent donc subir des opérations de parachèvement, principalement les procédés d'usinage tels que des opérations de découpe, de perçage, de fraisage, ect... [3]. Ces opérations d'usinage peuvent être réalisées par différents procédés, qu'ils soient traditionnels (usinage par outil coupant) ou avancés (jet d'eau, laser, électroérosion, usinage cryogénique) [12]. Toutefois, l'usinage des agrocomposites par des moyens traditionnels pose plusieurs verrous scientifiques et techniques à lever [13].

En effet, ces fibres végétales ont été identifiées comme des matériaux complexes semblables d'un point de vue structural au bois [14]. Elles possèdent une structure multiéchelle qui, une fois insérée dans un matériau composite, présente une multitude d'interfaces entre les fibres et la matrice [15]. Ces interfaces à différentes échelles impactent l'interaction outil / matière et limitent ainsi la qualité du cisaillement des fibres végétales [16]. Pour optimiser l'enlèvement de matière, il est nécessaire de définir un outil qui puisse agir à l'échelle de la fibre élémentaire [16]. De ce fait, l'usinage par jet de fluide constitue une alternative permettant

d'utiliser un micro-outil sous forme d'une particule abrasive de l'ordre de quelques micromètres [17].

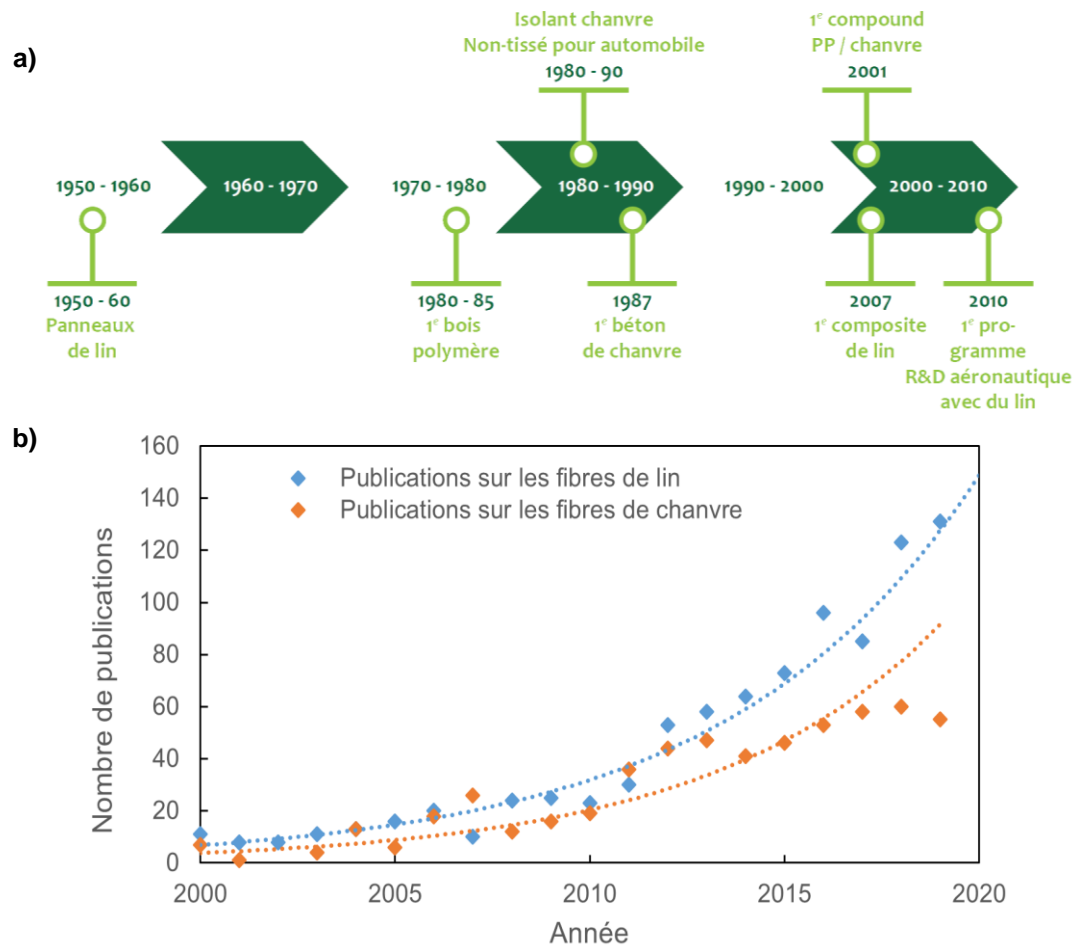


Figure 1.1 : Évolution a) des agrocomposites des années 1950 à 2010 [9] ; b) de la recherche sur les fibres de lin et de chanvre de 2000 à 2020. Courbes produites à partir de la base de données de Scopus

Cependant, un second problème se pose : les fibres végétales se déforment lors des opérations d'usinage selon un comportement élasto-viscoplastique anisotrope [18]. Ce type de comportement mécanique favorise une déformation plastique transverse lors de l'interaction outil / matière, empêchant ainsi les fibres élémentaires d'être cisailées efficacement [19]. Lors d'une opération d'usinage, une solution pour diminuer la zone affectée thermiquement (zone d'échauffement lors de la déformation de la matière) est de refroidir la zone de coupe [20]. En effet, il a été démontré que diminuer la température vue par les fibres végétales lors de l'usinage d'un agrocomposite permet de les rigidifier et obtenir ainsi un cisaillement plus efficace [21]. Dans ce contexte, la technologie d'usinage par jet de fluide cryogénique [22] s'avère très prometteuse pour améliorer la découpe d'un matériau agrocomposite en combinant à la fois l'utilisation d'un micro-outil et l'apport thermique de la cryogénie.

L'étude bibliographique proposée dans ce chapitre visera, dans un premier temps, une description fine des fibres végétales, en définissant leur structure multiéchelle ainsi que leurs avantages par rapport aux renforts fibreux conventionnels. À partir de cette analyse multiéchelle de la structure d'une fibre de lin, les données de la littérature sur l'application des procédés d'usinage conventionnels aux agrocomposites seront étudiées pour montrer les limites d'application d'un usinage traditionnel par enlèvement de matière pour ces matériaux biosourcés. Ensuite, le potentiel des procédés non conventionnels sera abordé dans la troisième partie de ce rapport, typiquement l'usinage par jet de fluide cryogénique.

2 Fibre végétale : une structure multiéchelle complexe

L'utilisation des fibres végétales pour fabriquer des agrocomposites à fonctionnalités industrielles représente un véritable défi technique et technologique. En effet, les étapes de production et de transformation des fibres végétales influencent la structure et les propriétés de la fibre technique qui est utilisée en industrie des matériaux composites. Cette fibre technique se présente sous forme d'un groupement de quelques fibres élémentaires. Chaque fibre élémentaire représente un assemblage complexe de matériaux que l'on peut définir comme un composite naturel à structure multiéchelle. Cette structure peut entraîner de grandes variations dans les propriétés mécaniques des fibres techniques utilisées. Cette section sera ainsi focalisée sur la description de la structure multiéchelle complexe d'un renfort fibreux végétal.

2.1 Production d'une fibre technique de lin

La fibre de lin est une fibre libérienne extraite de la tige d'une plante. Pour mieux comprendre les processus d'extraction, il est nécessaire d'analyser la morphologie d'une tige de lin pour visualiser l'emplacement des fibres techniques au sein de cette tige. Pour ce faire, la Figure 1.2 présente deux images acquises par microscopie électronique à balayage par Zeng et al [23]. La Figure 1.2 – a) présente la section radiale d'une tige de lin tandis que la Figure 1.2 – b) présente un agrandissement sur les faisceaux de fibres en périphérie de la tige sur laquelle les fibres élémentaires de lin sont bien visibles. La fibre technique est un assemblage naturel de quelques fibres élémentaires résultant de la décomposition d'un faisceau de fibres par un processus d'extraction. La production industrielle des fibres végétales comprend donc deux étapes primordiales qui sont la culture de la plante (section 2.1.1) puis l'extraction des fibres (section 2.1.2).

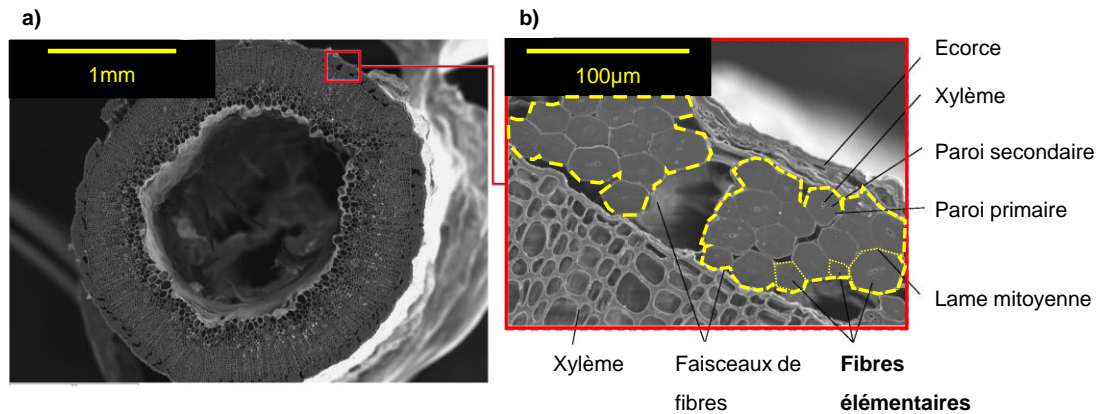


Figure 1.2 : Observations par microscopie électronique à balayage (MEB): (a) d'une section de tige de lin par coupe radiale; (b) d'un agrandissement sur les faisceaux des fibres [23]

2.1.1 Culture du lin

Les fibres végétales sont cultivées depuis des millénaires dans le monde [8], [24]. En fonction de leur utilisation, différentes espèces du même type de fibre ont été mélangées pour obtenir les meilleures performances en vue des applications textiles ou agroalimentaires. Pour montrer cette diversité, Goudenhoft et al ont étudié les propriétés de quatre espèces de lin pour déterminer la variabilité de leurs propriétés mécaniques [25]. La phase de vie de la plante, de l'ensilage à la récolte, détermine les propriétés de la tige. Pour le lin, cette phase de vie dure 100 jours du printemps (mars – avril) jusqu'au milieu de l'été (juin – juillet) [26], [27]. L'impact de l'environnement a été évalué en comparant les propriétés physico-mécaniques des tiges de lin produites en plein air avec des tiges de lin produites en serre [28]. La stimulation venant de l'environnement fait varier le taux de réticulation entre différentes couches composant une fibre élémentaire, augmentant ainsi la résistance des fibres [29]. La plante devient mature après sa floraison qui dure une journée [27] (un champ reste fleuri environ 10 jours [30]). Les tiges sont récoltées puis insérées dans une chaîne de transformation pour en extraire les fibres. La méthode de coupe des tiges lors de la récolte peut également modifier les propriétés mécaniques en fonction des efforts appliqués [3].

2.1.2 Extraction de la fibre

Pour être utilisable en tant que fibre technique, la paille subit une étape de défibrage par un procédé de rouissage puis de teillage pour passer d'une tige de lin, Figure 1.2 – a), à des fibres techniques utilisables comme renforcement aux matériaux composites. Plusieurs types de rouissages peuvent être utilisés : mécanique (rapide), par voie sèche (3 – 4 semaines) ou par voie humide (1 – 2 semaines) [31]. Cette étape peut interférer avec les propriétés physico-

chimiques des fibres. Dans le cas d'un rouissage par voie sèche, les éléments d'adhésion de la tige sont détruits par l'action des microorganismes du sol. Le but de cette étape est de séparer la fibre technique des autres composants en dégradant les tissus cellulaires (Parenchyme cellulaire, lamelle mitoyenne, épiderme, pectines et polysaccharides de liaisons) renfermant les faisceaux de fibre [32]–[35]. Pour des applications en composites, il est nécessaire de contrôler l'adhésion fibre / matrice qui dépend de la séparation des fibres élémentaire et donc de l'efficacité du processus d'extraction [29]. Le teillage permet alors d'extraire les fibres faiblement liées entre elles par action mécanique [36]. L'extraction des fibres permet d'obtenir une filasse. De ce fait, une étape de peignage sépare les fibres en retirant les résidus organiques, les poussières, ainsi que les fibres de trop faible longueur [3], [36].

2.2 Structure multi-échelle d'une fibre végétale

Plusieurs échelles doivent être considérées pour étudier les fibres de lin, de la plante aux constituants des parois cellulodiques, comme le montre la Figure 1.3 reprise de Charlet et al [37]. Dans un premier temps, la fibre sera étudiée au sein de la tige de lin dans la section 2.2.1. Au sein de cette tige se trouvent les faisceaux des fibres, décrits dans la section 2.2.2. Enfin, la structure des fibres élémentaires sera représentée dans la section 2.2.3.

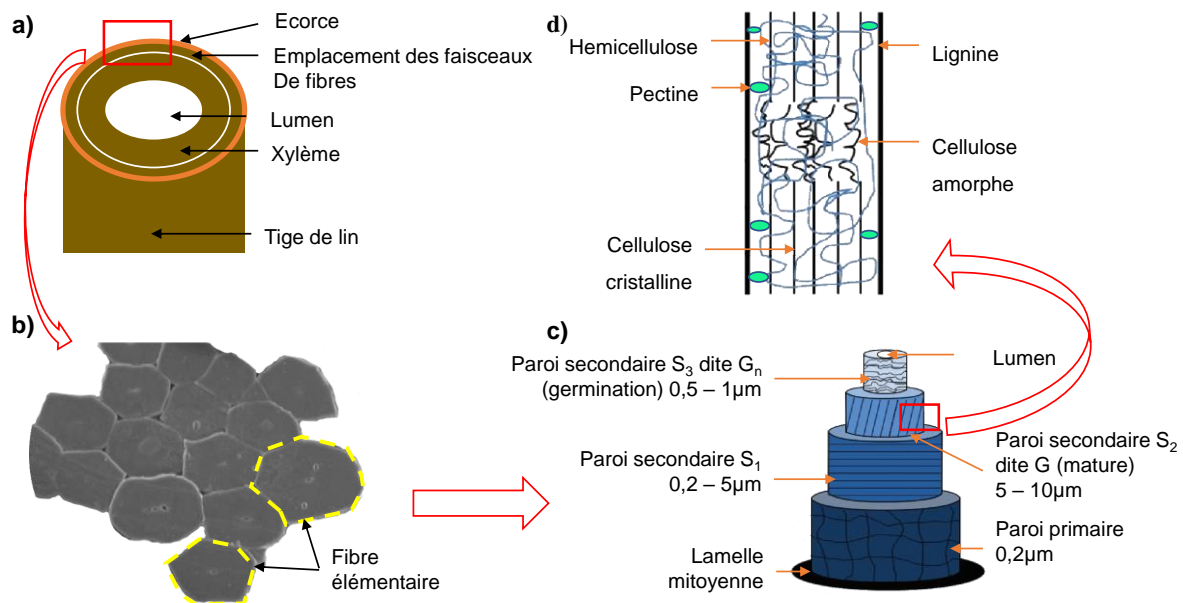


Figure 1.3 : De la plante à la fibre élémentaire [37] montrant la structure d'une fibre végétale à plusieurs échelles : a) une représentation schématique d'une section radiale d'une tige de lin, b) un faisceau de fibres de lin [23], c) une représentation schématique d'une section radiale d'une fibre élémentaire de lin [38] et les dimensions de Richely et al[39], d) une schématisation de la structure des parois cellulodiques d'une fibre élémentaire de lin [37], [38], [40]

2.2.1 Échelle macroscopique : Rôle de la fibre au niveau de la tige

A l'échelle macroscopique, les fibres sont présentes en périphérie de la tige, représentées schématiquement sur la Figure 1.3 – a) et visible par observation MEB sur la Figure 1.2 [41]. Elles sont protégées par une écorce qui les séparent de l'environnement extérieur. Cela permet de les protéger des phénomènes d'érosion, de limiter l'absorption de l'eau et les phénomènes de corrosion. Au sein de la tige, les fibres possèdent un rôle de renfort mécanique face à l'environnement extérieur (chaleur, humidité, vent, pluie...) [14].

Le diamètre moyen d'une tige de lin varie en fonction de la hauteur de la plante. Goudenhoft et al [42] ont démontré une corrélation entre le diamètre de la section d'une tige de lin avec ses propriétés en flexion, illustrée dans la Figure 1.4. Lorsque le diamètre de la tige augmente, la densité des fibres augmente au sein de la section de la tige, augmentant ainsi sa résistance à la flexion. Cette étude montre que les fibres de lin agissent comme soutien mécanique aux plantes en induisant une forte rigidité en flexion de la tige. La densité des fibres augmente en fonction des contraintes appliquées à la plante, faisant varier la taille du diamètre de la tige et augmenter sa résistance à la flexion. Au contraire, aucune variation significative du module de flexion apparent n'a été observée dans cette étude.

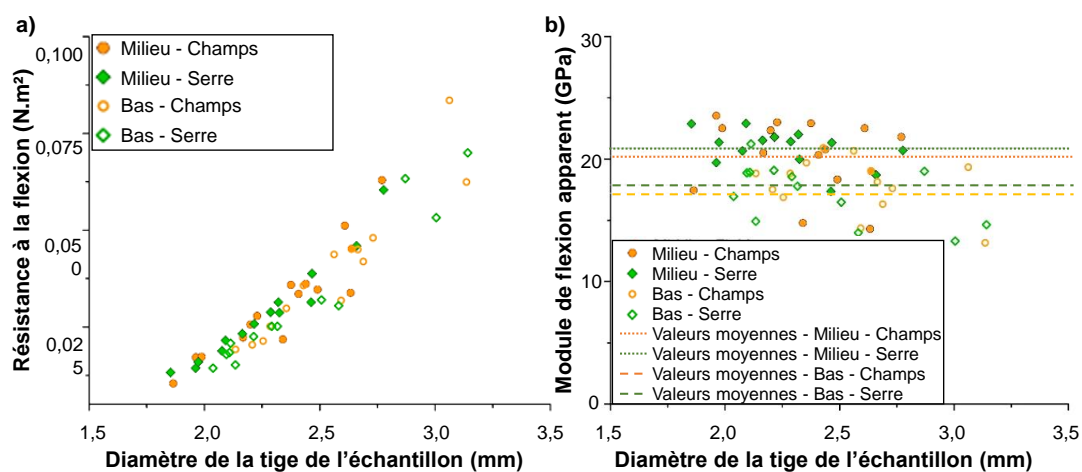


Figure 1.4 : Evolution des caractéristiques mécaniques d'une tige de lin en fonction de son diamètre : a) Résistance à la flexion ; b) Module de flexion apparent [28]

2.2.2 Échelle mésoscopique : Agencement des fibres en faisceaux au sein de la plante

Les fibres de lin apparaissent sur la périphérie de la tige comme le montre l'imagerie MEB sur la Figure 1.3 – b). Elles sont associées sous forme de faisceaux regroupant 10 à 50 fibres (de 100 à 500 μm) [33]. Chaque fibre élémentaire est séparée des autres par la lame mitoyenne. Cette lamelle est principalement composée de pectines qui permettent l'adhésion

des fibres sous forme de faisceau cohésif et non fragile [43]. Pour utiliser ces faisceaux de fibres dans un assemblage composite, il est nécessaire de les décomposer afin de les séparer en plusieurs faisceaux de fibres techniques de plus faible diamètre. En effet, des tests mécaniques produits sur les faisceaux de fibres ont révélé que la présence de la lame mitoyenne, dont les propriétés mécaniques sont plus faibles que celles des fibres élémentaires, diminue les propriétés globales du faisceau [29].

L'étape de rouissage est donc primordiale puisqu'elle permet de dissocier les faisceaux de fibres de la tige par dégradation du xylème ainsi que d'amorcer la séparation entre les fibres élémentaires par dégradation de la lame mitoyenne. Cette étape impacte les propriétés mécaniques des fibres techniques en fonction de la méthode utilisée ainsi que du temps qui lui est alloué [34].

2.2.3 Échelle microscopique : Fibre élémentaire

La fibre élémentaire peut être considérée comme une structure composite complexe à l'échelle microscopique et nanoscopique. La Figure 1.3 – c) illustre les trois parois cellulosiques secondaires qui construisent le cœur de la fibre (« S₁ », « S₂ » et « S₃ ») en plus de la paroi primaire qui les englobe. La paroi « S₂ » représente 80% de la section d'une fibre élémentaire [44]. Dans cette paroi, les microfibrilles de cellulose forment un angle d'orientation, appelé angle microfibrillaire, de 10° avec l'axe de la fibre. Il est susceptible de diminuer lorsque la fibre subit un effort de traction en réarrangeant les microfibrilles de cellulose vers l'axe de la fibre. Chaque paroi de la fibre élémentaire se compose de différents éléments organiques comme le montre la Figure 1.3 – d) [40], [45], [46] :

- Des microfibrilles de cellulose cristalline qui assurent la rigidité mécanique ;
- De la cellulose amorphe qui relie la cellulose cristalline à l'hémicellulose ;
- De l'hémicellulose amorphe comme matrice pour la cellulose, qui la relie aux pectines ;
- Des pectines comme un point d'ancrage à l'hémicellulose sur la lignine ;
- De la lignine pour consolider les parois ;
- Des molécules d'eau sous forme d'une teneur en humidité.

La Figure 1.5 montre le pourcentage de composition des principaux composants de la fibre élémentaire de lin. La cellulose présente la composition majeure de la fibre, ce qui lui confère des bonnes propriétés mécaniques en traction. Il est important de noter que les proportions de chaque constituant dépendent de la nature de la plante, des conditions de croissance (pluviométrie, ensoleillement, engrais, ... ect) ainsi que des conditions d'extraction des fibres.

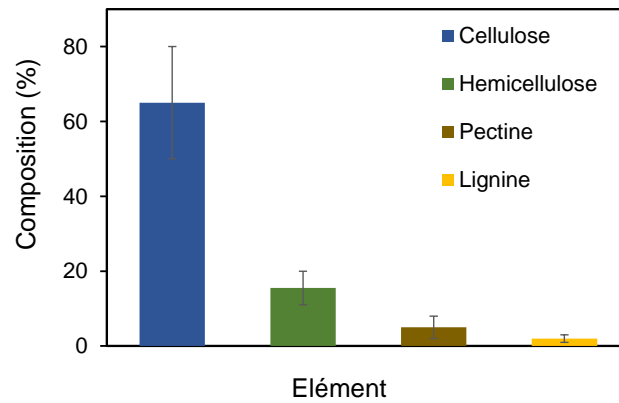


Figure 1.5 : Composition d'une fibre de lin [47]

Goudenhooff et al [48] ont réalisé des tests de nano-indentation sur des fibres jeunes ainsi que sur des fibres matures dont les résultats en image topographique (différence de hauteur) et en cartographie du module élastique (propriété mécanique) sont illustrés dans la Figure 1.6 pour une fibre jeune (verte). Lors de la croissance des cellules végétales, celles-ci se rigidifient. En effet, les cellules sont formées proches du lumen, donnant une couche de germination « G_n », avant de se différencier en cellules matures « G ». La différenciation se distingue par l'augmentation du taux de cellulose cristalline au sein de la couche et se conclue par une augmentation des propriétés mécaniques. Ainsi, les cellules les plus jeunes forment une couche « G_n » possédant un module de $16.0^{+/-2.9}$ GPa alors que la couche « G » possède un module d'environ $21.0^{+/-2.9}$ GPa [48]. Ceci démontre une hétérogénéité des propriétés mécaniques au sein même d'une fibre végétale élémentaire.

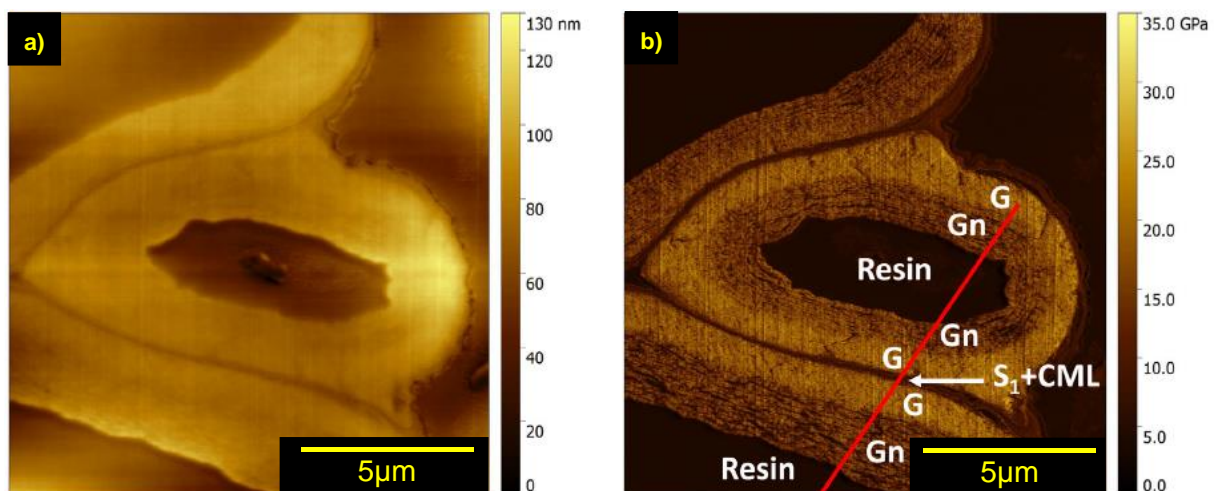


Figure 1.6 : Images obtenues par un microscope à force atomique (AFM) sur une fibre élémentaire de lin. a) image topographique ; b) cartographie du module d'élasticité [48]

2.3 Propriétés thermomécaniques des fibres végétales

Les propriétés mécaniques et thermiques des matériaux sont connues pour être dépendantes de la température [49]. Un changement de température se traduit par une production ou une dissipation d'énergie qui engendre une modification physique ou chimique de la matière. Ainsi, les propriétés mécaniques évoluent avec les fluctuations de la température. Cette section sera alors consacrée aux propriétés mécaniques, thermiques et thermomécaniques des fibres végétales.

2.3.1 Propriétés mécaniques des fibres végétales

Le Tableau 1.1 compare les propriétés mécaniques de deux fibres végétales, le chanvre et le lin, avec celles d'une fibre synthétique de verre. Les propriétés mécaniques des fibres végétales sont du même ordre de grandeur que celles des fibres de verre tout en étant plus légères. Par conséquent, leur potentielle utilisation comme substitut aux renforts fibreux synthétiques de verre s'avère prometteuse. En effet, le lin et le chanvre possèdent des gammes de module de Young pouvant atteindre celles des fibres de verre tout en ayant des densités volumiques plus faibles. Ceci génère des modules spécifiques (rapportés à la densité de la fibre) plus avantageux avec les fibres végétales. Même si la résistance mécanique des fibres de verre demeure supérieure à celle des fibres végétales, leur résistance spécifique est comparable. Ces propriétés mécaniques justifient l'utilisation des fibres de lin dans des applications avancées de structure [50].

Tableau 1.1 : Propriétés mécaniques des fibres de lin, de chanvre et de verre [14], [31], [46], [51]–[54]

	Module de Young	Densité	Module spécifique	Diamètre d'une fibre	Contrainte à la rupture	Allongement à la rupture
	GPa	g/cm³	GPa/[g/cm³]	µm	MPa	%
Chanvre	35 – 85	1.05 – 1.48	16 – 64	10 – 51	400 – 900	1.6 – 2
Lin	12 – 85	1.5	48 – 72	7 – 40	345 – 1500	1 – 4
Verre	73	2.55	28 – 32	< 17	3400	3.4

2.3.2 Propriétés thermomécaniques des fibres végétales

Le comportement thermomécanique des composites à fibres de lin et matrice époxy a été étudié par Thomason et al [55] à l'aide d'une caractérisation mécanique en dynamique. En utilisant un modèle micromécanique de Voight, aussi appelé la loi des mélanges, ils ont calculé les propriétés mécaniques attribuées aux fibres de lin. Les comportements

thermomécaniques ainsi obtenus sont récapitulés dans la Figure 1.7 avec les indices « 1f » pour la direction longitudinal, « 2f » pour la direction transversale, G_{12} pour le module de cisaillement et l'abréviation C.T.E. désigne le coefficient d'expansion thermique. D'après leurs résultats, les fibres de lin se rigidifient à basse température avec une augmentation de leur module de Young et de leur module de cisaillement. La première transition de phase visible du matériau composite a lieu entre 70°C et 90°C, ce qui correspond à la température de transition vitreuse de la résine époxy utilisée comme matrice.

Au contraire, Thuault et al [56] ont évalué le comportement mécanique en statique des fibres de lin sur une plage de température allant de -40°C à 140°C. D'après leurs expériences, le comportement thermomécanique des fibres de lin sur cet intervalle de température présente trois zones spécifiques. Pour le module de Young dans le sens longitudinal aux fibres, la première zone est entre -40°C et 20°C où le module de Young est stable à 50 GPa. Entre 20°C et 60°C, le module de Young subit une réduction importante jusqu'à atteindre 20 GPa et reste stable sur cette valeur entre 60°C et 140°C. Ce constat peut être le signe d'une transition de phase au sein des fibres de lin entre 20°C et 60°C mais il est tout de même compliqué d'identifier les compositions de la fibre qui sont responsables de cette transition de phase à cause sa structure complexe.

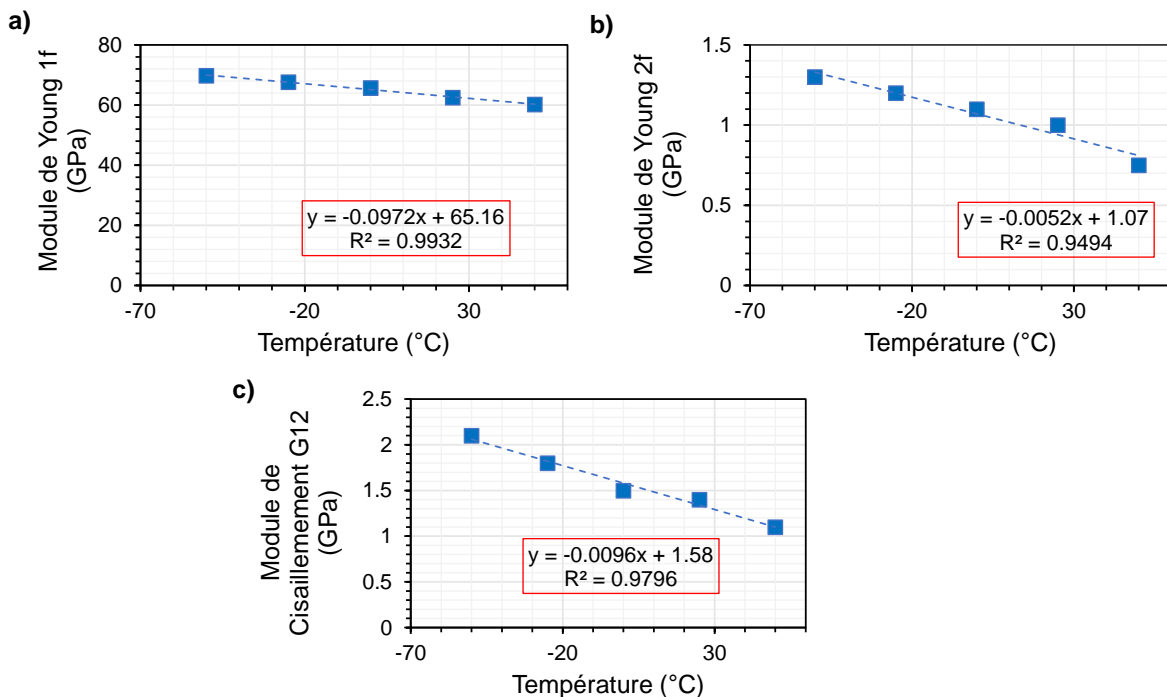


Figure 1.7 : Évolution des propriétés mécaniques des fibres de lin en fonction de la température d'après les essais de Thomason et al [55] pour : a) le module de Young dans le sens des fibres, b) le Module de Young dans le sens transversal, et c) le Module de cisaillement

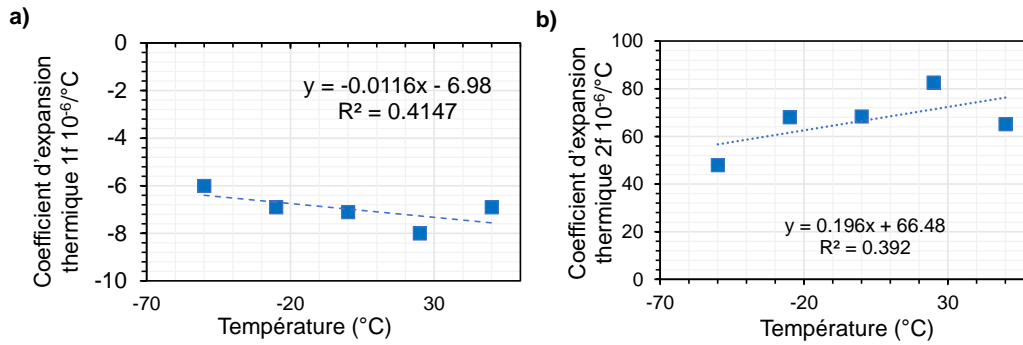


Figure 1.8 : Evolution du coefficient d'expansion thermique en fonction de la température : a) dans le sens des fibres et b) dans le sens transversal

2.3.3 Propriétés thermiques des fibres végétales

2.3.3.1 Coefficient d'expansion thermique (CTE)

Le CTE correspond à la capacité d'un matériau à modifier son volume en fonction de la température. Habituellement, pour définir les propriétés thermiques d'une fibre, les longueurs caractéristiques sont évaluées avec le coefficient d'expansion thermique longitudinale et le coefficient d'expansion thermique dans le sens transversal.

Pour les agrocomposites, Saidane et al [57] ont réalisé des mesures de CTE sur un agrocomposite bidirectionnel lin / époxy dans les directions longitudinale et transversale en fonction de l'empilement des couches et de la fraction volumique des fibres. L'étude a montré que la rigidité des fibres empêche la prise de volume dans la direction longitudinale du composite, augmentant par conséquent le CTE dans la direction transversale. Ainsi, le comportement thermique des agrocomposites présente une forte anisotropie [57]. D'après les auteurs, l'anisotropie des CTE serait due à l'anisotropie des composants des fibres végétales ainsi qu'à leur structure multiéchelle complexe.

Pour illustrer ces propos, le Tableau 1.3 compare les CTE des fibres naturelles (lin, sisal) et synthétiques (carbone, verre) ainsi que celui des matrices biosourcées (PLA) et synthétiques (polypropylène et époxy). D'après les valeurs indiquées, les matériaux fibreux présentent une forte anisotropie à l'exception des fibres de verres. Toutefois, l'anisotropie des fibres végétales semble plus importante par rapport aux fibres synthétiques de carbone. Cette différence peut être due aux propriétés des fibres végétales, tout comme à leur structure multiéchelle. Cependant, la teneur en eau et le taux de porosité qui peuvent faciliter les changements de volume n'ont pas été pris en compte dans les études utilisées. Or, il a été démontré que la porosité des fibres végétales joue un rôle spécifique sur les propriétés mécaniques des fibres végétales [58], [59].

Tableau 1.2 : Comparaison du coefficient d'expansion thermique à température ambiante de quelques fibres et matrices utilisées en matériaux composites [55], [60]–[66]

Matériau		CTE	
		10 ⁻⁶ m/m	
Fibres			
	Direction	Longitudinale	Radiale
Végétale	Lin	-8	83
	Sisal	-3.9	80
Synthétique	Carbone	-1.5 – 0.3	7 – 36
	Verre	5	5
Matrice			
Biosourcée	PLA	0.62 – 15.63	
Synthétique	Polypropylène	80 – 100	
	Epoxy	55.9 – 100	

2.3.3.2 Température de transition vitreuse

En science des matériaux polymères, une transition de phase consiste en un réarrangement des chaînes polymériques [67]. Lorsque la température augmente, le polymère cherche à augmenter la mobilité de ses chaînes et, en général, diminue le nombre de liaisons faibles pour y parvenir. Ces changements de liaisons entraînent alors une variation de la structure tridimensionnelle du polymère. Pour les fibres végétales, la transition vitreuse de ses principaux composants (lignine, cellulose, hémicellulose) a lieu entre 20°C et 35°C [68]–[70] pour une teneur en eau de 10%. Cependant, cette transition vitreuse dépend fortement de l'hygrométrie et du taux de cristallinité de ces polymères. Elle peut s'étendre de -100°C à 220°C pour la cellulose d'après les données de Szczyński et al [69] comme le montre la Figure 1.9. Alors, l'hygrométrie ainsi que la différence de cristallinité des composants des fibres végétales influencent de façon significative leur propriétés thermomécaniques.

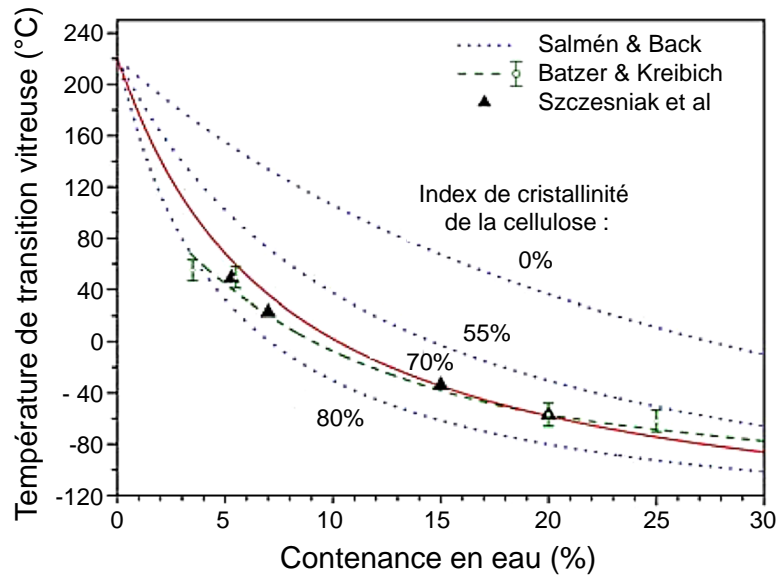


Figure 1.9 : Évolution de la température de transition vitreuse de la cellulose en fonction de l'hygrométrie et du taux de cristallinité [69]

2.3.3.3 Conductivité thermique

La conductivité thermique est une propriété très importante pour les agrocomposites car les pièces fabriquées en industrie avec ces matériaux doivent répondre à des critères d'isolation thermique. Les propriétés thermiques à haute température d'un agrocomposite à fibres courtes de lin et matrice polyéthylène à haute densité (HDPE) ont été étudiées de la température ambiante à 200°C [71]. D'après les résultats, la conductivité thermique des fibres de lin varie jusqu'à 90°C puis se stabilise à plus forte température, effectuant un palier à 0.1187 W.m⁻¹.K⁻¹. La variation de la conductivité thermique jusqu'à 90°C correspond à la désorption des molécules d'eau présentes sur la cellulose en surface. Ce constat a été validé par Shamshina et al [72] par la présence d'un pic de vibration des liaisons identifié par FTIR (Fourier Transform Infrared Spectroscopy). Dans le cas d'un agrocomposite à fibres courtes, la conductivité thermique dépend de la fraction massique de fibres dans le composite. En effet, les résultats expérimentaux présentés en [71] sont comparables à différents modèles de la littérature tels que le modèle de Maxwell adapté aux fractions massiques faibles (w% < 10%) et le modèle de Russel pour des fractions massiques plus élevées [71].

D'autre part, la conductivité thermique des anas de lin (résidus de la séparation entre la fibre technique et son écorce) est de 0.049 W.m⁻¹.K⁻¹ pour une densité volumique de 0.149 g/cm³ [73]. Ce résultat est légèrement supérieur à celui des fibres de cellulose dont la conductivité thermique est de 0.04 W.m⁻¹.K⁻¹ [74] et des fibres de chanvre qui présentent une conductivité thermique variable entre 0.04 et 0.075 W.m⁻¹.K⁻¹ en fonction de sa masse volumique [75].

A température cryogénique, la conductivité thermique des matériaux polymères dépend de leur cristallinité d'après Hartwig [76]. Pour un polymère cristallin, la conductivité thermique est proportionnelle à l'inverse de la température à partir de -200°C .

En conclusion, cette section montre que les fibres végétales possèdent des propriétés mécaniques spécifiques intéressantes, en particulier les fibres de lin puisqu'elles peuvent atteindre le même ordre de grandeur que celles des fibres de verre en termes de rigidité. Toutefois, ce matériau se caractérise par une structure complexe et une forte dépendance à la température et au taux d'humidité. Ce comportement hygrothermique entraîne une grande variabilité des propriétés mécaniques du renfort fibreux et, par conséquent, du composite résultant. La nature multiéchelle complexe de la fibre végétale induit une forte anisotropie de ses propriétés thermomécanique et les caractéristiques thermomécaniques à basse température son méconnu. Tous ces phénomènes auront un impact sur le comportement de coupe des agrocomposites lors des procédés de parachèvement par usinage. Ce sujet fera l'objet de la section suivante.

3 Usinage des agrocomposites par procédés traditionnels

La production de pièces en matériaux composites nécessite des opérations de parachèvement par usinage afin de correspondre aux normes industrielles. Une opération d'usinage consiste à effectuer un enlèvement de matière pour transformer la pièce et lui attribuer sa fonctionnalité industrielle finale. Dans cette étude bibliographique, le comportement de coupe des agrocomposites sera abordé au travers des opérations traditionnelles d'usinage par outils tournants. Ces opérations représentent les procédés industriels les plus fréquemment utilisés en usinage des matériaux composites. Ensuite, les mécanismes de coupe mis en jeu lors de l'usinage traditionnel des agrocomposites seront présentés via une analyse fondamentale par la configuration de coupe orthogonale.

3.1 Usinage traditionnel des agrocomposites par outils tournants

Le procédés de perçage et de fraisage font partie des procédés traditionnels d'usinage les plus utilisés dans l'industrie des matériaux composites, notamment les composites à fibres longues et continues [12]. Le perçage permet d'introduire des trous dans les pièces composites pour les préparer aux opérations d'assemblage. Le fraisage permet de retravailler les surfaces et de redéfinir les contours d'une pièce afin de respecter les côtes industrielles. Cette section sera

dédiée à l'analyse des effets des différents facteurs mis en jeu lors d'une opération d'usinage par fraisage et perçage sur le comportement de coupe d'un agrocomposité.

3.1.1 Influence de la géométrie de l'outil de coupe

3.1.1.1 Effet du rayon d'acuité de l'arête de coupe

L'influence du rayon d'acuité de l'arête de coupe a été étudiée en utilisant des outils de coupe présentant diverses propriétés de revêtement [16], [77]. En effet, chaque type de revêtement possède une épaisseur différente ainsi qu'un état de surface particulier [16], [77]. L'augmentation de l'épaisseur du revêtement participe à l'augmentation du rayon d'acuité de l'arête de coupe à cause de l'agrandissement de la courbure entre la face de coupe et la face de dépouille de l'outil. Concrètement, le rayon d'acuité a été augmenté en moyenne de 5 μm à 7.5 μm avec l'ajout d'un revêtement en di-borure de titane, et de 5 μm à environ 11 μm avec l'ajout d'un revêtement en diamant. Cette augmentation permet de rapprocher la taille du contact de coupe au diamètre d'une fibre élémentaire (de 10 à 20 μm en moyenne [78]–[80]). Cela se traduit en usinage par une augmentation de l'énergie spécifique de coupe qui signifie une accentuation des mécanismes de déformation plastique et de glissement avant le cisaillement. En effet, d'après la morphologie de la surface usinée, l'augmentation de la taille du contact outil / matière réduit l'efficacité du cisaillement des fibres au sein de la structure agrocomposité, ce qui génère une surface usinée avec de longues extrémités de fibres non coupées et déformées. Ces extrémités non coupées agissent comme un 3^{ème} corps, favorisant davantage le glissement entre l'arête de coupe et la matière.

3.1.1.2 Effet de l'angle d'hélice

L'effet de l'angle d'hélice a été étudié lors d'une opération de fraisage sur un agrocomposité à fibres longues bidirectionnelles de lin et matrice polypropylène pour trois différentes valeurs d'angle d'hélice (0°, 20° et 40°) [81]. Ce paramètre représente l'orientation des goujures de la fraise. Ainsi, un angle d'hélice de 0° signifie des goujures droites dans la direction de l'axe de la fraise. En mesurant les efforts d'usinage dans le repère cartésien, l'effort de coupe résultant est orienté dans la direction de l'avance de la fraise pour un angle d'hélice de 0°. En augmentant l'angle d'hélice, la force résultante se réoriente vers l'axe de la fraise. Cette réorientation provoque une réduction de l'effort dans la direction de l'avance, ce qui réduit par conséquent la rigidité de contact et l'efficacité de cisaillement des fibres de lin, en

particulier au voisinage des bords de la surface usinée où l'effort axial est plus impactant à cause du faible maintien des fibres par la matrice à ce niveau

3.1.2 Influence des paramètres de coupe

3.1.2.1 Effet de la vitesse de coupe

L'effet de la vitesse de coupe a été étudié lors d'une opération de perçage sur un agrocomposite à fibres longues bidirectionnelles de lin et matrice polypropylène sur une plage de valeurs comprise entre 20 m/min et 70 m/min [16]. Il a été montré que l'augmentation de la vitesse de coupe contribue à une hausse de l'énergie spécifique de coupe. L'augmentation de l'énergie spécifique de coupe en usinage est équivalente à une réduction de la qualité d'usinage par manque d'efficacité de cisaillement de la matière et un taux plus important de déformation plastique dans la zone de cisaillement primaire. Par conséquent, l'observation microscopique des surfaces usinées montre que l'augmentation de la vitesse de coupe détériore l'usinabilité de l'agrocomposite en augmentant la longueur des extrémités non coupées des fibres ainsi que leur taux de déformation. Ceci peut être expliqué par l'effet de la température induite par usinage qui réduit localement la rigidité du matériau lors de la coupe suite au phénomène du ramollissement thermique. Cette température devient en effet plus importante à fortes vitesses de coupe à cause de l'augmentation à la fois des vitesses de déformation et du frottement.

3.1.2.2 Effet de la vitesse d'avance

L'effet de la vitesse d'avance a été étudié lors d'une opération de fraisage sur un agrocomposite à fibres longues unidirectionnelles de lin et matrice polypropylène sur une plage de valeurs d'avance comprise entre 0.005 mm/dent et 0.16 mm/dent [77]. Cette étude a montré que l'énergie spécifique de coupe diminue lorsque l'avance augmente. Ce résultat a été également obtenu lors d'une opération de perçage sur un agrocomposite à fibres longues bidirectionnelles de lin et matrice polypropylène [16]. En effet, l'avance en fraisage et en perçage contrôle l'épaisseur du copeau qui doit atteindre une valeur minimum critique pour être dans les conditions favorables de coupe et activer le mécanisme de cisaillement de la matière. En dessous de cette valeur critique, les mécanismes de déformation et de glissement sont les plus prépondérants. Dans le cas du fraisage de l'agrocomposite lin / polypropylène, il a été démontré que cette épaisseur minimum critique du copeau est de l'ordre du rayon d'acuité de l'arête de coupe. L'amélioration de l'usinabilité par augmentation de l'avance se

traduit par une diminution de la rugosité des surfaces usinées. Les fibres végétales présentent une diminution de la longueur des extrémités non coupées jusqu'à obtenir un cisaillement efficace pour une avance de 0.16 mm/dent.

3.1.3 Influence de l'échelle d'analyse

Différents travaux expérimentaux sur les procédés traditionnels d'usinage des agrocomposites montrent que l'échelle d'analyse impacte considérablement la réponse topographique de la surface usinée [82]–[84]. Chaque étude permet d'identifier une échelle pertinente dans laquelle les effets des paramètres étudiés sont bien discriminés. Cette échelle pertinente correspond dans chaque cas d'étude à la taille de la structure du renforcement fibreux qui peut être le diamètre du faisceau des fibres, le diamètre de la fibre technique ou le diamètre du fil de fibres végétales dans le cas d'un renfort avec des fils tordus. Pour ces raisons, une nouvelle approche multiéchelle pour l'analyse de l'usinage des matériaux agrocomposites a été développée afin d'optimiser la qualification de leur usinabilité [85]. Concrètement, et comme le montre la Figure 1.10 il est nécessaire d'analyser en amont la structure fibreuse végétale présente dans le matériau composite et déterminer la taille de cette structure. Une fois la taille de la structure fibreuse déterminée, la taille de l'image topographique (sur laquelle les mesures seront réalisées) doit correspondre à la taille de la structure fibreuse. Cette méthode a permis de générer des mesures topographiques représentatives des effets engendrés par les paramètres étudiés et a montré son efficacité sur différentes applications [86]

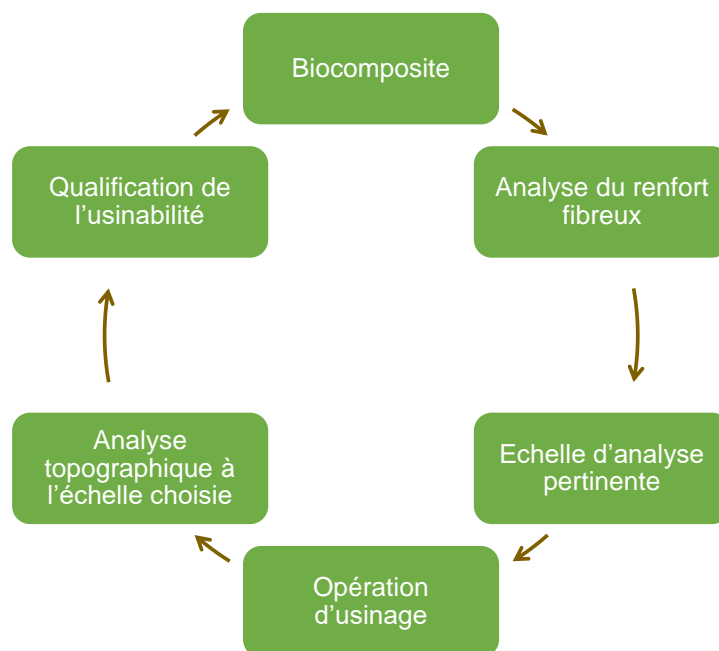


Figure 1.10 : Définition de l'approche multiéchelle de l'usinabilité des biocomposites [86]

En conclusion, les études présentées dans cette section montrent que l'usinage des agrocomposites est très sensible :

- À l'échelle de contact lors de l'interaction outil / matière qui varie en changeant la géométrie de l'outil de coupe. Une faible augmentation du rayon d'acuité de l'arête de coupe contribue à une dégradation de l'usinabilité de l'agrocomposite, surtout lorsque ce rayon d'acuité se rapproche ou dépasse le diamètre moyen d'une fibre élémentaire ;
- À l'aspect multiéchelle de la structure d'un agrocomposite puisqu'il faut prendre en compte l'interaction entre un outil et les microfibrilles de cellulose (4 – 10 nm de diamètre), une fibre élémentaire (10 – 20 μm de diamètre), une fibre technique (50 – 100 μm de diamètre) ou un faisceau de fibres (100 – 500 μm de diamètre) ;
- À la structure cellulosique des fibres végétales qui leur confère une forte flexibilité transversale, conduisant la fibre à subir une importante déformation transverse dans la direction des efforts appliqués et générer ainsi des extrémités non coupées des fibres sur la surface usinée.
- À l'échelle d'analyse qui doit correspondre à la taille du renfort fibreux afin d'optimiser la qualification de l'usinabilité en discriminant les effets des différents paramètres du procédé.

3.2 Analyse fondamentale de l'usinage des agrocomposites par coupe orthogonale

3.2.1 Description d'une configuration de coupe orthogonale

La coupe orthogonale est une configuration de coupe utilisée à l'échelle du laboratoire pour déterminer les mécanismes élémentaires d'enlèvement de matière d'un matériau en s'affranchissant des paramètres géométriques complexes d'un outil de coupe. Schématisée sur la Figure 1.11, il s'agit d'une opération de coupe bidimensionnelle entraînée par l'interaction d'un matériau cible avec une arête de coupe rectiligne et perpendiculaire à la direction donnée par l'avance de l'outil. Ce dernier avance à une vitesse de coupe « V_c ». L'interaction entre l'outil et le matériau génère un effort de coupe « F_c » dans la direction de l'avance de l'outil ainsi qu'un effort de poussée « F_t » perpendiculaire à la direction d'avance de l'outil.

L'outil possède deux faces qui entrent en contact avec l'échantillon : une face de coupe qui forme un angle de coupe, noté « γ », avec la direction normale à la surface usinée et une face de dépouille qui forme un angle de dépouille, noté « α », avec la surface usinée.

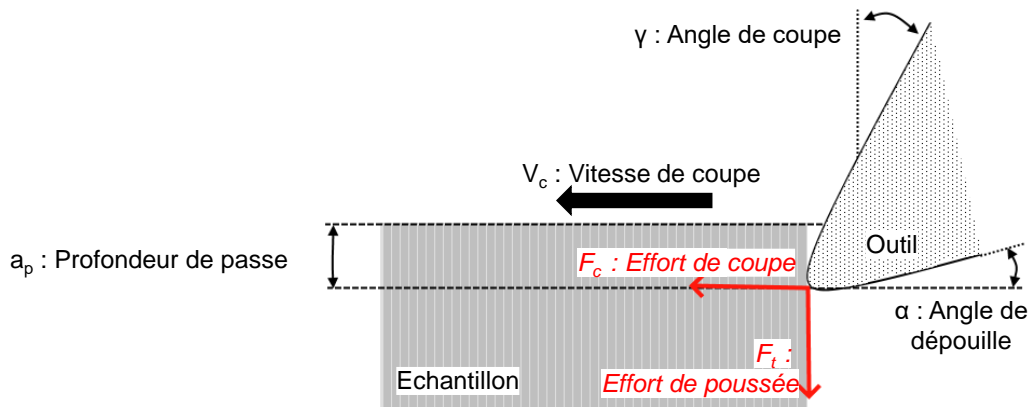


Figure 1.11 : Schématisation d'une coupe orthogonale [21]

De par sa simplicité d'instrumentation, la coupe orthogonale a souvent été utilisée pour étudier l'usinage des matériaux composites conventionnels à fibres synthétiques [87]–[89]. Ainsi, les principaux mécanismes mis en jeu lors de la coupe des composites à fibres synthétiques sont les suivants :

- Le délaminage induit par une rupture adhésive des interfaces fibres / matrice qui peut s'étendre à la surface usinée et désolidariser le matériau ;
- Le délaminage induit par une rupture cohésive des fibres en fonction de l'angle de coupe de l'outil qui modifie les efforts de compression et de cisaillement subis par les fibres et qui peuvent entraîner une rupture ;
- La rupture cohésive de la matrice ;
- La rupture du matériau composite en fonction de l'orientation des fibres par rapport à la direction de coupe.

La configuration de coupe orthogonale a été récemment utilisée pour analyser les mécanismes de coupe ayant lieu lors de l'usinage de agrocomposites [21], [90], [91]. L'une des particularités des fibres végétales, de par sa composition polymérique (de type thermoplastique), est de pouvoir se déformer face à l'apport d'énergie sous forme de chaleur qui est induite par le frottement outil / matière ainsi que les grandes vitesses de déformation.

3.2.2 Influence de la géométrie de l'outil

3.2.2.1 Effet du rayon d'acuité de l'arête de coupe

L'effet du rayon d'acuité de l'arête de coupe a été étudié sur un agrocomposite en fibres de lin unidirectionnelles et matrice polypropylène en utilisant la configuration de coupe

orthogonale [92]. La variation du rayon d'acuité a été introduite par l'ajout d'un revêtement en diamant à différentes épaisseurs. Les résultats sur l'effet du rayon d'acuité en coupe orthogonale corroborent avec ceux obtenus en usinage par les procédés traditionnels (Section 3.1.1.1). En effet, l'augmentation du rayon d'acuité de 12 μm à 27 μm contribue à une amplification des défauts sur la surface usinée en termes d'extrémités non coupées et déformées des fibres de lin. Contrairement aux procédés de fraisage et de perçage, l'effet de la modification du rayon d'acuité en coupe orthogonale est moins important par rapport à l'effet des paramètres de coupe (vitesse de coupe et profondeur de passe). Dans cette configuration, l'outil réalise un mouvement rectiligne dans la matière sur une épaisseur constante. Cette épaisseur est largement supérieure au rayon d'acuité de l'arête de coupe, ce qui n'est pas le cas en fraisage et en perçage. Dans le cas d'un usinage par outil tournant, l'arête de coupe de l'outil effectue des trajectoires complexes avec une épaisseur de copeau variable. L'épaisseur du copeau devient, alors, faible par rapport au rayon d'acuité de l'arête de coupe au moment de l'engagement minimum de la dent de l'outil dans la matière.

3.2.2.2 Effet de l'angle de coupe

L'effet de l'angle de coupe a été étudié sur un agrocomposite en fibres de lin unidirectionnelles et matrice polypropylène avec la configuration de coupe orthogonale [21]. Il a été démontré que la variation de l'angle de coupe a une importance significative dans le comportement de coupe des fibres végétales. En effet, un faible angle de coupe négatif (-4.5°) génère une détérioration de la qualité de coupe en favorisant la déformation transverse des fibres avant leur cisaillement. Cet effet se réduit considérablement en modifiant l'angle de coupe vers des faibles valeurs positives ($+3^\circ$) et le cisaillement des fibres devient ainsi plus efficace. Ceci démontre la forte sensibilité des fibres végétales à la géométrie de contact avec l'outil de coupe à cause de leur structure cellulosique qui leur procure une forte flexibilité transversale. En usinant avec un angle de coupe négatif, les fibres ont tendance à entrer d'abord en contact avec la face de coupe avant d'engager l'interaction avec l'arête de coupe, ce qui provoque donc la déformation transverse avant de procéder au cisaillement lors de la coupe.

3.2.3 Influence des paramètres de coupe

3.2.3.1 Effet de la profondeur de passe

En configuration de coupe orthogonale, l'effet de la profondeur de passe a été étudié sur le comportement de coupe d'un agrocomposite à fibres longues unidirectionnelles de lin et matrice polypropylène sur une plage de 100 μm à 500 μm [92], ainsi qu'un biocomposite à fibres longues unidirectionnelles de lin et matrice PLA sur une plage de 100 μm à 300 μm [19]. Les deux études montrent que l'augmentation de la profondeur de passe sur les plages de variation respectives contribuent à une dégradation de la qualité des surfaces usinées. Ceci se traduit par une amplification à la fois des efforts d'usinage, des extrémités non coupées des fibres des lin et des zones de décohésion entre les fibres et la matrice. L'évolution de ces défauts accroît la rugosité des surfaces usinées. L'augmentation de la profondeur de passe conduit en effet à une intensification des contraintes appliquées au matériau à cause de l'augmentation de la quantité de matière enlevée, ce qui favorise l'endommagement surfacique de l'agrocomposite par déformation plastique des fibres et rupture des interfaces entre les fibres et la matrice.

3.2.3.2 Effet de la vitesse de coupe

L'investigation de l'effet de la vitesse de coupe a été réalisée par coupe orthogonale d'un agrocomposite en fibres unidirectionnelles de lin et matrice polypropylène sur un intervalle de vitesse de coupe compris entre 12 m/min et 80 m/min [93]. L'augmentation de la vitesse de coupe dans une configuration de coupe orthogonale contribue à une intensification des efforts de coupe à cause de l'augmentation du débit des copeaux enlevés. Cependant, cette augmentation de la vitesse de coupe participe à une amélioration significative de la qualité des surfaces usinées. Cela se traduit par une réduction des défauts en termes d'extrémités non coupées des fibres et des zones de décohésion entre les fibres et la matrice, ce qui contribue à une diminution de la rugosité de surface. Ceci montre que l'augmentation de la vitesse de coupe permet d'atteindre un seuil énergétique à partir duquel la rigidité du contact outil / matière est suffisante pour que la fibre végétale soit préférentiellement cisailée au lieu d'être déformée.

3.2.4 Influence des paramètres environnementaux

Comme développé dans la section 2.3, la structure cellulosique complexe des fibres végétales et leur nature hydrophile les rendent très sensibles aux paramètres environnementaux tels que

l'hygrométrie et la température. Ceci modifie les propriétés thermomécaniques des agrocomposites et peut ainsi influencer leur comportement à l'usinage. Dans cette section, les effets de l'hygrométrie et de la température sur l'usinabilité des agrocomposites seront abordés.

3.2.4.1 Effet de l'hygrométrie

L'effet hygrométrique a été étudié lors de l'usinage par coupe orthogonale d'un biocomposite à fibres longues unidirectionnelles de lin et matrice PLA après une certaine durée d'immersion totale du biocomposite dans l'eau [19]. Le biocomposite lin/PLA a montré une capacité d'absorption d'eau au sein de sa structure et qui est amplifié par l'augmentation de la durée d'immersion. Ce processus passe par un régime transitoire où l'évolution de la teneur en eau dans le composite est quasi-linéaire en fonction de la durée d'immersion. La diffusion d'eau dans le biocomposite atteint la saturation après 21 jours d'immersion avec une teneur en eau d'environ 8% de la masse du composite.

Lors de la coupe, la teneur en eau dans le biocomposite change le mécanisme de formation du copeau : en régime hygrométrique transitoire, l'évolution de la teneur en eau favorise l'enroulement du copeau par déformation plastique alors que, en régime hygrométrique saturé, l'enroulement du copeau est réduit. En effet, l'eau agit dans un premier temps comme un plastifiant et aide à la déformation de la matière. Ensuite, la présence de l'eau dans les fibres à une certaine teneur seuil (proche de la saturation) contribue à un réarrangement des microfibrilles de cellulose dans la direction de l'axe de la fibre. Ce réarrangement microfibrillaire améliore les propriétés mécaniques de la fibre, en particulier la rigidité, empêchant ainsi les mécanismes de déformation. Cette rigidification explique également l'efficacité du cisaillement des fibres qui diminue, à l'échelle d'une fibre élémentaire, lors de l'augmentation de la teneur en eau en régime transitoire. Le cisaillement des fibres redevient efficace en s'approchant de la saturation hygrométrique du biocomposite. Toutefois, cette rigidification hygrométrique s'accompagne d'un fort taux de rupture des interfaces fibres / matrice à cause de l'hydrolyse de la matrice polymère. La modification des propriétés mécaniques du biocomposite par effet hygrométrique influence aussi les efforts d'usinage, en particulier les efforts de poussée qui évoluent de la même manière que celle du changement de rigidité des fibres induit par l'absorption d'eau dans le composite [19].

3.2.4.2 Effet de la température

L'effet de la température d'un agrocomposite sur son usinabilité a été évalué par coupe orthogonale d'un composite en fibres unidirectionnelles de lin et matrice polypropylène [21]. Dans cette étude, des échantillons d'agrocomposite ont été soumis à des opérations de coupe orthogonale après avoir subi un refroidissement local de la zone active d'usinage à environ 0°C. Ces échantillons usinés avec refroidissement ont été comparés à d'autres échantillons usinés sans refroidissement à une température ambiante de 22°C. La Figure 1.12 – a) montre la déformation transversale des fibres dans la direction de la coupe dans le cas d'un usinage à température ambiante. Cette déformation vient de la forte flexibilité transversale des fibres causée par leur structure cellulosique comme expliqué précédemment. En réduisant la température initiale de l'échantillon juste avant la coupe, le cisaillement des fibres de lin devient plus efficace comme le montre la Figure 1.12 – b) où les sections des fibres élémentaires deviennent plus visibles avec l'apparition du lumen. Ceci montre que la réduction de la température des agrocomposites participe à une rigidification du matériau avant l'usinage. En effet, les propriétés mécaniques des matériaux sont thermo-dépendantes [94]. Une baisse de température du matériau (la fibre végétale) augmente sa rigidité, ce qui favorise son cisaillement au détriment de sa déformation. De plus, la rigidification de la matrice polymère par le même phénomène thermique participe au bon maintien des faisceaux de fibres au sein du composite lors du passage de l'outil de coupe.

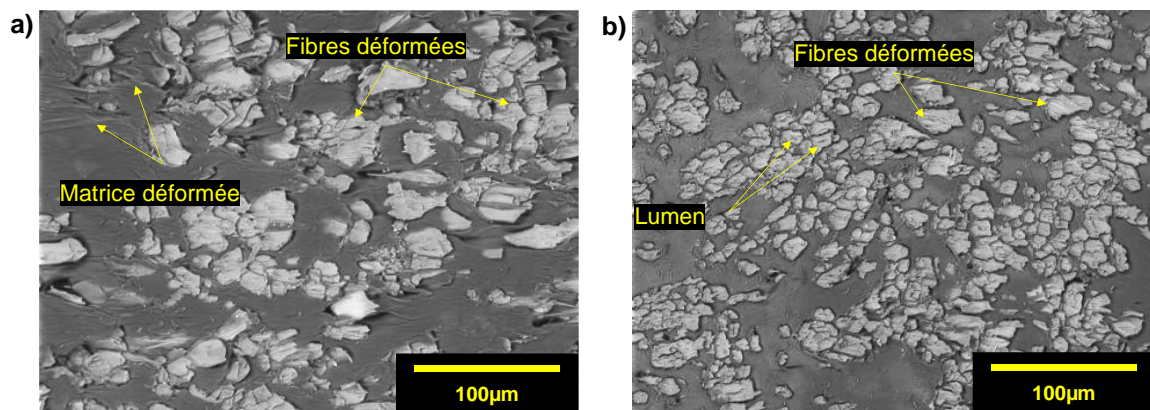


Figure 1.12 : Observation MEB des surfaces usinées par coupe orthogonale d'un agrocomposite lin / PLA : (a) sans refroidissement initial des échantillons ; (b) en refroidissant la surface à usiner avant la coupe [21]

En conclusion de cette partie sur l'usinage des agrocomposites par les procédés traditionnels d'usinage, il a été démontré que la structure cellulosique complexe et multiéchelle des fibres végétales influe sur la qualité de coupe en trois points majeurs :

- L'agencement des fibres en faisceaux d'une centaine de microns reliées par la lame mitoyenne entraîne des défauts macroscopiques, sous forme de délaminage et de déformation, induits par le cisaillement inefficace des fibres élémentaires. Si l'arête de coupe l'outil possède un rayon d'acuité supérieur au diamètre moyen d'une fibre élémentaire, cette dernière a tendance à se déformer avant d'être cisailée. Ce comportement à la coupe provoque un arrachement des fibres avec des extrémités non coupées ainsi que des zones de décohésion par rupture des interfaces.
- La nature thermoplastique des composants des fibres végétales favorise leur déformation dans la direction de coupe lors du contact avec l'outil de coupe si les températures induites par usinage dépassent une température critique. Cette dernière peut être atteinte avec une faible variation des paramètres de coupe.
- La nature hydrophile des fibres végétales modifie le comportement de coupe de la fibre au sein de la structure agrocomposée par effet hygro-mécanique. La présence d'eau dans la fibre participe à sa rigidification à partir d'un certain seuil de teneur en eau, ce qui améliore son cisaillement. Cependant, cette teneur en eau détériore les interfaces après saturation hygrométrique.

L'usinabilité des agrocomposites est donc extrêmement sensible aux faibles variations des paramètres liés à l'outil, au procédé, ainsi qu'à l'environnement de coupe. Rigidifier les agrocomposites par refroidissement s'avère alors une solution viable pour améliorer leur usinabilité. Deux solutions peuvent alors être envisagées pour diminuer les températures atteintes dans les zones affectées thermiquement :

- L'utilisation des fluides de refroidissement comme assistance à l'usinage ;
- L'utilisation d'un jet de fluide en tant qu'outil de découpe.

La section suivante sera consacrée à la description de ces procédés avancés d'usinage.

4 Procédés avancés d'usinage

Dans cette section du chapitre, l'usinage par assistance cryogénique sera tout d'abord présenté. Ensuite, les procédés d'usinage par jet de fluide seront abordés pour comprendre leur phénoménologie en se basant sur la découpe par jet d'eau. Enfin, l'usinage par jet de fluide cryogénique sera introduit par ses différents domaines d'application.

4.1 Usinage par assistance cryogénique

On appelle « cryogéniques » les températures atteintes lors de la liquéfaction des gaz ($T < -90^{\circ}\text{C}$). Ces basses températures sont utilisées lors des opérations d'usinage pour refroidir et rigidifier les matériaux [95]. En usinage par assistance cryogénique, le refroidissement s'effectue soit au niveau de l'outil, de la zone de coupe ou directement au niveau de la pièce à usiner. Dans la première partie de cette section, l'impact d'un fluide cryogénique sur la matière à usiner sera détaillé. Ensuite, l'application de l'assistance cryogénique à l'usinage des matériaux composites sera présentée.

4.1.1 Effet d'un fluide cryogénique sur la matière

Shah et al [96] ont comparé l'utilisation du dioxyde de carbone (CO_2) et l'azote liquide (N_2) en assistance cryogénique. Le CO_2 liquide semble être plus efficace que le N_2 liquide. En effet, le CO_2 liquide possède un coefficient d'expansion thermique moins élevé, ce qui limite l'effet de souffle et permet de mieux imprégner les surfaces. En comparant la coupe par assistance cryogénique avec la coupe à sec, les auteurs ont noté une diminution de l'effort normal lors des opérations de perçage en utilisant un fluide cryogénique. Ce comportement peut être associé à une amélioration de l'usinabilité par diminution de l'adhésion entre l'outil et l'alliage de titane en réduisant sa ductilité.

Les mécanismes de transfert thermiques mis en jeu lors de l'application d'un jet d'azote liquide sur une surface sont représentés sur la Figure 1.13 [97]. L'impact orthogonal d'un jet d'azote cryogénique est composé de deux phases : une phase liquide au centre et une phase gazeuse en périphérie. Au contact avec la surface du matériau, qui est à température ambiante, la partie centrale du jet échange sa chaleur avec la surface. Cet échange thermique met en jeu un changement de phase de l'azote, de la phase liquide vers la phase vapeur, tout en gardant une basse température à l'interface azote – matière. Lors de la vaporisation, deux mécanismes de transfert de chaleur sont mis en jeu : de la convection avec le gaz nouvellement formé et de la convection avec l'azote liquide. La zone centrale de la surface impactée par le jet est donc refroidie rapidement. Pourtant, la vapeur créée entre la surface de la matière et le jet s'évacue en périphérie du jet et génère un film mince d'azote gazeux stable. Ce film joue le rôle d'une zone de séparation à la fois avec l'azote liquide évacué par le jet et avec la surface du matériau. D'après Wang et al [97], la différence de température entre l'azote liquide et le substrat est trop importante pour obtenir une bonne mouillabilité de la surface. Il s'agit du

phénomène de Leidenfrost. Enfin, une zone sèche, seulement atteinte par les perturbations créées par de l'azote gazeux, réagit avec la surface par convection forcée.

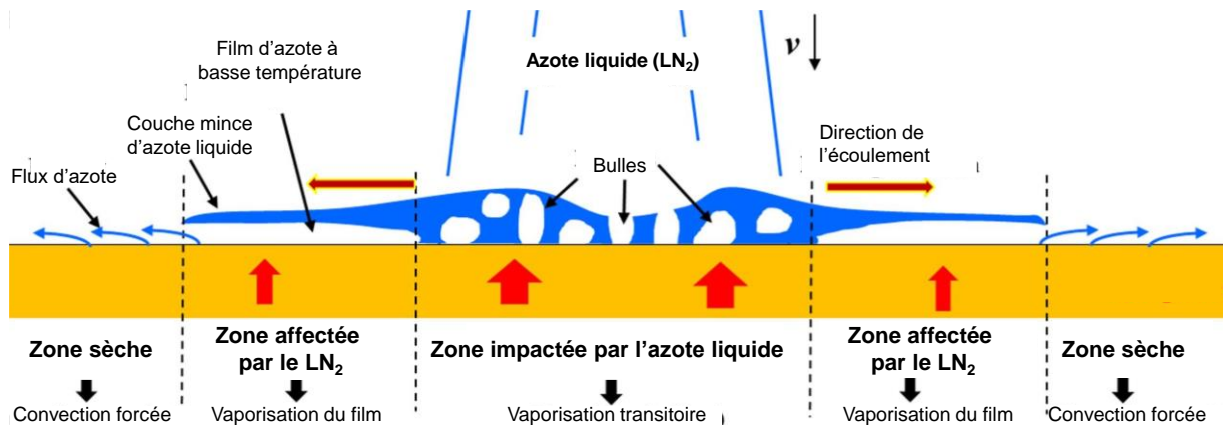


Figure 1.13 : Définition des mécanismes d'interaction entre l'azote liquide et une surface lors d'un impact orthogonal

La Figure 1.14 détaille le comportement du fluide cryogénique en fonction de la différence de température avec la matière à refroidir. Lors du contact avec la matière, l'azote liquide, qui est à une température de -196°C , est vaporisé au contact de la paroi de la matière qui est à une température ambiante comprise entre 25°C et 30°C , ce qui génère une ébullition à la surface de la paroi. Ce changement de phase diminue la surface de contact entre l'azote liquide et la paroi en insérant des bulles d'azote gazeux. Par conséquent, le flux de chaleur diminue pour activer le régime d'évaporation du film d'azote. Lorsque la température de la paroi diminue, le taux de nucléation des bulles d'azote gazeux est réduit, augmentant ainsi la surface d'échange entre l'azote liquide et la paroi. Il s'agit du régime transitoire d'évaporation. Une fois que la température de la paroi est à environ $20 - 50^{\circ}\text{C}$ de la température de transition de l'azote liquide vers l'azote gazeux, le refroidissement présente un pic d'efficacité puisque l'ensemble des sites de nucléation sont remplis. A ce moment, la surface réelle de la matière à refroidir est entièrement recouverte d'azote liquide et peut effectuer 100% des échanges thermiques. Il s'agit du régime de nucléation d'évaporation. La température tend ensuite vers la température du fluide et les échanges thermiques ont lieu entre la surface de la matière et l'azote liquide par convection forcée.

Ainsi, la capacité de refroidissement de l'azote liquide dépend de plusieurs facteurs :

- La différence de température entre l'azote liquide et la paroi ;
- La capacité de contact entre l'azote liquide et les aspérités de la paroi ;
- L'évacuation du film d'azote gazeux, réalisable si le débit d'azote est supérieur à 0.55 kg/min [97].

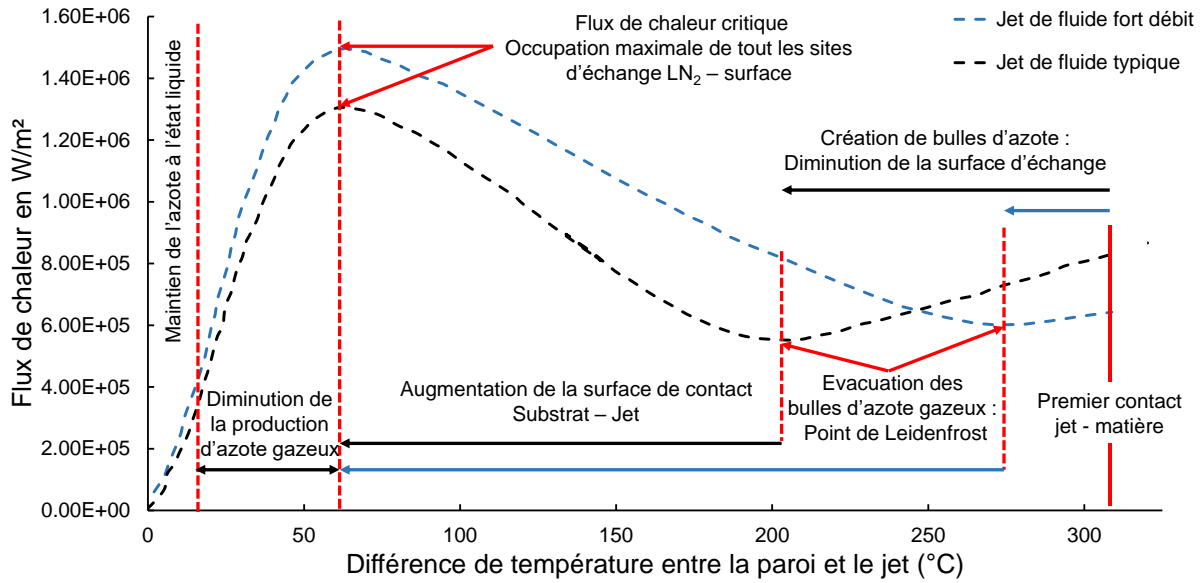


Figure 1.14 : Illustration des mécanismes de transfert thermiques lors de l'impact d'un jet d'azote sur une surface en fonction de l'efficacité du refroidissement d'après Wang et al [97]

Concrètement, ce type de refroidissement permet de faciliter le micro-usinage des matériaux difficiles à usiner. À titre d'exemple, des micro-puces (Figure 1.15) en polydiméthyl siloxane (PDMS) ont été usinées à l'aide d'une fraise à embout micrométrique dans une chambre remplie d'azote liquide [98]. Le PDMS est un polymère viscoélastique difficile à usiner à température ambiante à cause de ses propriétés d'adhésion et d'élasticité, semblables au comportement des polymères thermoplastiques. En réduisant la température par immersion dans l'azote liquide, le PDMS passe d'un état ductile à fragile. Cependant, l'azote liquide est presque vaporisé selon les auteurs par la chaleur induite par usinage dans la zone de coupe, ce qui ne permet pas de fournir un refroidissement efficace. Pour contrer ce problème, un refroidissement supplémentaire par jet d'azote liquide a été ajouté à l'interface outil / matière, ce qui a permis d'améliorer la qualité de la surface usinée.

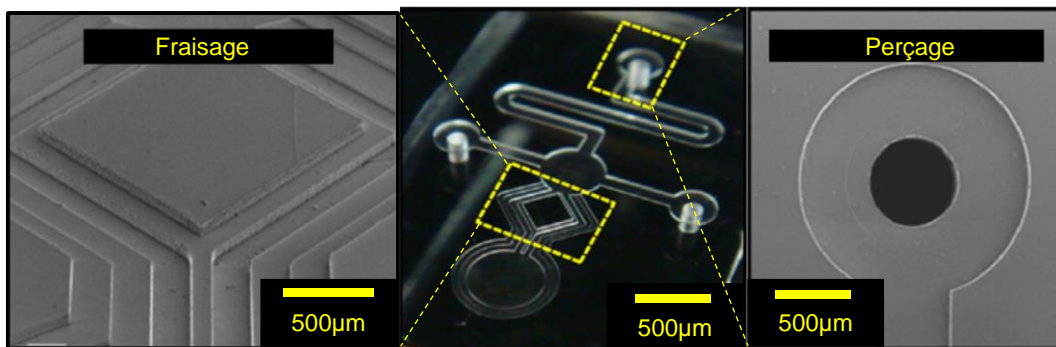


Figure 1.15 : Micro-puce en PDMS usinée en 3D par assistance cryogénique par Kakinuma et al avec : a) la vue d'ensemble de la micro-puce usinée, b) un micro-perçage et c) un micro-fraisage [98]

4.1.2 Usinage cryogénique des composites à fibres synthétiques

Plusieurs études se sont récemment intéressées à l'usinage cryogénique des matériaux composites pour réduire les défauts de coupe tels que le délaminage et la création de bavures. L'amélioration de l'usinabilité par assistance cryogénique a été démontré sur la coupe des composites à fibres de kevlar sous un flux d'azote liquide [99]. Les températures cryogéniques ont permis de diminuer l'endommagement du composite en réduisant la décohésion entre les fibres et la matrice et en limitant la fibrillation des fibres de kevlar. Néanmoins, l'assistance cryogénique améliore la qualité de la surface usinée sans toutefois diminuer le taux de délaminage [100].

Plusieurs mécanismes physiques entre donc en jeu lors d'un usinage à basse température. La diminution des efforts de coupe atteste d'un cisaillement plus efficace de la matière avec une augmentation de l'énergie de cohésion du matériau [101]. Cependant, d'autres études montrent une augmentation des efforts de coupe due à une rigidification thermique du composite [102]. Une étude montre que la baisse de température pour un composite à fibres de carbone augmente ses propriétés mécaniques en flexion mais diminuent ses propriétés mécaniques en traction [103]. Réduire la température du composite en dessous des températures de fragilisation des fibres et de la matrice permet d'« homogénéiser » le comportement du composite en rendant fragile tous ses composants [99][100].

La modélisation du comportement des interfaces des composites à fibres de carbone et matrice époxy a été étudiée en fonction de la température en allant de la température ambiante jusqu'à -190°C [104]. Pour ce type de composite, l'énergie de cohésion du matériau augmente en diminuant la température. Cela permet d'augmenter l'énergie nécessaire pour la création des défauts tels que le délaminage. Toutefois, la différence de coefficient thermique d'expansion entre les fibres et la matrice (pour les fibres de carbone : $-0.54 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ dans le sens des fibres et $10.1 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ dans la direction radiale ; pour la matrice : $44.4 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$) engendre des forces de compression sur la matrice, entraînant ainsi sa rupture.

La littérature montre donc des désaccords : à basses températures, la différence de CTE entre les fibres et la matrice fragilise la matrice (en lui appliquant des forces de compression) et augmente le taux de délaminage et de décohésion, alors que la contraction thermique de la matrice autour des fibres semble diminuer ces phénomènes. Les facteurs non pris en compte lors de ces études sont le taux de porosité qui, en étant élevé, pourrait permettre un changement plus facile du volume occupé par la matrice et les fibres. De plus, à basses

températures, certaines études montrent une augmentation des efforts de coupe à cause de l'augmentation des propriétés mécaniques des composites [102] Au contraire, d'autres études montrent une diminution de ces efforts de coupe grâce à un cisaillement plus efficace de la matière [96]. Ces différences pourraient impacter la température locale du contact outil / matière (température vue par le matériau) [98] ainsi que le comportement du matériau lors de la coupe (fragile ou ductile).

4.2 Usinage par jet de fluide

Le procédé de coupe par jet de fluide fait partie des techniques non conventionnelles d'usinage [105]. L'eau reste à ce jour le fluide le plus utilisé dans ce procédé. Par conséquent, la démonstration des effets de l'usinage par jet de fluide se basera sur l'eau comme un fluide de référence. Son utilisation dans les opérations de parachèvement, datant du XXème siècle en France, est donc récente par rapport aux procédés traditionnels d'usinage. Basée sur l'interaction fluide / outil / matière, cette technique permet au matériau de ne pas générer de zones affectées thermiquement (ZAT) [106]. Dans un premier temps, le jet d'eau sera décrit sous sa nature pure ainsi que sous sa nature chargée d'abrasifs afin de comprendre les mécanismes de formation d'un jet de fluide à grande vitesse. Ensuite, les mécanismes d'enlèvement de matière lors de la découpe par jet de fluide seront discutés.

4.2.1 Principe de formation d'un jet de fluide

4.2.1.1 Principe de formation du jet d'eau pur

La formation d'un jet d'eau pur, illustrée dans la Figure 1.16 – a), est due à l'accélération du fluide lors du passage au sein d'une section restreinte qui représente la traversée d'une buse. La Figure 1.16 – b) illustre le passage du fluide au niveau de la buse. En effet, le fluide sous pression arrive au niveau de la buse avec une énergie « E_A » (qui dépend de sa vitesse, de sa pression et de sa densité) et en ressort avec une énergie « E_B ».

D'après la loi de conservation de l'énergie, équation (1.3), la somme des énergies dans un système (énergie cinétique « E_c », énergie potentielle « E_p » et énergie mécanique représentée par la pression « P ») est égale à une constante. Or, le fluide est quasiment statique dans la buse. Son énergie cinétique, équation (1.4), est donc négligeable devant la pression. De même, la hauteur de la buse étant inférieure à 1 mm, l'énergie potentielle définie par l'équation (1.5) est négligeable. Ainsi, l'énergie du fluide en amont de la buse est basée sur la pression générée par la pompe.

$$E_{cA} + E_{pA} + p_A = a = E_A \quad (1.3)$$

$$E_C = \frac{1}{2} m_f v_f^2 \quad (1.4)$$

$$E_p = \rho_f g z \quad (1.5)$$

En sortie de la buse, le bilan énergétique est exprimé par l'équation (1.6). Le fluide équilibre sa pression avec la pression atmosphérique et l'énergie mécanique devient négligeable. L'énergie potentielle dépend, dans ce cas, de la distance de tir représentée sur la Figure 1.16 – b) par « h_B » qui est faible (quelques millimètres), rendant l'énergie potentielle négligeable. L'énergie du fluide en aval de la buse est donc majoritairement convertie en énergie cinétique.

$$E_{cB} + E_{pB} + p_B = b = E_B \quad (1.6)$$

Les paramètres de la buse utilisée peuvent influencer la qualité jet de différentes manières :

- Le matériau de la buse impacte son vieillissement et donc la qualité du jet sur la durée ;
- La géométrie de la buse définit la forme du jet [107] ;
- Le coefficient de décharge de la buse définit l'efficacité de la buse [108].

La vitesse du fluide est définie par l'équation (1.7) [109], [110] en fonction de la pression statique « p » au point A et de la densité du fluide « ρ_f ». Cette vitesse est modulée par le coefficient de décharge « k » qui indique le taux d'efficacité de la buse décrit par Hashish [110] et qui dépend de la compressibilité du fluide ainsi que des pertes de charge au sein de la buse. Elle dépend également du débit volumique du fluide « q_f » et de la section de la buse « A_{buse} ».

$$v_{fj} = k \sqrt{\frac{2p}{\rho_f}} = \frac{q_f}{A_{buse}} \quad (1.7)$$

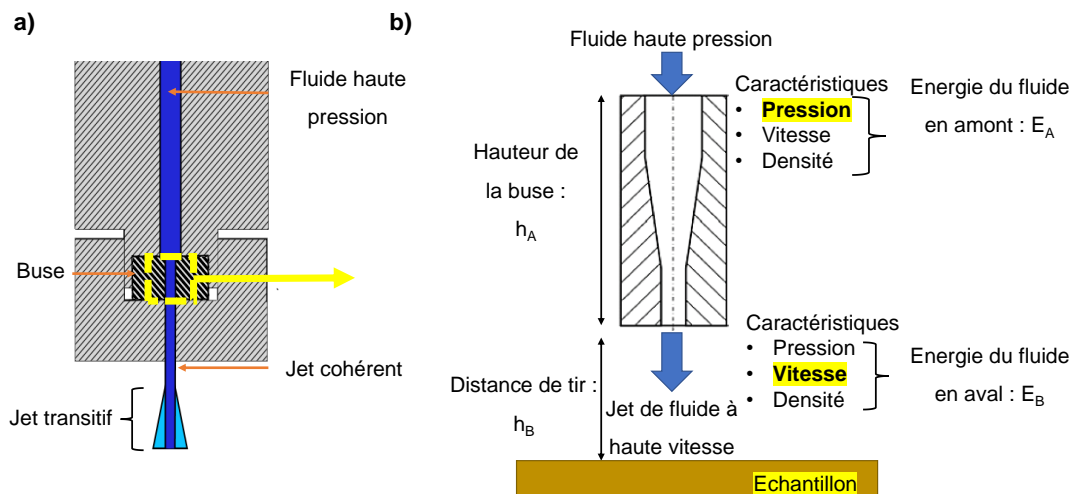


Figure 1.16 : a) Principe de formation d'un jet d'eau pur ; b) Description de l'accélération d'un fluide lors de son passage dans la buse [109]

Dans les applications d'usinage, le jet de fluide est de type sous-détendu, ce qui signifie que le jet se déplace à une vitesse sonique ou supersonique dans un milieu fluide (en repos ou en mouvement) et dont la pression statique dans le plan de sortie de l'ajutage est plus élevée que la pression statique du milieu dans lequel le jet se déplace [111]. Pour décrire physiquement un jet sous-détendu, le nombre de Mach « M » est utilisé. Il dépend de la vitesse locale du fluide considéré « u » et de la vitesse de propagation du son dans ce même fluide « c » d'après l'équation 2.1 [112].

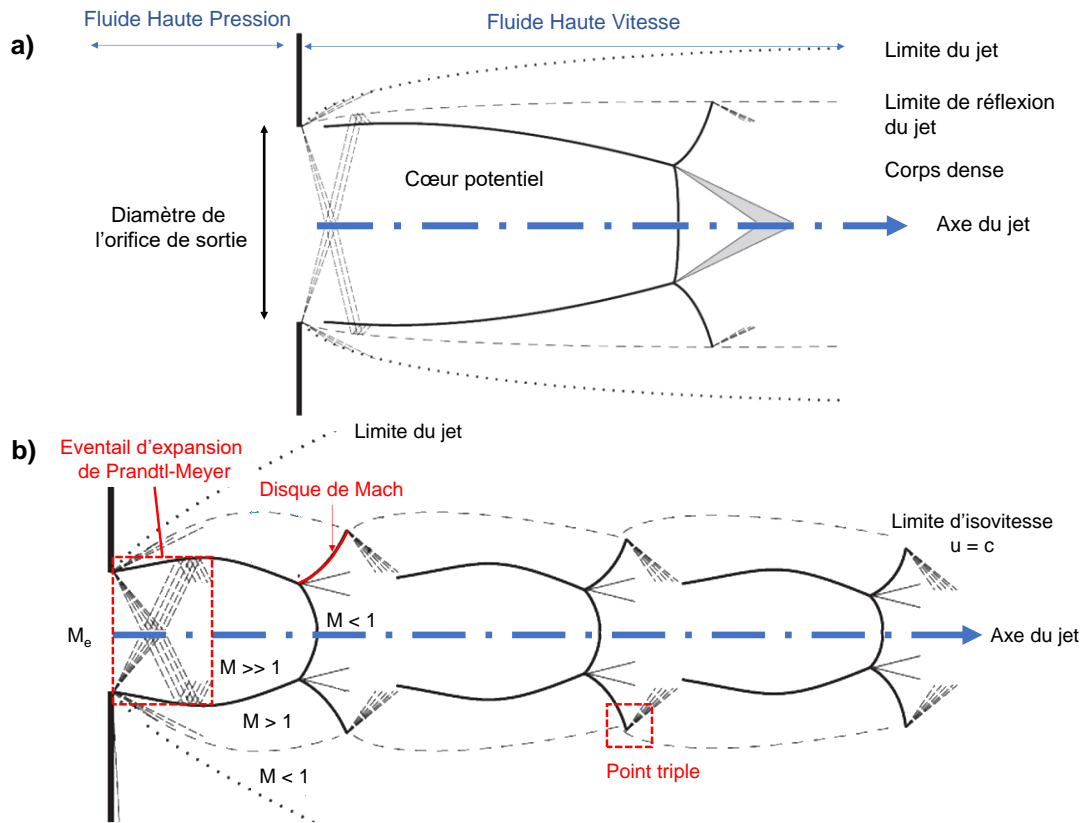
$$M = \frac{u}{c} \quad (2.1)$$

Ce disque de Mach se traduit par une dilation du fluide en sortie de l'orifice, représentée schématiquement sur la Figure 1.17 – b), « M_e » étant le nombre de Mach en sortie de l'orifice. La structure de ces jets, même si elle commence à être globalement connue, manque d'information sur les différents types de jets, d'environnement et de longueurs caractéristiques [113]. L'apparence globale du jet se modifie en fonction de la compétition entre la viscosité et la compressibilité du fluide et forme trois zones distinctes [113], [114] :

- La zone initiale ;
- La zone de transition ;
- La zone diffuse.

La zone initiale contient la partie la plus énergétique du fluide et correspond à la Figure 1.17 – a). La zone de transition correspond, sur la Figure 1.17 – b), au jet formé par les disques consécutifs au cœur potentiel. Dans la zone diffuse, formée entre la limite d'isovitesse et la limite du jet, le jet se mélange à l'environnement et perd sa puissance de coupe.

Dans le corps du jet, le fluide subit des cycles de compression / détente à chaque onde de choc. À la limite avec le milieu extérieur au jet, ces ondes produisent des échanges turbulents qui se caractérisent par la formation de ligaments qui s'agrandissent avec l'augmentation de la distance avec la buse.



4.2.1.2 Principe de formation du jet d'eau abrasif

Afin de pouvoir découper des matériaux à usinage difficile, le jet d'eau peut être couplé à des particules abrasives pour augmenter le pouvoir de coupe. Le mélange entre le jet d'eau et les abrasifs peut se faire de différentes façons :

- Après la formation du jet pur : le plus répandu en usinage par jet de fluide et nécessite un changement de montage [115]
- Avant la formation du jet pur : utilisation d'une barbotine (slurry) [116]

Seule la configuration de mélange après la formation du jet pur sera utilisée lors de la thèse et sera donc décrite dans cette section. Par rapport au jet d'eau pur, deux étapes supplémentaires sont rajoutées au système de formation du jet : le mélange eau/abrasifs ainsi que la répartition de l'abrasif en circonférence du jet. La Figure 1.18 – a) représente le montage du jet d'eau abrasif. Les différents éléments constituant l'outil du jet pur sont présents : l'arrivée du fluide à haute pression, une buse ainsi qu'une sortie pour le jet accéléré. Ce jet débouche dans un espace appelé chambre de mélange qui possède une arrivée pour l'abrasif.

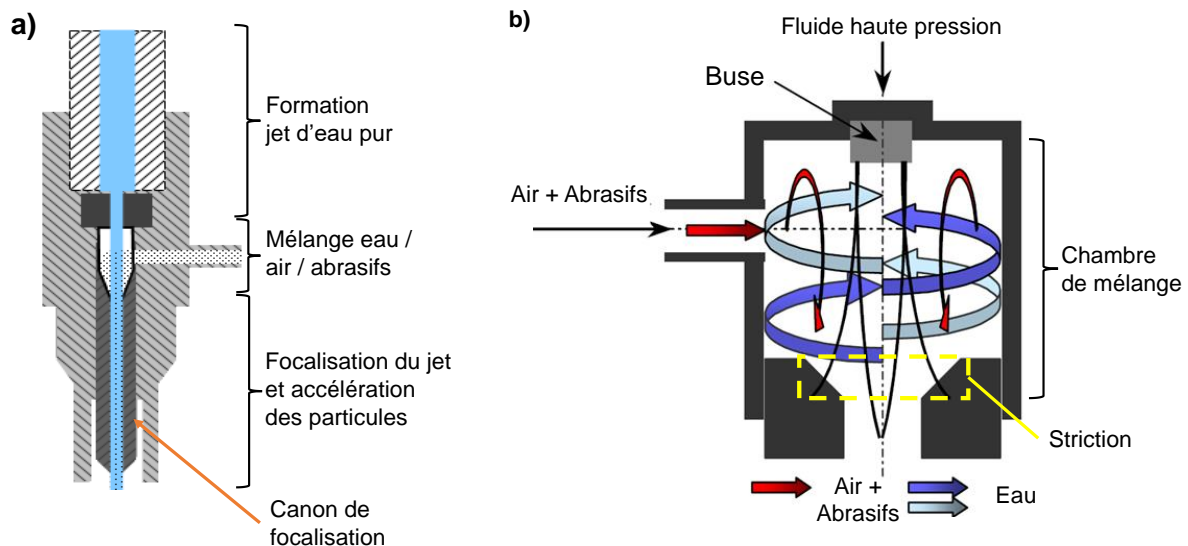


Figure 1.18 : Schématisation de : a) Principe de la formation d'un jet d'eau abrasif avec les trois zones de formation du jet ; b) l'interaction air / fluide / abrasifs dans la chambre de mélange [117]

Lorsque les abrasifs entrent en contact avec le jet, ils interfèrent avec ce dernier et créent des perturbations comme le montre la Figure 1.18 – b). En effet, certains grains d'abrasifs sont propulsés sur les parois de la chambre et vont ainsi être fragmentés [114], d'autres vont être imprégnés par des particules d'eau et seront reflués vers l'entrée du jet [117]. Ces interactions dissipent entre 30 et 70% de l'énergie initiale du jet et seule 20% de l'énergie du jet sera transférée aux particules [118]. Ce cycle se répète avec l'arrivée continue des abrasifs vers le jet, créant ainsi un flux à comportement complexe dans la chambre de mélange. En atteignant le canon de focalisation, les abrasifs sont homogénéisés en un flux d'abrasifs en périphérie du jet.

4.2.1.3 Analyse de l'interaction entre le jet d'eau abrasif et la matière

L'interaction entre le jet de fluide abrasif et la pièce à usiner dépend de nombreux facteurs qui peuvent être séparés en quatre catégories détaillées dans la Figure 1.19 [119]. Parmi ces facteurs, on retrouve :

- Les facteurs hydrauliques qui contrôlent l'énergie du jet ;
- Les particules abrasives qui déterminent la distribution et la concentration des contraintes lors du contact avec la matière ;
- Les paramètres de mélange qui contrôlent le rendement énergétique ;
- Les paramètres d'usinage qui modifient la cinétique de la coupe.

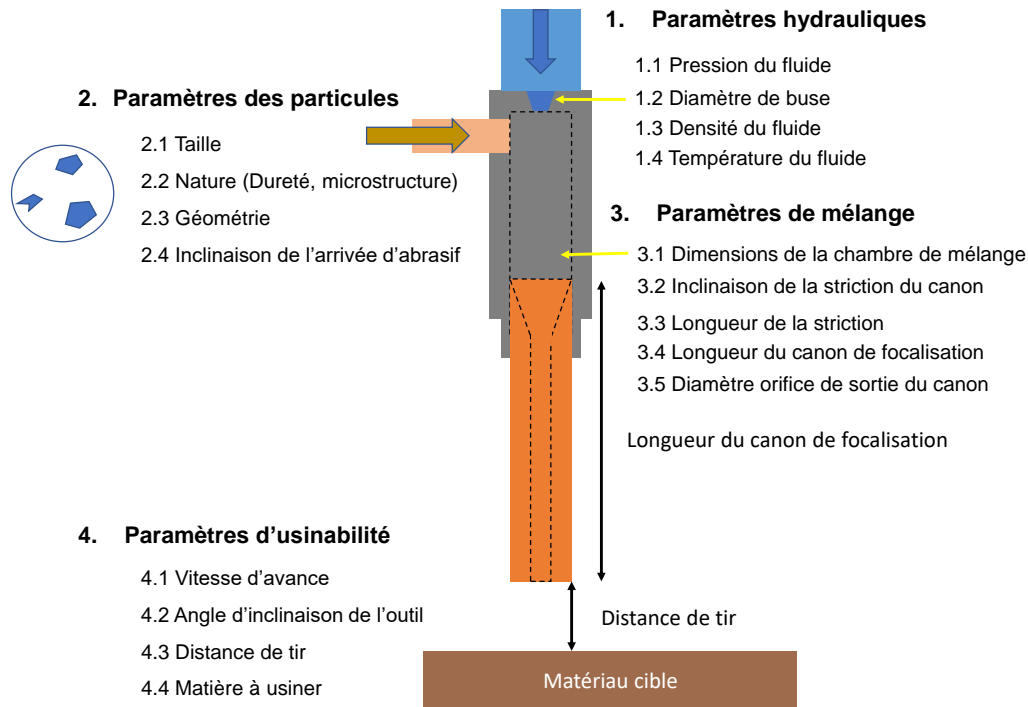


Figure 1.19 : Schématisation des paramètres influençant l'interaction outil/matière lors d'une découpe par jet de fluide abrasif [114], [115], [120]

En jet d'eau abrasif, le contact entre les particules abrasives et la matière est considéré comme l'interaction prépondérante ayant lieu lors de la coupe. La dureté des abrasifs est l'une des caractéristiques principales de ce contact et s'exprime généralement en « Mohs ». Cette échelle a été définie en effectuant un test de rayage (scratch test) sur dix matériaux de référence dont le talc, les Feldspaths, le Corindon et le diamant. Un classement de 1 à 10 est attribué à chaque abrasif en fonction de sa capacité à rayer les autres abrasifs. Ainsi, le talc représente le nombre 1 en échelle de Mohs car il ne raye que lui-même, tandis que le diamant représente le nombre 10 en échelle de Mohs car il laisse une trace d'indentation sur tous les matériaux. Le Tableau 1.3 récapitule la dureté de certains abrasifs usuels. L'échelle de « Knoop » peut aussi être utilisée pour classer la dureté des abrasifs. Elle est définie par un test d'indentation proche de celui de la dureté Vickers.

Une autre caractéristique importante de l'interaction fluide / matière est la morphologie du jet. Cette dernière a été observée pour du jet d'eau abrasif à l'aide d'une caméra rapide lors de la découpe d'un Poly-Méthacrylate de Méthyle Acrylique transparent (PMMA) d'une épaisseur de 30 mm comme le montre la Figure 1.20 [124]. L'avance du jet dans la matière montre deux changements de trajectoire du jet en un intervalle de 0.4 secondes.

Tableau 1.3 : Référence des duretés de quelques matériaux abrasifs et leurs applications [115], [121]–[123]

Matériau	Dureté (Mohs)	Dureté (Knoop)	Application
Diamant	10	/	Découpe et usinage de matériaux durs
Carbure de silicium SiC	9.3	2500	Découpe et usinage de matériaux durs
Oxyde d'aluminium Al ₂ O ₂	8	2100	Découpe et usinage de matériaux durs
Grenat	7.5 – 8.5	/	Découpe et usinage de matériaux durs
Verre	4.5 – 6	1350	Traitement de surface
Abrasifs végétaux	3 – 5	400 – 600	Sablage et décapage
Médias plastiques	3 – 4	/	Sablage et décapage
Talc	1	/	Sablage et décapage

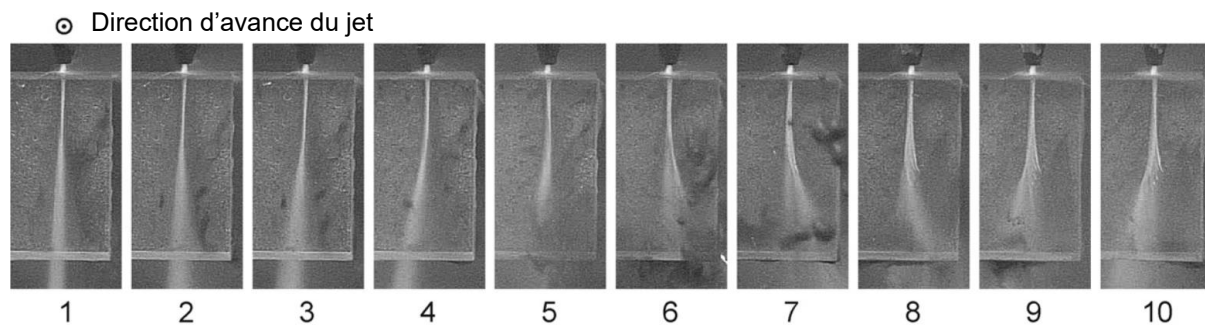


Figure 1.20 : Série de 10 photographies consécutives espacées de 0.04 secondes d'une découpe par jet d'eau abrasif d'un PMMA de 30 mm d'épaisseur [124]

4.2.2 Applications de la découpe par jet d'eau abrasif

Aujourd'hui, l'utilisation de la découpe par jet d'eau abrasif est répandue dans l'industrie pour l'usinage des matériaux dits « durs » tels que les métaux et les composites [119], [125]. Elle permet non seulement d'effectuer des opérations standards de découpe, mais aussi de remplacer des procédés traditionnels d'usinage tels que le perçage, le fraisage ou le tournage [126]. Ce procédé commence aujourd'hui à être appliqué à l'usinage des agrocomposites.

4.2.2.1 Usinage des matériaux usuels par jet d'eau abrasif

L'usinabilité du verre par jet d'eau abrasif a été explorée en utilisant trois types de particules abrasives qui se caractérisent par des duretés différentes : le grenat, l'alumine, et le carbure de silicium (voir Tableau 1.7) [127]. D'après cette étude, la dureté de l'abrasif augmente

l'efficacité de la coupe. Ainsi, les paramètres géométriques de l'entaille générée par la coupe, tels que la profondeur et la largeur de coupe, sont les plus élevés pour le carbure de silicium (le plus dur) et les plus faibles pour le grenat (le moins dur). La longueur et la profondeur de coupe illustrent le volume de matière érodée par le jet, qui dépend alors de la dureté de l'abrasif.

Pour illustrer ce propos, Arola et Ramulu [128] ont réalisé une étude de l'impact des paramètres du procédé lors d'une opération de découpe par jet d'eau abrasif d'un matériau composite en fibre de carbone et matrice époxy. Cette étude met en évidence les caractéristiques du « bord de coupe » qui permettent de qualifier une découpe par jet de fluide. La Figure 1.21 reprend la formation de ce bord de coupe qui présente sur sa partie supérieure la zone d'endommagement initiale. Cette zone est la plus exposée à l'érosion du matériau par le fluide et peut être qualifiée par la profondeur « h_i » et la largeur « d_i » de la zone d'endommagement représentées sur les micrographies MEB de la Figure 1.22 – a) et la Figure 1.22 – b). Ces images montrent une forte intensification de la zone d'endommagement en augmentant la distance de tir, même à une vitesse d'avance élevée. Ceci s'explique par le fait que l'augmentation de la distance de tir provoque un contact de coupe entre le jet et la matière qui se situe vers la fin ou en dehors de la zone de flux laminaire (cohérent). Par conséquent, le jet provoque un endommagement des bords de coupe créée par l'expansion du jet sur la surface comme le montre la Figure 1.21.

Kartal et al [129] ont utilisé la méthode de la table « L9 » de Taguchi pour optimiser les paramètres de coupe sur du polyéthylène à haute densité (HDPE) d'une épaisseur de 100mm. La distance de tir, le débit massique des particules abrasives et la vitesse d'avance ont été choisis comme facteur pour le plan d'expériences. La qualité de la coupe a été évaluée au travers de la rugosité moyenne arithmétique « R_a », mesurée au centre de l'échantillon. Les résultats montrent que les paramètres optimaux sont : la vitesse d'avance minimale de 70 mm/min, le débit d'abrasif maximal de 300 g/min et la distance de tir maximale de 5 mm. La valeur de la distance de tir optimale diffère de celle obtenue par Kalirasu et al [125] et Pi [130] qui retrouvent une distance de tir optimale de 2 mm. Le paramètre le plus significatif identifié par Kartal et al est la vitesse d'avance [129].

Afin de comprendre les différents mécanismes de contacts outil / matière [114], [131], [132] et optimiser les paramètres de coupe, la découpe par jet d'eau abrasif est toujours étudiée en fonction des matériaux étudiés [133]–[135]. En effet, la capacité de ce procédé à usiner des pièces complexes à grande vitesse en fait de lui un outil attrayant pour les industriels, en

particulier pour l'aérospatial [136], [137]. De plus, il permet de limiter la zone affectée thermiquement et de réduire les contraintes résiduelles au niveau des bords de coupe [136]. Aujourd'hui, les limites de cette technique résident dans les défauts générés par le phénomène de striation au niveau de la partie la plus éloignée du jet à cause de la perte d'énergie de ce dernier.

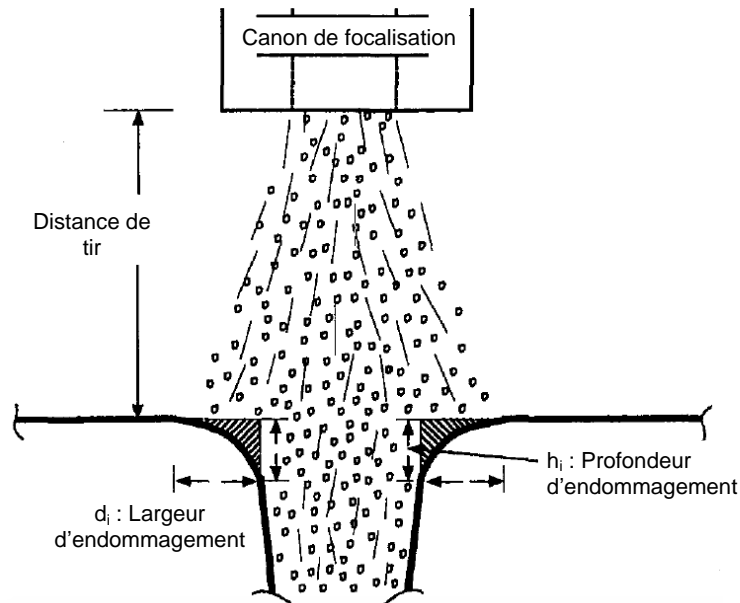


Figure 1.21 : a) Illustration de la formation de la rainure lors d'une découpe par jet de fluide abrasif montrant la zone d'endommagement sur le bord supérieur [128]

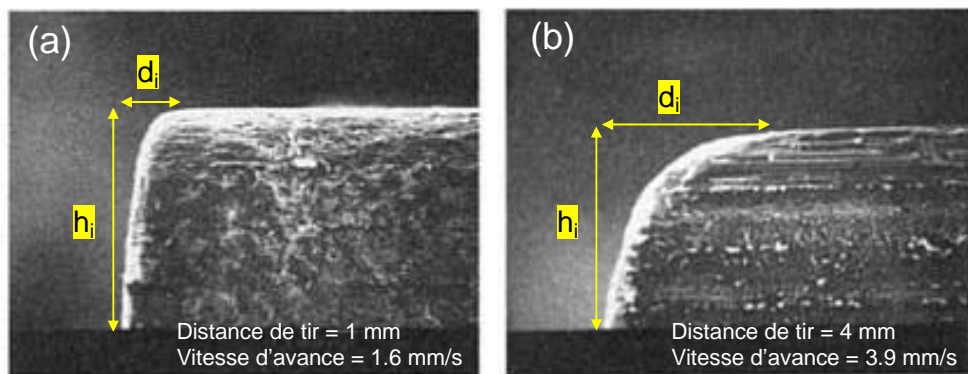


Figure 1.22 : Observation du bord de coupe supérieur d'un composite carbone / époxy usiné par JEA en comparant la variation de la distance de tir et de la vitesse d'avance [128]

4.2.2.2 Usinage des agrocomposites par jet d'eau abrasif

À ce jour, le nombre d'études portant sur l'usinage par jet de fluide des agrocomposites est limité. Quelques auteurs [125], [134], [138], [139] ont réalisé des études paramétriques pour explorer le domaine d'usinabilité de ces matériaux par jet d'eau abrasif. Les résultats de ces études sur l'influence des paramètres du procédé sont récapitulés dans le Tableau 1.4. Les

facteurs de chaque étude ont été classés selon leur significativité sur la réponse étudiée : « + » pour faiblement significatif, « ++ » pour moyennement significatif, et « +++ » pour fortement significatif. Le terme « NA » indique que le paramètre correspondant n'a pas été considéré dans l'étude.

Ces résultats montrent des contradictions sur l'influence des facteurs puisque certaines études montrent que l'influence du diamètre des particules prédomine sur tous les autres facteurs et que la pression de fluide est la moins significative [125], alors que d'autres études trouvent que la pression du fluide serait le paramètre le plus influant [134]. Ces divergences dans les résultats peuvent être expliquées par plusieurs raisons :

- Le dimensionnement des plans d'expériences car les plages de paramètres utilisés sont différentes dans chaque étude ;
- Les critères de réponse choisis sont différents à chaque étude et ne sont pas influencés de la même manière par le facteur étudiés.
- Le nombre de paramètres étudiés car la présence des interactions entre les facteurs peut affecter leur significativité.

Tableau 1.4 : Comparaison de l'influence des paramètres utilisés lors de l'application d'un JEA sur un agrocomposite

Type d'agrocomposite	Vitesse d'avance	Pression du fluide	Distance de tir	Diamètre des abrasifs	Réponse
Fibres de bananes / polyester [138]	NA	+	++	NA	Angle de dépouille Rugosité de la surface
Fibres de bananes / polyester [125]	++	+	+	+++	Angle de dépouille
Fibres de bois / époxy [134]	++	+++	+	NA	Rugosité de la surface Taux d'érosion
Fibres de coco / époxy [139]	++	NA	NA	NA	Angle de dépouille Largeur de la coupe

Par ailleurs, la méthode de Taguchi utilisée dans ces études pour établir les plans d'expériences génère un faible taux de significativité. Ceci peut être, en effet, expliqué par le faible nombre d'essai qui ne permet pas de prendre en compte l'ensemble des paramètres d'un usinage par jet d'eau abrasif ainsi que leurs interactions mises en jeu [125], [140],[141].

La Figure 1.23 présente une comparaison des surfaces usinées par un jet pur (Figure 1.23 – a)) et un jet chargé d'abrasif (Figure 1.23 – b)) sur un agrocomposites à fibres de coco et matrice époxy [139]. Pour différencier les zones caractéristiques de la surface usinée dans le cas des matériaux composites, les défauts induits par le procédé constituent un paramètre indicateur. En effet, si les traces de sillons laissées par le passage du jet sont dans le même sens que celui

du jet, la surface observée se trouve alors dans la zone homogène. La zone de déformation, visible uniquement dans le cas du jet pur sur la Figure 1.23 – b), est une zone comportant des fibres non coupées en surface ainsi que des traces de sillons inclinés indiquant une perte d'énergie du jet érosif. Dans du jet abrasif, la surface présentée dans la Figure 1.23 – b) ne montre pas de traces de sillons inclinés ni d'extrémités non coupées de fibres visibles à ce niveau de grossissement.

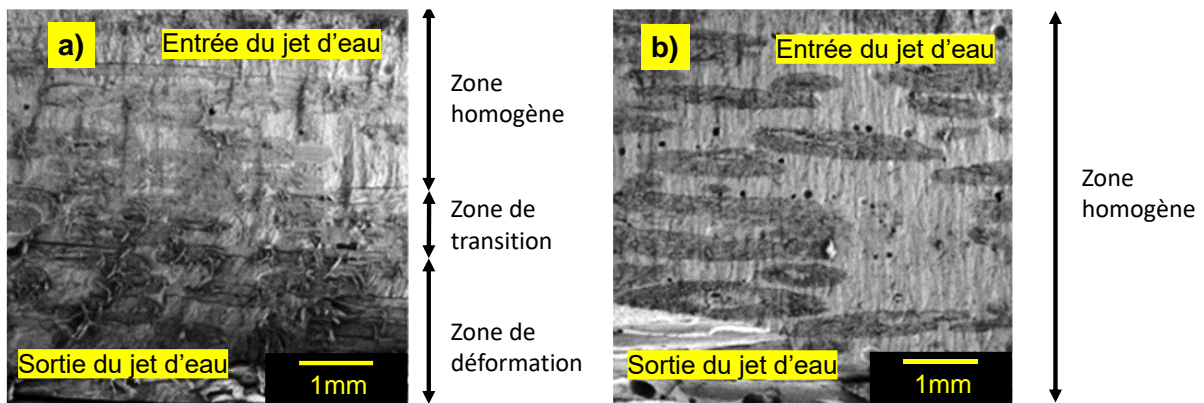


Figure 1.23 : Images MEB des surfaces usinées d'un agrocomposite à fibres de coco et matrice époxy usinées a) avec un jet d'eau pur ; b) avec un jet d'eau abrasif utilisant du grenat 80 mesh [139]

4.2.2.3 Températures induites en usinage par jet d'eau abrasif

La découpe par jet d'eau abrasif est souvent considérée comme une méthode d'usinage à froid [142]. Pour déterminer les températures réelles atteintes lors d'une découpe par ce procédé, Kovacevic et al [143] se sont intéressés à l'aspect thermique de la découpe par jet d'eau abrasif dès 1996. D'après les données internes de TJFU, la découpe par jet d'eau permet d'évacuer la chaleur induite par l'interaction entre les particules abrasives et la matière grâce à l'inertie thermique de l'eau qui est renouvelée en permanence au niveau de la zone de coupe. Cependant, lors de l'usinage par jet d'eau abrasif des matériaux métalliques à forte dureté, l'interaction entre les particules abrasives et le métal est assez énergétique pour créer des étincelles et un changement de phase de l'eau de liquide à vapeur. Pour définir expérimentalement la distribution de la quantité de chaleur générée lors de l'usinage sur deux matériaux métalliques (aluminium et titane), Kovacevic et al ont utilisé deux méthodes :

- Visualisation de la découpe à l'aide d'une caméra thermique infrarouge ;
- Vérification par relevés de température via des thermocouples placés sur un plan parallèle au bord de coupe.

Grâce à ces données thermiques, ils ont montré que la thermométrie permet de différencier les mécanismes de coupe séparant la zone de coupe et de la zone de déformation de la surface

usinée du matériau. En effet, lors de l'activation du mécanisme de déformation, la température induite augmente la température du matériau possédant la plus faible conductivité thermique (le titane dans l'étude de Kovacevic). Les champs de température isothermes observés correspondent alors aux striations laissées par le jet et permettent d'observer en temps réel la forme du jet abrasif lors de la coupe.

Selon cette étude, la pression fait augmenter la température induite par l'enlèvement de matière puisqu'elle permet d'augmenter la vitesse des particules. Or, l'augmentation de la vitesse d'un solide au contact d'un autre solide augmente les contraintes de glissement et donc les mécanismes de dissipation d'énergie par frottement. Ce phénomène permet de créer une augmentation locale de la température dans la zone de contact bien connue en tribologie [144]. D'après les résultats expérimentaux de Kovacevic et al, même si la température augmente lors de l'usinage par jet de fluide, cette augmentation est limitée de 20°C à 66°C pour l'aluminium et de 20°C à 63°C pour le titane. Toutefois, la chaleur produite est plus importante dans le matériau qui a la conductivité thermique la plus importante. D'après les auteurs, cette hausse de température induite par le contact est due à la conduction de la chaleur dans la matière qui limite le refroidissement par l'eau (source froide).

Concernant les matériaux polymères, Duspara et al [145] ont mesuré la température atteinte lors d'un usinage par jet d'eau abrasif sur des polymères. La température dans cette étude peut monter jusqu'à 70 – 80°C, soit une température supérieure à la plupart des températures de transition vitreuse des polymères [67]. Ainsi, même si la découpe par jet d'eau abrasif ne crée pas de zone affectée thermiquement en volume, les surfaces usinées peuvent subir des changements de phase induits par la température d'usinage et, in fine, endommager la surface finale.

4.2.3 Analyse des mécanismes d'enlèvement de matière par jet de fluide

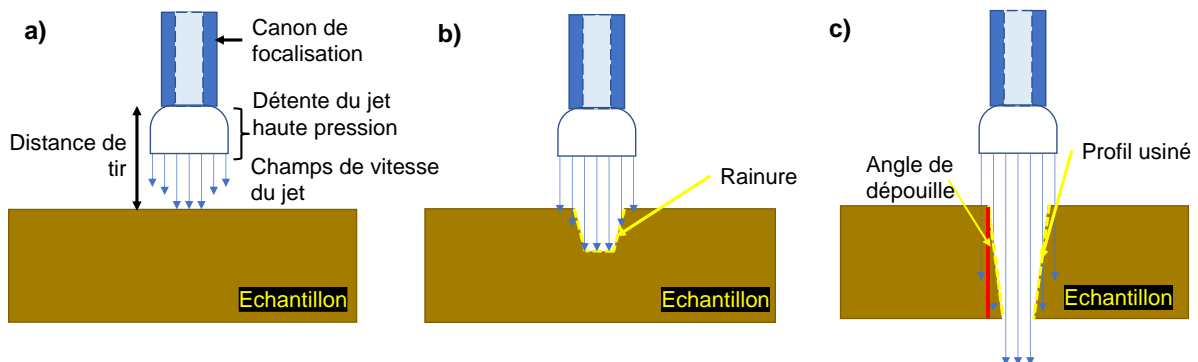
Les surfaces usinées par jet de fluide présentent un endommagement spécifique à ce type de procédé. Les travaux sur la modélisation des mécanismes d'enlèvement de matière par jet de fluide ont permis de mieux comprendre le comportement de coupe des matériaux avec ce procédé. Dès 1958, Finnie [146] a proposé un modèle en partant de l'hypothèse que le matériau est idéal (sans fissure) et que la découpe est strictement régie par un impact fragile entre la particule et la matière. Ensuite, en 1963, Bitter a amélioré ce modèle en prenant en compte la déformation de la matière, amenant donc deux modes d'enlèvement de matière [147], [148]. Enfin, Hashish [149] a rajouté l'impact du jet dans la modélisation de la déformation en modifiant le modèle de Finnie dès 1989.

4.2.3.1 Échelle macroscopique : érosion par jet de fluide

La Figure 1.24 récapitule le changement de mode d'enlèvement de matière en fonction du temps d'exposition au jet abrasif et du nombre d'impact de particules. Dans un premier temps, le jet érosif impacte la surface orthogonalement comme le montre la Figure 1.24 – a). Ensuite, à chaque impact de particule, un micro-copeau est formé puis arraché à la surface par les particules suivantes. Le jet est considéré comme un flux érosif continu, formant une rainure de plus en plus profonde (Figure 1.24 – b)). Enfin, lorsque le jet débouche de la matière, le profil usiné forme un angle avec le plan de coupe verticale appelé « angle de dépouille » et qui dépend des paramètres de coupe (Figure 1.24 – c)).

Toutefois, ce modèle ne prend pas en compte :

- Les propriétés hydrodynamiques du jet sur la zone d'usure par déformation ;
- La variabilité des diamètres des particules abrasives d'une « classe granulométrique » ;
- La variabilité des vitesses et des angles d'impact en fonction de la position de la particule au sein du jet.



4.2.3.2 Échelle microscopique : mécanismes de rupture par fatigue

La Figure 1.25 représente la rupture par fatigue ayant lieu lors de l'exposition d'un matériau à des chocs répétés de faible intensité d'après Wiederhorn et al [150]. En usinage par jet de fluide, les ondes de Rayleigh et les ondes de Stoneleigh [151] créent des cycles de traction, compression répétés sur la pièce à usiner. Dans le cas des matériaux composites, les interfaces fibres / matrices et fibres / fibres peuvent servir de facteurs de concentration des contraintes sur des défauts naturellement présents. Le chargement cyclique résulte donc en la formation

de glissements répétés des surfaces en contacts qui génèrent des inclusions et extrusions à la surface.

En début du processus, les contraintes se concentrent autour des défauts et initient la fissure dans la matière. La direction de propagation change pour être perpendiculaire à la direction de la contrainte maximale et le matériau rompt lorsque la charge devient trop importante devant son énergie de cohésion. Lors de la propagation de la fissure par fatigue, des striations se forment à cause du réarrangement de la microstructure du matériau.

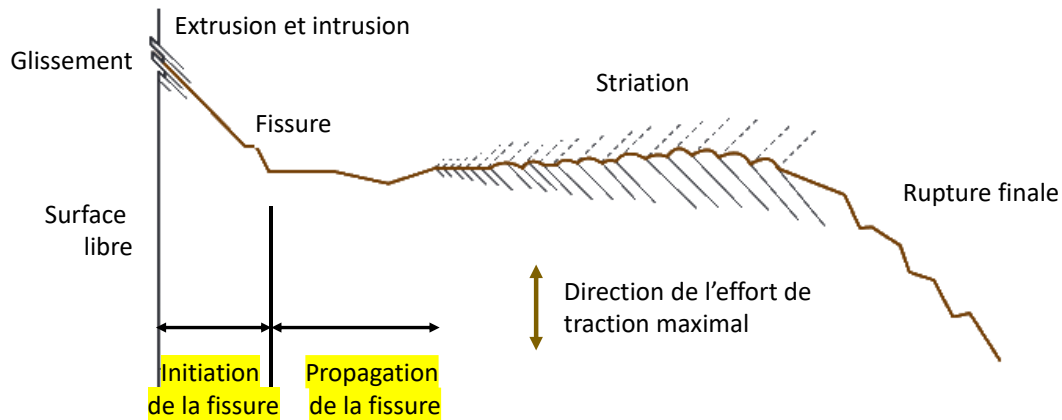


Figure 1.25 : Illustration schématique du mécanisme de rupture par fatigue d'un matériau selon Wiederhorn et al [150]

4.2.3.3 Échelle microscopique : Impact d'une particule solide

D'après Ali et Wang [152], un système de découpe par jet d'eau abrasif standard peut être décrit avec les paramètres suivants :

- Un flux de 10^6 particules par secondes : un débit d'abrasives de 600 g/min et une taille moyenne des particules d'environ 150 μm de diamètre pour le grenat.
- La vitesse d'avance (1 – 100 mm/s) est négligeable devant la vitesse du fluide (500 m/s) au niveau de la mécanique de contact outil / matière pour le temps d'un impact et d'un rebond de particule abrasive qui dure une fraction de microseconde.

Un diamètre de jet de 1 mm représente 40 fois le diamètre d'un abrasif. Par conséquent, l'érosion par jet d'eau abrasif peut être représentée comme une succession d'évènements indépendants d'indentation – enlèvement de matière – rebond par impact de particules. En fonction du matériau cible, l'impact d'un abrasif peut mener à différents types d'endommagement. Dans le cas d'un matériau ductile, Figure 1.26 – a), l'impact normal d'un abrasif entraîne une déformation plastique sévère à la surface qui se traduit par l'observation de zones de labourage. Au contraire, un impact tangentiel participera à la formation des

microcopeaux par abrasion en surface comme le montre la Figure 1.26 – b). Si le matériau est fragile, l'enlèvement de matière se fera majoritairement par fissuration et création de rupture dans le matériau comme décrit dans la Figure 1.27.

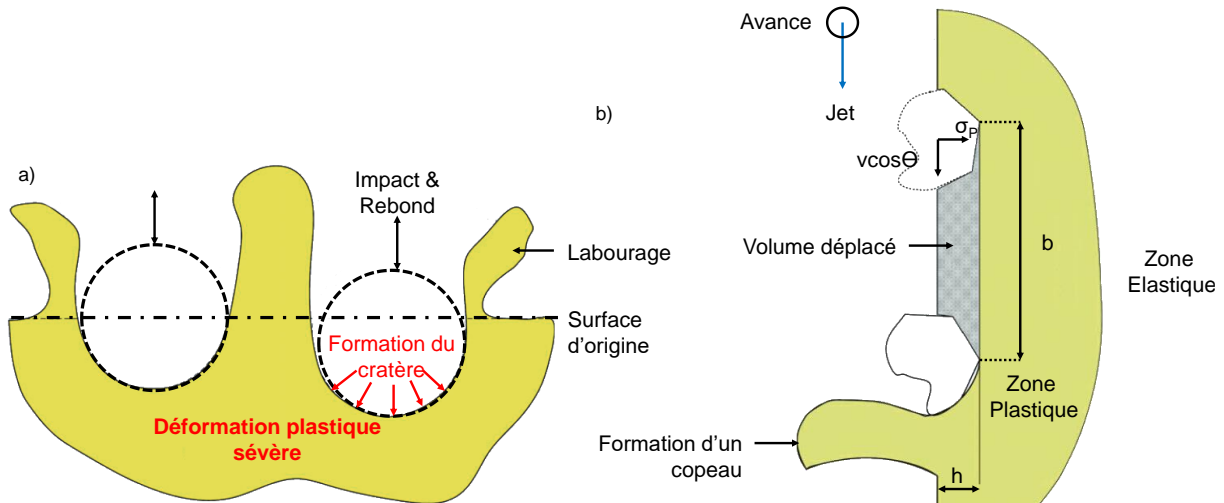


Figure 1.26 : Description schématique d'un impact d'une particule abrasive sur un matériau ductile a) lors de l'érosion par impact normal et b) lors de l'abrasion par impact tangentiel [152]

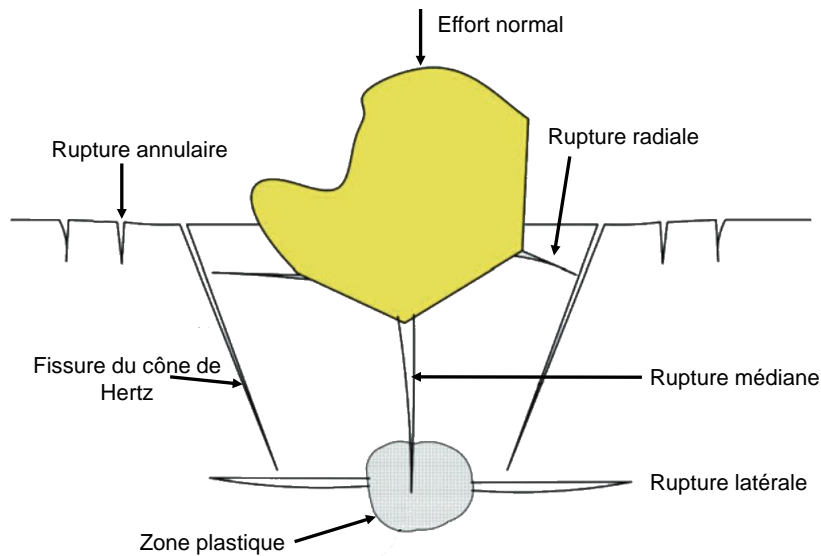


Figure 1.27 : Description schématique d'un impact d'une particule abrasive sur un matériau fragile [152]

L'usinage par jet d'eau abrasif est aussi impacté le changement de la nature du contact outil / matière entre la zone de coupe homogène et la zone de déformation comme illustré sur la Figure 1.28 [153]. La découpe est le résultat de la succession de multiples impacts de particules. Or, la mobilité du jet limite le nombre d'interactions par une partie du front de coupe. De plus, sur la face supérieure, les particules rencontrent une paroi verticale, engendrant des micro-frottement qui diminuent l'énergie cinétique du jet. Au contraire, en se

rapprochant du fond de la rainure, les particules rencontrent une paroi avec un angle plus large, engendrant de la micro-érosion et donc de l'enlèvement de matière. Si l'énergie des particules est insuffisante, l'enlèvement de matière est réalisé par déformation plutôt que par érosion.

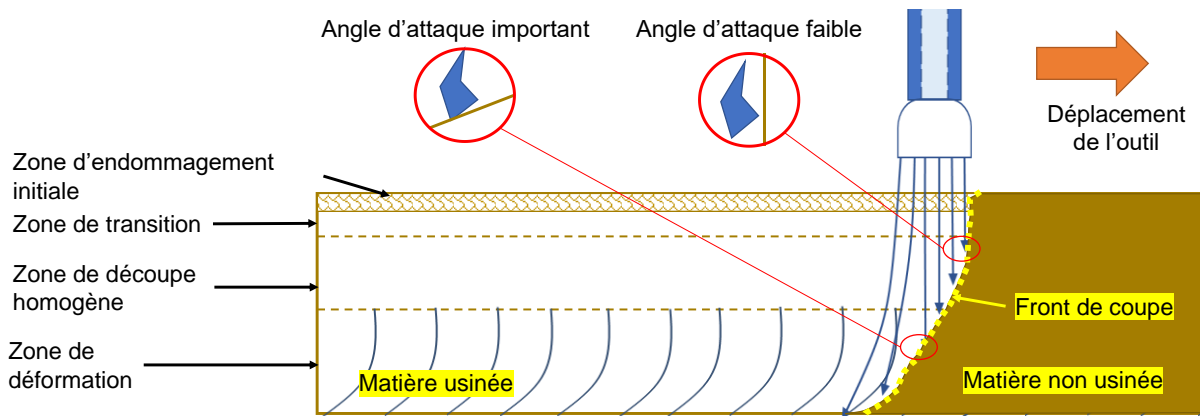


Figure 1.28 : Illustration de l'usinage par jet d'eau abrasif présentant les trois zones : 1 - Zone initiale en début de coupe ; 2 - Zone de découpe homogène ; 3 - Zone de découpe striée ainsi que les zones de transitions entre chacune [153]

La modélisation réalisée par Hashish [149] prend en considération les paramètres physiques et géométriques des particules abrasives. Cette nouvelle donnée fait passer, dans le calcul de l'énergie de coupe, l'exposant de la vitesse d'un facteur 2 (définition de l'énergie cinétique) à un facteur 2.5 (prise en compte des propriétés des abrasifs). Une méthodologie itérative permet de définir le contact outil / matière en fonction de la quantité de matière enlevée et du nouvel état de surface :

- A l'état initial, l'angle d'attaque des particules est orthogonal à la surface. Cet angle favorise la découpe par érosion, la matière va être enlevée sous forme de micro-copeaux par chaque impact
- A l'état final, l'angle d'attaque des particules augmente par perte d'énergie des particules abrasives (collisions particules / particules, particules / matière) ou par déflexion. Ce changement d'orientation favorise la déformation de la matière et peut augmenter le nombre de défauts sur la surface usinée. La matière est alors enlevée par une déformation plastique excessive.

4.2.3.4 Mécanismes de coupe par jet de fluide abrasif d'un matériau composite

La coupe des matériaux composites par jet d'eau abrasif est initié par des mécanismes de rupture qui génère le plus souvent des défauts dans la structure du composite. Shanmugan et al [154] ont étudié l'usinage d'un composite à fibres de carbone et matrice époxy par jet d'eau

abrasif afin d'analyser le délaminage du matériau et l'incrustation de particules abrasives comme le montre la Figure 1.29. D'après les auteurs, le jet interagit de deux manières avec la matière :

- L'impact du jet peut créer un enlèvement de matière par érosion ;
- L'expansion du jet dans la matière crée des contraintes résiduelles sur les parois.

Ainsi, sur la Figure 1.29 – a), le jet érode la matière et génère en même temps des contraintes résiduelles qui fragilisent les interfaces inter-pli d'un matériau composite. Après une exposition prolongée au jet, Figure 1.29 – b), l'eau s'infiltré dans les amorces de rupture, entraînant la formation d'une contrainte σ perpendiculaire aux plis qui propage la rupture au sein du composite. Dans le cas d'un jet abrasif, les abrasifs peuvent se retrouver bloqués dans ces zones de délaminage, engendrant des zones d'incrustation de particules, Figure 1.29 – c).

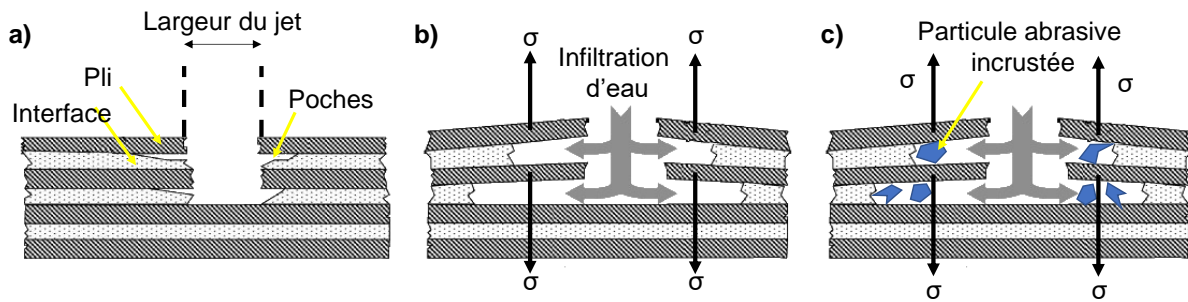


Figure 1.29 : Description du mécanisme de délaminage et d'incrustation des particules abrasives dans un matériau composite [154]: a) création de poches de délaminage par l'impact du jet, b) fragilisation des interfaces par le jet, c) incrustation des particules abrasives dans les poches de délaminage

Les mécanismes de fissuration et de rupture par fatigue ont aussi été étudié pour un composites en fibres de carbone et matrice époxy lors d'une opération de perçage par jet d'eau abrasif [151]. Le comportement du jet lors de sa formation à la sortie du canon est expliqué schématiquement par les auteurs sur la Figure 1.30. Les deux premières images (Figure 1.30 - a) et b)) décrivent la formation du jet pur en tant que jet sous-détendu à une distance de tir « D_t » de la surface du matériau cible. À ce stade, le jet connaît une expansion libre, sans contraintes, et forme sur sa périphérie des ligaments qui montrent la présence d'échanges avec l'environnement [113]. En s'étendant, un front d'iso-vitesse semi-circulaire se forme et les particules centrales se déplacent plus rapidement comparées à celles en périphérie.

Lors du contact avec le matériau, l'eau contenue au centre du jet est comprimée par le liquide à haute vitesse provenant du jet et par le substrat. Cette eau sous pression crée un choc hydraulique au contact du matériau qui s'accroît jusqu'à atteindre une zone d'échange avec

l'environnement, Figure 1.30 – c). Le contact entre le jet, qui génère des ondes longitudinales hautement énergétiques à haute fréquence, et la matière engendre une onde de déformation localisée qui cisaille la matière sur la partie extérieure au jet nommé « Onde de Rayleigh ». Cette onde de déformation applique une contrainte de cisaillement, Figure 1.30 – d), et engendre les lignes de rupture annulaires. De ce fait, les ondes de choc peuvent être évacuées selon un angle « β » qui augmente jusqu'à atteindre un angle critique « β_c ». Lorsque $\beta > \beta_c$, le front des ondes de chocs dépasse la périphérie du jet, repoussant le jet qui arrive en périphérie pour l'évacuer sous forme de « jet latéral » qui s'accompagne d'une baisse de pression du fluide comme le montre la Figure 1.30 – e). Durant ce processus, L'onde longitudinale rencontre un second pli du composite et se divise en deux types d'ondes : l'onde de Stoneleigh, transversale, qui se propage à l'interface et applique une contrainte de traction/compression, et une onde de transmission qui traverse le pli. Ces différentes contraintes générées par le choc hydraulique et l'hydrodynamisme du jet sont à l'origine du délaminage inter pli en usinage par jet de fluide.

Les particules abrasives sont ensuite introduites dans le jet et permettent de changer le mode d'enlèvement de matière. Une bulle de stagnation, où les contraintes appliquées s'annulent sur le fluide, se développe comme le montre Figure 1.30 – f).

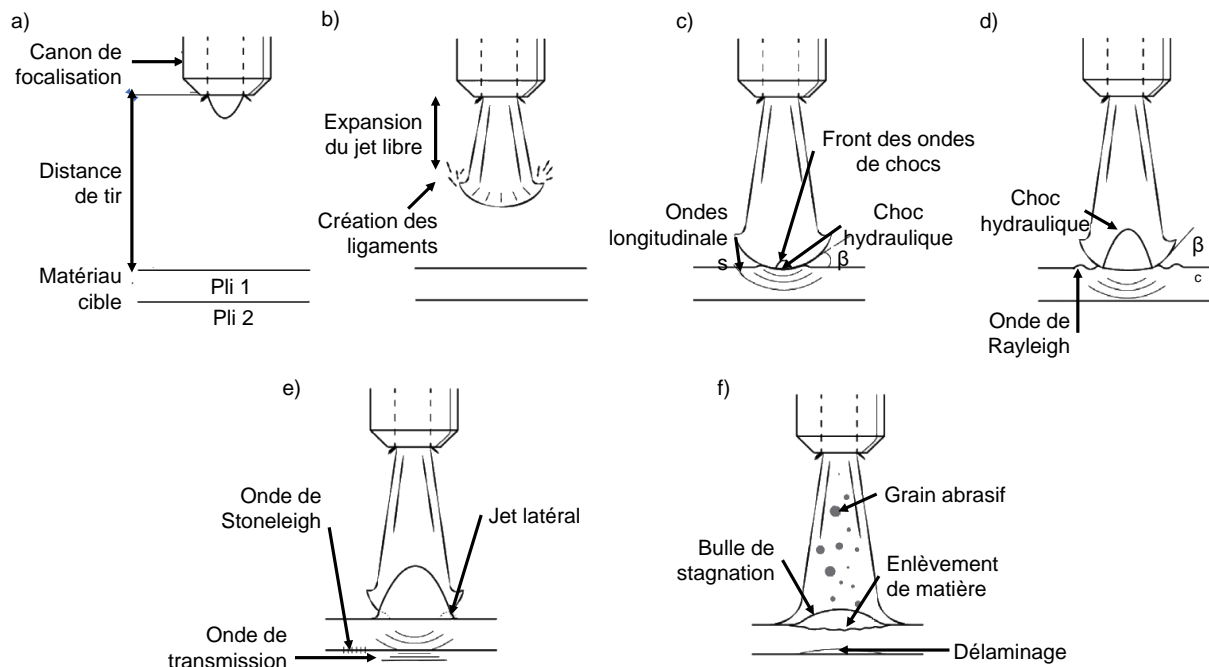


Figure 1.30 : Description schématique des étapes d'interaction jet – abrasif – matière lors d'une opération de perçage par jet d'eau abrasif d'un matériau composite selon Schwartzentruber et al [151]

4.2.4 Optimisation de l'usinage par jet de fluide

Les effets des paramètres d'un usinage par jet de fluide, étudiés par Hashish, sont résumés dans le Tableau 1.5 et le Tableau 1. 6. Les symboles utilisés représentent le niveau d'influence du paramètre avec « + » pour faiblement influant, « ++ » pour moyennement influant et « +++ » pour fortement influant. Les paramètres étudiés sont la pression du fluide « P_f », le diamètre de la buse « D_b », la longueur du canon « L_c », le diamètre de l'orifice du canon « D_c », le débit massique d'abrasif « m_a », la dépression créée dans la chambre de mélange par l'effet venturi « dP » et le type de matériau à usiner.

Les propriétés du jet sont principalement définies par « P_f » et « D_b ». Toutefois, la fragmentation des particules dépend :

- Très fortement du type de matériau à usiner (dureté) ;
- Fortement de la pression du fluide et donc de la cinétique d'accélération des particules ;
- Plus faiblement du reste des paramètres qui restent influents.

Tableau 1.5 : Influence des paramètres d'un jet de fluide sur ses caractéristiques

Critère du jet	Paramètre du jet de fluide						Matière
	P_f	D_b	L_c	D_c	m_a	dP	
Efficacité Hydraulique	+	++					
Coefficient de décharge	+	++					
Dispersion du jet	+	++					
Cohérence du jet			+		+		
Fragmentation des particules	++	+	+	+	+	+	+++

D'après le Tableau 1. 6, l'usinage d'un matériau par JEA dépend de nombreux paramètres. En effet, tous les paramètres influencent au moins un critère d'usinabilité. Parmi eux, la pression du fluide « P_f », le diamètre de buse « D_b », la masse d'abrasif « m_a » ainsi que la dépression « dP », responsable de l'aspiration des particules, ont une importance prépondérante sur le taux d'érosion (volume de matière enlevée, hauteur de coupe, largeur du profil usiné) et la rugosité de surface.

Des effets complémentaires pourraient être rajoutés tels que l'inclinaison de l'arrivée d'abrasif, le dimensionnement et la forme du canon de focalisation et de la chambre de mélange. Cependant, d'un point de vue technique, le coût des pièces et le temps de montage augmenteraient considérablement en changeant ces paramètres. De plus, l'effet des cycles

thermiques sur la géométrie de ces outils est méconnu. Il est donc préférable d'agir sur les paramètres prépondérants identifiés dans l'étude de Hashish tels que les paramètres hydrauliques, les paramètres de l'abrasif ainsi que les paramètres d'usinage.

Tableau 1. 6 : Influence des paramètres du jet de fluide sur les critères d'usinabilité selon Hashish [133]

Critère d'usinabilité	Paramètre du jet de fluide						
	P_f	D_b	L_c	D_c	m_a	dP	Matière
Volume de matière enlevée	+++	+++	+	++	+++	++	++
Hauteur de coupe	+++	+++		++	+++	++	++
Largeur du profil usiné	++	++	+	+	++	+	+
Ondulation du profil usiné	++	++	+	+	++	+	+
Rugosité du profil usiné	++	++			+	+++	++

4.3 Usinage par jet de fluide cryogénique

La sections 3.2.4 a montré que le fait de diminuer la température d'un matériau avant son usinage permet à la fois de le rigidifier et de réduire les températures atteintes dans la zone affectée thermiquement par la coupe, ce qui favorise un cisaillement efficace de la matière. Le procédé d'usinage par jet d'eau, décrit dans la section précédente, peut s'avérer une solution éventuelle pour éviter la création des zones affectées thermiquement. Cependant, il a été démontré dans la section 4.2.2.3 que les températures atteintes lors de l'usinage par jet d'eau abrasif peuvent atteindre des températures équivalentes ou même supérieures à la plupart des températures de transition vitreuse des polymères thermoplastiques [67]. De plus, l'utilisation de l'eau comme fluide de coupe présente des limites liées aux propriétés hydrophiles des fibres végétales [58], [155], [156]. Pour ces raisons, l'utilisation d'un fluide cryogénique tel que l'azote liquide s'avère prometteuse pour réduire davantage la température dans la zone de coupe et aussi pour éviter les problématiques de diffusion d'eau dans une structure agrocomposite.

Dans cette section du chapitre, une première partie définira la cryogénie. Une seconde présentera les applications d'un outil jet de fluide cryogénique mise au point.

4.3.1 Introduction à la cryogénie

Dès 1997, les recherche scientifique s'est intéressée aux jets de fluides cryogéniques [126], développant ainsi des jets de CO₂ liquide. La cryogénie est une science qui a démarré avec

l'étude de la liquéfaction des gaz en commençant par la condensation de la vapeur en 1855. Depuis, elle n'a eu de cesse de progresser, permettant l'étude des comportements à basse température ainsi que le renforcement des structures [157]. La Figure 1.31 montre l'évolution de la cryogénie depuis la création des technologies de condensation des gaz jusqu'à l'utilisation des fluides cryogéniques en industrie.

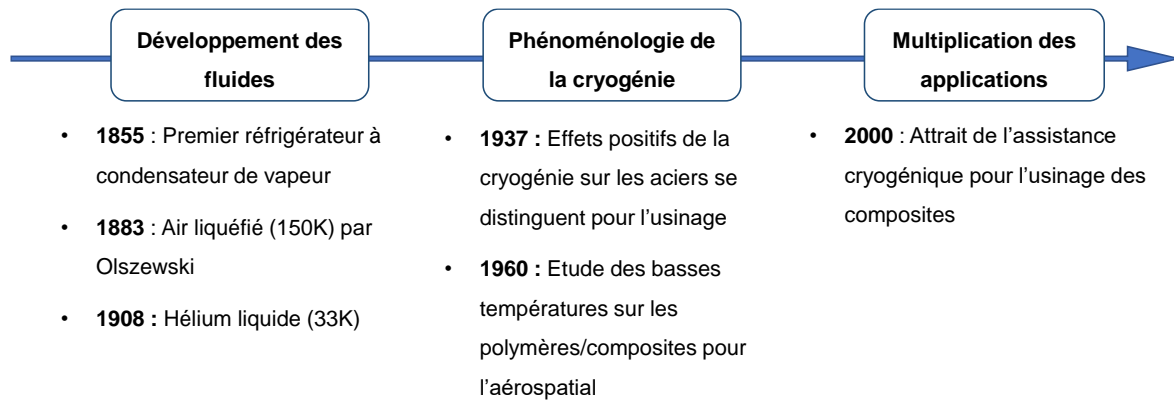


Figure 1.31 : Chronologie de l'évolution de la cryogénie en industrie

Aujourd'hui, la cryogénie concerne l'étude des phénomènes à basse température avec une utilisation diversifiée. Elle est utilisée pour rigidifier les matériaux (traitement cryogénique) [158], changer leurs propriétés (passage de l'état ductile à l'état fragile), les conserver ou même pour créer des lubrifiants destinés à l'assistance cryogénique dans les procédés de fabrication, typiquement les procédés d'usinage. Cependant, les installations sont coûteuses, de même pour l'approvisionnement en liquide cryogénique. Les outils utilisés doivent avoir un revêtement spécifique pour supporter les changements de température ainsi que les efforts de coupe qui augmentent avec la diminution de la température [96], [159]. De ce fait, l'idée d'utiliser un procédé d'usinage par jet de fluide cryogénique s'annonce prometteuse. En effet, les outils conventionnels de coupe seront remplacés par des particules abrasives qui joueront le rôle de micro-outils coupants dans un environnement cryogénique.

4.3.2 Comportement mécanique des composites dans environnement cryogénique

Les propriétés mécaniques d'un agrocomposite à matrice thermodurcissable (époxy) et à renfort fibreux hybride en fibres de chanvre et de jute ont été mesurées suite à un traitement cryogénique par immersion dans de l'azote liquide [160]. Cette étude montre que les propriétés mécaniques diminuent en fonction du temps de trempe dans l'azote liquide. Aucune étude morphologique n'est disponible pour analyser les mécanismes d'endommagement. Néanmoins, ce comportement peut s'expliquer par la différence de

coefficient d'expansion thermique entre les fibres et la matrice qui peut fragiliser les interfaces et ainsi diminuer les propriétés mécaniques. D'après les auteurs, le traitement cryogénique aurait changé le comportement à la rupture du matériau de ductile à fragile, ce qui a généré du délaminage.

Le même type de comportement a été étudié par Sethi et Ray [161] dans le cadre d'un traitement thermique cryogénique sur des matériaux composites à fibres synthétiques. Lors d'un chargement mécanique, les matériaux composites montrent des signes de déformation plastique à basse température. De plus, les interfaces jouent un rôle critique dans le comportement thermomécanique des matériaux composites à basses températures à travers la notion « d'interphase » comme le montre la Figure 1.32. En effet, une interphase est une phase possédant des propriétés thermomécaniques transitoires entre deux phases (ici les fibres et la matrice) et qui se caractérise par un gradient de propriétés [162].

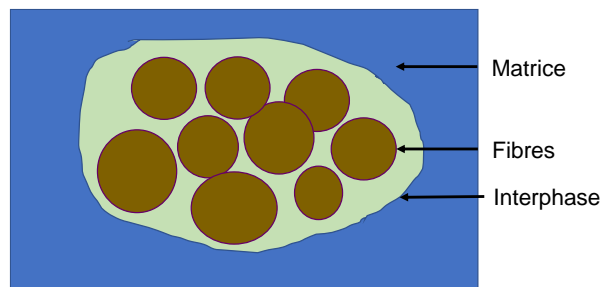


Figure 1.32 : Schématisation de la notion d'interphase

Sanadi et al [163] ont décrit l'interphase d'un composite à fibres de kénaf et matrice polypropylène. La présence des températures de transition de phase a été identifiée telle que :

- La « T_g » : température de transition vitreuse ;
- La « T_β » : température de transition d'un état ductile à un état fragile ;
- La « T_α » : température de transition entre la « T_g » et la « T_β ».

4.3.3 Applications industrielles d'un jet de fluide cryogénique

La technologie de jet de fluide cryogénique a été développée dès les années 1990 par « Idaho Energy National Laboratory » [126]. Elle est à la base de la pompe cryogénique NITROJET SKID [164] développée par « Nitrocision » pour le démantèlement automatisé des centrales nucléaires [165]. À la suite de l'explosion du réacteur de Fukuoshima en 2011, Nitrocision a été racheté par « IHI Corporation » pour optimiser la capacité de décontamination des centrales nucléaires [164], [165]. D'après la littérature, seuls quelques gaz liquides ont été étudiés tels que le jet d'ammoniaque liquide par Hashish et Miller [166] en 2002, et un micro-

usinage réalisé par Graaden et al [167] en 2012 en utilisant un jet d'air abrasif refroidit par azote liquide.

Ainsi, la pompe cryogénique « Nitrojet SKID », qui permet d'obtenir un jet d'azote cryogénique « JAC », possède une capacité de montée en pression de 350 MPa, ce qui est semblable à celle d'un jet d'eau industriel destiné à la découpe et la texturation des surfaces [126]. Aujourd'hui, il existe des pompes jet d'eau qui peuvent atteindre 648 MPa en pression pour l'usinage des matériaux durs et augmenter la productivité [168]. Il existe plusieurs prototypes du Nitrojet Skid dont les droits ont été rachetés par le CRITT-TJFU en 2018. L'un d'entre eux a été étudié par AREVA afin de mettre au point un outil optimisé (NiThrow™) pour la décontamination et le démantèlement des centrales nucléaires, conjointement avec « Air liquide » et « Nitrocision » [169]–[171].

Le TJFU semble être le seul laboratoire industriel utilisant ce prototype pour des applications nouvelles au travers desquelles il a démontré sa capacité de traitement des matériaux par :

- La texturation des surfaces des polymères [123], [172], [173] ;
- Le durcissement structural des aciers [173], [174] ;
- L'enlèvement des revêtements en fonction de la différence de coefficient d'expansion thermique entre le support et le revêtement [175] ;
- L'incorporation de particules au sein des matériaux poreux [176].

En effet, l'effet de souffle du jet créée par l'expansion d'un litre d'azote liquide en 650L d'azote gazeux, couplé aux contraintes thermiques, permet un décollement efficace des revêtements [175]. Le jet supersonique permet également de modifier la rugosité de surface des matériaux sans changer leurs propriétés chimiques. La texturation des tissus médicaux par accélération de billes de verre via un jet d'azote cryogénique a également montré des résultats prometteurs [123], [172], [177]. Lors de l'application d'un jet d'azote pur sur des matériaux métalliques, un durcissement des métaux par écrouissage a pu être observé à cause de la puissance d'impact du jet sur les surfaces [174]. Des travaux de recherche menés au CRITT-TJFU ont mis en évidence l'agencement de l'azote liquide sous forme de microgouttelettes qui viennent impacter la surface sur quelques micromètres en profondeur tels que les travaux de Laribou et al [178] dont une imagerie MEB est donnée en Figure 1.33.

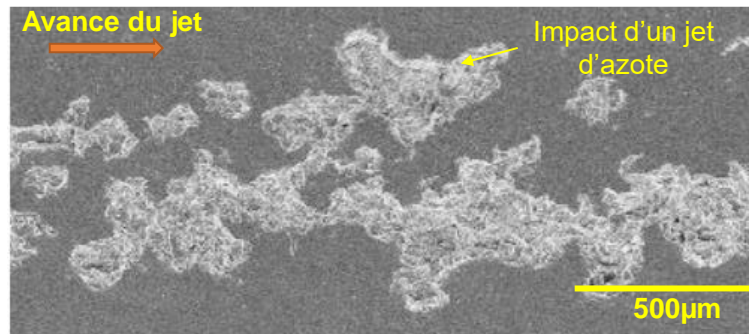


Figure 1.33 : Observation MEB d'un endommagement de la surface d'un acier E24 par un jet d'azote cryogénique à une distance de tir de 30mm [178]

D'un point de vue thermique, l'évolution de la température d'impact d'un jet pur sur un acier en fonction de la pression est représentée sur la Figure 1.34 [179]. La plaque en acier a été percée pour mesurer la température à 0.5 mm du point d'impact du jet sur l'acier, permettant l'acquisition d'une température minimum de jet de -115°C pour une pression de 100MPa. Les résultats de ces travaux montrent que la température mesurée augmente avec la pression et se stabilise au bout de quelques minutes.

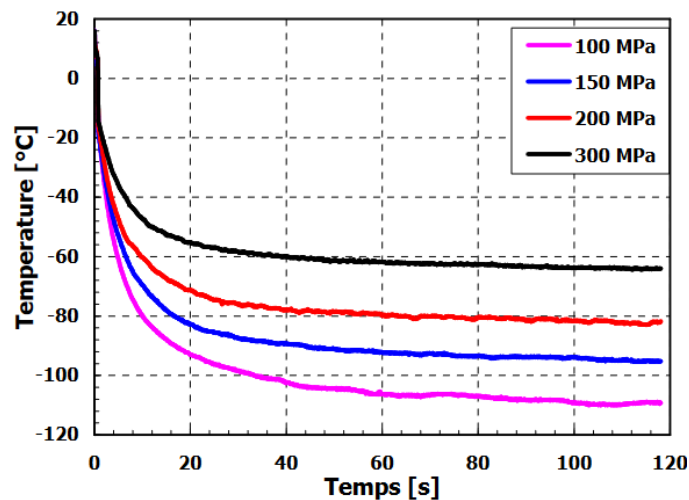


Figure 1.34: Évolution de la température d'un jet pur ($D_b=0.2\text{mm}$) au cours du temps de tir en statique [178]

La différence entre la température de l'azote sortant de l'échangeur (-185°C) et la température mesurée a été expliquée par un manque d'isolation thermique du système et par l'utilisation d'un outil initialement conçu pour le jet d'eau et qui n'est pas adapté pour une utilisation avec un fluide cryogénique tel que l'azote liquide. En effet, lors du passage dans une buse (striction avec un orifice de faible diamètre), les forces de frottement entre le fluide et les parois peuvent augmenter la température du fluide sur la périphérie du jet. Cependant, la mesure du coefficient d'efficacité de la buse devrait, dans ce cas, concorder avec cette perte d'énergie

(thermique) en diminuant avec la pression. Or, d'après des essais réalisés par le CRITT-TJFU, ces coefficients sont de 0.813, 0.881, 0.876 et 0.825 respectivement pour des pressions de 50, 100, 200 et 300 MPa. L'hypothèse de la mauvaise isolation de l'outil n'est donc pas suffisante pour expliquer la hausse de la température mesurée dans la plaque. Néanmoins, prendre en compte les microdéformations et la résistance de la plaque à la déformation pourrait permettre de comprendre le comportement thermique obtenu.

Pour le jet d'azote pur, cet effet a été observé par Khalsi et al [123] à deux pressions (100 et 300 MPa) sur la Figure 1.35. Les zones de compression / détente sont visibles dans la zone éloignée du canon de focalisation par la distance entre la formation de deux ligaments successifs. La réduction de la longueur du jet à 300 MPa s'explique par la réduction du nombre de disques de Mach pouvant se propager lorsque l'énergie du jet est élevée [113].

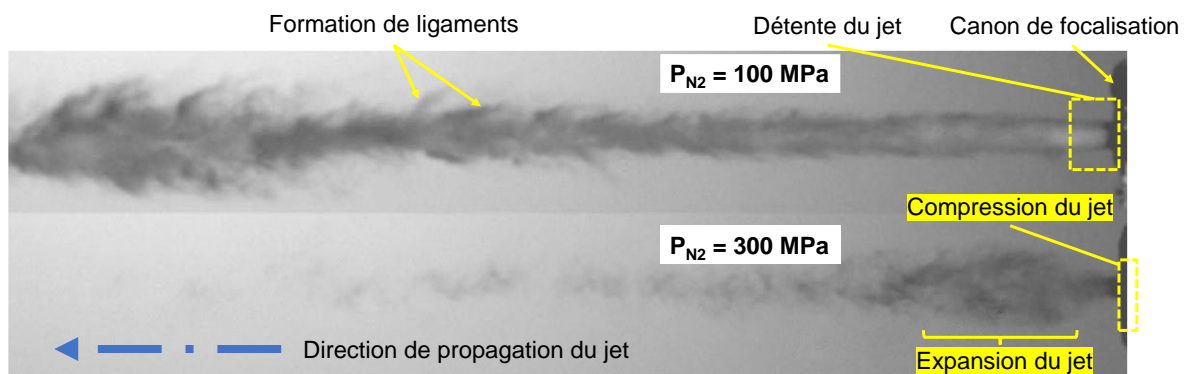


Figure 1.35 : Photographies d'un J.A.C. sous-détendu, formé par la pompe cryogénique NITROJET, visualisées à l'aide d'une caméra ultra-rapide par Khalsi et al [123]

L'étude menée par Khalsi et al [123] a permis aussi d'observer la forme d'un jet d'azote cryogénique abrasif « J.A.C.A. » en fonction de la pression. La Figure 1.37 montre qu'un J.A.C.A. peut être divisé en trois zones :

- Une zone d'expansion en sortie de canon ;
- Une zone de propagation où le flux semble être laminaire et cohérent ;
- Une zone de dispersion où le jet se propage avec la présence de ligaments.

La zone initiale d'expansion possède une longueur qui semble stable, ce qui correspond à la théorie des jets de fluide sous-détendus détaillée en section 4.2.1. La zone de propagation possède une longueur et une section variables en fonction de la pression. En effet, de 50 à 150 MPa, le jet s'allonge puis se raccourci avec l'augmentation de la pression jusqu'à 300 MPa. Au contraire, sa section diminue en augmentant la pression de 50 à 150 MPa puis augmente

en faisant varier la pression de 150 à 300 MPa. Ce comportement correspond dans un premier temps à une amélioration de l'efficacité de la propagation du fluide dans l'air avec l'augmentation de la pression. A partir de 150 MPa, l'énergie dépasse le seuil de cohérence du jet et le nombre de disque de Mach maintenu par le jet diminue pour former un jet plus énergétique et moins stable.

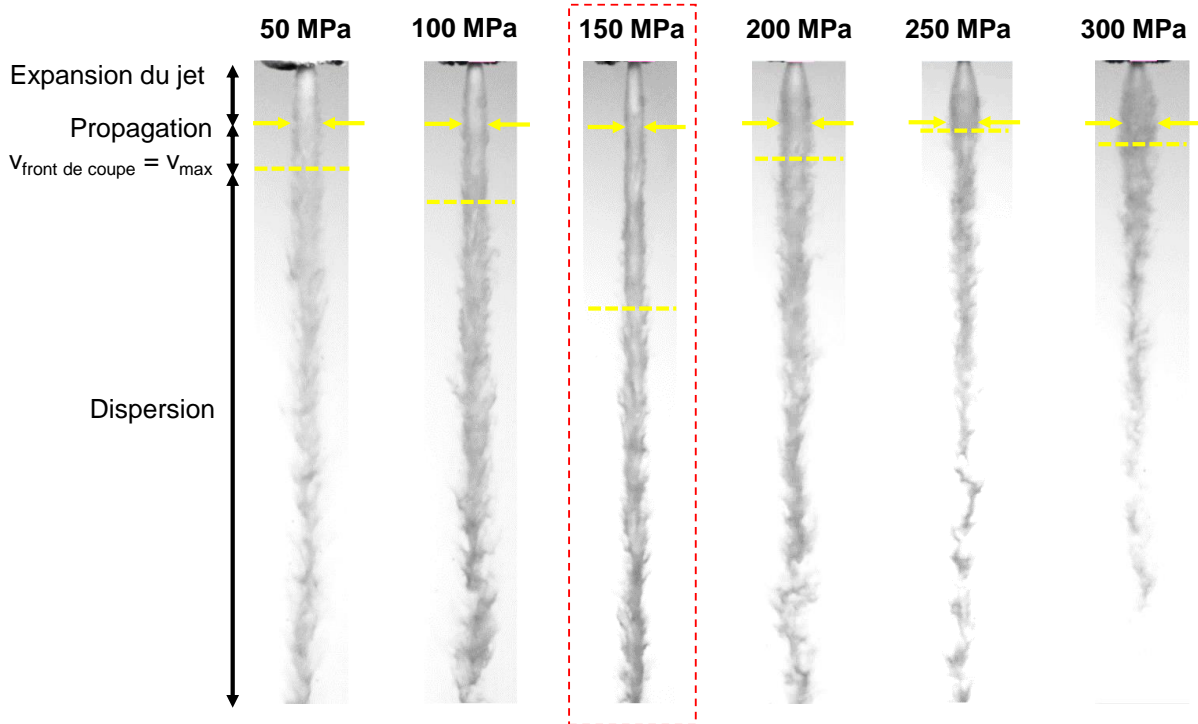


Figure 1.36 : Photographies réalisées par caméra ultra-rapide d'un jet d'azote cryogénique abrasif à différentes pressions de 50 à 300 MPa, chargé avec des billes de verres [123]

Pour des applications d'usinage, la coupe par jet d'azote est intéressante puisque, contrairement à la découpe par jet d'eau réalisée à température initiale ambiante, le jet d'azote permet de descendre en deçà de -100°C en température. Il peut ainsi refroidir la zone active de coupe et évacuer la chaleur produite par l'usinage. Cependant, les mécanismes fondamentaux de ce procédé restent encore mal maîtrisés même si certains auteurs ont tenté de l'exploiter :

- Au travers de la modélisation physique d'un jet cryogénique [112], [180] ;
- Par des essais expérimentaux en collaboration avec « Air liquide » pour la décontamination, la découpe et le décapage de béton [169].

Aujourd'hui, il n'existe pas de travaux sur l'usinage des matériaux agrocomposites par jet d'azote. Les interactions multiéchelles entre le jet et la matière ainsi que le comportement de coupe des fibres végétales dans un environnement cryogénique restent à déterminer.

5 Conclusions

Le travail bibliographie réalisé dans ce chapitre a permis de générer les conclusions suivantes :

i. Microstructure et composition des fibres végétales :

Les propriétés mécaniques des fibres végétales sont principalement générées par la cellulose cristalline qui est présente sous forme de microfibrilles dans le sens longitudinal des fibres. Ceci induit une forte anisotropie dans leurs propriétés mécaniques ainsi qu'une flexibilité transversale importante. La structure multiéchelle et multiphasique des fibres végétales complexifie leurs interactions avec l'environnement d'un point de vue hygrothermique. En effet, les fibres végétales peuvent absorber naturellement l'eau présent dans l'environnement humide grâce à leur nature hydrophile. Cette absorption d'eau modifie leurs propriétés thermomécaniques. De plus, la nature thermoplastique des composants polymériques des fibres végétales permet à ces dernières un changement important dans leurs propriétés mécaniques en fonction de la température.

ii. Comportement de coupe des agrocomposites :

Lors d'une opération d'usinage d'un agrocomposite par les procédés traditionnels, le contact outil / matière est contrôlé par l'échelle de l'interaction. Cette échelle est intrinsèquement liée à la structure multiéchelle de l'agrocomposite (microfibrilles de cellulose, fibre élémentaire, fibre technique, faisceau de fibres ou la structure globale avec les fibres et la matrice polymère). En fonction de la nature du renforcement fibreux végétal, ce dernier est plus ou moins affecté par la grande flexibilité transversale des fibres élémentaires qui complexifie leur mécanisme de cisaillement lors de la coupe et les rendent très sensibles aux faibles variations des paramètres du procédé. Ainsi, un faible changement de la géométrie de l'outil de coupe ou une faible variation des paramètres de coupe peut affecter significativement l'usinabilité d'un agrocomposite. Ceci se traduit par une déformation plastique des fibres végétales dans la direction de coupe, la présence d'extrémités non coupées de fibres et la rupture des interfaces fibres / matrice.

iii. Interaction fluide – outil – matière dans des procédés d'usinage par jet de fluide :

Le refroidissement d'un agrocomposite permet de rigidifier le matériau et d'améliorer le cisaillement des fibres végétales lors de la coupe en réduisant leur flexibilité transversale. Cependant, cela entraîne une hausse des efforts de coupe qui risquent de provoquer une usure prématurée des outils de coupe. Les procédés de coupe par jet de fluide mettent en jeu un mélange de fluide, d'air, et d'abrasifs d'une taille de quelques micromètres, ce qui permet de s'affranchir de la problématique de l'usure des outils dans les procédés traditionnels d'usinage. Le jet d'eau est le procédé le plus utilisé de nos jours mais son application aux agrocomposites présente des limites liées :

- Aux températures atteintes lors de la coupe qui avoisinent les températures de transition vitreuse des polymères thermoplastiques communément utilisés pour les agrocomposites.
- Au caractère hydrophile des fibres végétales et leur capacité à diffuser l'eau dans la structure agrocomposite, participant ainsi à la dégradation des propriétés mécaniques de l'agrocomposite.

Pour ces raisons, le travail de cette thèse s'orientera vers l'application d'un procédé de coupe par jet de fluide cryogénique, combinant ainsi l'apport de la cryogénie et la régénération des micro-outils, pour l'usinage des biocomposites. Cette technique d'usinage est composée d'une multitude de micro-interactions entre les composants impliqués dans le procédé (fluide du jet, abrasifs, air, fibres végétales, matrice polymère, interfaces). Afin de développer l'application d'un jet de fluide cryogénique pour l'usinage des biocomposites, il est nécessaire de prendre en compte les phénomènes mécaniques, thermiques ainsi que leurs couplages qui sont mis en jeu lors de l'interaction jet cryogénique / matière et qui sont méconnus à ce jour. Le peu de travaux scientifiques sur ce sujet ne permet pas de conclure à partir de la littérature sur les facteurs à prendre en compte pour une maîtrise globale de ces procédés dans le cas du parachèvement des biocomposites.

Chapitre 2 : Protocoles expérimentaux et analyse de la formation d'un jet de fluide cryogénique

1 Introduction

Ce chapitre présente une description théorique et technique des moyens expérimentaux mis en œuvre pour la réalisation de cette thèse, ainsi qu'une analyse théorique et expérimentale de la formation d'un jet de fluide. En effet, ce projet a une forte visée expérimentale pour l'analyse de l'usinage des matériaux dits « difficiles à usiner » au travers de la découpe par jet d'azote cryogénique ou « J.A.C ». Comme défini dans le chapitre 1, les matériaux composites créent de nombreux défauts lors de leur usinage. Les biocomposites ont montré le potentiel de se substituer aux composites à fibres et matrice pétro-sourcés. Cependant, ces matériaux innovants possèdent des mécanismes de coupe spécifiques dus à la structure multiéchelle des fibres végétales. Ces mécanismes de coupe dépendent fortement du système de coupe mis en œuvre et sont très sensibles aux faibles variations des paramètres du procédé. Dans ce contexte, il est nécessaire de présenter une description très fine du procédé de coupe par jet de fluide pour mieux comprendre le comportement des biocomposites lors de la coupe.

La première partie de ce chapitre présente une description du banc d'essai de jet de fluide cryogénique avec ses différentes technologies : jet pur et jet abrasif. Ensuite, une étude expérimentale de la formation d'un jet d'azote permettra d'observer à la fois le processus de formation d'un jet cryogénique abrasif ainsi que son impact sur l'environnement de découpe. La troisième partie du chapitre sera consacrée à la description des matériaux utilisés dans ce travail de thèse, en particulier le biocomposite Lin/PLA ainsi que les différents types d'abrasifs. Dans une quatrième partie, les différents moyens de caractérisation (in-situ et post-mortem) seront présentés tout en détaillant les méthodologies appliquées aux essais.

2 Banc d'usinage par jet de fluide cryogénique

L'installation du jet d'azote qui a été utilisée pour ces travaux, représentée schématiquement sur la Figure 2.1, fonctionne sur le même principe qu'une installation pour le jet d'eau. C'est-à-dire qu'une source de fluide (0), ici de l'azote liquide sous une pression de 7 à 8 bars [181], est stockée dans un réservoir cryogénique d'une capacité de 20 m³ [181]. Un détendeur permet de faire la liaison entre la cuve de stockage et le système de mise sous pression nommé « Nitrojet Skid » et qui doit fournir 4 à 5 bars maximum en entrée pour le bon fonctionnement de l'installation [181].

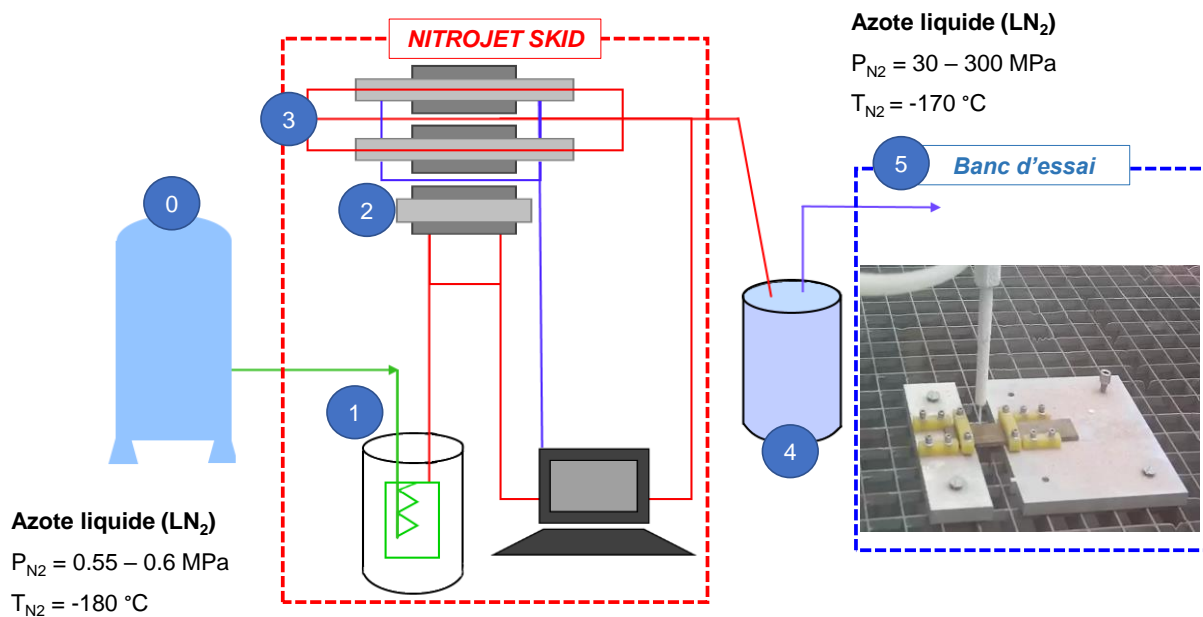


Figure 2.1 : Formation d'un jet d'azote cryogénique pour un banc d'essai abrasif adapté de [123]

Le Nitrojet Skid est formé de plusieurs composants. Tout d'abord, un échangeur thermique permet de refroidir le fluide qui s'est échauffé dans les canalisations (1). Cet échangeur est relié à un premier système d'intensificateur hydraulique (2) qui permet d'augmenter la pression du fluide jusqu'à un maximum de 300 bars, soit 30 MPa. Lors de la compression du fluide, sa température augmente, entraînant un changement de phase du fluide entre les états gazeux – liquide – et supercritique [182]. Ainsi, un autre échangeur thermique, non représenté sur la figure, se trouve entre le premier et le second banc d'intensificateur hydraulique (3). Ce second système de mise sous pression (3) est composé d'un intensificateur hydraulique à deux étages pour atteindre une pression de 350 MPa. En sortie de compression, le fluide est de nouveau refroidi dans un dernier échangeur thermique avant d'être injecté dans des canalisations

spécifiques à la haute pression jusqu'à l'outil de formation du jet (ensemble porte-buse, buse, chambre de mélange et canon de focalisation, voir Chapitre 1 – Section 4.2.

Cette technologie a été utilisée sur deux bancs d'essais pour la réalisation des travaux de thèse :

- Figure 2.2 – a) et b) présente un robot possédant 6 axes (3 en translations en X, Y, et Z ; 3 en rotation en X, Y et Z) provenant de chez Reiss Robotics, de type SRVL30-26, pour le jet pur a été utilisé pour la détermination de l'influence des paramètres d'usinage par jet d'azote (Chapitres 2, 3 et 4) respectivement dans une configuration de jet pur et de jet abrasif.
- Figure 2.2 – c) montre une tête de découpe 3 axes (Translation en X, Y et Z) fournie par LDSA – France a été utilisée pour déterminer les caractéristiques du tribo-système d'usinage par jet de fluide cryogénique et relier ainsi les paramètres thermomécaniques aux micro-mécanismes de coupe (Chapitre 5).

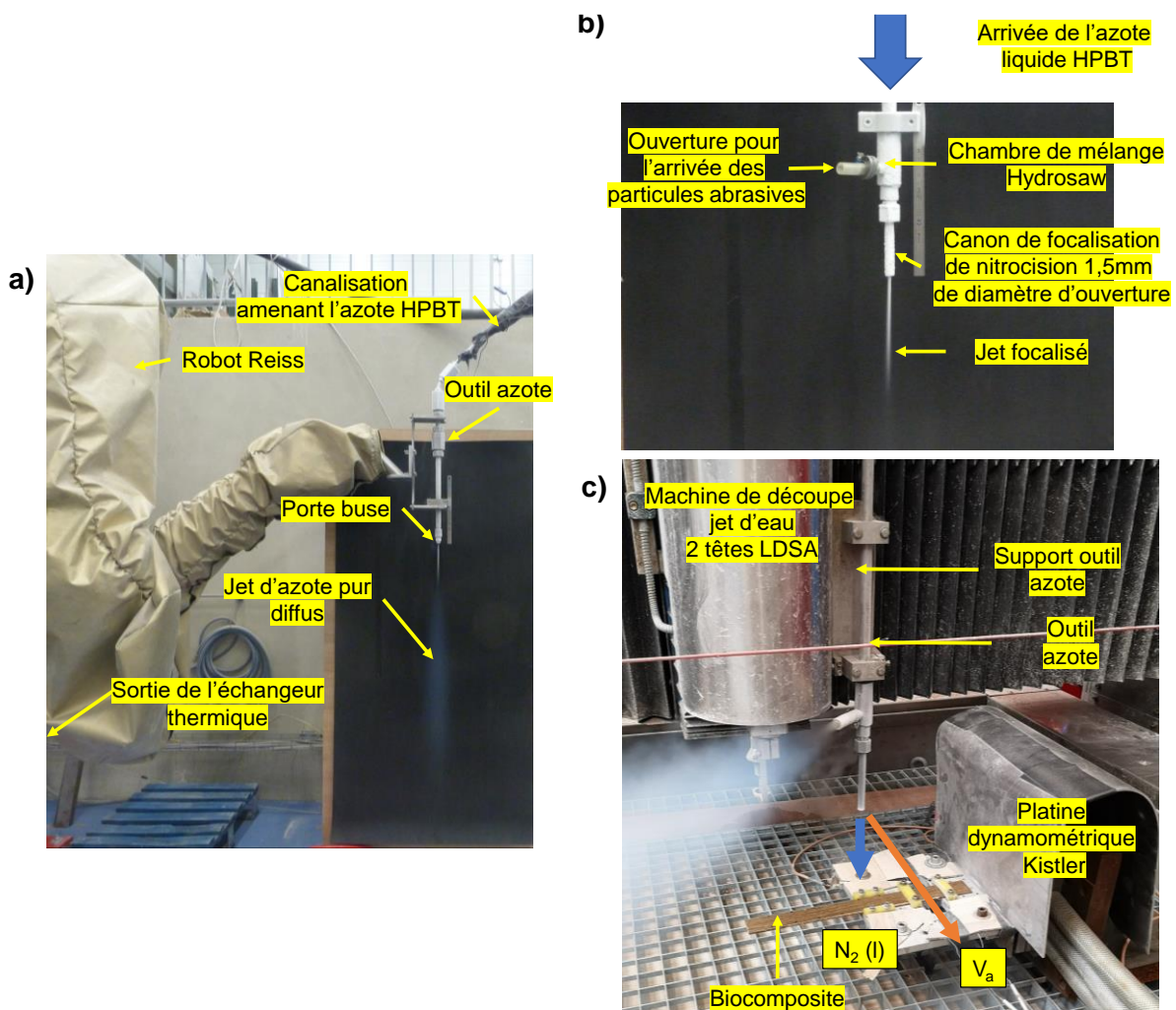


Figure 2.2 : Photographie du jet d'azote sur : (a) le robot Reiss en utilisant un jet pur ; (b) le robot Reiss avec un outil pour jet abrasif ; (c) la machine de découpe jet d'eau 2 têtes LDSA avec un support pour le montage de l'outil de découpe J.A.C.A

3 Analyse expérimentale de l'influence des paramètres géométriques du jet

Dans le cas d'un enlèvement de matière par impact de particules, les paramètres influant sont l'angle d'impact et la vitesse des particules [183]. Pour les déterminer, une étude de la morphologie du jet peut permettre d'identifier les différentes zones caractéristiques d'un jet de fluides. Alors, les interactions majeurs jet / outil / matière pourront être visualisées.

En effet, un jet à très haute pression est composé d'un cœur à très haut front de vitesse, fortement énergétique, et d'un front périphérique à plus faible vitesse.

Cette morphologie indique la présence de :

- Particules avec une faible énergie et un grand angle d'impact en périphérie ;
- Particules avec une énergie élevée et un faible angle d'impact au cœur du jet ;
- De la vapeur en périphérie et en fin du jet.

Ainsi, même si l'hypothèse que les particules participant à l'érosion impactent la matière orthogonalement est définie, la zone de refroidissement par le fluide pourra être visualisée. Pour ce faire, une étude de morphologie du jet a été menée en trois parties, représentées dans la Figure 2.3 : comportant un jet pur, la formation d'un jet abrasif et le jet abrasif final.

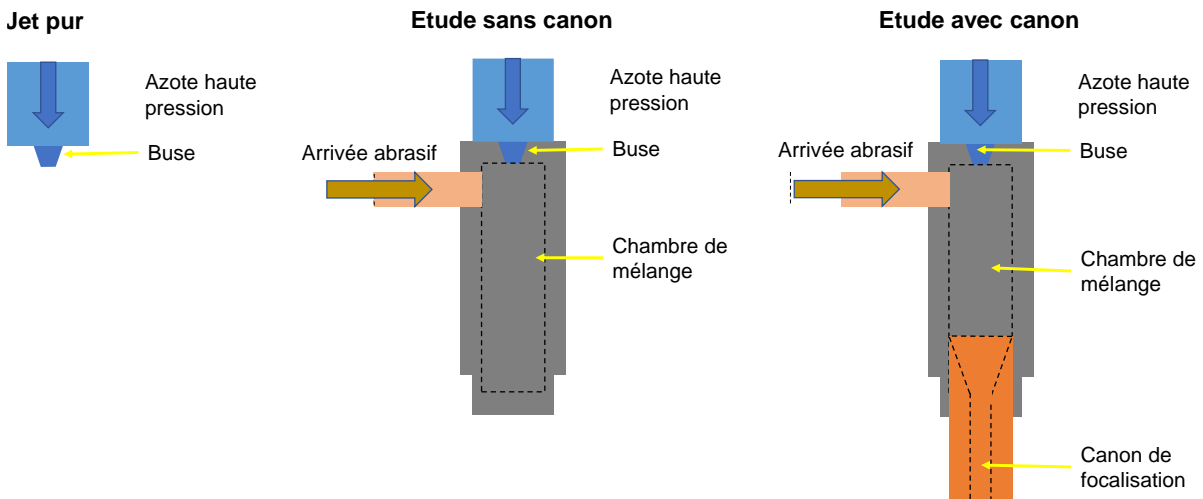


Figure 2.3 : Représentation schématique des trois outils utilisés dans l'étude de morphologie du jet avec : le jet pur ; un outil partiel, composé d'une buse, et d'une chambre de mélange ; un outil de jet abrasif complet comportant le système buse – chambre de mélange – canon.

3.1 Morphologie d'un jet d'azote pur

Dans le but d'étudier la morphologie du jet, un plan d'essai à deux facteurs (pression et diamètre de buse) a été mis en place dont les valeurs sont données dans le Tableau 2.1.

Tableau 2.1 : Paramètre de l'étude de morphologie du jet pour l'outil jet pur

Paramètre	Unité	Valeurs utilisées
Diamètre de buse	mm	0,15 – 0,25 – 0,35
Pression de l'azote donnée par la pompe	MPa	50 – 100 – 150 – 200 – 250 – 300

Le choix de paramètre est justifié sur la base des données internes à TJFU :

- $D_b = 0.15\text{mm}$: Taille de buse minimale dans la zone de fonctionnement ;
- $D_b = 0.35\text{mm}$: Taille de buse maximale pour une découpe fine ;
- $P_{N_2} = 50\text{ MPa}$: Minimum de pression pour une application de découpe ;
- $P_{N_2} = 300\text{ MPa}$: Maximum de pression pour le fonctionnement de la pompe.

Le banc d'essai est présenté sur la Figure 2.4 – a) montrant la canalisation d'arrivée de l'azote et l'outil de transformation de l'azote liquide à haute pression en jet d'azote à grande vitesse. Le jet présente deux zones visibles : une zone dense, fortement énergétique, en sortie de buse ainsi qu'une zone diffuse, faiblement énergétique et constituée en majeure partie de gouttelettes et de vapeur [114]. Sur la Figure 2.4 – b), un agrandissement au niveau de la sortie de la buse (zone dense) permet d'observer le jet d'azote. Deux zones sont alors identifiables, une zone d'expansion du liquide à haute pression ainsi qu'une zone de cohérence et de stabilisation apparente du jet.

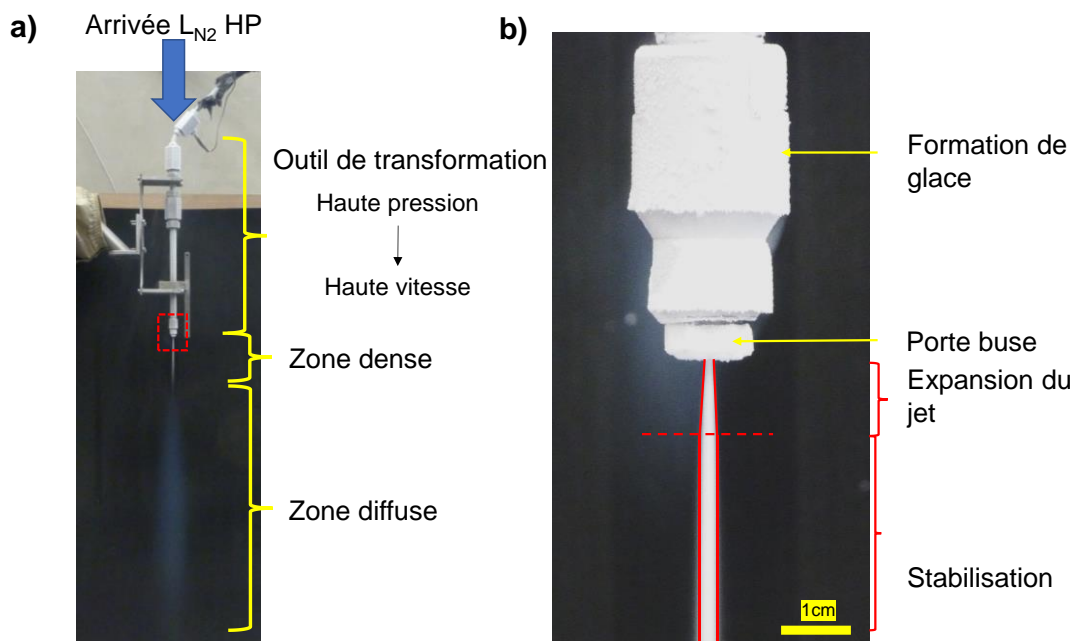


Figure 2.4 : Photographies du banc d'essai de morphologie du jet pur : a) image globale de l'ensemble du banc ; b) zoom sur la sortie de la buse et la détente du jet

Pour illustrer les résultats de cette étude, la Figure 2.5 – a) permet de comparer la morphologie de 9 tirs de jet pur obtenus en utilisant trois buses de diamètres 0.15, 0.25 et 0.35 mm pour trois jeux de pressions : 100, 200 et 300 MPa. Dans la Figure 2.5 – b), la longueur de du jet, partie blanche du jet, a été exprimée en fonction de la pression de l'azote cryogénique donnée par la pompe NITROJET. Le comportement des trois buses montre une tendance similaire qui se caractérise par une augmentation de la longueur du jet en fonction de la pression. En reprenant la théorie d'un jet sous-détendu détaillée dans la section 4.2.1.1, cette longueur peut être assimilée à la propagation des cycles de compression-détente de l'azote sous-détendu. La longueur maximale du jet indique donc la longueur maximale à partir de laquelle le fluide possède une vitesse inférieure à celle du son. Grâce à la Figure 2.5 – b), il semble y avoir une pression optimale entre 150 et 250 MPa avec laquelle le jet possède une longueur maximale, indépendamment du diamètre de buse et qui doit donc dépendre seulement des propriétés physiques du fluide. De plus, le fluide semble conserver sa forme plus facilement avec la buse de 0.25 mm.

Avant d'atteindre la pression optimale, la hausse de la pression augmente la vitesse du fluide par rapport à la vitesse du son, ce qui accroît le nombre de disque de Mach du fluide sous-détendu. Lorsque cette valeur est dépassée, le jet se surcomprime au niveau du jet, augmentant son expansion au dépend de sa longueur. D'après Franquet [113], cette longueur est sensée diminuer jusqu'à atteindre la formation d'un unique disque de Mach. Si la longueur du jet peut être associée au pouvoir de coupe du jet, alors le domaine d'usinabilité optimal devrait se trouver aux alentours de 150 à 250 MPa avec une distance de tir allant de 1 à 300 mm. Toutefois, la distance de tir peut être adaptée pour utiliser seulement la partie stabilisée du jet en positionnant la pièce à usiner à une distance supérieure à la longueur de l'éventail d'expansion du jet.

Sur la Figure 2.5 – c), un facteur d'expansion a été calculé pour comparer l'élargissement du jet en fonction du diamètre de buse et de la pression selon l'équation (2.2) :

$$\text{Facteur d'expansion} = \frac{D_b}{\text{Largeur du jet}} \quad (2.2)$$

D'après la Figure 2.5 – c), l'expansion du jet d'azote augmente en fonction du diamètre de buse et de la pression à partir de 200 MPa. Ainsi, la mesure de la largeur de la flamme confirme qu'il existe une pression critique à partir de laquelle l'expansion du jet augmente au détriment de la propagation des ondes de chocs dans l'environnement, ce qui diminue la longueur du jet.

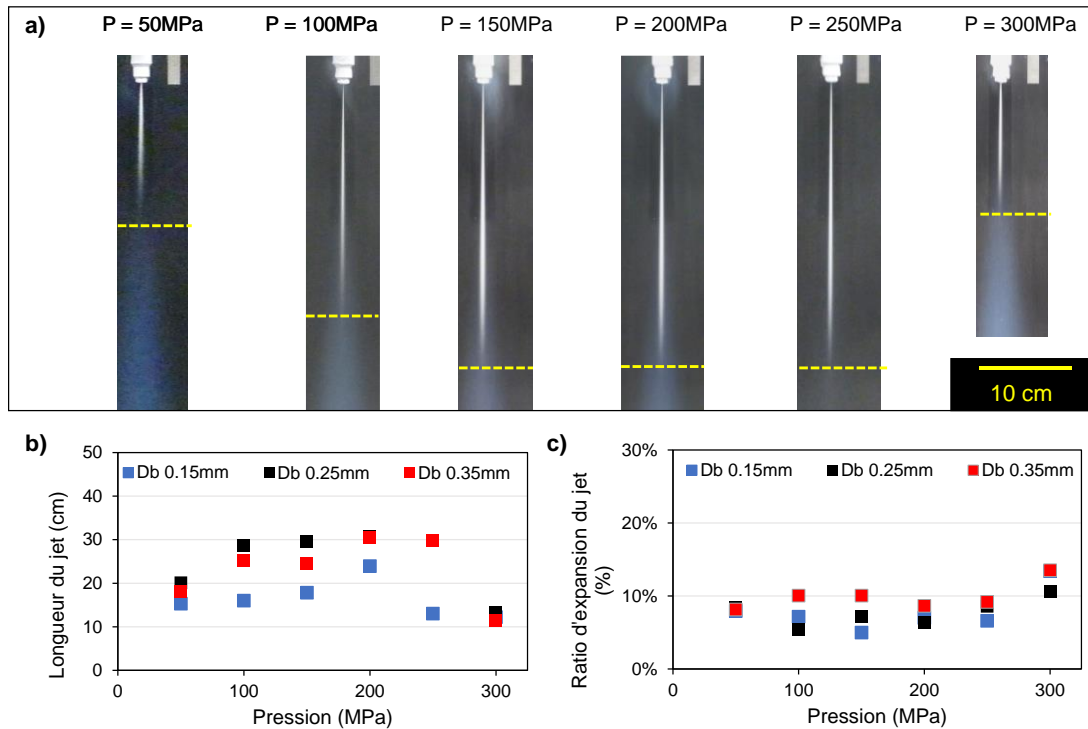


Figure 2.5 : Résultats de l'étude de morphologie du jet pur comprenant : a) Photographies de comparaison de l'effet du diamètre de buse pour trois pression (100 ; 200 ; 300) MPa ; Représentation graphique de l'influence de la pression et du diamètre de buse sur : b) la longueur de la flamme ; c) le facteur d'expansion du jet

Pour conclure, cette étude préliminaire indique que le domaine de pression optimale se trouve aux alentours de 150 – 250 MPa et que la distance de travail disponible augmente entre 0.15 mm et 0.25 mm de diamètre de buse, puis se réduit vers 0.35 mm de diamètre de buse pour un jet d'azote pur.

3.2 Morphologie d'un jet d'azote abrasif

Suivant la même méthodologie de la section précédente, un plan d'essai à quatre facteurs a été mis en place pour le jet d'azote abrasif (Pression, diamètre de buse, condition d'arrivée des particules abrasives, présence du canon). Les paramètres utilisés sont détaillés dans le Tableau 2.2. Dans un souci de sécurité des opérateurs, l'abrasif utilisé lors de ces essais est un abrasif à base de noix, utilisé en sablage d'une taille de 100 à 200 μm fourni par l'entreprise AGP - France. D'après l'étude bibliographique du Chapitre 1, section 4.2.1.1, le diamètre de buse et la pression conditionnent le débit ainsi que la compressibilité du fluide [110] alors que la section 4.2.1.2 a démontré quela chambre de mélange permet l'interaction jet / particule dans un environnement fermé isochore (sans changement de volume).

L'objectif de cette étude préliminaire est donc de :

- Déterminer l'impact du changement de phase lors de l'ajout d'air et de particules

- Visualiser la compressibilité du fluide à la sortie du canon
- Visualiser l'interaction air – azote liquide – abrasif

Tableau 2.2 : Plan d'essai de l'étude de morphologie du jet à l'aide de l'outil abrasif

Paramètre	Unité	Valeurs utilisées
Diamètre de buse	mm	0,25 – 0,35 – 0,45
Pression de l'azote donnée par la pompe	MPa	50 – 100 – 150 – 200 – 250 – 300
Nombre de phase du jet		Monophasé (Azote) – Biphase (Air + Azote) – Triphasé (air + azote + abrasifs)
Présence du canon		Présent - Absent

Pour bien définir les conditions d'arrivée dans la chambre de mélange :

- En « monophasé », seul l'azote débouche dans la chambre de mélange sort de l'outil ;
- En « biphase », l'air est aspiré par effet venturi dans la chambre de mélange et se mélange avec l'azote ;
- En triphasé, des particules abrasives constituées de copeau de noix de 100 à 200µm sont aspirées avec l'air ambiant à un débit de 100g/min de particules abrasives.

Pour considérer l'impact du canon, le lecteur pourra revenir à la Figure 2.3 – b) pour la configuration sans canon et à la Figure 2.3 – c) pour la configuration avec canon.

Dans un premier temps, la différence avec et sans canon sera étudiée pour une buse de 0.25 mm. Dans un second temps, deux autres diamètres de buses seront considérés pour l'étude de la configuration « avec canon ».

3.2.1 Effet du canon de focalisation sur la morphologie du jet.

En retirant le canon de formation d'un jet abrasif, le jet ne subit pas d'étape de re-compression au niveau de la striction du canon. La Figure 2.6 – a) montre une représentation schématique du montage avec chacune des pièces constituant l'outil de formation du jet visible. Il faut noter que, pour donner suite à sa formation à la sortie de la buse, le jet va rencontrer différentes situations en fonction de la configuration choisie. La Figure 2.6 – b) présente une photographie du banc d'essai réel qui a permis d'obtenir les clichés de la Figure 2.7 – a). De plus, dans la chambre de mélange, le jet doit parcourir une dizaine de centimètres avant d'atteindre l'orifice de la chambre de mélange. De même, il faut ajouter à cette configuration une autre dizaine de centimètre lors de l'ajout d'un canon de focalisation.

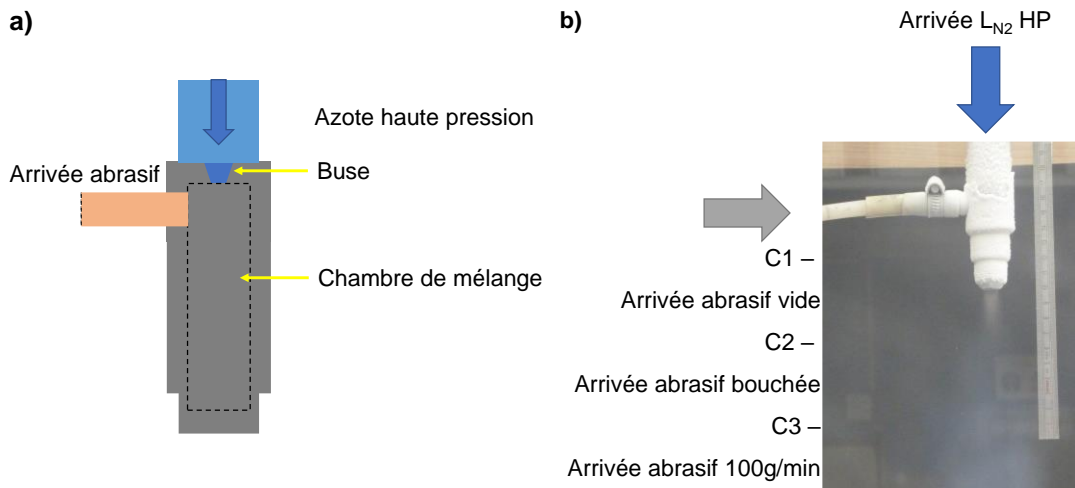


Figure 2.6 : Montage pour l'étude du jet sans canon avec : a) une représentation schématique et b) une photographie du montage avec le venturi ouvert pour une pression de 50MPa et un diamètre de buse de 0.25mm

Pour comparer les résultats expérimentaux, une méthode visuelle a été définie. Des clichés ont été réalisés à différents grossissements avec un appareil photo LUMIX FZ. A l'aide du logiciel Image J, la longueur ainsi que la largeur de la flamme ont pu être mesurées. Dans la configuration sans canon sur la Figure 2.7 – a), la longueur du jet semble maximale lorsqu'il n'y a que de l'azote dans la chambre de mélange. En effet, la pression hydrostatique semble maximale lorsqu'il y a des échanges limités entre l'azote et l'environnement. De plus, cette variable géométrique augmente avec la hausse de la pression. Ensuite, lorsque le venturi est ouvert, lorsque de l'air vient se mélanger au jet d'azote dans la chambre de mélange, ce comportement est sauvegardé. Pourtant, la longueur du jet globale ainsi que son intensité diminuent. De même dans la configuration avec l'insertion de l'abrasif. En ajoutant le canon de focalisation, le comportement de la longueur du jet change. En effet, sur la Figure 2.7 – b), dans les deux configurations sans abrasif, le comportement de la flamme reprend la tendance du jet pur avec une augmentation de la longueur du jet en fonction de la pression jusqu'à atteindre un maximum vers 150 - 250 MPa, puis une diminution de la longueur du jet en fonction de la pression au-delà de 250 MPa. Toutefois, lorsque des particules abrasives sont ajoutées dans le système, la longueur de la flamme semble augmenter avec la pression de façon continue.

Ensuite, pour comparer les réponses du système en fonction de la présence ou non du canon, des représentations graphiques montrent respectivement l'évolution de la longueur du jet et du ratio d'expansion sur les Figure 2.8 – a) sans canon et sur la Figure 2.8 – b) avec canon. Lorsque l'outil possède un canon de focalisation, la longueur du jet est allongée (Figure 2.8 – a)). Ainsi, l'effet de la focalisation est bien visible au travers de la longueur de la

flamme. Cependant, le canon est-il le seul paramètre à prendre en compte pour déterminer le pouvoir de coupe ? Pour répondre à cette question, la Figure 2.8 – b) étudie l'évolution du ratio d'expansion. Comme pour la buse simple, le ratio d'expansion augmente avec la pression. Ce comportement est beaucoup plus visible pour l'outil sans le canon mais reste présent avec la présence du canon.

L'hypothèse probable sur ces comportements est qu'il existe une énergie critique du jet au-delà de laquelle le jet ne réussit pas à propager ses ondes de chocs (comportement observé pour le jet pur) et augmente son expansion. Lorsque le jet interagit avec de l'air ou des particules abrasives, il perd de l'énergie, et réduit globalement son énergie. Cette déperdition énergétique permet un allongement du jet sur des pressions plus importantes. De plus, les réponses de la longueur du jet et le ratio d'expansion permettent également de visualiser le rôle primordial du canon de focalisation dans la re-compression du jet et dans son contrôle. En effet, le canon permet de focaliser et donc de concentrer l'énergie du jet, atténuant ainsi les différences morphologiques du jet sous détendu.

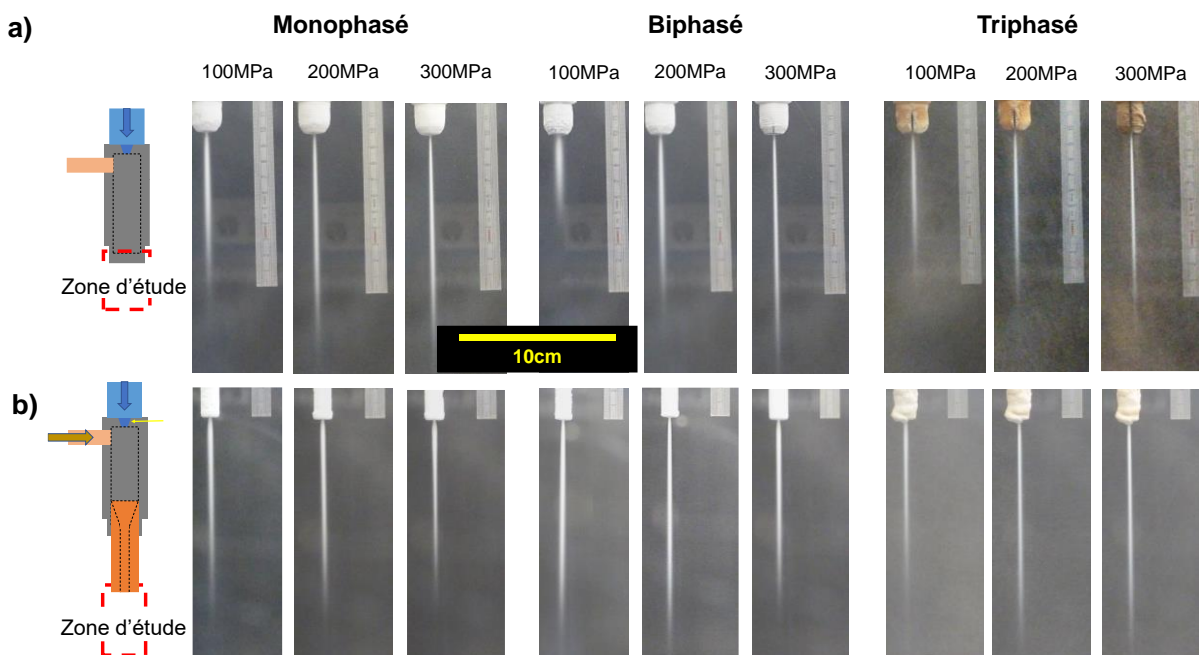


Figure 2.7 : Comparaison visuelle entre les deux configurations a) sans et b) avec canon pour une buse de $D_b = 0.25\text{mm}$ et trois pressions (100 ; 200 ; 300) MPa

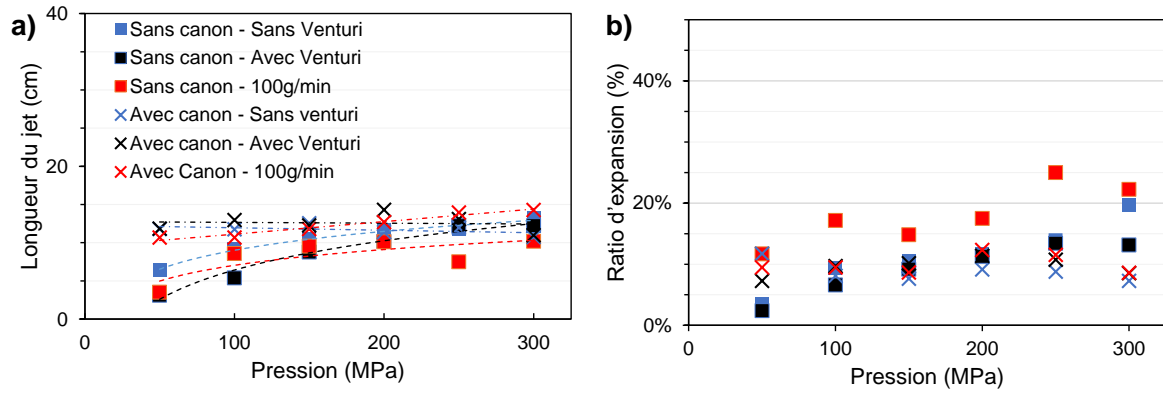


Figure 2.8 : Evolutions graphiques de : a) la longueur de coupe ; b) le ratio d'expansion en fonction de la pression et de la configuration pour $D_b = 0.25\text{mm}$

3.2.2 Effet des paramètres du procédé sur la morphologie du jet

La dernière partie de cette étude porte sur l'outil complet de la formation d'un jet abrasif en présence du canon de focalisation. La morphologie du jet a été étudiée comme précédemment montré en Tableau 2.2. La Figure 2.9 récapitule les résultats des expériences de façon visuelle pour trois pressions de 100 à 300 MPa.

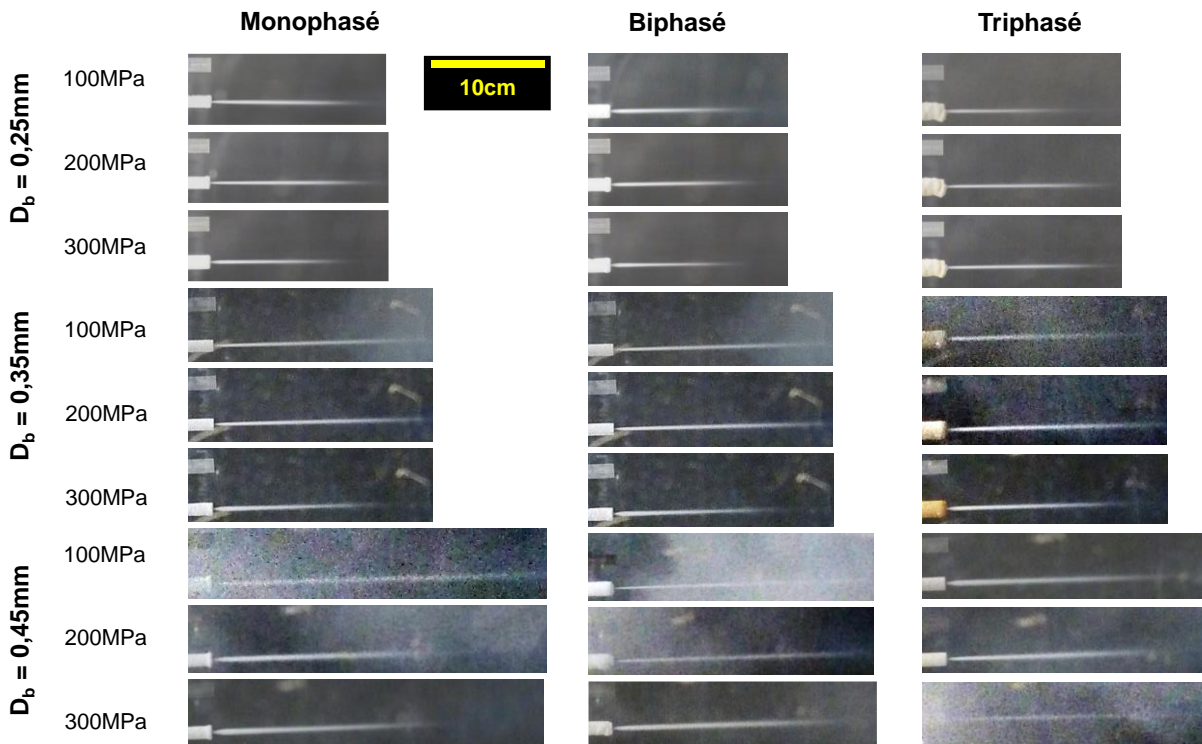


Figure 2.9 : Table de comparaison visuelle des essais de morphologie du jet réalisé à l'aide du canon pour trois pressions (100 ; 200 ; 300) MPa ; trois diamètres de buses (0.25 ; 0.35 ; 0.45) mm et trois configurations (Venturi ouvert ; Venturi fermé ; insertion de particules abrasives à 100g/min)

Un premier effet visible dans cette figure est l'impact du diamètre de buse qui augmente la longueur du jet de façon significative pour toutes les configurations. Ce résultat concorde

avec les mesures réalisées sur « ImageJ » et présentées dans la Figure 2.10. D'après ces données, le jet s'élargit avec la montée en pression pour se stabiliser et rediminuer vers 150 MPa. Ainsi, il semble y avoir une saturation de l'expansion qui n'est pas suivie par un allongement du jet. Il peut donc s'agir soit d'une densification du fluide, soit d'une perte d'énergie à cause d'un impact trop énergétique des ondes de chocs constituant le jet. Dans la théorie du jet de fluide, l'énergie du jet dépend de la pression et a le potentiel d'augmenter jusqu'à des pressions supérieures à 600 MPa [184]. L'hypothèse de la densification du fluide semble donc plus pertinente vis-à-vis de la littérature.

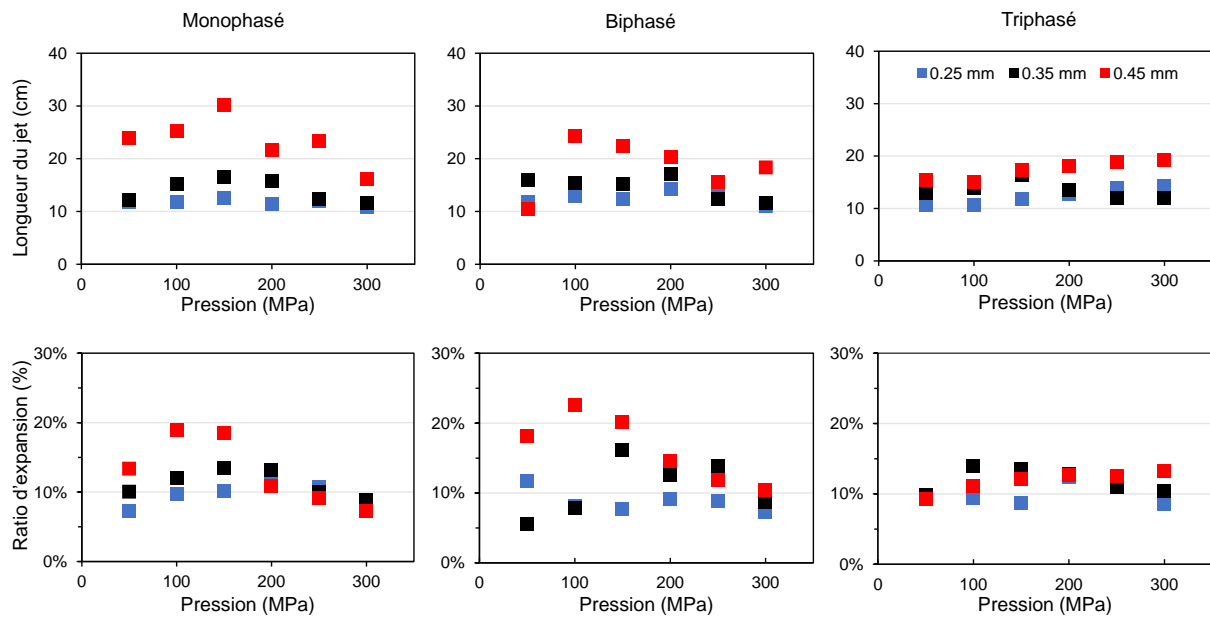


Figure 2.10 : Evolution de la longueur du jet et du ratio d'expansion en fonction de la pression d'azote et du diamètre de buse pour les trois configurations (Venturi Off, Venturi On, 100g/min)

En conclusion sur cette étude de la morphologie du jet, la dimension de la buse ainsi que la pression du fluide vont définir la vitesse du fluide. Les zones accélérées apparaissent sur de l'imagerie classique comme des phases denses qui possèdent une longueur maximale. Cet allongement représente la propagation des ondes de chocs dans l'environnement. La largeur maximale indique la capacité du jet à accumuler l'énergie sous la forme d'un jet à haute vitesse. Lorsqu'il le ratio d'expansion montre un maxima pour une pression, la longueur du jet est également maximale. Cela montre un accord énergétique, le jet s'est faiblement étendu et il a pu se propager de façon efficace. Cependant, une étude de l'intensité du jet pourrait permettre de compléter cette étude pour obtenir une meilleure analyse du pouvoir de coupe. Elle peut toutefois se heurter à la production des vapeurs d'azote qui risquent de masquer

l'intensité du jet. Par ailleurs, il n'y a pas d'élargissement significatif du jet en fonction du diamètre de buse à la sortie du canon.

4 Matériaux

4.1 Biocomposite lin/PLA

Dans le Chapitre 1, section 2, les fibres végétales, notamment les fibres de lin ont été présentées. Il s'agit d'un renfort fibreux biosourcé aux propriétés thermomécaniques attractives pour remplacer les fibres de verre, y compris dans le domaine des matériaux composites. Pour réaliser des produits finis, il est nécessaire d'utiliser des opérations de parachèvements, donc d'usinage pour assembler les pièces les unes avec les autres.

Le renfort fibreux choisi est composé de fibres de lin continues et unidirectionnelles (UD) non tissées. Le composite a été fourni par « Kaïros Biocomposites – France » sous la forme de plaques de 300 mm². Ces plaques ont été réalisées par empilement symétrique des films de PLA (11 films d'une densité surfacique de 285 g/m²) et des couches de lin (10 couches d'une densité surfacique de 110 g/m²). Ensuite, ces empilements ont été thermocompressés (Chauffés à 200°C pendant 5 min à 5 bars), puis refroidis (25°C, 5 min, 7 bars) pour réaliser des panneaux de 3.25 m² avec une épaisseur de 3.5 mm. Les panneaux résultants ont été démoulés et découpés en plaques finales par jet d'eau abrasif. Le renfort fibreux de lin provient de « Ecotechnilin – France » sous le nom de FlaxTape 110, dont la photographie lors de la fabrication du renfort UD est donnée Figure 2.11 – a), et le produit fini est représenté sur la Figure 2.11 – b). Pour être utilisé lors des essais de découpe, le biocomposite de Kaïros a été découpé par jet d'eau abrasif (grenat GMA 80 mesh) en bande de 30 mm de large pour 300 mm de long dans le sens de la longueur des fibres pour tester la résistance des fibres à la coupe lors des essais. La fraction volumique des fibres a été calculée d'après la loi des mélanges [19] grâce aux densités des matériaux : pour la fibre $\rho_f = 1.4\text{g/cm}^3$ et pour la matrice $\rho_m = 1.24\text{g/cm}^3$, ce qui donne 23,7% de fibre en volume dans le biocomposite.

Lors des essais de coupe, les échantillons ont été maintenus par un système de fixation, voir Figure 2.12, composé de 2 plaques d'aluminium fixées sur un caillebotis. La bande de biocomposite est maintenue sur les plaques d'aluminium par des attaches en plastique non rigide pour limiter les vibrations lors de l'usinage et maintenir la pièce détachée suite à la découpe. Deux configurations sont présentées sur la Figure 2.12, a) en amont d'un essai et b)

lors d'un essai de découpe par jet d'azote abrasif où l'accumulation d'abrasif sur la plaque d'aluminium est visible.

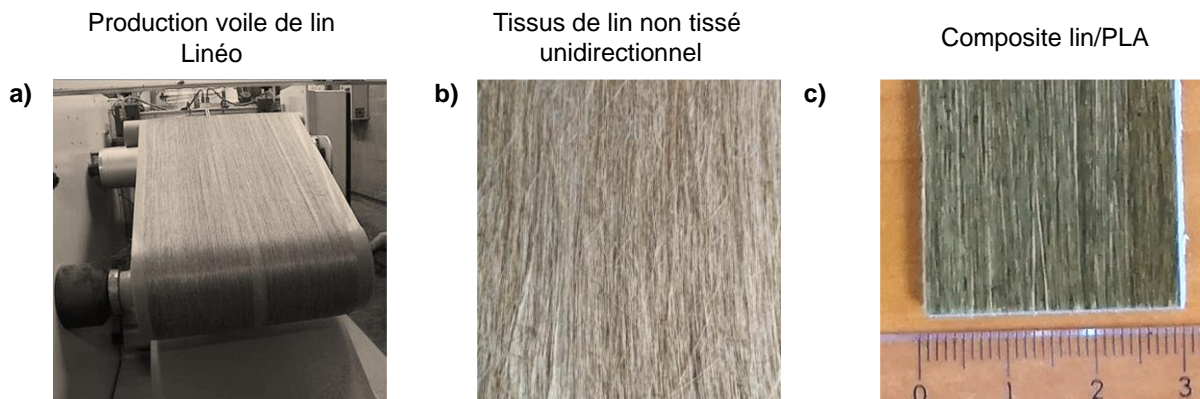


Figure 2.11 : Photographie du matériau utilisé lors : a) de la production d'un voile de li par Linéo ; b) Echantillon des couches UD finies et c) Bande du composite lin/PLA découpé en bande par jet d'eau abrasif

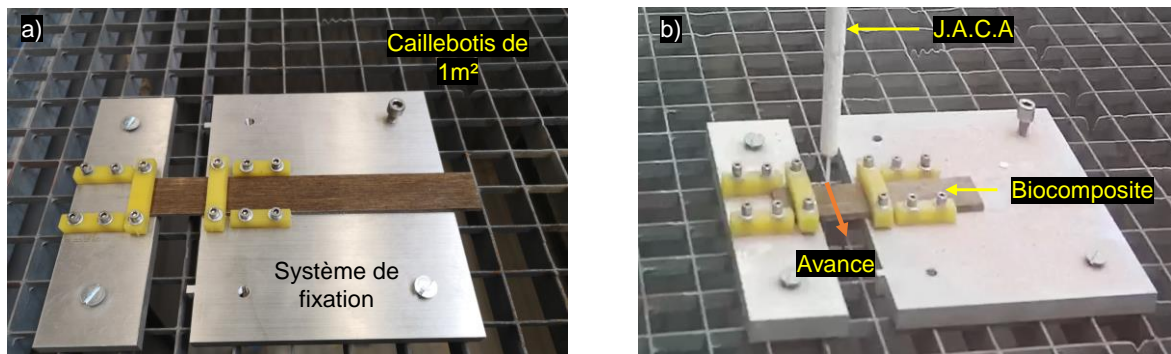


Figure 2.12 : Montage du système de découpe des essais par jet d'azote cryogénique : a) avant un essai ; b) pendant un essai de découpe

4.2 Abrasifs

Plusieurs types d'abrasifs ont été utilisés durant les travaux de cette thèse :

- Un grenat aux angles arrondis, dit de forme « alluvial », produit par GMA et distribué en France par LDSA, provenant de carrières australiennes en deux tailles : 80 mesh ($d_m = 177 \mu\text{m}$) et 200 mesh ($d_m = 74 \mu\text{m}$) ;
- Un grenat aux angles contendants, dit de forme « angulaire », produit par BARTON et est distribué en France par AGP, provenant de carrières américaines et réalisé par concassage en trois tailles 80 HPX ($d_m = 177 \mu\text{m}$), 120 HPX ($125 \mu\text{m}$) et 220 HPX ($d_m = 74 \mu\text{m}$) ;
- Un abrasif biosourcé à base de coquilles de noix d'un diamètre moyen de $150 \mu\text{m}$.

Les aspects des particules sont visibles sur la Figure 2.13 et montrent la différence entre les grains de forme « alluviale » dans la Figure 2.13 – a) et b), et « angulaire » dans la Figure 2.13 – d), e) et f).

Concernant les propriétés des abrasifs, les grenats sont des pierres semi-précieuses naturelles, et les cerneaux de noix sont des matériaux ligno-cellulosiques composés de 22.2% de cellulose, 25.5% d'hémicellulose et de 52.30% de lignine d'après Demirbas et al [185]. La composition de ces abrasifs végétaux est intéressante puisqu'il est semblable à la composition des fibres végétales. L'utilisation d'abrasifs végétaux permettraient donc de nullifier la contamination des échantillons par des matières inorganiques.

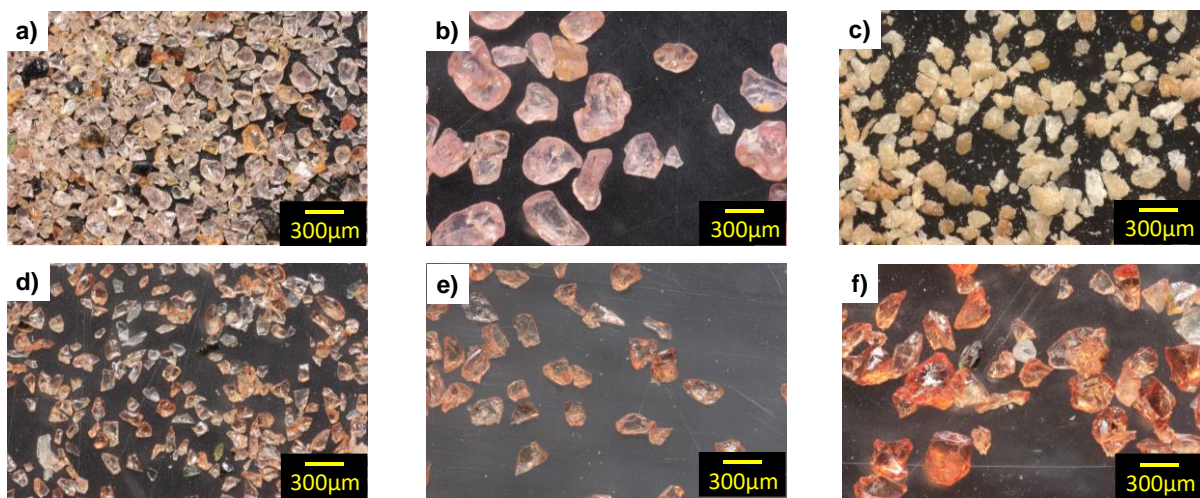


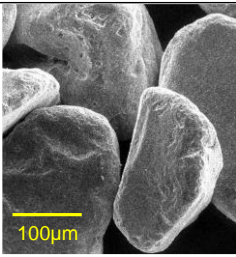
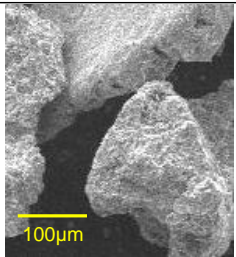
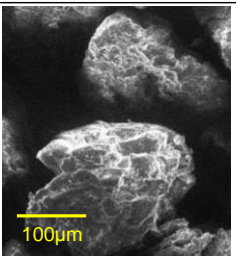
Figure 2.13 : Photographies des différents types d'abrasifs réalisées par microscopie optique Keyence : du grenat a) GMA 200 mesh ; b) GMA 80 mesh ; c) un abrasif biosourcé à base de cerneaux de noix concassés ; du grenat d) BARTON 220 HPX ; e) BARTON 120 HPX et f) BARTON 80 HPX ;

Sur les clichés de morphologie acquis par Microscopie électronique à balayage (MEB), le GMA est représenté par du 80 mesh, le Barton par du 80 HPX et la noix par du 100 – 200 µm. Les angles du GMA sont beaucoup plus arrondis et la surface des abrasifs semble granuleuse, résultant sûrement de l'érosion subit dans la carrière de prélèvement [186]. Même si le Barton semble granuleux, la texturation peut probablement être causée par le MEB où l'abrasif semble être chargé en électrons. En effet, le grenat supporte mal la charge d'électrons en tant que matériau céramique et peut se dégrader lors d'une observation MEB. En observant l'abrasif à base de noix, des formes tubulaires se distinguent à la surface, motif de la présence de microfibrilles de cellulose imbriquées dans un mélange d'hémicellulose et de lignine. En s'intéressant aux caractéristiques physiques des matériaux, la dureté du grenat GMA et du grenat Barton sont similaire, le Barton étant légèrement plus dur. Cette différence de dureté

s'explique par la différence de masse volumique, elle-même pouvant être induite par la différence de production (GMA par érosion, Barton par extraction et concassage) d'après les données des fournisseurs [17], [186]. L'abrasif biosourcé présente une dureté plus faible, ce qui correspond à l'étude bibliographique dans le chapitre 1 qui montre que les propriétés spécifiques des fibres végétales sont similaires à celles du verre qui possède également une dureté de 3.5 Mohs [115].

La répartition granulométrique des particules abrasives est un aspect fondamental dans l'étude de ces dernières. Dans le domaine de la découpe par jet de fluide abrasif, en particulier pour le jet d'eau, les particules utilisées ne possèdent pas un diamètre homogène.

Tableau 2.3 : Récapitulatif des propriétés des abrasifs utilisés

Abrasif	Grenat		Biosourcé
Fournisseur	GMA	Barton	AGP – France
Composition	SiO ₂ FeOAl ₂ O ₃ MgOCaOMnO	SiO ₂ FeOAl ₂ O ₃ MgOCaOMnO	Cerneaux de noix
Méthode de récupération	Tamissage du sable	Concassage puis tamissage	Concassage puis tamissage
Dureté (en Moh)	7.5 – 8.0	7.5 – 8.5	3.5
Masse volumique	2.4	3.9 – 4.1	0.52 – 0.70
Imagerie MEB			

Les industriels utilisent des gammes granulométriques, c'est-à-dire des répartitions de taille [187] comme par exemple le 80 mesh de GMA qui correspond aux particules qui ont traversées un tamis possédant 80 fils alignés horizontalement et verticalement pour un tamis de diamètre standard. La Figure 2.14 permet de comparer les courbes granulométriques des abrasifs utilisés dont celle pour la noix de 100 à 200 µm (qui montre que les particules sont légèrement plus grandes que la gamme indiquée par le fournisseur), celles du grenat à 80, 120 et 200 mesh (alluvial) et HPX (angulaire). Conformément aux données des fournisseurs, les essais de tamisage réalisés à TJFU montrent des populations maximales autour de 177 µm pour le 80 mesh, 125 µm pour le 120 mesh et 74 µm pour le 200 mesh, ce qui est conforme au fait que 80 mesh > 120 mesh > 200 mesh [188]. Les courbes de granulométrie permettent également de montrer que la taille moyenne des particules de 80 mesh et 80 HPX sont similaires, seules les particules de petites tailles dans cette granulométrie sont plus grandes

pour le 80 HPX. Au niveau de la granulométrie des particules fines, la dispersion des tailles des particules est plus faible pour le 220 HPX. Cependant, les deux types d'abrasifs (Barton et GMA) ont une même taille moyenne d'environ 74 μ m. A titre indicatif, le 200 mesh n'est pas extrait directement de la carrière, il s'agit d'un abrasif de plus gros calibre qui a été recyclé.

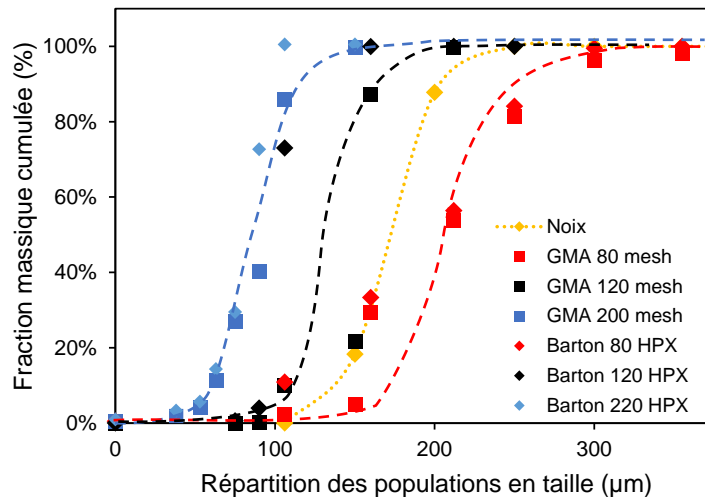


Figure 2.14 : Courbe de distribution cumulée pour les abrasifs à base de noix et les grenats GMA

5 Moyens de caractérisation

Le tribosystème est une donnée clé dans la tribologie des systèmes complexes [189]. En effet, chaque matériau réagit différemment au contact avec un autre matériau possédant une vitesse propre. L'enlèvement de matière va dépendre de différentes variables telles que :

- La température du système tribologique ;
- La vitesse des deux matériaux qui entrent en contact ;
- Les propriétés mécaniques des deux surfaces ;
- Les propriétés géométriques des surfaces.

Ainsi, un système d'instrumentation « in-situ » a été mis en place pour déterminer :

- Les efforts macroscopiques appliqués au biocomposite ;
- La température dans le matériau cible proche de la zone active de coupe.

Dans ce projet de thèse, une méthodologie a été mise en place pour observer les surfaces usinées par microscopie optique KEYENCE et par Microscopie Electronique à Balayage.

5.1 Moyens d'analyse « in-situ » de la découpe par jet d'azote

Un banc d'essai instrumenté permettant l'acquisition des données sur l'environnement tribologique du contact de coupe sera présenté dans le chapitre 5 de ce manuscrit. Les capteurs ainsi que la description du banc d'essai se fera ci-dessous. Les données recueillies lors de ces essais concernent la température du composite au niveau du bord de coupe et les efforts induits par le jet cryo-abrasif sur le matériau bio-sourcé.

5.1.1 Mesure des efforts de coupe

Les mesures d'efforts ont été effectuées par un dynamomètre piézoélectrique équipé de 4 capteurs tri-axes, modèle Kistler 9257A. Ce dispositif permet de mesurer les efforts appliqués dans le repère cartésien (X, Y, Z). Un capteur piézoélectrique est un cristal qui, lors de l'application d'une force, va se déformer et induire un courant [150]. Pour mesurer ce courant, les quatre cristaux de quartz de la platine sont positionnés entre deux plaques qui appliquent une précontrainte élevée. D'après la documentation technique, la platine peut mesurer des efforts sur une gamme de -5 à 5 kN (incertitude de +/- 0.01N) avec une sensibilité en X et Y de -7.5 pC/N [190], soit le « F_n » et « F_t » qui sont respectivement la force normale et la force tangentielle appliquées dans le repère du biocomposite lors de la coupe, avec F_n dans la direction de propagation du jet et F_t dans la direction de l'avance de l'outil.

La technologie de mesure avec des capteurs piézoélectriques est fortement sensible aux variations de température et ne peut être utilisée en deçà de 0°C. Ainsi, pour mesurer les efforts, une équerre a été montée sur le caillebotis pour y fixer le dynamomètre piézoélectrique parallèlement au jet, Figure 2.15 – a). Lors des essais, la platine est protégée du souffle par une tôle de protection en aluminium. Une seconde équerre est fixée sur le dynamomètre piézoélectrique, pour soutenir le support de fixation des échantillons, Figure 2.15 – b). Le montage final est disponible sur la Figure 2.15 – c).

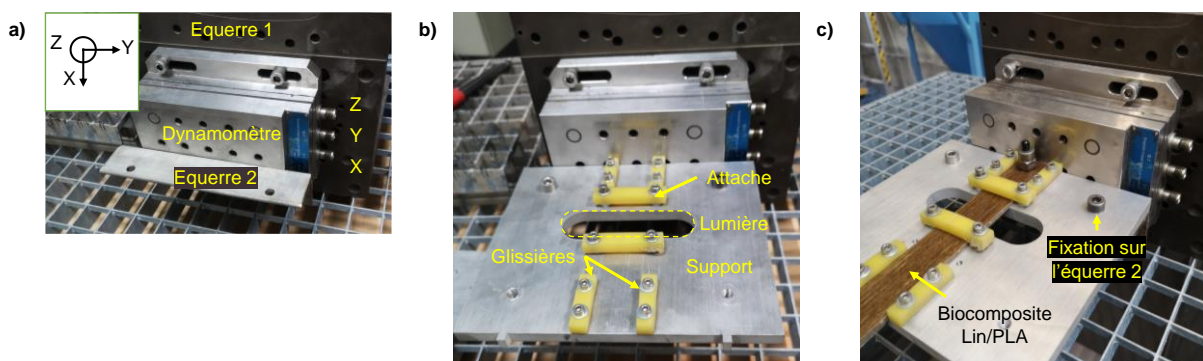


Figure 2.15 : Explication visuelle du montage du dynamomètre piézoélectrique

Le dynamomètre piézoélectrique est relié à un amplificateur de charge externe Kistler, Figure 2.16 – a), type 5006 B. Cet amplificateur de charge permet de mesurer des courants de 10 à 500000 pC (incertitude de +/- 0,1 à 1000 pC en fonction de l'échelle de mesure) [191]. Lors des essais instrumentés, une gamme d'amplification de 5 N/V a été utilisée d'après des essais préliminaire montrant un effort mesuré entre 10 et 20 N. Le signal de sortie est acheminé vers un terminal bloc de 40 positions, modèle 938532 de SCIENTIFIC SOLUTIONS INC, séparateur de phase qui permet de dissocier la masse du signal d'un câble coaxial. Par la suite, il est envoyé vers un ordinateur équipé d'un logiciel de traitement des données « Labview » par une carte d'acquisition National Instruments CB 68-LP. Les données peuvent alors être collectées à une fréquence de 1kHz.

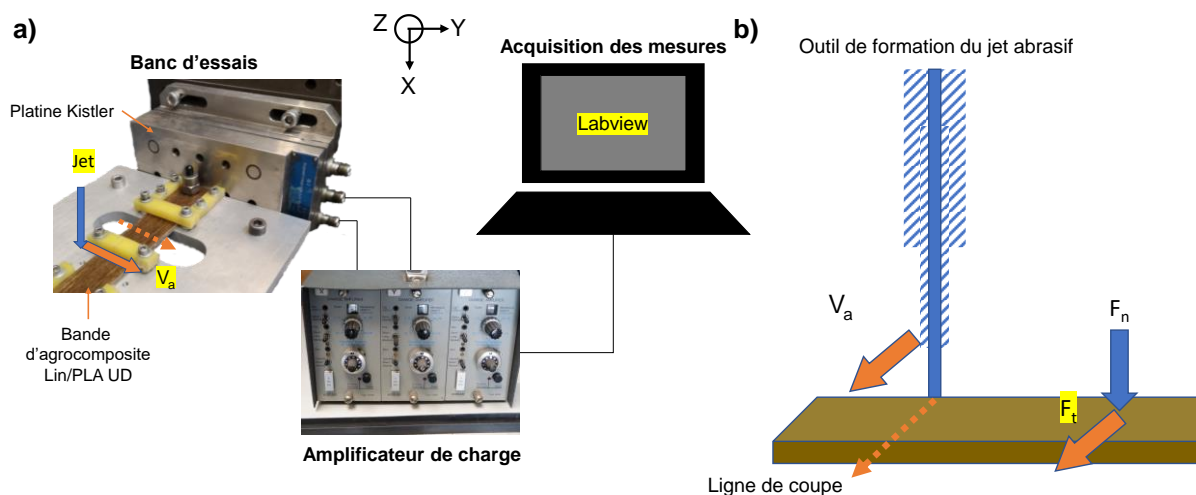


Figure 2.16 : Représentation semi-schématique du montage de récupération des efforts lors d'un essai de découpe par J.A.C.A. montrant : a) le banc d'essai impliquant le montage expliqué Figure 2.15, l'amplificateur de charge relié au dynamomètre piézoélectrique ainsi que le système d'acquisition équipé d'un Labview ; b) le jet abrasif qui découpe l'échantillon d'agrocomposé dans une vue avec une rotation plan à -90° par rapport au a)

5.1.2 Mesure de la température de la zone active de coupe

Pour mesurer la température d'un matériau il existe plusieurs moyens de mesure. Le choix d'un type d'outil est défini par [192] :

- La sensibilité recherchée
- La gamme de température étudiée

Dans cette étude, le domaine de température visé varie entre la température ambiante (20°C) et la température du jet cryogénique (-185°C). Dans les analyses thermiques des opérations d'usinage, les thermocouples sont les outils de mesure de la température les plus utilisés, par exemple pour des opération de perçage [193], [194], voir même pour des opérations de

détourage assisté par un refroidissement au jet d'eau [195]. Un thermocouple résulte de l'association de deux brins métalliques conducteurs possédant une conductivité thermique différente. Lors de la mesure, l'information mesurée par le dispositif relié aux thermocouples est la différence de potentiel due à la force électromotrice créée par la différence de résistivité thermique des matériaux [196]. Ces différences de potentiels sont tabulées et associées à une valeur correspondant à la température en °C pour chaque type de thermocouple.

Ici, des thermocouples de type T ont été utilisés car ils répondent à la mesure en cryogénie et possèdent un faible diamètre, 0.5 mm, qui permet une insertion dans le profil d'un matériau de faible épaisseur (3.5 mm pour le biocomposite utilisé). Un type T est composé d'un fil métallique en cuivre pur à son pôle positif (couleur marron d'après la norme IEC 60584-3) et d'un fil en alliage de cuivre-nickel, aussi appelé Constantan, pour son pôle négatif (couleur blanche d'après la norme IEC 60584-3) [197]. La gamme de température mesurable pour ces capteurs varie entre -250°C et 400°C [196], [197].

Les perçages ont été réalisés par une machine d'usinage à commande numérique, Figure 2.17 – a), modèle CMX 50U qui possède un système de détection des erreurs de positionnement de la tête d'usinage, permettant des perçages à haute précision. Les perçages ont été réalisés à l'aide de forêts hélicoïdaux en carbure monobloc de 0.85 mm de diamètre, visible sur la Figure 2.17 – b), fournis par Hoffman. La Figure 2.17 – c) montre le résultat des perçages effectués sur le profil d'un biocomposite Lin/PLA, inclinés de 45 et -45° par rapport à la ligne de coupe visée, elle-même orthogonale au profil de l'échantillon composite.

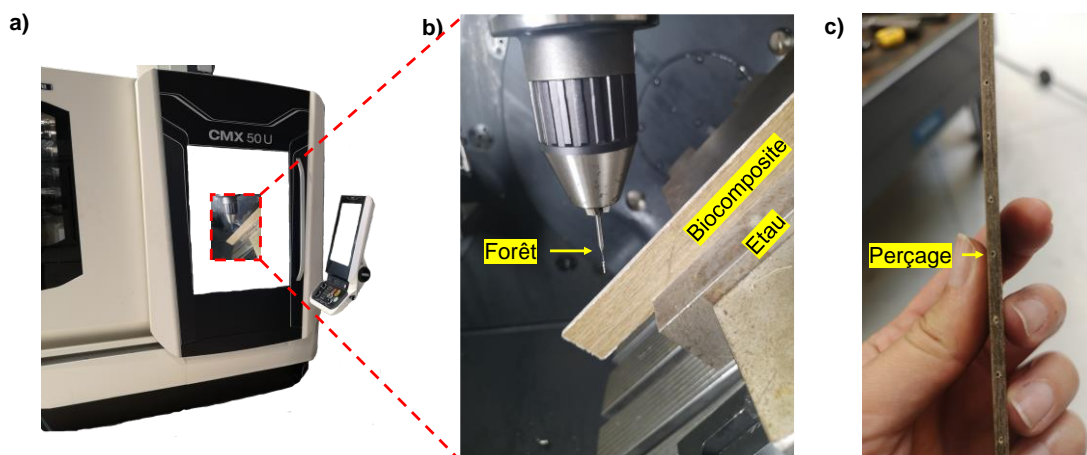


Figure 2.17 : Perçage des bandes d'agrocomposites à l'aide d'une machine à commandes numériques : Photographie de : a) la machine à commande numérique modèle CMX 50U ; b) banc de perçage monté sur la CMX ; c) Profil du biocomposite percé pour l'insertion des thermocouples lors des essais de découpe du Chapitre 5

Pour représenter plus clairement les perçages, la Figure 2.18 – a) présente le banc d'essai instrumenté en température avec les 4 thermocouples (TC) placés sur chaque extrémité des bords de coupe. Les TC 1 et 2 sont positionnés au niveau de l'entrée du jet dans le matériau et les TC 3 et 4 à la sortie, permettant ainsi d'obtenir la température moyenne lors du passage du jet. Chacun de ces TC est relié à une centrale d'acquisition Sefram modèle DAS 1000 permettant l'acquisition des données à une fréquence de 100 Hz à 100 MHz. Enfin, la Figure 2.18 – b) permet de visualiser l'instrumentation vue du dessus avec les 4 TC en bord de coupe et la représentation de la ligne de coupe. Ces thermocouples sont protégés par une gaine en acier inoxydable et sertis, ce qui permet de mesurer la température localement au niveau de l'embout du thermocouple et d'isoler l'influence de la température de la plaque ou de l'environnement.

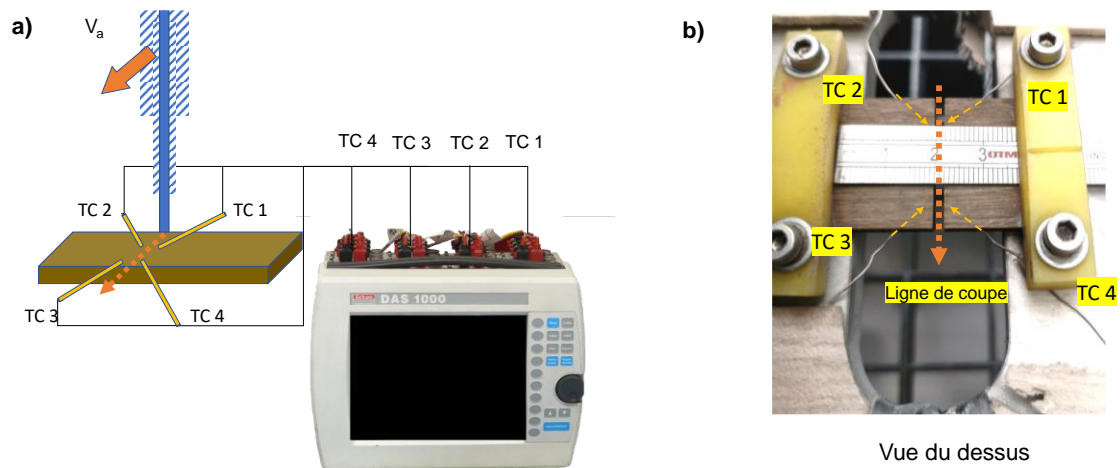


Figure 2.18 : Représentation du montage de mesure de la température lors d'un essai de découpe par J.A.C.A. : a) schématique ; photographie du montage vu du dessus

5.2 Moyens d'analyse des surfaces usinées

La première étape de compréhension d'un mécanisme de coupe est la caractérisation de la surface usinée du matériau. Pour ce faire, différentes méthodes d'analyse peuvent être employées telles que de la caractérisation chimique, la caractérisation mécanique ou une caractérisation morphologique de l'état de surface [198]. Dans le cas d'une opération d'usinage, la caractérisation morphologique de l'état de surface peut amener de nombreuses informations sur le mode d'enlèvement de matière ainsi que sur l'interaction outil / matière [199]. D'après Seah et Chiffre [200], la caractérisation d'une surface comporte trois points : la visualisation qui peut se faire au travers de la microscopie, la mesure qu'elle soit réalisée sur une image ou par une étude topographique ainsi que la quantification des données. Cette

méthodologie sera appliquée à deux cas. Dans le cas d'une coupe non-débouchante, la hauteur de coupe des échantillons sera étudiée à l'aide d'un microscope. Dans le cas d'une coupe débouchante, la caractérisation de l'état de surface peut être réalisée par des observations microscopiques ou par analyse topographique. Les états de surface ont donc été étudiés dans les prochains chapitres de ce manuscrit par deux technologies : la microscopie électronique à balayage (M.E.B.) et la microscopie optique Keyence (M.O.K).

5.2.1 Evaluation de la hauteur de coupe

Un exemple d'échantillon non-débouchant usiné par jet d'azote cryogénique est donné sur la Figure 2.19 avec les entailles et la présence d'écaillage sur les bords de coupe. Les échantillons non-débouchant permettent de remonter à un critère d'érosion nommé « taux d'enlèvement de matière ». Ce critère peut être évalué selon la littérature par la masse érodée, le volume érodé ou par la géométrie de la rainure [119]. Étant donné sa simplicité d'acquisition, la mesure de hauteur de la rainure a été retenue à la suite de tests de pesée non concluants.

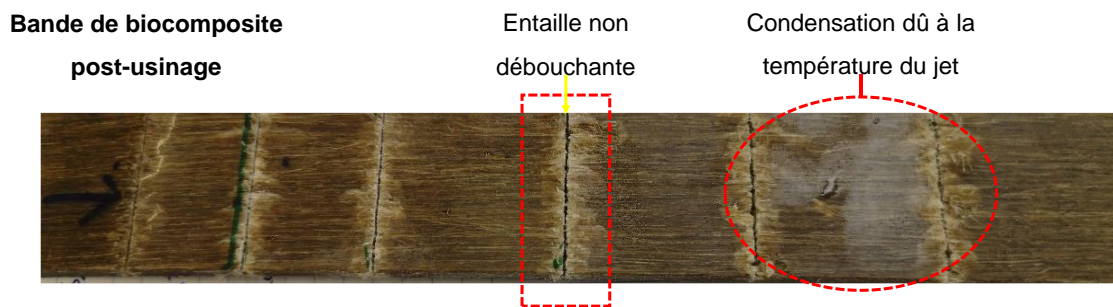


Figure 2.19 : Exemple d'essais non débouchant sur un biocomposite Lin/PLA réalisés par jet d'azote cryogénique

Une loupe binoculaire Leica Z16 APO [201], Figure 2.20 – a), a été utilisée pour étudier ce facteur au travers de trois mesures représentées dans la Figure 2.20 – b), respectivement 1) la hauteur de coupe ; 2) la hauteur non coupée ; 3) la hauteur totale de l'échantillon. A l'aide d'un grossissement maximal de $\times 16$ et d'une distance de travail maximum de 97 mm, elle permet l'acquisition d'images macroscopiques de haute définition avec une grande profondeur de champ. Ces caractéristiques permettent une évaluation adéquate de la hauteur de coupe, définie en Figure 2.20 – c) et d) grâce au logiciel associé « Leica Applications Suite ». La mesure de coupe a été relevée indirectement pour éviter les erreurs de mesures liées au facteur de délaminage « Δh ». Par conséquent, la hauteur de coupe a été calculée selon l'équation (2.3). Les hauteurs de coupe ont été relevées à deux emplacements : à

l'amorçage de l'érosion dans la matière que l'on nommera « input » ainsi qu'à l'emplacement de la détente du fluide lors de la sortie de la matière « output », Figure 2.20 – d).

$$\text{Hauteur de coupe (1)} = \frac{\text{Hauteur de l'échantillon (3)} - \text{Hauteur non coupée (2)}}{\text{Hauteur de l'échantillon(3)}} \quad (2.3)$$

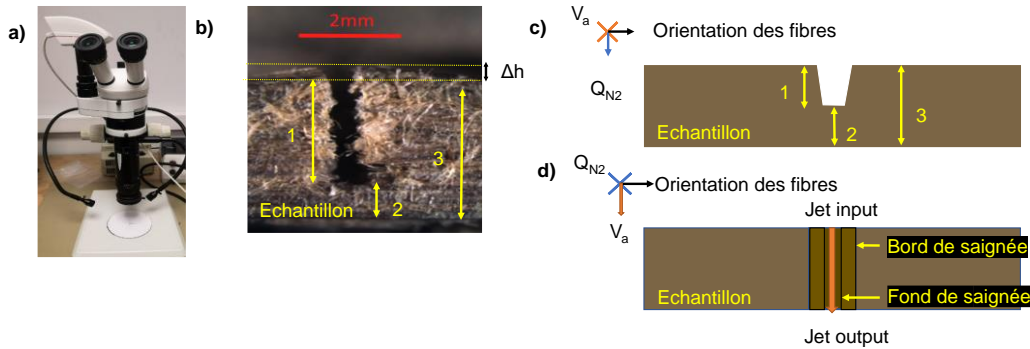


Figure 2.20 : Définition de la méthode de mesure de la hauteur de coupe à l'aide : a) de l'outil la loupe binoculaire Leica Z16 APO ; b) de la mesure effectuée sur l'un des essais réalisés au J.A.C, et de c) la représentation schématique des différentes mesures effectués ainsi que d) la visualisation d'un échantillon non débouchant vu de dessus

5.2.2 Observations microscopiques des surfaces usinées

Dans un premier temps, un M.E.B. a été utilisé pour qualifier les états des surfaces usinées par jet d'azote et les comparer ensuite aux divers états de surface disponibles dans la littérature, obtenus par usinage traditionnel ou via une découpe par jet d'eau abrasif. Le dispositif utilisé est un microscope électronique à balayage de la marque JEOL modèle JSM-5510LV, dont la photographie est donnée sur la Figure 2.21, a été utilisé pour étudier des échantillons jusqu'à un grossissement de $\times 500$ [202]. Un filament de tungstène est chauffé pour créer un faisceau d'électron qui est accéléré, ici sur une plage de 0.5 à 30kV, et focalisé par deux condensateurs [203]. Ce faisceau peut balayer une surface grâce à une bobine de balayage qui va déplacer le faisceau sur la surface. Ainsi, cette technologie permet de reconstituer une image en noir et blanc et dont les niveaux de gris varient en fonction de :

- la profondeur de champ vue par les électrons secondaires
- la composition de la matière à l'aide des électrons rétrodiffusés

Le choix du mode d'acquisition des images dépend du matériau étudié. Dans le cas des biocomposites qui sont sensibles et non conducteurs, l'observation avec le détecteur des électrons secondaires est très compliquée car les échantillons saturent très rapidement à cause du bombardement d'électrons. On utilise alors le détecteur des électrons secondaire en appliquant un « vide dégradé » à une pression de 15 – 30 Pa. Ce vide dégradé laisse des particules dans l'enceinte qui limitent le contact électron/surface et donc la dégradation par les

électrons des surfaces observées. La création de défauts dus à l'impact du jet ainsi qu'à l'abrasion des particules et à la cryogénie peut donc être observée. Cependant, les grossissements disponibles sont limités par la nature polymérique du biocomposite lin/PLA puisque la surface se charge en électrons et se dégrade lors des observations à des grossissements au-delà de $\times 500$. La métallisation des surfaces est une solution pour limiter la dégradation des surfaces lors des observations MEB mais cette technique de revêtement risque fortement de cacher certains défauts à l'échelle des microfibrilles de cellulose.



Figure 2.21 : Description du microscope électronique à balayage JEOL JSM-5510V

Le microscope optique KEYENCE montre une limite de grossissement liée à la nature de la lumière blanche utilisée lors de l'acquisition d'une image par imagerie optique. Le dispositif, dont la photographie est donnée en Figure 2.22 – a), permet l'acquisition d'image en couleur grâce à son capteur d'images. Dans ce modèle, il s'agit d'une caméra CMOS [204] qui agit de la même façon qu'un microscope optique classique équipé d'une caméra. Dans le cas de cette étude, l'éclairage utilisé provient de la périphérie de l'objectif qui possède 4 sections pouvant réaliser un éclairage annulaire complet ou partiel produisant une éclair dit de « champs sombre » qui permet de mieux visualiser les défauts de surface. Le capteur CMOS, représenté avec l'ensemble de l'outil sur la Figure 2.22 – b), est composé de microlentilles qui focalisent le signal lumineux sur des filtres de couleurs. Les photodiodes transforment alors le signal lumineux en signal électrique qui pourra être analysé par le logiciel de traitement du signal de KEYENCE.

Toutefois, à la différence des microscopes classiques, le microscope numérique KEYENCE est équipé d'un algorithme de « DFD » ou « depth from defocus ». L'évaluation de la

profondeur par niveau de flou permet en faisant l'acquisition d'une série d'images consécutives prises à différentes hauteurs, de reconstituer une image qui serait en temps normal flou [205], représenté sur la Figure 2.23. Pour ce faire, le logiciel « REMAX NEO » calcule le taux de flou de chaque image. Le logiciel garde ensuite en mémoire les zones les plus nettes de chaque image pour les assembler et ainsi recréer une image 3D ou une recomposition en profondeur nette (2D). Pour l'image 3D, il associe à chaque point net la position en hauteur de la tête automatique. Par comparaison des hauteurs, le plan net le plus bas étant le 0, le logiciel fournit une cartographie 3D de la surface caractérisée.

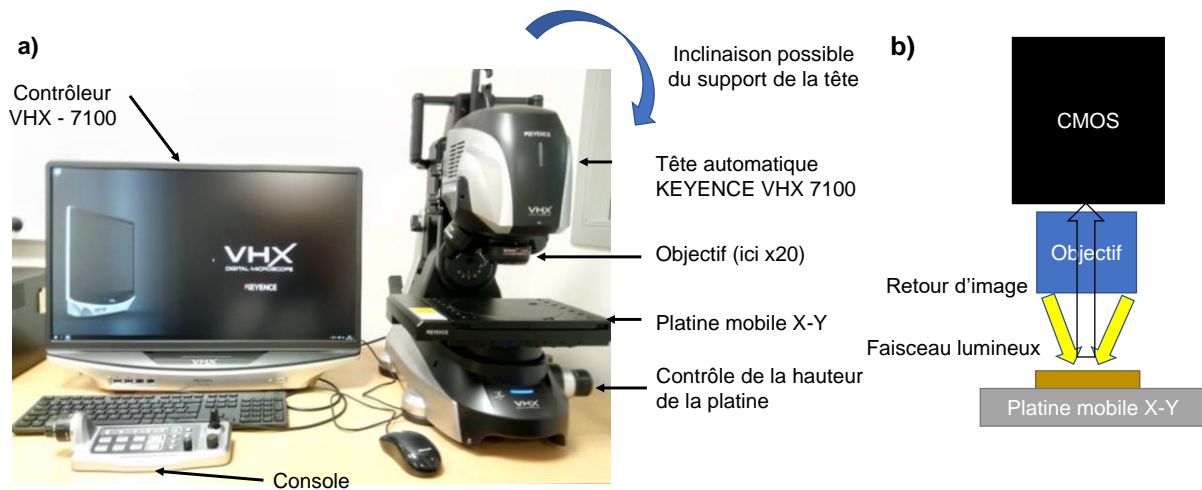


Figure 2.22 : Définition du banc de caractérisation optique : a) photographie du Keyence VHX 7100 utilisé ; b) Principe de fonctionnement d'un microscope optique

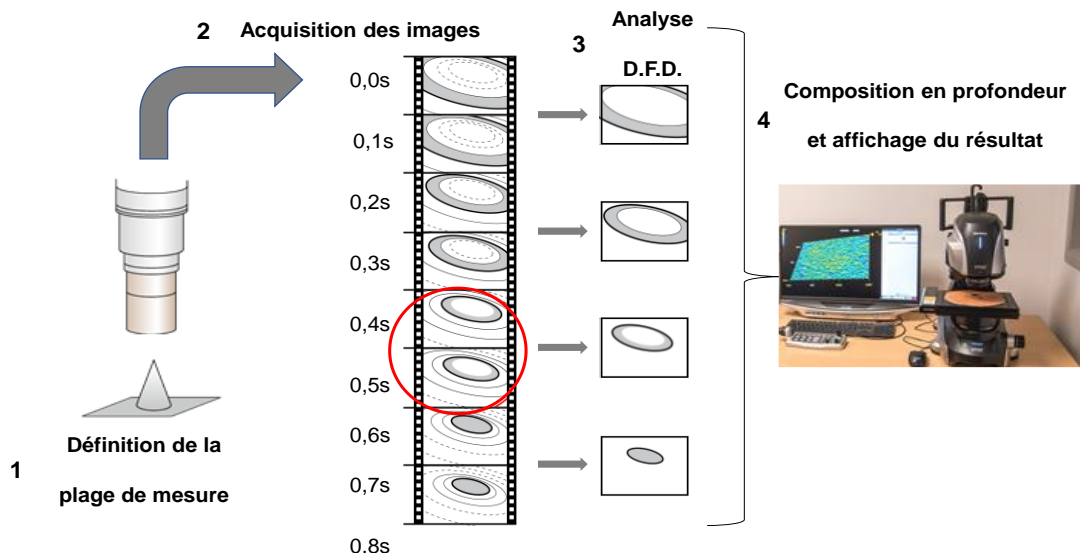


Figure 2.23 : Principe de fonctionnement du KEYENCE VHX 7100 repris de KEYENCE [205]

Ce dispositif permet d'obtenir, in fine, une résolution d'image entre 3.14 et 6.22 Mégapixels pour des grossissements allant du $\times 20$ au $\times 6000$. Pour les objectifs de $\times 2500$, $\times 4000$ et $\times 6000$, la résolution latérale de l'image est respectivement de 0.0415, 0.0259 et 0.0185 μm grâce à un module interférométrique intégré [206]. Lors de la mesure, l'utilisateur doit indiquer la plage de mesure en hauteur (Z_{\min} ; Z_{\max}) ainsi que, au choix, le pas de mesure (changement de position de la tête automatique sur son axe Z), 0.10 μm au minimum, ou le nombre d'image à réaliser, 199 au maximum.

Ainsi, le M.E.B permet une meilleure résolution spatiale. Cependant, le M.O.K permet une mesure rapide et non invasive sans utiliser de revêtement pour un grossissement compris entre $\times 400$ et $\times 6000$.

5.2.3 Méthodologie de mesure de rugosité

La technologie du M.O.K permet de réaliser à la fois des images 2D et des reconstructions 3D. De ce fait, ce microscope numérique peut être utilisé en tant que profilomètre optique. Pour réaliser ces profils, il est possible de faire des mesures par assemblage d'images (mode « stitching »). Il faut programmer la prise d'images à plusieurs emplacements consécutifs à la surface du matériau à caractériser pour assembler les topographies 3D en une seule image. Deux options sont disponibles pour effectuer ce stitching : une définition par nombre d'emplacements, par exemple d'une taille de 2×2 ou 5×5 , ou bien une définition par longueur à mesurer, par exemple une zone de $1.2 \times 2 \text{ mm}^2$. Lorsque l'image finale est générée, il est possible d'obtenir la topographie de surface brute dans le module 3D du Keyence. Pour l'étude des topographies et des mesures de rugosité, une correction de l'inclinaison peut être effectuée sur les surfaces caractérisées qui permet de filtrer le facteur de forme. Deux types de mesures de rugosités sont disponibles sur le Keyence VHX 7100 : la mesure de profil 2D ou la mesure de surface 3D. Dans cette étude, la mesure de surface 3D a été choisie pour pouvoir comparer les résultats du procédé J.A.C.A aux précédents travaux réalisés par usinage traditionnel sur des agrocomposites. Les images topographiques données par le Keyence donne les informations topographiques superposées par transparence avec l'image de microscopie optique. Ainsi, chaque variation de hauteur peut être associé facilement à l'élément correspondant.

D'après le fournisseur du dispositif Keyence, il n'existe à ce jour pas de normes précises sur la réalisation de mesures de rugosité surfacique par profilométrie optique utilisant le DFD. Dans de précédentes études, Chegdani et al ont étudié l'effet multiéchelle de la caractérisation

des agrocomposites et en ont conclu que l'échelle de mesure dépend de la taille de la structure du renfort fibreux [207]. Cependant, dans le cas d'un usinage par jet de fluide, l'influence majeure sur la rugosité de surface provient du phénomène de striation abordé dans la partie 4.2.3.

6 Conclusion

La difficulté de ce projet consiste à concilier l'étude de la réaction d'un matériau à structure multiéchelle complexe, soumis à un nouveau procédé d'enlèvement de matière dans des conditions mal maîtrisées techniquement et scientifiquement. Pour ce faire, ce chapitre présente et décrit les différents moyens et techniques expérimentaux mis en place lors de ce projet de thèse pour analyser l'usinage des biocomposites par J.A.C. De plus, une première analyse expérimentale a été réalisée dans ce chapitre pour comprendre le principe de la formation d'un jet de fluide et pouvoir ainsi l'appliquer à un matériau biocomposite. Le jet d'azote cryogénique peut donc être considéré comme un outil hétérogène éphémère constitué de particules érosives accélérées à un faible angle d'impact en son centre et à un angle d'impact plus élevé en sa périphérie. Sa morphologie indique un changement physique du jet vers 150-250 MPa.

La mise au point d'une méthodologie de caractérisation du profil usiné ou du bord de la saignée par l'étude de la morphologie et de la topographie permettra de remonter aux mécanismes de coupe mis en jeu à différentes échelles lors de la découpe par jet de fluide cryogénique :

- Avec et sans ajout de particules abrasives dans une étude de faisabilité du procédé, Chapitre 3 ;
- En étudiant statistiquement l'effet d'un nombre exhaustif de paramètres liés au procédé, Chapitre 4 ;
- En déterminant les propriétés thermomécaniques lors d'un enlèvement de matière dans le cas d'un usinage par jet d'azote sur un biocomposite, Chapitre 5.

Chapitre 3 : Application d'un jet d'azote cryogénique pour l'usinage d'un biocomposite lin / PLA

1 Introduction

L'étude bibliographique du Chapitre 1 a mis en lumière la complexité de la structure multiéchelle d'un agrocomposite composé d'un renfort naturel, lui-même multiéchelle, et d'une matrice polymère thermoplastique. En effet, la différence de propriétés thermiques et mécaniques entre les fibres et la matrice crée une disparité au niveau de la mécanique de contact outil / matière et peut induire différents mécanismes de coupe. L'étude bibliographique de l'usinage traditionnel a montré une forte sensibilité des fibres végétales aux paramètres de coupe ainsi qu'à la géométrie des outils. Pour s'affranchir de la zone affectée thermiquement, une solution est d'utiliser un jet de fluide qui réduit les efforts de coupe tout en évacuant la température induite par l'usinage. Le Chapitre 2 met en évidence la corrélation entre un jet de fluide cryogénique et un jet d'eau classique au travers d'une étude de la morphologie d'un jet d'azote cryogénique (J.A.C.) et d'un jet d'azote cryogénique abrasif (J.A.C.A.). Cette étude de morphologie a révélé une pression optimale de 150 MPa pouvant contenir une forte énergie couplée à une faible dispersion du jet. Toutefois, ces deux chapitres ont également pointé le manque de données disponibles sur l'usinage cryogénique des agrocomposites ainsi que leur usinage par jet d'eau abrasif.

Ce troisième chapitre a donc pour objectif d'appliquer pour la première fois un jet d'azote cryogénique pour la découpe d'un biocomposite lin/PLA afin de vérifier la faisabilité de ce procédé sur ces matériaux biosourcés. L'objectif est aussi d'explorer l'impact réel d'un jet de fluide cryogénique sur la découpe d'un matériau biocomposite par une étude expérimentale des procédés J.A.C. et J.A.C.A. Les données sur l'usinage des matériaux composites par jet de fluide cryogénique étant inexistantes dans la littérature, une méthode basée sur la dichotomie sera utilisée pour minimiser le nombre d'essai et ainsi déterminer le domaine d'usinabilité. Ce domaine sera défini comme étant le domaine à partir duquel le jet commence à découper la matière jusqu'au point où une qualité de coupe proche de celle de l'usinage traditionnel pourra être atteinte.

Ce type d'usinage sera caractérisé par une analyse quantitative du taux d'érosion pour les échantillons non débouchants. Dans le cas des essais non débouchant et débouchant des études de l'endommagement macroscopique identifieront un premier critère d'usinabilité par visualisation du bord de coupe. Pour les échantillons débouchants, une étude morphologique sera menée à l'aide d'un microscope électronique à balayage (M.E.B.). Elle permettra d'identifier les zones caractéristiques d'un usinage par jet de fluide cryogénique et de déterminer les mécanismes élémentaires d'endommagement.

2 Méthodologie d'expérimentation par dichotomie

L'étude fait varier deux paramètres pour le J.A.C. et quatre pour le J.A.C.A qui sont jugés comme prédominant d'après l'étude bibliographique du Chapitre 2 :

- J.A.C. : Pression – Vitesse d'avance
- J.A.C.A : Pression – Vitesse d'avance – Type d'abrasif – Débit d'abrasif

Le dispositif de montage en pression du fluide cryogénique, « NITROJET SKID », a été décrit dans la Figure 2.1. L'outil pour le J.A.C. et l'outil pour le J.A.C.A ont été décrits lors des essais de morphologies du jet Figure 2.2 – a) et b). Toutefois, la buse utilisée pour le jet pur est une buse ronde d'un diamètre d'ouverture du saphir de 0.25 mm alors que l'ouverture pour le jet abrasif est légèrement plus grande, à 0.3 mm, pour faciliter l'aspiration des particules par effet Venturi dans la chambre de mélange.

Pour réaliser les essais, trois pressions sont utilisées (100, 200 et 300 MPa). Pour initialiser les essais, les pressions sont utilisées dans un ordre décroissant ($P_1 = 300$ MPa ; $P_2 = 200$ MPa ; $P_3 = 100$ MPa). La dichotomie permet de déterminer la vitesse maximale à partir de laquelle le jet ne découpe pas la matière pour chacune de ces pressions. La dichotomie est une méthode mathématique servant à définir un point expérimental dans un domaine d'étude à partir du point précédent pour déterminer une caractéristique souhaitée [208], et qui correspond au point de découpe du matériau biocomposite dans le cas de cette étude. Par définition, si la coupe est débouchante, la vitesse suivante « V_{n+1} » sera déterminée par l'équation (3.1) à l'aide de la vitesse précédente « V_n ». Pour une découpe non débouchante, la vitesse sera déterminée par l'équation (3.2).

$$V_{n+1} = V_n + \frac{V_n}{2} \quad (3.1)$$

$$V_{n+1} = \frac{V_n}{2} \quad (3.2)$$

Ensuite, des essais complémentaires seront réalisés pour déterminer le taux d'enlèvement de matière sur l'intervalle des vitesses permettant une coupe non débouchante sur l'agrocomposé. Pour déterminer la vitesse de coupe maximale, la valeur initiale de la vitesse de déplacement de l'outil est donc fixée dans une condition de « non-coupe » à 1000 mm/min pour 300 MPa de pression. Pour les pressions suivantes « P_{n+1} », la valeur initiale « V_0 » de la vitesse est égale à la valeur de coupe « V_{coupe} » de la pression précédente « P_n » comme défini dans l'expression (3.3).

$$V_0 \text{ à } P_{n+1} = V_{coupe} \text{ à } P_n \quad (3.3)$$

Concernant les essais de découpe utilisant les particules abrasives, deux types de particules décrites dans le *Chapitre 2* sont utilisées : le GMA 80 mesh, abrasif industriel, et un abrasif biosourcé à base de copeaux de noix. Pour définir le débit d'abrasif utilisé, cette première étude est basée sur le pourcentage de fonctionnement du « feedline » utilisé avec :

- GMA : $Q_{1\text{-grenat}} = 100 \text{ g/min}$ soit 10% ; $Q_{2\text{-grenat}} = 200 \text{ g/min}$ soit 20% ; $Q_{3\text{-grenat}} = 300 \text{ g/min}$ soit 30% ;
- Noix : $Q_{1\text{-noix}} = 65 \text{ g/min}$ soit 25% ; $Q_{2\text{-noix}} = 125 \text{ g/min}$ 75% ; $Q_{3\text{-noix}} = 165 \text{ g/min}$ soit 100%.

D'après les différences de caractéristiques entre l'abrasif biosourcé et le grenat, les débits testés sont différents puisque le but de l'étude est de déterminer le point de coupe. Ainsi le débit minimal de l'abrasif biosourcé est supérieur à celui du GMA. Pour plus d'informations sur les abrasifs, le lecteur peut consulter le Chapitre 2 – Section 4.2. Le Tableau 3.1 récapitule les différents paramètres utilisés lors des essais. Le débit d'azote varie selon la pression et le coefficient d'efficacité de la buse « k_P » selon l'équation (1.3) et les coefficients sont rappelés pour différentes pressions : $k_{100\text{MPa}} = 0.881$; $k_{200\text{MPa}} = 0.876$; $k_{300\text{MPa}} = 0.825$. Dans le cas du jet pur, la vitesse du fluide peut être calculée via l'équation (1.3), ce qui génère respectivement trois vitesses de 380, 515 et 617 m/s pour les pressions de 100, 200 et 300 MPa. Ces vitesses prennent en compte les forces de frottement entre le jet et la buse au travers du facteur d'efficacité ainsi que de l'état du fluide en utilisant les données du NIST (National Institute for Standard and Technology) pour un fluide isobare à -170°C pour 100 MPa [209]–[212], 200 MPa [213]–[216] ; et 300 MPa [217]–[220].

Tableau 3.1 : Paramètre des essais d'usinabilité d'un agrocomposé lin/PLA par les procédés J.A.C. et J.A.C.A.

Paramètres	Unités				
Paramètres fixes					
T _{LN2} en sortie de l'échangeur	°C	-170			
Diamètre de buse	mm	J.A.C. : 0.25			
		J.A.C.A. : 0.30			
Nature des particules abrasives	Minérale	Grenat GMA			
	Végétale	Noix			
Taille des particules	mesh	~80			
Distance de tir	mm	3			
Paramètres variables					
Vitesse d'avance	mm/min	50 – 8400			
Débit massique des particules abrasives	g/min	Grenat : 100 – 200 – 300			
		Noix : 65 – 165			
Pression de l'azote	MPa	100	200	300	
Densité du fluide (NIST)	g/cm ³	0.883	0.965	1.007	
Paramètres calculés					
Débit massique de l'azote	g/min	D _b = 0.25 mm	1091	1602	1888
		D _b = 0.30 mm	1571	2308	2719
Vitesse du fluide	m/s	380	515	617	

3 Etude du taux d'enlèvement de matière

Le biocomposite lin/PLA, décrit dans le Chapitre 2 – Section 4.1, a été soumis à un jet d'azote orthogonal à sa surface se déplaçant perpendiculairement à la direction du renfort fibreux. Pour chaque essai non débouchant, les mesures géométriques permettant de définir la hauteur de coupe, illustrées dans la Figure 2.20, visent à déterminer un taux d'érosion défini par l'équation (2.3). Le taux d'érosion est un indicateur d'usinabilité qui permet de déterminer le pouvoir de coupe d'un outil jet de fluide et sera utilisé dans le cas du J.A.C. puis du J.A.C.A.

3.1 Analyse du taux d'érosion du biocomposite lin/PLA par J.A.C.

La Figure 3.1 présente les résultats du calcul du taux d'érosion en fonction de la vitesse du jet à l'entrée du jet dans la matière (Figure 3.1 – a)) et au niveau de sa sortie (Figure 3.1 – b)). Pour visualiser l'entrée et la sortie du jet, le lecteur peut se référer à la Figure 2.20 – c) et d). En général, l'augmentation de la vitesse se traduit par une diminution du taux d'érosion à l'entrée et à la sortie du jet dans la matière. En comparant les Figure 3.1 – a) et b), la tendance décroissante du taux d'érosion est plus homogène à l'entrée que celle repérée à la sortie. Une autre tendance visible est l'augmentation du taux d'érosion avec l'augmentation de la pression à l'entrée et à la sortie du jet pur.

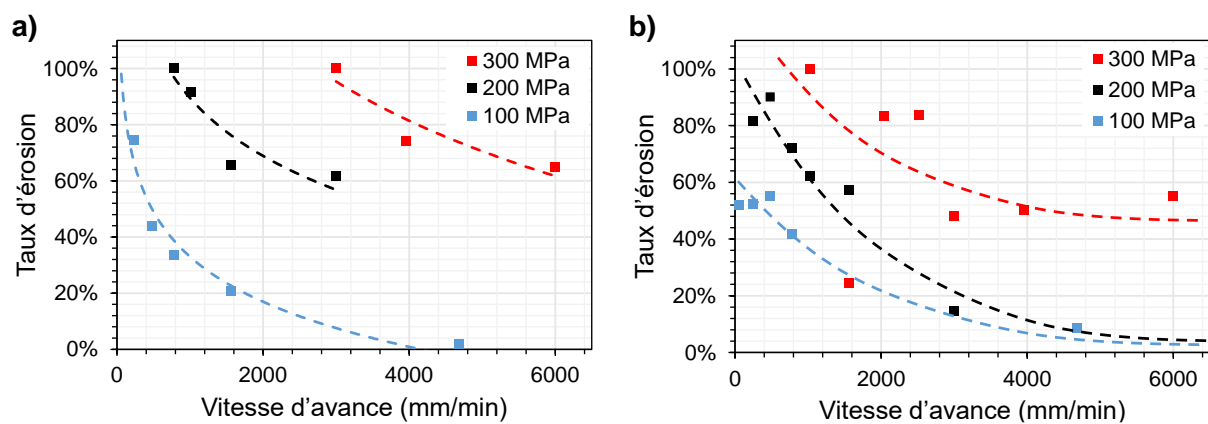


Figure 3.1 : Evolution du taux d'érosion en fonction de la vitesse d'avance pour trois pressions (100 ; 200 ; 300) MPa à : a) l'entrée du jet ; b) la sortie du jet dans la matière lors d'un usinage J.A.C.

Pour chaque vitesse d'avance, il est possible de calculer le temps d'exposition au jet « t_{exp} » en faisant l'hypothèse que le diamètre du jet à 3mm de la sortie de la buse est environ égal au diamètre de buse. Ainsi, pour une vitesse d'avance « V_a » en mm/min, un point à la surface de l'échantillon est exposé au jet sur l'équivalent d'une distance d'un diamètre de buse. Le temps d'exposition au jet « t_{exp} » peut donc être calculé d'après l'équation (3.4) où « D_b » est le diamètre de buse.

$$t_{exp} = \frac{D_b}{V_a \times 60} \quad (3.4)$$

En traçant le graphique du taux d'érosion en fonction du temps d'exposition, la Figure 3.2 montre que l'enlèvement de matière semble optimal pour une pression de 200 MPa et augmente linéairement en fonction de la vitesse d'avance. A 100 et 300MPa, le comportement du taux d'érosion en fonction de la vitesse d'avance est quasi-similaire. Il semble donc y avoir un comportement gaussien au niveau de l'efficacité de l'enlèvement de matière autour d'une

pression optimale de 200 MPa, proche de la pression optimale observée dans l'étude de la morphologie du jet au Chapitre 2.

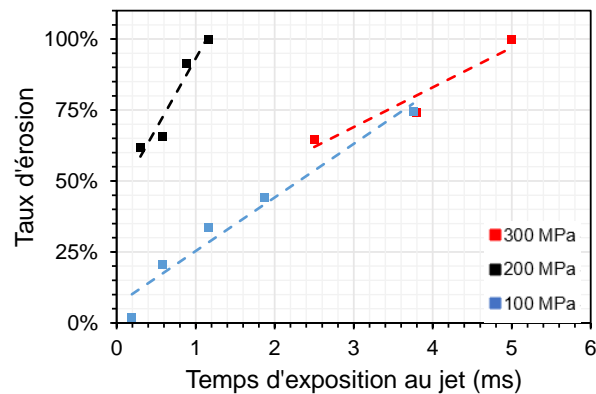


Figure 3.2 : Evolution du taux d'érosion en fonction du temps d'exposition du biocomposite au J.A.C. à l'entrée de la matière pour trois différentes valeurs de pression

3.2 Analyse du taux d'érosion du biocomposite lin/PLA par J.A.C.A.

La Figure 3.3 présente l'évolution du taux d'érosion en fonction de la vitesse de déplacement de l'outil pour trois différentes valeurs de débit massique de grenat (100, 200, 300 g/min) et une valeur de débit massique pour l'abrasif biosourcé (65 g/min). Des taux d'érosion de 1 (i.e. une coupe débouchante) sont atteints aisément (avec des vitesses d'avance plus importantes comparé au jet pur) pour une faible pression avec du grenat GMA. A contrario, une charge faible en abrasif biosourcée n'a pas pu conduire à une découpe débouchante sur la plage des vitesses d'avance utilisées. Pour rappel, le jet pur n'a pas pu générer une coupe débouchante à 100 MPa, même avec un taux d'érosion plus important.

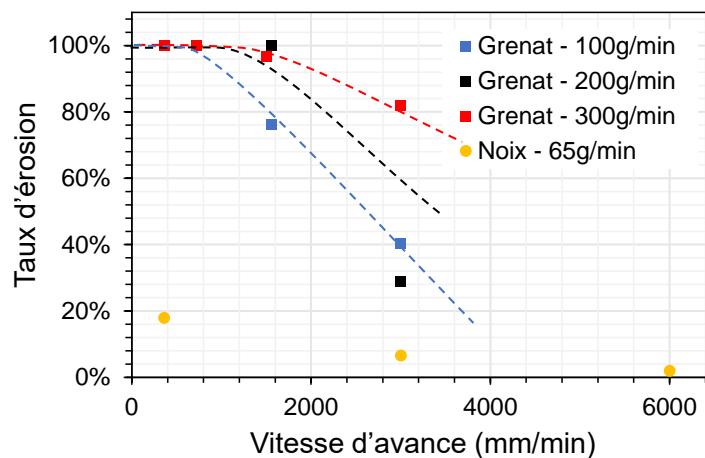


Figure 3.3 : Evolution du taux d'érosion du J.A.C.A. pour deux types de particules abrasives le grenat GMA 80 mesh et la noix concassée à différents débits massiques respectivement (100 ; 200 ; 300) g/min et 65 g/min à une pression de 100 MPa à l'entrée du jet

Pour compléter ces données, le Tableau 3.2 permet de comparer les différentes conditions identifiées pour que le jet puisse déboucher dans un matériau composite lin/PLA. Une seule configuration de ces essais a permis de créer une découpe débouchante en utilisant un abrasif biosourcée avec un débit massique de 165 g/min et une vitesse de déplacement du jet de 360 mm/min pour une pression de 200 MPa, ce qui limite ainsi l'exploitation des résultats avec l'abrasif biosourcé.

Tableau 3.2 : Récapitulation des conditions de la vitesse limite pour obtenir une coupe débouchant en entrée et en sortie

Pression	Particules abrasives	Côté du jet	Débit massique des particules abrasives	Vitesse d'avance
MPa	Type		g/min	mm/min
200	Noix	/	165	360
100	Grenat	Entrée	100	720
			200	1560
			300	1560
		Sortie	100	720
			200	1560
			300	720

3.3 Analyse du taux d'érosion en fonction des conditions expérimentales

En usinage par jet de fluide, la vitesse d'avance (ou de déplacement de l'outil) est un paramètre primordial puisqu'elle permet de contrôler la quantité de matière envoyée par le jet sur la surface. Or, l'enlèvement de matière est régi par le contact outil / matière et dépend donc de la quantité de matière érosive. En effet, d'après les courbes d'érosion par J.A.C., Figure 3.1, et par J.A.C.A., Figure 3.3, ce paramètre contrôle le taux d'érosion qui chute drastiquement pour des vitesses d'avances élevées. En comparant les données récupérées à l'entrée et à la sortie de la matière, un décalage des valeurs du taux d'érosion par rapport à la vitesse d'avance se distingue. En se référant à la description du mode d'enlèvement de matière, décrit Figure 1.28, cette disparité des résultats peut être induite par la perte d'énergie du jet dans la matière, qui entraîne la formation de striation lors d'un usinage par jet de fluide. Contrairement à la longueur du jet visible qui montre un optimum pour une pression entre 150 et 250 MPa, le taux d'érosion semble augmenter de façon continue entre 100, 200 et 300 MPa en fonction de la vitesse d'avance. Toutefois, en observant le taux d'érosion en fonction du temps d'exposition, la pression optimale peut être observée à 200 MPa. Dans le cas d'un jet

abrasif, l'augmentation conjointe de la pression et de la quantité de particules abrasives a permis une découpe débouchante pour les particules biosourcées. Lors de l'ajout de particules abrasives, l'énergie du jet est transférée partiellement aux particules dont l'énergie cinétique dépend, par définition (équation 1.4), de la masse de chaque particule. Le nombre d'impact entre l'outil et la matière dépend de plusieurs caractéristiques liées aux particules abrasives :

- Le débit massique : quantité de matière abrasive introduite dans le système ;
- La granulométrie utilisée : l'énergie attribuée à une particule abrasive ;

En prenant en compte la définition de la masse volumique « ρ », reliant la masse « m » d'un solide à son volume « V », la masse d'un solide est définie par l'équation (3.6) qui sera utilisée pour calculer la masse d'une particule abrasive.

$$m = \rho V \quad (3.6)$$

Le Tableau 3.3 récapitule les éléments nécessaires au calcul de l'énergie d'une particule abrasive. Pour un diamètre moyen de 150 μm pour les particules biosourcées et une densité égale à la densité maximale définie par la fiche technique, soit 0.7g/cm³, une particule abrasive biosourcée possède une masse moyenne de 1 μg . Dans le cas du grenat GMA, pour une particule de diamètre moyen de 177 μm , d'une densité définie par la fiche technique de 2.4 g/cm³, une particule possède une masse de 7 μg , soit $m_{\text{grenat}} \sim 7 \times m_{\text{noix}}$. Pour calculer l'énergie cinétique d'une particule à partir de l'équation (1.4), il faut calculer la vitesse du fluide par l'équation (1.7). Ainsi, l'énergie moyenne d'une particule de grenat est de 0.6 mJ et celle d'une particule biosourcée est de 0.1 mJ pour une pression de 100 MPa, soit $E_{\text{grenat}} \sim 6 \times E_{\text{noix}}$. Par conséquent, le grenat possède en théorie le potentiel d'enlever 6 fois plus de matière que l'abrasif biosourcé en considérant des contraintes externes usuelles, donc à température ambiante. Ces prédictions correspondent approximativement au comportement visible entre la courbe du taux d'érosion pour le GMA à 100 g/min et l'abrasif biosourcé à 65 g/min. Toutefois, des essais complémentaires doivent être réalisés pour vérifier si les prédictions utilisant les caractéristiques à température ambiante restent valables à des températures cryogéniques.

De plus, au niveau du contact entre l'outil de coupe et la matière, la géométrie des particules ainsi que leur dureté influencent le calcul des contraintes appliqués à la matière et la réponse à la fois du matériau cible et de la particule abrasive à ce contact. D'après les morphologies des particules abrasives, *Chapitre 2*, le grenat GMA possède des particules de forme allongée avec une surface lisse présentant de faibles taux de porosité. Au contraire, l'abrasif biosourcé

présente des formes tubulaires à sa surface, cohérente avec sa composition. Cette composition peut expliquer la faible dureté de l'abrasif ($\sim 3.5\text{Moh}$) et peut influencer la mécanique de rupture de la particule et du matériau cible.

Tableau 3.3 : Eléments de calcul de l'énergie d'une particule abrasive

Abrasif	Densité	Diamètre moyen	Masse moyenne	Vitesse du fluide		Energie d'une particule	
				100 MPa	200 MPa	100 MPa	100MPa
	g/cm^3	μm	g	m/s		J	J
Grenat	2.4	177	7×10^{-6}	419	563	0.6×10^{-3}	1.1×10^{-3}
Noix	0.7	150	1×10^{-6}			0.1×10^{-3}	0.2×10^{-3}

En comparant les résultats de la Figure 3.1 avec ceux du Tableau 3.2, il est évident que l'ajout de particules abrasives telles que du grenat dans le jet permet d'augmenter l'efficacité de l'enlèvement de matière. Au contraire, l'ajout de particules abrasives à base de noix à un débit massique de 65 g/min réduit le taux d'érosion comparé à l'utilisation d'un jet pur.

Cette différence peut être expliquée par :

1. La différence d'énergie liée à la décompression du fluide dans la chambre de mélange
2. La différence d'orifice de référence :
 - J.A.C : 0.25 mm de diamètre de buse ;
 - J.A.C.A : 0.3 mm pour le diamètre de buse et 1.5mm pour le diamètre du canon
3. La dispersion de l'énergie lors de la focalisation des particules abrasives dans la chambre de mélange et dans le canon de focalisation

La première explication n'est pas suffisante puisque l'introduction du grenat a amplement amélioré l'usinabilité du biocomposite. La seconde indique une augmentation de la surface d'échange disponible entre le jet et son environnement dans le cas d'un jet abrasif. D'après l'étude de morphologie du jet en Chapitre 2, la longueur du jet était plus longue pour le jet pur à 100MPa ($\sim 20\text{cm}$) que pour le jet abrasif ($\sim 12\text{cm}$). Cette étude valide donc une perte d'énergie pour ce type de particules à faible pression et qui peut être liée à une ou plusieurs hypothèses parmi celles citées ci-dessus. Pourtant, le taux d'érosion n'est pas le seul critère à prendre en compte lors d'une étude d'usinabilité. La prochaine section abordera l'aspect du bord de coupe macroscopique.

4 Endommagement macroscopique

Pour analyser l'usinabilité d'une pièce en matériau composite, les défauts élémentaires qui peuvent apparaître après une opération de parachèvement ont été présentés en Chapitre 1. Pour les matériaux agrocomposites, les défauts peuvent être dus à un délaminage (séparation des différentes couches d'un stratifié par manque d'adhésion) ou à la rupture d'un élément constitutif (fibre, matrice ou interface). Une première approche simple telle qu'une observation visuelle macroscopique des échantillons peut permettre de faire une première sélection de défauts dans les différents essais réalisés.

4.1 Détermination des défauts macroscopiques induits par l'usinage J.A.C.

La Figure 3.4 présente les résultats de quatre configurations de coupe pour une pression de 200 MPa à différentes vitesses d'avance (8400 ; 3000 ; 720 et 240 mm/min). Deux prises de vues ont été réalisées, à l'entrée et à la sortie de la matière, décrites sur la Figure 2.20 – d). Ces clichés permettent de déterminer l'endommagement macroscopique détectable en découpe par jet pur, en fonction de la vitesse d'avance du jet. La vitesse d'avance contrôle le taux d'exposition à la fois à la puissance hydraulique du jet et à la matière érosive (particules d'azote accélérées).

Sur les clichés à $V_a = 8400$ mm/min, la présence d'enlèvement de matière est négligeable, il s'agit de la vitesse limite à partir de laquelle le jet pur commence l'érosion du biocomposite. De $V_a = 6000$ mm/min à $V_a = 240$ mm/min, la quantité de matière enlevée augmente comme défini dans la section 3.1 en même temps que l'exposition au jet impactant. L'impact du jet endommage le biocomposite en créant du délaminage, de l'écaillage et de l'effilochage du voile de lin qui se retrouve séparé de la matrice. Ces défauts s'expliquent par la création de rupture aux interfaces fibres – matrices [221], Figure 1.29. Les contraintes de traction – compression qui s'appliquent successivement lors de l'impact d'un jet de fluide causent alors du délaminage dans le composite et de l'écaillage en surface, Figure 1.30.

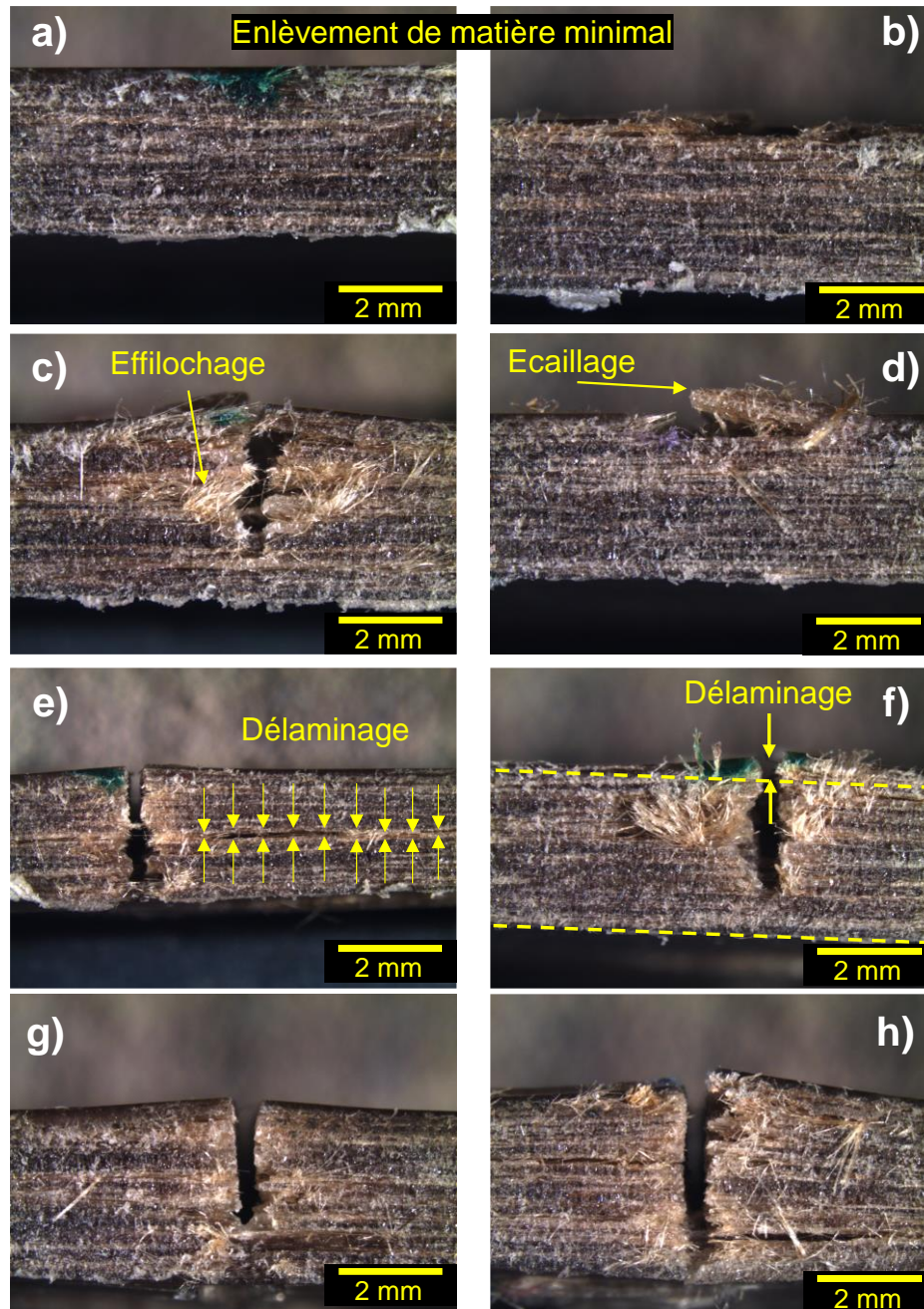


Figure 3.4 : Observation macroscopique de l'endommagement d'échantillons réalisés par J.A.C. pour une pression de 200MPa et quatre vitesses d'avance pour lesquelles le jet n'a pas débouché, respectivement vu de l'entrée et de la sortie du jet : a) et b) 8400 ; c) et d) 3000 ; e) et f) 720 et g) et h) 240 mm/min

4.2 Comparaison macroscopique des modes d'enlèvement de matière entre les particules abrasives minérales et biosourcés

Contrairement au jet pur, le jet abrasif ne présente pas d'endommagement majeur, que cela soit avec des particules minérales (Figure 3.5) ou bien avec des particules végétales (Figure 3.6). La rainure se caractérise par des bords droits sans prise en volume au niveau du bord de coupe supérieur et sans déformation au niveau du pli inférieur. Sur la Figure 3.5,

l'augmentation du débit massique des particules de grenat permet d'enlever un volume plus important de matière. De même sur la Figure 3.6, l'augmentation du débit massique des particules montre une augmentation du volume de matière érodée entre 65 g/min et 125 g/min. Toutefois, les vitesses utilisées dans le cas des particules minérales sont de 3000 mm/min alors que dans le cas des abrasifs biosourcés, la vitesse utilisée est de 360 mm/min. Le but de l'étude étant de produire une coupe débouchante pour étudier les mécanismes de coupe, la pression et le débit ont été augmentés respectivement de 100 à 200 MPa et de 125 à 175 g/min dans le cas des abrasifs biosourcés. En s'intéressant à la Figure 3.6, une trainée sombre est présente sur les échantillons sous la rainure et semble symétrique à l'entrée et à la sortie du jet. Une différence apparaît toutefois entre la Figure 3.5 et la Figure 3.6 : les bords de coupe sont plus inclinés lors de la découpe avec le grenat que lors de l'utilisation des cerneaux de noix.

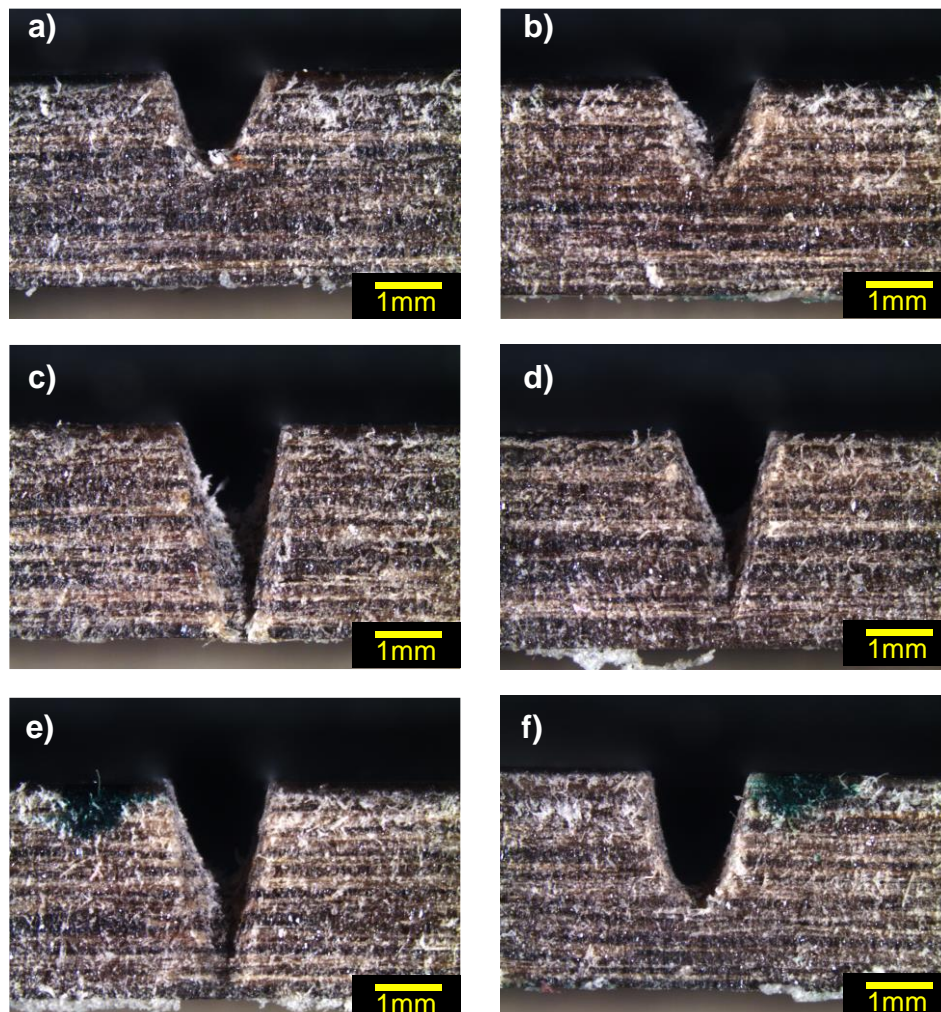


Figure 3.5 : Rainure observée par la loupe binoculaire Leica lors d'un usinage J.A.C.A. utilisant des particules de grenat 80 mesh à 3000 mm/min respectivement à l'entrée et la sortie du jet dans la matière pour un débit massique de particules abrasives de : a) et b) 100 g/min ; c) et d) 200 g/min ; e) et f) 300 g/min

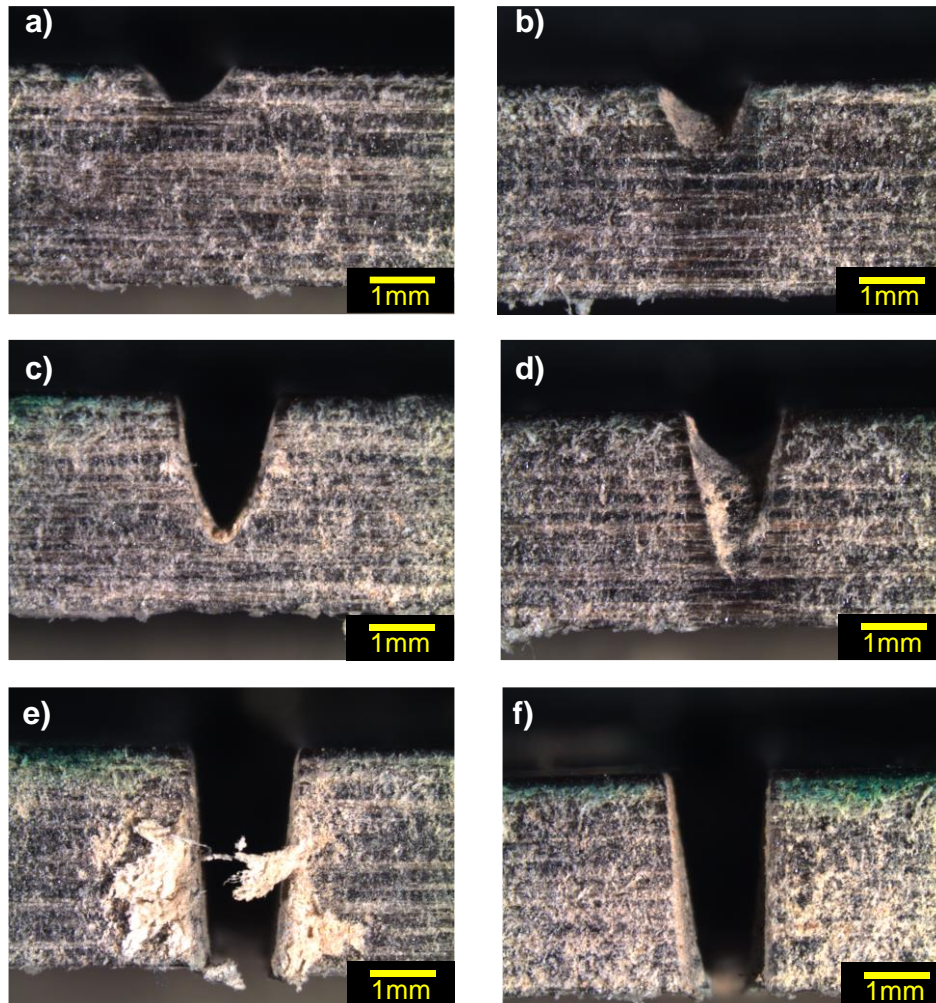


Figure 3.6 : Rainure observée par la loupe binoculaire Leica lors d'un usinage J.A.C.A. utilisant des particules à base de coquilles de noix à 360mm/min respectivement à l'entrée et à la sortie du jet dans la matière dans trois configurations de coupe : a) et b) $Q_a = 65$ g/min et $P_{N_2} = 100$ MPa ; c) et d) $Q_a = 125$ g/min et $P_{N_2} = 100$ MPa ; e) et f) $Q_a = 165$ g/min et $P_{N_2} = 200$ MPa

4.3 Rôle des particules abrasives dans l'enlèvement de matière

Concernant les endommagements au niveau de la face supérieure et de la face inférieure, ils ont été décrits dans la littérature dans le cas du perçage traditionnel des matériaux composites [222]. La concentration de contrainte à la pointe du foret entraîne une force de poussée importante qui se traduit par un délaminage du 1^{er} et du dernier plis. Ce délaminage peut être réduit dans le cas de l'usinage traditionnel par perçage en diminuant la vitesse d'avance de l'outil dans le matériau. En jet de fluide, deux solutions sont possibles :

- Diminuer la vitesse de déplacement de l'outil et donc augmenter l'érosion ;
- Diminuer la pression pour réduire la vitesse des particules constituant le flux érosif.

Ce comportement est clairement observable lors de la découpe par J.A.C, alors qu'il est très peu visible pour le J.A.C.A. Ceci peut être lié à la différence de coefficient d'expansion

thermique (C.T.E.) des fibres de lin et de la matrice thermoplastique, décrite dans le Chapitre 1. Le C.T.E. des fibres est négatif alors que le PLA possède un C.T.E. positif. Ainsi, les fibres de lin vont augmenter leurs dimensions transversales alors que la matrice va se rétracter autour du renfort fibreux, produisant de fortes contraintes thermiques. Par conséquent, le jet cryogénique peut refroidir les matériaux et les fragiliser tout en générant des contraintes thermiques au niveau des interfaces.

L'énergie hydraulique « E_{N_2} » peut être calculée à l'aide de l'équation (1.7) en prenant la masse d'azote envoyée dans le système par la pompe via le débit massique qui passe au travers d'une buse d'un diamètre « D_b ». L'énergie du flux abrasif « E_{abr} » est calculée à partir de l'équation (1.7) en utilisant le débit massique d'abrasif injecté dans le système « Q_a ». En comparant les résultats récapitulés dans le Tableau 3.4, il est clair que la puissance hydraulique est prépondérante par rapport à l'énergie des abrasifs avec $E_{N_2} > 10E_{abr}$. Toutefois, l'endommagement lié à la pression hydraulique diminue fortement avec l'ajout des particules abrasives.

Tableau 3.4 : Calcul de l'énergie pour un jet pur et un jet abrasif à différent débit massique

	Energie du jet pur		Energie d'un jet abrasif		
	$D_b = 0.25 \text{ mm}$	$D_b = 0.3 \text{ mm}$	$Q_a = 65 \text{ g/min}$	$Q_a = 100 \text{ g/min}$	$Q_a = 165 \text{ g/min}$
V_{N_2}					
m/s	J	J	J	J	J
419	1599	2302	95	147	242
563	4246	6114	172	264	437

Dans le cas du jet abrasif, la contrainte thermique peut être relâchée partiellement lors de l'impact abrasif / matière par le mécanisme de rupture dans l'initiation et la propagation de la fissure qui, in fine, produit un enlèvement de matière par formation de microcopeau. De plus, l'énergie du jet est distribuée, dans le cas du jet abrasif, entre les particules abrasives dans la chambre de mélange et le canon de focalisation, voir Chapitre 1 – Section 4.2.1.2, ce qui conduit à une répartition des efforts appliqués à la matière en différents points. A titre d'exemple, pour une pression de 200 MPa, la vitesse du jet est considérée égale à 563 m/s, ce qui donne une énergie de coupe de 0.2 mJ pour une particule moyenne de noix et 1.1 mJ pour une particule de grenat, voir Tableau 3.3.

Or, pour une buse d'un diamètre $D_b = 0.25 \text{ mm}$, d'après l'équation (1.7), un jet d'azote pur jet possède une énergie théorique de 1599 J appliquée au matériau cible en 1 seconde. Le nombre

de contact particule abrasive / matière peut être estimé à partir du débit massique « Q_a » et de la masse d'une particule « m_a » à l'aide de l'équation (3.7).

$$Nb \text{ de particules} = \frac{Q_a}{60 \times m_a} \quad (3.7)$$

Ainsi, le Tableau 3.5 donne le nombre de particules injectées dans le système à différentes conditions pour une particule d'un diamètre moyen de 150 μ m pour la noix et 177 μ m pour le grenat. L'ordre de grandeur du nombre de particule rejoint celui donné par Ali et Wang [152] de 10⁶ impacts par seconde. Pour un même débit, le nombre d'impact créé par l'abrasif biosourcé est supérieur à celui généré par l'abrasif minéral et chaque impact possède une énergie plus faible comparé au grenat d'après les résultats du Tableau 3.4.

Tableau 3.5 : Calcul du nombre de particule en fonction du débit massique et du type de particule

Q_a	g/min	65	100	125	165	200
Nombre de particules $\times 10^6$ par s	Noix	8.8	13.5	16.8	22.2	26.9
	Grenat	1.55	2.39	2.99	3.95	4.78

Ensuite, pour expliquer la différence de résultat entre le J.A.C.A utilisant un abrasif classique, le GMA, et un abrasif biosourcé, il est nécessaire de considérer les propriétés des particules puisque les efforts générés diffèrent en fonction du type de particules utilisées. Ceci va fortement dépendre de leur dureté, leur taille, leur densité et leur géométrie.

Les différentes caractéristiques des deux abrasifs utilisés ici, sont données dans le Chapitre 2 - Tableau 2.3. Pour rappel, l'abrasif biosourcé possède une dureté inférieure à celle du grenat ($H_{\text{noix}} = 3.5 \text{ Moh} < H_{\text{grenat}} = 7.5-8.0 \text{ Moh}$) ainsi qu'une densité plus faible que celle du grenat ($\rho_{\text{noix}} = 0.5 - 0.7 \text{ g/cm}^3 < \rho_{\text{grenat}} = 2.4 \text{ g/cm}^3$). Par conséquent, pour un même volume de matière érosive, la masse des particules abrasives impactant la matière sera inférieure pour l'abrasif biosourcé, expliquant également les choix des valeurs de débit massique utilisées. En effet, le débit volumique est un facteur limitant lors de l'utilisation d'un distributeur de particules abrasives puisqu'il faut maintenir un espace libre dans la roue de distribution suffisant à sa rotation. Il est donc difficile d'obtenir un fort débit massique pour des particules à faible densité volumique, ce qui amène à modifier d'autres paramètres tels que la pression du fluide utilisé. Lors de l'augmentation du débit massique, le nombre de particules insérées dans le flux abrasif augmente.

Chacune de ces particules va, lors de son contact avec la matière, pouvoir transmettre son énergie de plusieurs façons :

- Initier une rupture dans le matériau
- Propager une ligne de rupture dans le matériau
- Détacher un microcopeau
- Déformer la surface usinée

En effet, le Chapitre 1, section 4.2 a permis d'identifier les mécanismes d'enlèvement de matière en fonction de l'énergie du jet pendant une opération d'usinage. Ces mécanismes vont dépendre de la hauteur de coupe et de l'angle des particules. L'enlèvement de matière est donc un mécanisme complexe impliquant l'impact successif d'une multitude de particules abrasives en un point du matériau cible. Le grenat étant à la fois plus dense et plus dur, cela explique sa facilité à réaliser un enlèvement de matière à l'aide d'un nombre réduit de particules. Cet aspect explique également la courbure de la paroi de la rainure qui est inclinée pour le grenat puisqu'il débouche plus facilement à plus haute vitesse d'avance alors que la vitesse d'avance utilisée pour l'abrasif biosourcé est plus faible, permettant la formation d'une rainure à un angle quasi-perpendiculaire à la surface supérieure du matériau.

Il pourrait être intéressant dans le cas du J.A.C. de faire un parallèle entre la zone affectée thermiquement avec celle générée en usinage traditionnel par perçage. Si la zone délaminée correspond à une zone où la matière passe d'un comportement ductile à un comportement fragile en J.A.C, la propagation de la rupture peut être alors limitée par la zone de fragilisation en dehors de laquelle le matériau n'est pas affecté par la température.

5 Analyse morphologique

Pour compléter les résultats des données macroscopiques et du taux d'enlèvement de matière, une étude morphologique a été menée sur les échantillons débouchants, obtenus à l'aide du J.A.C. et du J.A.C.A, par microscopie électronique avec le JEOL JSM-5510V décrit dans le Chapitre 2 – Section 5.2.2. Plusieurs types d'informations ont été recherchées. Dans un premier temps, la zone supérieure des échantillons a été explorée pour identifier les zones de coupes caractéristiques d'un usinage par jet de fluide. Dans un second temps, l'étude morphologique sera concentrée sur l'impact des paramètres de coupe sur l'état de surface usinée. Enfin, les modes d'enlèvement de matière dans le cas du J.A.C. et du J.A.C.A. seront explorés.

5.1 Détermination des zones caractéristiques d'un jet de fluide

Par analogie à l'usinage par jet d'eau décrit sur la Figure 1.28, la paroi de la rainure a été étudiée sur sa partie supérieure pour déterminer les trois zones usuelles en jet de fluide :

- La **zone d'endommagement initiale** comportant un fort endommagement due à l'impact répété des particules abrasives avec la face supérieure de la matière
- La **zone homogène** présentant un faible taux de déformation où le mécanisme d'enlèvement de matière principal est l'érosion
- La **zone de déformation** présentant une forte hétérogénéité créée par la présence de striations.

Les Figure 3.7 et Figure 3.8 présentent une comparaison de l'état de surface microscopique de la partie supérieure des profils usinés dans trois configurations pour différents paramètres : le J.A.C. en Figure 3.7, le J.A.C.A. en Figure 3.8 par des particules minérales en Figure 3.8 – a) et b) et par des particules biosourcées en Figure 3.8 – c) et d).

Lors d'un usinage par J.A.C., le taux d'érosion est égal à 1 seulement pour des pressions relativement élevées ($P_{N_2} \geq 200$ MPa). Les essais à 300 MPa ont été choisis pour représenter le J.A.C. car ils possèdent un aspect caractéristique, répétable à différentes vitesses d'avance. Sur la Figure 3.7– a), le bord supérieur présente un faible renflement avec un fort contraste sur l'imagerie M.E.B, signe d'une forte déformation définissant la zone de déformation initiale. En dessous de ce bord supérieur, la matrice et les fibres ne peuvent être distinguées. Pourtant, les feuilles de PLA utilisées lors du thermoformage ne font que 100 μ m d'épaisseur ce qui semble légèrement inférieur à la hauteur de la zone qui peut donc être assimilée à la zone de coupe homogène. Quant à la zone inférieure, il s'agit de la plus importante en termes de hauteur qui montre de longues fibres non coupées ainsi que des fortes déformations induisant des striations à la surface du profil usiné. Cette zone inférieure peut donc être identifiée comme la zone de déformation. Une zone de transition se trouve entre la zone homogène et la zone de déformation.

Le taux d'érosion a été précédemment étudié, démontrant que les particules abrasives minérales (grenat) permettent de réaliser un enlèvement de matière, même avec des basses pressions en jet de fluide telle que 100 MPa. Les Figure 3.8 – a) et b) permettent de caractériser l'état de surface obtenu par J.A.C.A. à basse pression utilisant du grenat comme particules abrasives. De la même manière que l'étude de Miroslav et al [139], aucun sillon incliné n'est visible dans cette zone de mesure, contrairement au jet pur. Toutefois, un rebord fortement contrasté peut être distingué sur le bord supérieur du profil usiné, délimitant ainsi la

zone d'endommagement initiale. De profondes marques d'érosion sont présentes à la surface sous forme de sillons verticaux, identifiant ainsi la zone homogène. En faisant un agrandissement sur la surface usinée de l'échantillon, des faisceaux de fibres présentant des fibres non coupées, plus courtes que celles obtenues au J.A.C, sont visibles.

Les Figure 3.8 – c) et d) caractérisent l'état de surface d'un échantillon découpé par J.A.C.A. à l'aide des cerneaux de noix. Comme pour le grenat, seules deux zones sont identifiables : la zone initiale sur le bord supérieur et la zone homogène par absence de striations inclinées. En observant la surface de plus près, les faisceaux de fibres présentent des fibres coupées à un niveau semblable à celui de la matrice avec une forte déformation des fibres. En effet, la forme de la section de la fibre ainsi que son lumen ne sont pas visibles sur les fibres élémentaires du faisceau de fibres de lin.

Cette partie démontre que le jet d'azote agit au niveau microscopique de la même manière qu'un jet de fluide classique tel que le jet d'eau. Le jet abrasif permet de concentrer l'énergie du jet et donc d'améliorer l'efficacité de l'enlèvement de matière par rapport à un jet pur, ce qui augmente l'épaisseur de la zone homogène. De plus, il réduit l'endommagement globale en surface du matériau qui se traduit par la présence de creux en J.A.C. ainsi que par la longueur des fibres non coupées. Toutefois, d'autres types d'endommagement apparaissent en J.A.C.A. tels que des sillons induits par les particules abrasives et des traces de déformation des fibres. Ces déformations sont semblables à celles observées par Chegdani et al [223] lors d'une opération de polissage d'un agrocomposite.

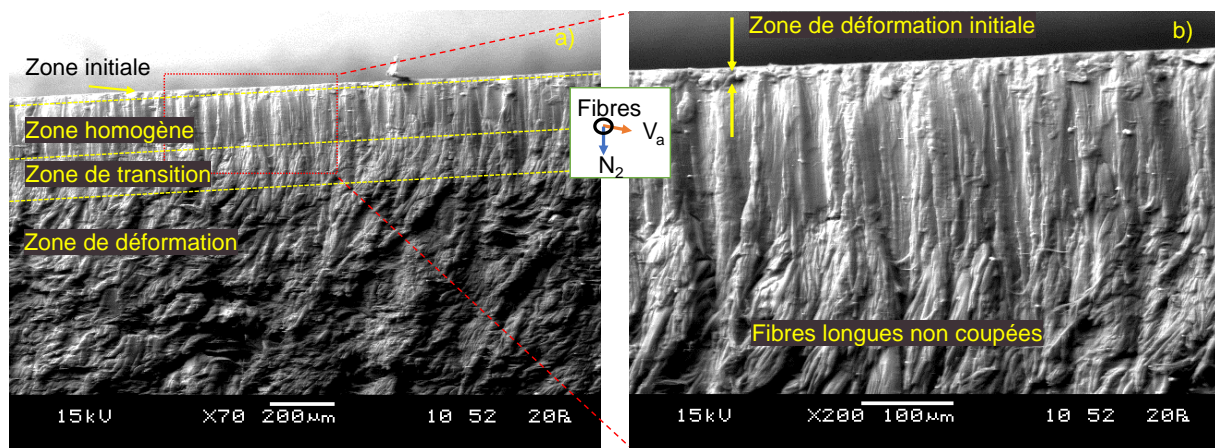


Figure 3.7 : Observation par imagerie M.E.B. d'un échantillon biocomposite lin/PLA au niveau de la surface supérieure visant à identifier les trois zones de l'usinage classique jet de fluide obtenu par J.A.C. à $P_{N_2} = 300$ MPa et $V_a = 250$ mm/min à un grossissement de : a) $\times 70$ et b) $\times 200$

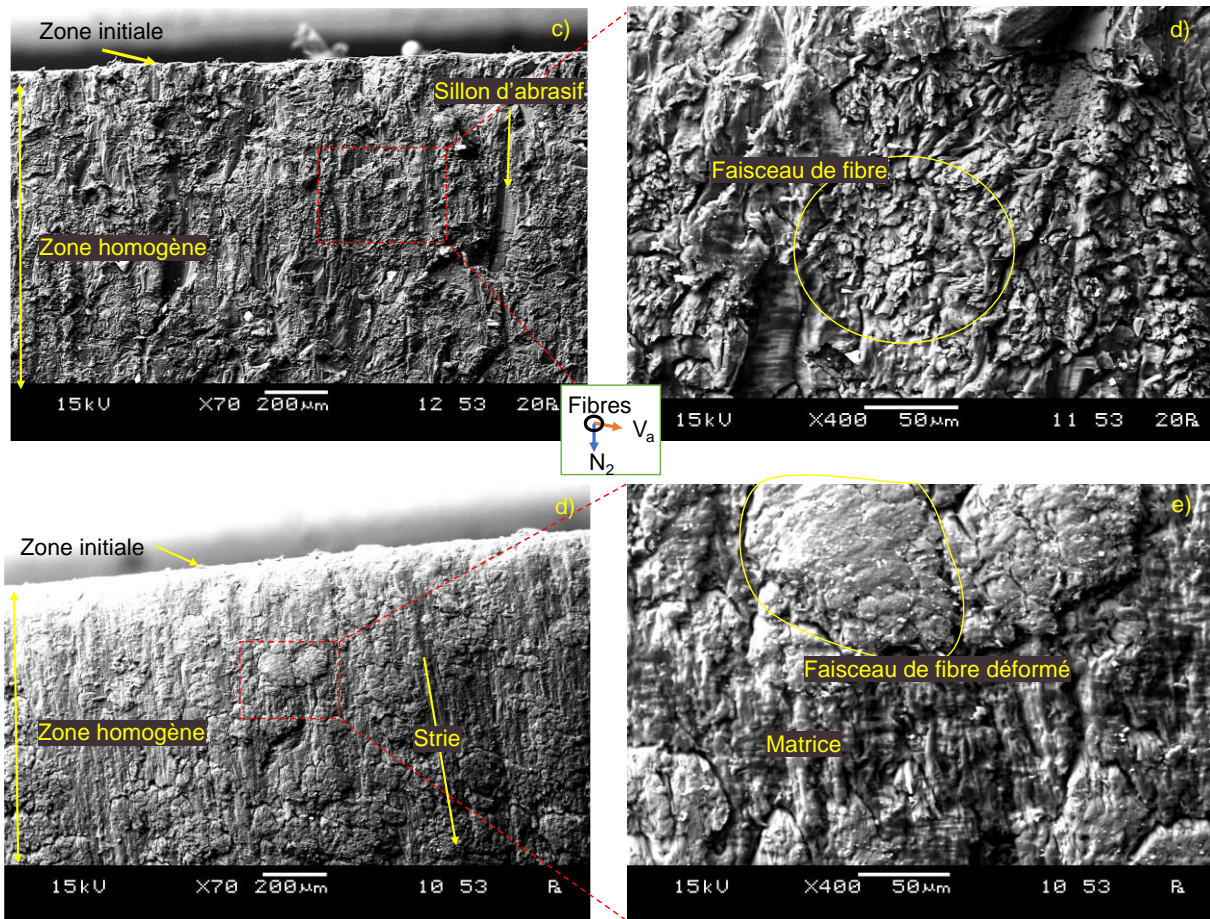


Figure 3.8 : Observation par imagerie M.E.B. d'un échantillon biocomposite lin/PLA au niveau de la surface supérieure visant à identifier les trois zones de l'usinage classique jet de fluide obtenu par J.A.C.A pour : a) et b) $P_{N_2} = 100 \text{ MPa}$; $V_a = 360 \text{ mm/min}$; $Q_a = 100 \text{ g/min}$, particules : grenat 80 mesh ; et c) et d) $P_{N_2} = 200 \text{ MPa}$; $V_a = 360 \text{ mm/min}$; $Q_a = 165 \text{ g/min}$, particules : cerneaux de noix pour des agrandissements de $\times 70$ et $\times 400$

5.2 Effet de la vitesse d'avance sur l'état de surface lors d'un usinage par J.A.C.

Il a été démontré lors de l'étude du taux d'érosion que la réduction de la vitesse d'avance permet d'augmenter le taux d'enlèvement de matière. De plus, la diminution de la vitesse de déplacement de l'outil produit un échantillon possédant un endommagement macroscopique plus faible. Pour traduire ces phénomènes à l'échelle microscopique, la Figure 3.9 compare l'état de surface obtenu pour trois essais à une même pression (300 MPa) pour trois vitesses (250, 500 et 750 mm/min). A 250 mm/min, la surface usinée présente quelques fibres non coupées ainsi que des cavités qui peuvent avoir été générées par des arrachements de faisceaux de fibres de lin. Entre les fibres non coupées, une surface lisse est visible, correspondant à la matrice thermoplastique. En augmentant la vitesse d'avance de l'outil, les

fibres non coupées deviennent plus denses et plus longues à la surface, démontrant une diminution de l'efficacité du cisaillement des fibres végétales.

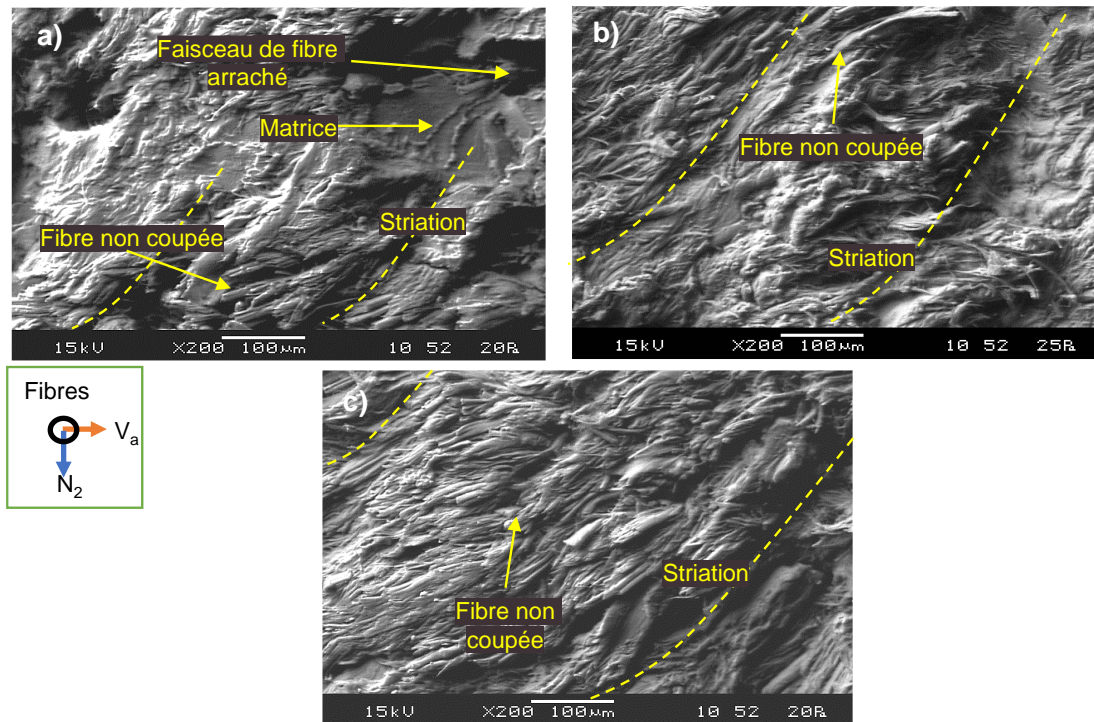


Figure 3.9 : Observations M.E.B de l'état de surface du profil d'un biocomposite lin/PLA usiné par J.A.C. à $P_{N_2} = 300 \text{ MPa}$ pour trois différentes vitesses d'avance : a) 250 mm/min ; b) 500 mm/min ; c) 750 mm/min

Cette dégradation de l'usinabilité par augmentation de la vitesse d'avance peut être reliée à la diminution du temps d'exposition au jet cryogénique érosif. Le jet d'azote possède deux propriétés : des propriétés érosives semblables aux jets de fluides classiques, ainsi que des propriétés refroidissantes propres à la nature de l'azote liquide cryogénique.

Deux hypothèses peuvent donc être mise en perspectives :

- Diminution de l'érosion par réduction du temps d'exposition au jet ;
- Diminution de l'efficacité de cisaillement des fibres par favorisation des mécanismes de déformation ductiles.

En effet, en diminuant le temps d'exposition, le contact outil / matière est plus rapide, diminuant les échanges thermomécaniques entre le jet cryogénique et la matière. A basse température, les mécanismes d'échanges thermiques principaux sont la conduction et la convection [94]. Or, dans un système thermique entre un jet de fluide et une paroi, le mécanisme principal d'échange thermique est la convection [224]. Les flux de chaleurs par échange convectif « φ », décrits par l'équation (3.8), mettent en relation la surface impactée

par le jet « A », le coefficient de convection « h » qui est proportionnel au temps d'exposition, la température finale de la paroi « T_f » et la température initiale de la paroi « T » avec un indice de puissance « b ». De ce fait, le refroidissement est plus efficace à basses vitesses d'avance.

$$\varphi = Ah(T_f - T)^b \quad (3.8)$$

5.3 Impact du type de particule sur l'état de surface lors d'un usinage par J.A.C.A.

La Figure 3.10 présente deux configurations de coupe par jet d'azote utilisant respectivement des particules de noix concassé (Figure 3.10 – a)) et des particules de grenat (Figure 3.10 – b)). Dans le premier cas, des traces de striation se distinguent sur la partie inférieure de la Figure 3.10 – a), signe d'une perte d'énergie du jet. Ceci n'est pas présent dans le second cas de la Figure 3.10 – b) où la direction des striations est rectiligne. Ensuite, l'aspect des faisceaux de fibre diffèrent entre les deux cas. A faible grossissement en utilisant l'abrasif biosourcé, de nombreuses zones de décohésion sont formées à cause des fibres mal coupées, qui en les agrandissant, possèdent des extrémités fibrillées (Figure 3.10 – a)). Dans le cas de l'abrasif minéral, les fibres élémentaires ne sont pas visibles à faible grossissement même si un agrandissement permet de les distinguer (Figure 3.10 – b)). De plus, alors que toutes les fibres sur l'agrandissement de la Figure 10 – a) sont fibrillées, certaines fibres impactées par les particules de grenat restent intactes. Des débris de faibles tailles sont visibles sur les deux agrandissements.

Cette comparaison permet de confirmer la différence d'énergie entre le jet chargé en cerneaux de noix et celui chargé en grenat. Pourtant, cette différence énergétique n'explique pas la différence du taux de fibrillation entre les deux cas. Ceci peut être dû la capacité des particules abrasives à se fragmenter lors du processus de focalisation et au contact de la surface du matériau cible défini par Ferrendier [114].

La fragmentation est une opération de réduction de la taille des particules suivant un contact particule / particule, particule / canon ou particule / matière et dépend :

- Du rapport diamètre de particules / diamètre de la buse : augmente si $D_a > 2D_b$;
- De l'énergie apportée par le fluide qui augmente avec la pression ;
- De la taille des particules abrasives : augmente avec le diamètre des particules ;
- De la dureté des particules : diminue avec l'augmentation de la dureté ;

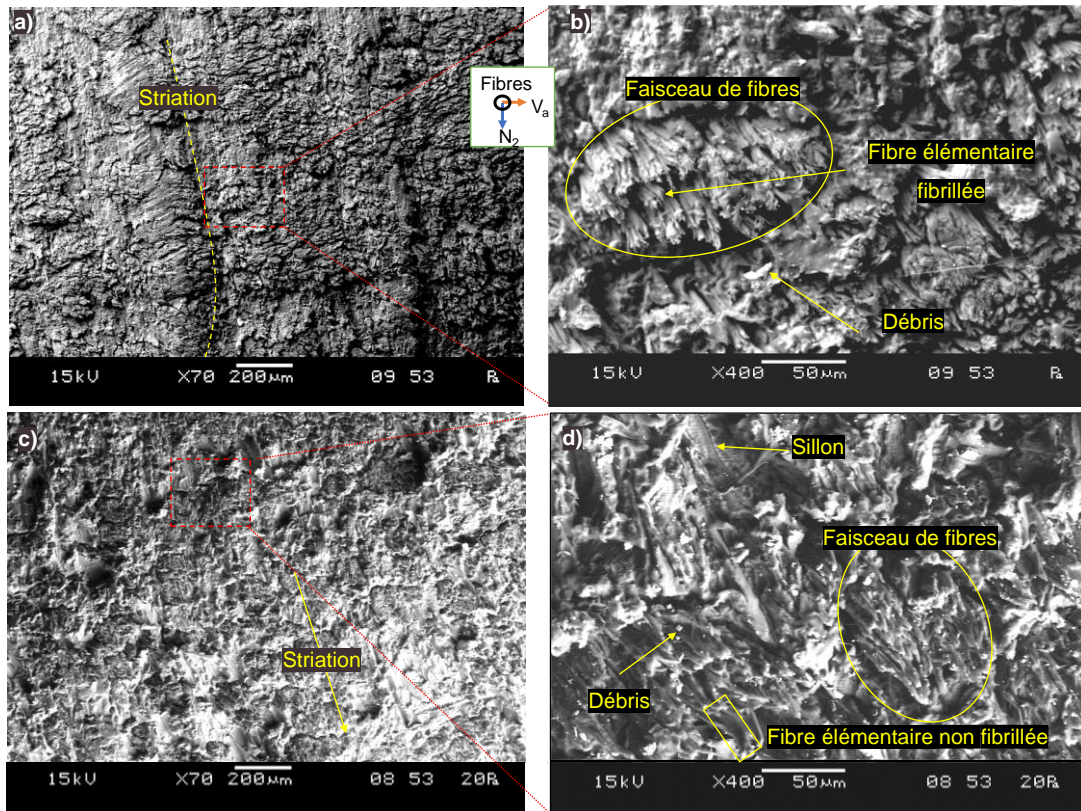


Figure 3.10 : Observations microscopiques obtenues par M.E.B. sur des échantillons d'agrocomposite lin/PLA obtenus par J.A.C.A. dans deux configurations : a) à l'aide d'un abrasif biosourcé à $P_{N_2} = 200\text{MPa}$, $Q_{\text{noix}} = 165\text{g/min}$, $V_a = 360\text{g/min}$; b) à l'aide d'un abrasif minéral à $P_{N_2} = 100\text{MPa}$, $Q_{\text{grenat}} = 100\text{g/min}$, $V_a = 360\text{mm/min}$.

Ainsi, les particules biosourcées, qui ont à la fois été utilisées avec une pression plus élevée et qui sont moins rigides, ont plus de chance d'être fragmentées en sortie de canon. Cette réduction mécanique du diamètre des particules diminue la taille du contact réel fibre / particules, divisant le pouvoir de coupe d'une particule en une densité de particules à plus faible énergie. Par conséquent, la noix peut, à la place de découper les fibres, les dissocier et éroder leur surface progressivement. Au contraire, le grenat étant plus énergétique, l'impact des particules semble posséder la capacité de couper les fibres élémentaires en limitant leur endommagement.

Une autre hypothèse réside dans le nombre de contacts fibre / abrasif qui, à un débit identique, est supérieur dans le cas de la noix. Ainsi, les contacts faiblement énergétiques à haute fréquence peuvent fragiliser la fibre, ce qui augmente le risque de fibrillation.

5.4 Mécanismes d'enlèvement de matière d'un J.A.C. et d'un J.A.C.A par fractographie

Dans la première partie de ce chapitre, le Tableau 3.1 présente les paramètres utilisés lors des essais ainsi que la vitesse théorique du fluide calculée d'après l'équation (1.7). D'après ces résultats, la vitesse atteinte par l'azote est supérieure à la vitesse du son (300 m/s). Selon le Chapitre 1, le jet peut être catégorisé comme un fluide sous détendu. Ce dernier est donc constitué d'une suite d'onde de chocs des molécules d'azote (cas du J.A.C.) ou d'un mélange air / azote / particules abrasives (cas du J.A.C.A.) qui se propage dans l'air puis impacte la matière. L'impact répété de particules d'azote à très haute fréquence, voir Chapitre 1, section 4.2, est accéléré à une vitesse supersonique. Cet impact, additionné à l'évacuation de l'azote du haut de la rainure vers l'environnement, entraîne un mécanisme cyclique de charge / décharge de l'effort appliqué au biocomposite.

Le délaminage créé par le choc hydraulique est particulièrement visible lors de l'usinage par J.A.C. sur la Figure 3.11. Pourtant, le délaminage n'est pas parallèle à la surface et semble suivre les lignes de fragilité qui correspondent aux interfaces entre les faisceaux de fibres et la matrice. En s'enfonçant dans la matière, le taux de déformation augmente, créant une multitude de zones de décohésion et des traces d'arrachement de la matière. Sur la partie supérieure du profil usiné, l'agrandissement permet de distinguer de fortes déformations sous forme de labourage sur le bord de coupe ainsi que des traces d'enlèvement de matière. Contrairement aux essais à une pression de l'azote de 300 MPa, la zone qui a été définie comme homogène et qui ne présentait qu'un endommagement bénin créé par des sillons laissés par le jet montre une forte déformation dans le cas de la Figure 3.11. De plus, lors de l'étude macroscopique, il a été défini qu'une faible vitesse d'avance de l'outil permettait de diminuer le taux d'endommagement. La vitesse d'avance utilisée dans le cas de la Figure 3.11 est de 50 mm/min qui est la vitesse minimale utilisée dans cette étude et qui génère pourtant de nombreux défauts. L'étude du taux d'érosion a également permis de montrer que l'augmentation de la pression facilite l'enlèvement de matière. Par conséquent, une hypothèse est que l'énergie du jet n'étant pas assez élevée pour réaliser un enlèvement de matière, le jet a appliqué des contraintes en traction / compression au niveau des interfaces qui se sont relâchées lors de la rupture par fatigue de cette dernière. Les traces d'enlèvement de matière visibles sur la Figure 3.11 peuvent être expliquées par les contraintes de cisaillement appliquées par les ondes de Rayleigh conjuguées au fort refroidissement de la matière.

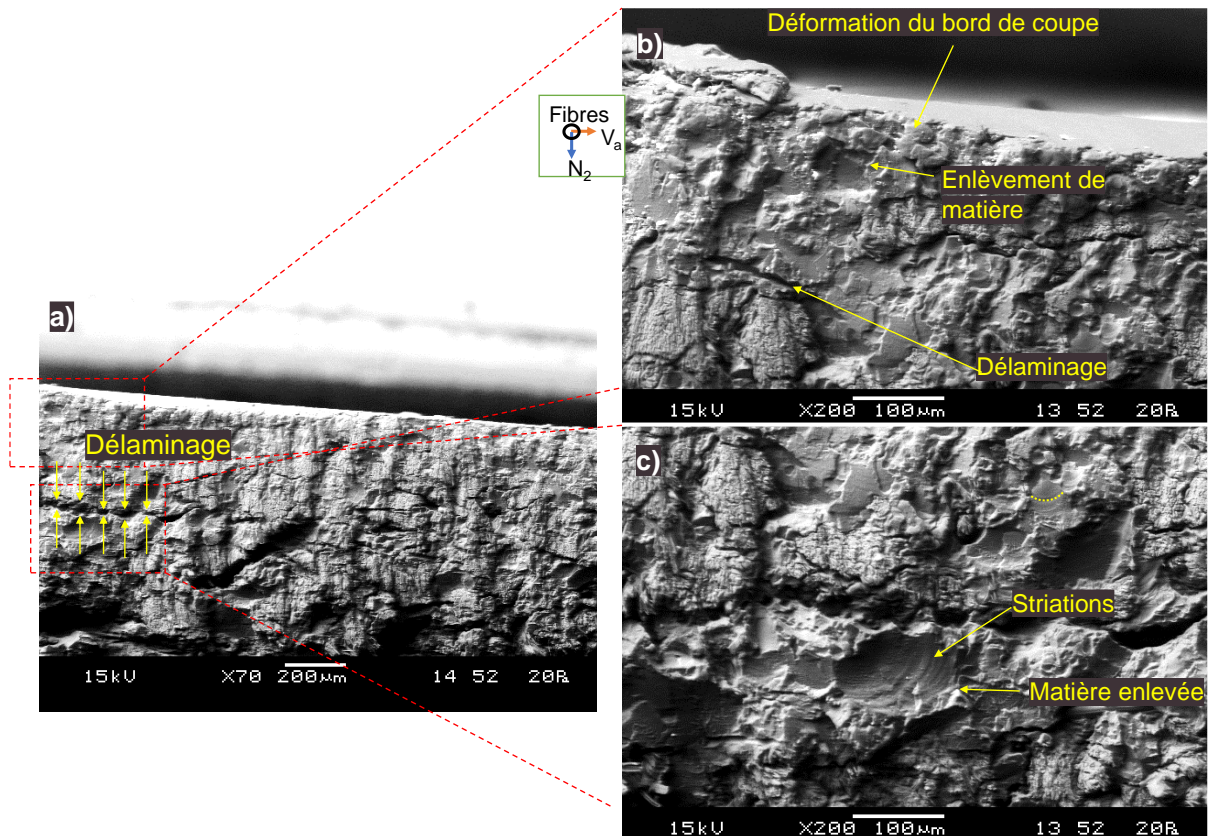


Figure 3.11 : Observation microscopique au M.E.B. de l'endommagement surfacique au J.A.C. pour $P_{N_2} = 200$ MPa et $V_a = 50$ mm/min a) à un grossissement $\times 70$; en agrandissant b) la zone d'endommagement initiale ; c) une zone de délaminage

En effet, à $V_a = 50$ mm/min, la matière possède un fort taux d'exposition au jet cryogénique (-185°C) qui peut entraîner un changement de structure moléculaire des matières polymères. Ainsi, si la température du PLA descend en dessous de -45°C , la matrice thermoplastique devient fragile, facilitant la propagation des fissures. De plus, la différence de coefficient d'expansion thermique entre le renfort fibreux et la matrice peut conduire à une fragilisation des interfaces entre ces deux composants. Ainsi, si l'énergie du jet n'est pas suffisante pour déboucher rapidement, le refroidissement combiné aux différences de propriétés thermiques des matériaux constituant le composite participe à sa fragilisation lors de l'application des contraintes de cisaillements et de traction / compression par le jet. Le second agrandissement de la Figure 3.11 montre une trace d'enlèvement de matière présentant des bords contendants, ce qui confirme l'hypothèse d'une rupture fragile, ainsi que des striations sur le fond, ce qui permet de démontrer la propagation des ondes et le réarrangement de la microstructure (chaines polymériques et taux de cristallinité) qu'elles ont induits.

La Figure 3.12 permet d'évaluer la réponse du biocomposite à l'exposition d'un jet cryogénique à une vitesse d'avance de 250 mm/min et une pression de 300 MPa. En effet, sur

le bord inférieur de l'échantillon, les extrémités non coupées des fibres élémentaires ne possèdent pas une section usuelle (circulaire ou polygonale avec présence d'un lumen en son centre). L'observation par M.E.B, Figure 3.12 – c), montre une fibre élémentaire de lin dont les parois semblent désolidarisées et concentriques autour du centre théorique de la fibre. Leur longueur est plus importante au centre et se raccourci en se rapprochant de la périphérie. Ceci est un signe d'arrachement des fibres et endommagement de leur microstructure au voisinage de la surface usinée. Cette imagerie permet donc d'identifier un mécanisme de coupe des fibres soumises à un jet cryogénique :

- La fibre rompt après la matrice puisqu'elle résiste au jet, sûrement grâce à ses bonnes propriétés mécaniques, voir Chapitre 1.
- Si la fibre est soumise au jet sans maintien par la matrice, sa rupture se produit alors par arrachement au lieu d'un cisaillement. En effet, les parois primaires des fibres rompent en premier (car elles ont de faibles propriétés mécaniques). La fragilisation des interfaces entre les parois cellulosiques par effet cryogénique induit une décohésion entre les parois et aussi entre les microfibrilles et les autres composants de la fibre, conduisant à une fibrillation des extrémités non coupées des fibres de lin.

Une zone présentant des striations est présente et correspond à la matrice déformée. Enfin, des traces de rupture fragile sont présentes avec un aspect contendant de la matière.

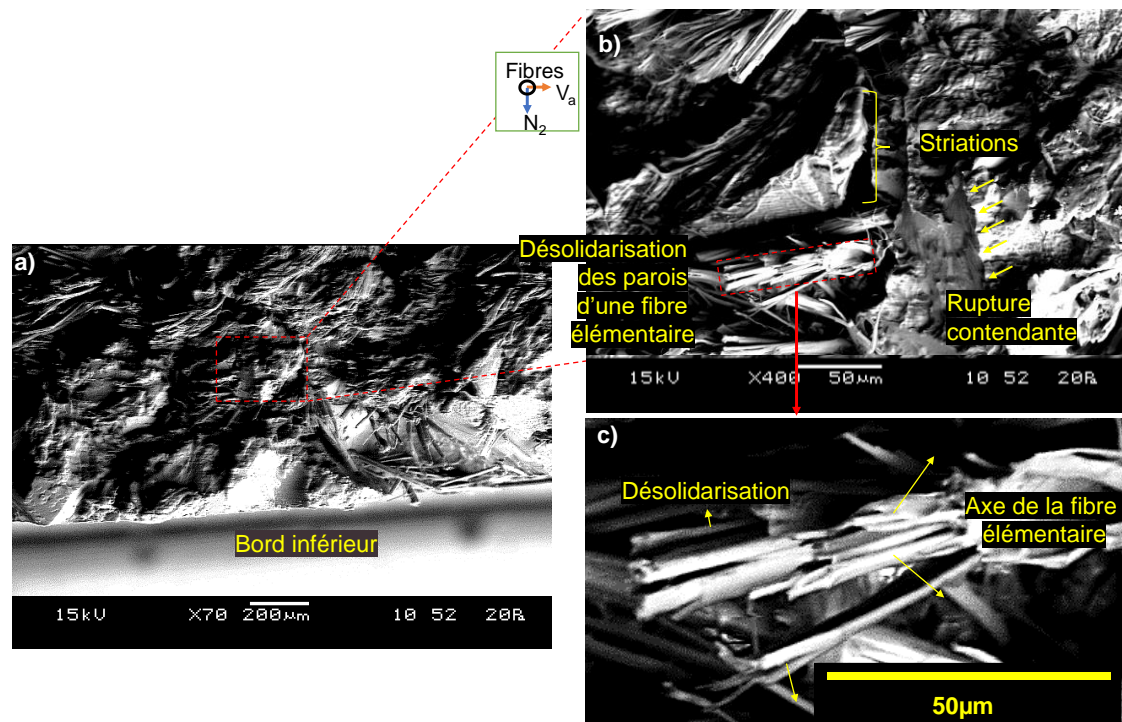


Figure 3.12 : Observation microscopique au M.E.B. d'une désolidarisation des parois d'une fibre élémentaire et d'un bord de coupe contendant obtenu sur le bord de rainure inférieur lors d'un usinage par J.A.C. à $P_{N_2} = 300MPa$ et $V_a = 250mm/min$

La Figure 3.12 présente un état de surface d'un échantillon de biocomposite lin/PLA dont la différence fibre / matrice ne peut se faire à faible grossissement. Cette faible démarcation s'explique en agrandissant l'image par une très faible différence de hauteur entre la section des fibres et celle de la matrice qui apparaissent donc sur les mêmes niveaux de gris. Pour les différencier, il est nécessaire d'utiliser un agrandissement permettant de distinguer les limites des interfaces fibres / fibres et fibres / matrice. La section des fibres élémentaires présente un aspect polygonal, indiquant une faible déformation des fibres au sein de la matrice lors de l'opération d'usinage par J.A.C.A. Cependant, toutes les sections de fibres ne présentent pas la même morphologie :

- Présence du lumen au centre
- Présence de désolidarisation des fibres
- Présence d'extrémités non coupées des fibres de faible longueur

Par conséquent, l'hétérogénéité du matériau, couplée avec les différences énergétiques présente lors d'un usinage par jet de fluide, résultent en une diversité de contacts outil / matière :

- Particule à énergie élevée => Cisaillement efficace des fibres
- Particule à faible énergie => Déformation des fibres
- Particules à moyenne énergie et faible diamètre => Désolidarisation des fibres

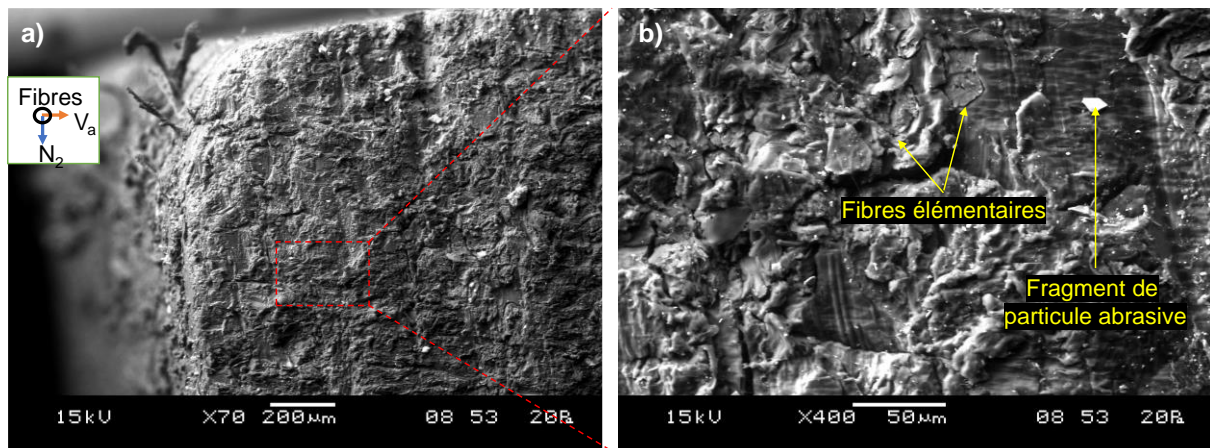


Figure 3.13 : Observation microscopique au M.E.B. de différentes sections de fibres élémentaires présente sur le bord de saigné supérieur du côté de la sortie du jet montrant une diversité de réaction à l'usinage J.A.C.A. utilisant des particules abrasives de grenat 80mesh à $P_{N_2} = 100\text{MPa}$, $Q_{\text{grenat}} = 100\text{ g/min}$, $V_a = 360\text{g/min}$

La fibrillation, définie comme une dissociation d'une fibre de lin élémentaire en fibrilles d'une structure d'un ordre inférieur, est présentée sur la Figure 3.14 au niveau du coin supérieur proche de l'entrée du jet dans la matière. La matrice est différenciable des faisceaux

de fibres qui semblent avoir subi une faible déformation sur cet échantillon. En agrandissant une portion qui contient des faisceaux de fibres, la fibrillation des extrémités des fibres de lin devient visible.

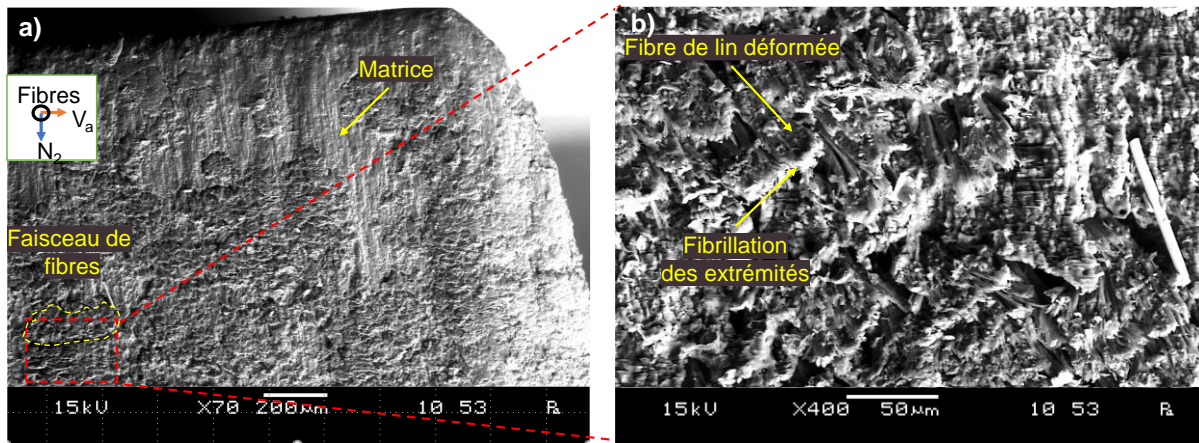


Figure 3.14 : Observation microscopique au M.E.B. de l'endommagement des fibres de lin résultant en une fibrillation des extrémités du renfort fibreux sur un échantillon de lin/PLA obtenu par J.A.C.A. en utilisant des particules de noix concassées à $P_{N_2} = 200\text{MPa}$, $Q_{\text{noix}} = 165\text{g/min}$, $V_a = 360\text{mm/min}$

Lors de l'usinage d'un agrocomposé en utilisant un abrasif polymérique de faible densité et d'une dureté proche de celle des billes de verre à température ambiante, deux mécanismes entre en jeu lors de l'usinage des fibres de lin :

- Déformation des fibres
- Dissociation des éléments constitutifs des fibres élémentaires, possédant elle-même une structure multiéchelle tridimensionnelle (voir Chapitre 1 – Section 2.2.3)

6 Conclusion

L'étude au J.A.C. permet d'identifier les mécanismes d'endommagement liés à l'interaction d'un jet d'azote cryogénique avec la matière :

- L'identification, par analogie au jet d'eau, des trois zones d'endommagement ;
- La propagation d'onde de choc forme des striations circulaires sur la surface usinée que l'on peut retrouver sur les échantillons réalisés par J.A.C. et J.A.C.A.
- La puissance hydraulique entraîne un délaminage dans le matériau composite lors du J.A.C. qui se traduit localement par une faible décohésion des interfaces au J.A.C.A.
- L'enlèvement de matière est généré par la combinaison des échanges thermiques et de mécanismes de fatigues dus aux ondes de Rayleigh et Stoneleigh provoquant un fort endommagement macroscopique.

L'ajout de particules abrasives permet d'augmenter localement l'énergie de coupe dispersée dans le jet et de la concentrer sur les particules abrasives qui établissent le contact outil / matière. A l'échelle macroscopique, cette concentration de l'énergie se traduit par une diminution de l'endommagement par délaminage au J.A.C.A. A l'échelle microscopique, cela se traduit par une augmentation de l'épaisseur de la zone homogène. En fonction des particules utilisées et de leur propriétés (dureté, diamètre, géométrie, composition) le contact outil / matière diffère :

- L'augmentation de la dureté et de la densité des particules abrasives favorise la rupture par cisaillement du matériau cible, réduit la fragmentation des particules abrasives et augmente le taux d'érosion.
- La composition cellulosique des abrasifs biosourcés peut favoriser la fragmentation des particules abrasives au détriment de l'enlèvement de matière.

Le J.A.C.A. est un procédé possédant une gamme énergétique qui génère différents mécanismes de coupe des fibres en fonctions des conditions induites par paramètres du procédé : un cisaillement efficace, des extrémités non coupées et déformées des fibres, de la désolidarisation des extrémités non coupées des fibres et de la fibrillation des extrémités non coupées des fibres.

Le domaine d'usinabilité des biocomposites lin/PLA avec un jet d'azote cryogénique est récapitulé dans le Tableau 3.6 qui montre l'intérêt d'utiliser un abrasif minéral en milieu industriel. Toutefois, l'abrasif biosourcé a montré un potentiel pour réaliser des découpes de précision. Les trois paramètres testés (pression, vitesse d'avance, débit massique d'abrasif) se sont révélés influents sur le taux d'enlèvement de matière ainsi que sur la qualité de coupe.

Tableau 3.6 : Récapitulation des conditions limites identifiées du domaine d'usinabilité d'un matériau agrocomposé lin/PLA par jet d'azote cryogénique

Paramètre	J.A.C.	J.A.C.A. Grenat	J.A.C.A. Noix
Pression	300 MPa	100 – 300 MPa	150 – 300 MPa
Vitesse d'avance	0 – 750 mm/min	0 – 750 mm/min	A $P_{N_2} = 200$ MPa 0 – 360 mm/min
Débit d'abrasif	/	> 100 g/min	A $P_{N_2} = 200$ MPa > 125 g/min
Limites	Délaminage important	/	Faible densité

Chapitre 4 :

Effet des paramètres d'un jet d'azote cryogénique abrasif sur l'usinabilité des biocomposites : Analyse exploratoire

1 Introduction

Le Chapitre 3 a démontré la nécessité d'utiliser des particules abrasives pour optimiser le pouvoir de coupe lors de l'usinage d'un biocomposite par jet d'azote cryogénique. En effet, ces particules permettent de concentrer l'énergie de coupe en une surface de contact réduite avec le matériau cible. Plusieurs paramètres ont donc été explorés pour définir le point de coupe par J.A.C.A. en utilisant des particules abrasives tels que :

- La pression du fluide
- La vitesse de déplacement de l'outil
- La nature des particules abrasives
- Le débit massique des particules abrasives

D'après l'étude bibliographique réalisée dans le Chapitre 1, de nombreux paramètres interviennent dans la mise au point d'une opération d'usinage par jet de fluide, notamment le jet d'eau qui représente le procédé le plus connu et le plus étudié en jet de fluide. Les données sont très limitées concernant la découpe par jet d'azote cryogénique et l'influence des paramètres de ce procédé sur la qualité d'usinage reste méconnue à l'heure actuelle.

Afin de pouvoir explorer l'effet des paramètres de jet de fluide lors d'un usinage par JACA, une étude statistique sous forme d'un plan factoriel complet a été réalisée en considérant 7 paramètres qui seront définis dans la première partie de ce chapitre. Sur les échantillons débouchants, des caractérisations de l'état des surfaces usinées ont été réalisées au travers d'une observation microscopique par microscopie électronique (MEB) et d'une étude topographique par microscopie optique Keyence (MOK). Une étude statistique ANOVA a permis de déterminer le taux de contribution des paramètres considérés et de leurs interactions

sur la qualité des surfaces usinées. Les résultats de la M.O.K. sont confrontés aux résultats de la M.E.B pour identifier les principaux mécanismes physiques mis en jeu lors de la coupe par J.A.C.A. L'étude statistique ainsi que l'étude qualitative sur l'état des surfaces usinées détermineront les paramètres principaux à choisir pour une étude expérimentale plus approfondie du procédé d'usinage par J.A.C.A des biocomposites.

2 Description de l'approche statistique d'analyse

2.1 Définition du plan d'expérience

Un plan d'expérience est nécessaire pour explorer un grand nombre de paramètres en réalisant un nombre minimum d'essais et sans réduire la fiabilité des résultats [225]. Un plan d'expérience a été adopté dans ce travail de thèse pour expérimenter la découpe par jet d'azote cryogénique sur les biocomposites. Le plan d'expérience choisi est un plan factoriel complet, composé d'un nombre « k » de facteurs et de « n » niveaux par facteur, soit n^k expériences. Pour réduire au maximum le nombre d'expériences dans le cadre d'une étude exploratoire, deux niveaux seront utilisés selon la méthode des plans factoriels 2^k sans répétabilité [226].

En vue de couvrir un maximum de facteurs propres à l'usinage par jet de fluide, 7 paramètres seront considérés dans cette étude :

- Pour les paramètres hydrauliques : le diamètre de buse et la pression du fluide ;
- Pour les paramètres de l'abrasif : la géométrie, la taille et le débit massique ;
- Pour les paramètres d'usinage : la vitesse d'avance et la distance de tir.

Les plans d'expériences factoriels complets sont les plus pertinents lorsqu'il n'y a pas de données expérimentales préalables et disponibles pour le domaine d'étude considéré. D'autres plans factoriels dits « fractionnaires » sont utilisés lorsqu'il existe des études antérieures, permettant d'avoir une première visibilité sur l'effet des paramètres étudiés. En effet, un plan fractionnaire réduit le nombre d'expériences d'un plan factoriel complet en créant des « alias », c'est-à-dire en émettant l'hypothèse que certaines interactions peuvent être déduites d'autres interactions sans validation expérimentale [227]. Dans le cas d'une opération de découpe réalisée par un jet d'azote et dont la littérature ne dispose d'aucune donnée, créer des « alias » reviendrait à introduire des erreurs dans les modèles sans quantification de celles-ci.

Les paramètres choisis pour le plan d'expériences sont définis dans le Tableau 4.1 et se composent de facteurs qualitatifs et de facteurs quantitatifs (numériques). Le « niveau 1 » est considéré comme le seuil minimal et le « niveau 2 » représente le seuil maximal de l'étude, ce qui permet de définir le domaine expérimental étudié.

Tableau 4.1 : Définition des paramètres pour le plan factoriel complet 2⁷

Paramètre	Dénomination ANOVA	Type de paramètre	Niveau 1	Niveau 2
Diamètre de buse « D_b »	A	Numérique	0.25 mm	0.45 mm
Géométrie de l'abrasif « G_a »	B	Qualitatif	Alluvial	Angulaire
Diamètre moyen des particules « D_a »	C	Numérique	~ 74 μm	~ 177 μm
Débit massique des particules « Q_a »	D	Numérique	100 g/min	300 g/min
Distance de tir « D_t »	E	Numérique	1 mm	10 mm
Vitesse d'avance « V_a »	F	Numérique	50 mm/min	720 mm/min
Pression « P_{N_2} »	G	Numérique	100 MPa	300 MPa

Lors des procédés de découpe par jet de fluide, il est nécessaire de limiter la largeur de la saignée tout en contrôlant l'énergie du jet. Dans ce but, les buses utilisées sont des buses rondes de 0.25mm et de 0.45mm. En effet, d'après le Chapitre 1, équation (1.7), l'énergie du fluide étant proportionnelle à l'inverse de D_b^2 et le débit d'azote étant proportionnel à D_b^2 , la buse ne doit pas être trop petite pour permettre l'entraînement des particules, et ne doit pas être trop grande afin de mieux focaliser l'énergie du jet au travers d'une petite buse. Ainsi une buse de 0.25 mm sera suffisante pour entraîner les particules d'après les résultats du Chapitre 3, et une buse de 0.45 mm permettra d'augmenter le débit massique d'azote. Dans la même optique, et d'après les résultats de l'étude du Chapitre 3, la pression du fluide a été fixée à 100 MPa pour le niveau bas et 300 MPa pour le niveau haut, tandis que le débit massique sera évalué à 100g/min et 300g/min.

Il a été démontré dans la Section 2 du Chapitre 1 que l'usinabilité des agrocomposites est extrêmement sensible aux variations infimes des paramètres du procédé d'usinage tels que la géométrie de l'outil, en particulier le rayon d'acuité de l'arête (même de quelques microns). Par conséquent, la géométrie des abrasifs a été considérée dans les paramètres du plan d'expérience. Elle est définie dans ce cas par la forme de l'arête des particules qui contrôle leur acuité. La géométrie des particules est alluviale pour les abrasifs fournis par GMA, et

angulaire pour les abrasifs fournis par BARTON (voir Section 1.3.2 du Chapitre 2). Ensuite, la taille moyenne des particules au travers de la classe granulométrique (74 μm pour le niveau bas et 177 μm pour le niveau haut). La taille moyenne des particules a été choisie à partir de la littérature pour avoir la plus grande variation de taille tout en restant dans des conditions favorables de coupe. L'angle d'arête a été choisi en fonction de la disponibilité des formes de grenat industriel.

Pour les paramètres de coupe en jet de fluide, la distance de tir a été placée dans un premier temps à 1 mm de la surface pour obtenir une énergie du jet maximale dans la matière. Le deuxième niveau pour la distance de tir a été fixé à 10 mm car à cette distance, et d'après l'étude de morphologie du jet du Chapitre 2, la portion du jet utile se trouvera juste après l'éventail d'évasion et donc sur une partie stable. Concernant la vitesse de déplacement de l'outil, les deux niveaux ont été déterminés d'après l'étude du Chapitre 3 sur les conditions qui permettent d'avoir une coupe débouchante pour un matériau d'une épaisseur de 3.5 mm. Les deux valeurs de vitesse d'avance sont donc de 50 mm/min pour le niveau bas et 720 mm/min pour le niveau haut.

2.2 Définition des paramètres de réponse

L'évaluation de l'usinabilité d'un matériau est souvent réalisée par la qualification de l'état de la surface usinée. La mesure de la rugosité de surface est le moyen le plus utilisé pour effectuer cette qualification. Il existe plusieurs paramètres de rugosité surfacique dont le choix d'utilisation dépend du matériau étudié, du procédé utilisé et de la fonctionnalité de la pièce finale. En usinage, la hauteur moyenne arithmétique d'une surface (S_a) est le paramètre généralement utilisé pour évaluer la rugosité de surface. Ce paramètre est l'extension du paramètre R_a (hauteur moyenne arithmétique d'une ligne) à une surface. Il donne la moyenne arithmétique, en valeur absolue, de la différence de hauteur de chaque point par rapport au plan moyen de la surface. Dans le cadre de cette étude, le paramètre « S_a », définie par l'équation (4.1), est calculée selon l'intégrale des profils de la surface « A » sur les directions x et y qui correspondent à la direction du jet et de l'avance [228]. Cette valeur est calculée sur une fenêtre de mesure de 1644 x 1238 μm^2 (taille d'un pixel : 0.147 μm). À titre de comparaison, la hauteur maximale de la surface (S_z) a été aussi considérée dans cette étude comme paramètre de rugosité. Ce paramètre est défini comme la somme de la valeur de la hauteur de crête maximale « S_p » et la profondeur de puits la plus grande « S_v » dans la zone

analysée [229]. En effet, la mesure de « S_z », exprimée dans l'équation (4.2), dépend seulement des défauts ponctuels au travers de « S_v » et « S_p ».

$$S_a = \frac{1}{A} \iint_n |Z(x, y)| dx dy \quad (4.1)$$

$$S_z = S_p + S_v \quad (4.2)$$

2.3 Principe d'une analyse statistique par « Design Expert 11 »

L'étude statistique dans ce travail de thèse a été réalisée par analyse de variance (ANOVA) en utilisant le logiciel d'analyse statistique « Design expert 11 ». Dans le cas du plan d'expérience choisi pour cette étude, le code de calcul du logiciel crée une matrice d'Hadamard (matrice possédant le même nombre de ligne et de colonne) de 2^7 lignes et colonnes correspondant à chacune des configurations expérimentales testées. En rentrant les résultats propres à chaque expérience, le code de calcul statistique construit la matrice des réponses [Y] composée de 128 lignes et de 1 colonne. La matrice d'expérience sera multipliée par la matrice des réponses pour obtenir la matrice des coefficients d'interactions composée de 1 ligne et 128 colonnes dont le premier élément est l'identité. Ensuite, par identification, chaque coefficient définit la valeur de l'interaction. Pour déterminer si une interaction est significative, un test statistique est appliqué. Dans « Design expert 11 », le test appliqué est le test de Fischer qui permet de comparer la population cible à une gaussienne (loi normale). Lors de l'analyse, le logiciel émet deux hypothèses pour chaque variable / interaction, au nombre de 2^7 :

- H_0 : l'interaction est significative, l'intervalle de confiance est vrai
- H_1 : l'interaction n'est pas significative, l'intervalle de confiance choisi est faux

Dans une configuration classique, l'intervalle de confiance est fixé à 95%. Dans ce cas, la probabilité de l'interaction, appelée « p-value » est égale au seuil de tolérance « α » défini par l'équation (4.1). Si la p-value est inférieure à 5%, l'interaction est alors définie comme étant significative, c'est-à-dire que H_0 est vraie à plus de 95% définissant l'intervalle de confiance. La correction de Bonferonni [230] suggère que, dans le cas de l'étude de paramètres multiples, il faut diminuer la valeur de « p-value » qui détermine qu'un critère est significatif à l'aide de l'équation (4.4). D'après cette équation, la probabilité que l'interaction soit significative dépend du seuil de tolérance « α » ainsi que du nombre d'essais - « g ». Dans le cas de cette étude, le nombre d'intervalles, défini par l'équation (4.5) est égal au nombre total

des interactions identifiées, soit 2^7 pour « n^k » auquel est retranché le nombre d'essais non évalués « $e - 1$ » dans le modèle, soit 21. Ainsi, chaque interaction doit avoir plus de 99.95% de chance que H_0 soit vrai pour être significative. C'est-à-dire que la limite du « p-value » est de 0.0004 à la place du critère de significativité usuel de 0.05.

Cas classique :
$$p_{value} = 1 - \text{intervalle de confiance} \quad (4.3)$$

Bonferonni :
$$p_{value} = \frac{\alpha}{g} \quad (4.4)$$

$$g = n^k - (e - 1) = 108 \quad (4.5)$$

Dans le cas de l'étude réalisée dans ce travail de thèse, le modèle statistique de la rugosité arithmétique « S_a » et celui de l'amplitude maximale de la surface « S_z » possèdent respectivement un coefficient de détermination « R^2 » de 99.99% et de 99.91% et un coefficient de détermination ajusté (pour une étude de variable multiple) de 99,77% et de 98.41%. Par conséquent, les modèles statiques déterminés via le logiciel « Design expert 11 » sont cohérents avec les points expérimentaux et les interactions sélectionnées.

3 Analyse de l'influence des paramètres du jet d'azote sur la qualité des surfaces usinées par ANOVA

Dans l'étude statistique de cette section, les résultats des essais non débouchants n'ont pas été pris en compte dans l'analyse des résultats car les profils usinés n'ont pas été accessibles pour mesurer la rugosité de surface. Ces essais, exclus de l'étude statistique, contiennent des générateurs d'aliases et seront abordés dans la Section 2.1. Les résultats de l'analyse statistique correspondant à la première réponse « S_a » seront présentés dans la section 2.2, suivis des résultats pour le « S_z » afin de comparer l'influence des paramètres en fonction de la réponse choisie.

3.1 Génération d'aliases par les essais de coupe non débouchants

Un essai non débouchant signifie que le taux d'enlèvement de matière est insuffisant. L'absence de données force le logiciel à générer des aliases, soit à définir une égalité entre des interactions non mesurées. Pour déterminer comment se traduit ce manque d'érosion, le Tableau 4.2 permet d'étudier les variables mises en relations lors de l'érosion du biocomposite par le J.A.C.A. Un couple de variable « FG », avec « F » la vitesse d'avance et « G » la pression du fluide en sortie de pompe, est présent dans chacune des interactions

menant à un défaut de coupe. Lors des essais, ce couple s'est traduit par une forte vitesse d'avance (720 mm/min) ainsi qu'une faible pression (100 MPa), soit une énergie de coupe faible associée à un faible temps d'exposition au jet. Ensuite, la fréquence d'apparition « f_{ap} » des variables est calculée dans l'équation (4.5). Le nombre d'interactions prises en compte correspond au nombre d'interaction apparaissant dans le Tableau 4.3, relatif au taux d'érosion.

$$f_{ap} = \frac{\text{nombre d'apparitions}}{\text{nombre d'interactions}} \quad (4.5)$$

Le Tableau 4.3 qui définit la fréquence d'apparition de chaque variable associé. D'après ces tableaux, parmi les interactions d'ordre 4 à 7, les variables les plus influentes sur le taux d'enlèvement de matière sont la vitesse d'avance et la pression du fluide.

Tableau 4.2 : Liste des interactions prépondérantes dans le taux d'érosion

Interaction prépondérante pour obtenir un faible taux d'érosion			
4^{ème} Ordre	5^{ème} Ordre	6^{ème} Ordre	7^{ème} Ordre
1. ABFG	1. ABCFG	1. ABCDFG	1. ABCDEFG
2. ACFG	2. ABDFG	2. ABCEFG	
3. ACFG	3. ABEFG	3. ABDEFG	
4. ADFG	4. ACDFG	4. ACDEFG	
5. BDFG	5. ACEFG	5. BCDEFG	
6. CDFG	6. ADEFG		
	7. BCDFG		
	8. BDEFG		
	9. CDEFG		

Tableau 4.3 : Fréquence d'apparition des variables au sein des interactions intervenant dans le refus de coupe

Rang	Variable	Fréquence d'apparition
1	Vitesse d'avance - V_a	100%
2	Pression du jet - P_{N2}	100%
3	Diamètre de la buse - D_b	71%
4	Débit massique des particules - Q_a	67%
5	Diamètre des particules - D_a	57%
6	Géométrie des abrasifs - G_a	57%
7	Distance de tir - D_t	52%

3.2 Analyse statistique du paramètre de rugosité « Sa »

Le paramètre Sa mesurée varie entre $2\mu\text{m}$ et $21\mu\text{m}$ sur les échantillons analysés (106 coupes débouchantes parmi les 128 essais). Le Sa moyen sur toutes les surfaces mesurées est de $7.95 \pm 3.37 \mu\text{m}$, indiquant ainsi une forte dispersion des résultats. La valeur médiane de Sa est de $7\mu\text{m}$. La valeur moyenne est donc supérieure à la valeur médiane, ce qui montre une augmentation non linéaire de Sa.

La Figure 4.1 présente les résultats de l'ANOVA sous forme d'un diagramme de Pareto représentant les taux de contribution des facteurs considérés et de leurs interactions dans un ordre décroissant [231]. Deux couleurs sont utilisées pour représenter un effet positif (en orange) et un effet négatif (en bleu) sur Sa. Enfin, les deux limites décrites dans la section 1.3 sont tracées, en l'occurrence :

- La limite de significativité classique pour $\alpha = 0.05$;
- La limite avec la correction de Bonferonni.

La limite de significativité classique de Pareto classique ne permet pas de différencier les interactions prépondérantes puisque, sur les 31 premières interactions, toutes possèdent un taux de contribution supérieur à la limite de significativité. Par ailleurs, d'après les résultats de l'ANOVA donnés dans le Tableau 4.4, 83 interactions seraient significatives (lignes en fond vert et fond jaune). Pour discriminer les interactions, le critère de Bonferonni permet de réduire ce nombre à seulement 21 interactions (lignes en fond vert). Même si la limite de Bonferonni permet de séparer les interactions prédominantes parmi les interactions significatives, le nombre d'interactions prédominantes reste élevé, ce qui montre la complexité d'analyse d'un procédé de découpe par jet d'azote car les effets de plusieurs paramètres du jet sur l'usinabilité du matériau présentent une dépendance aux autres paramètres considérés.

Dans les 21 interactions prépondérantes, trois interactions d'ordre 1 se retrouvent dans les quatre premiers rangs et sont représentées par le diamètre des particules « C », la vitesse d'avance « F » et le débit massique des particules abrasives « D ». Une dernière interaction d'ordre 1 existe au 21^{ème} rang et représente le diamètre de buse « A ». Toutefois, de nombreuses interactions d'ordre 2 à 5 sont également présentes, avec au total 17 interactions dont 3 d'ordre 5 qui corréleront le diamètre de buse « A » avec le débit massique d'abrasif « D » et la distance de tir « E ». Le diamètre de buse contrôle la quantité d'azote injectée dans le jet. Le débit d'abrasifs contrôle la quantité des particules abrasives injectées dans le jet, tandis que la distance de tir contrôle la vitesse de front des particules au sein du jet. En

Chapitre IV : Effets des paramètres d'un jet cryogénique abrasif sur l'usinabilité des biocomposites : Analyse statistique et caractérisation morphologique

modifiant simultanément ces trois paramètres, la vitesse des particules en périphérie du jet peut être modulée. Si cette vitesse devient faible, l'endommagement par déformation est favorisé, ce qui dégrade la qualité de surface et génère une augmentation de la rugosité.

Tableau 4.4 : Tableau ANOVA des interactions associées au paramètre « Sa »

Source	Sum of Squares	df	Mean Square	F-value	p-value	Rang
Model	1202,69	103	11,68	448,38	0,0001	
C-D _a	56,45	1	56,45	2167,50	< 0.0001	1
F-V _a	39,42	1	39,42	1513,80	< 0.0001	2
ACE	22,50	1	22,50	864,17	< 0.0001	3
D-Q _a	20,13	1	20,13	772,84	0,0001	4
ACG	18,06	1	18,06	693,60	0,0001	5
ADF	17,02	1	17,02	653,40	0,0001	6
AF	16,14	1	16,14	619,76	0,0001	7
ABDEG	14,06	1	14,06	540,00	0,0002	8
ABCF	13,14	1	13,14	504,60	0,0002	9
ADE	11,39	1	11,39	437,40	0,0002	10
ACDF	11,39	1	11,39	437,40	0,0002	11
DF	10,21	1	10,21	392,04	0,0003	12
ACDEG	9,86	1	9,86	378,69	0,0003	13
ABCD	9,63	1	9,63	369,80	0,0003	14
ACDEF	9,04	1	9,04	347,14	0,0003	15
CEG	9,04	1	9,04	347,14	0,0003	16
ABF	8,27	1	8,27	317,40	0,0004	17
BD	8,27	1	8,27	317,40	0,0004	18
ACEG	8,25	1	8,25	316,97	0,0004	19
BCDEF	8,25	1	8,25	316,97	0,0004	20
A-D _b	7,65	1	7,65	293,89	0,0004	21
CFG	7,03	1	7,03	270,00	0,0005	22
AEF	6,89	1	6,89	264,60	0,0005	23
ABCEG	6,79	1	6,79	260,74	0,0005	24
BCDEG	6,11	1	6,11	234,69	0,0006	25
FG	5,85	1	5,85	224,45	0,0006	26
CDF	5,64	1	5,64	216,60	0,0007	27

Chapitre IV : Effets des paramètres d'un jet cryogénique abrasif sur l'usinabilité des
biocomposites : Analyse statistique et caractérisation morphologique

AFG	5,45	1	5,45	209,09	0,0007	28
AEG	5,06	1	5,06	194,40	0,0008	29
AG	5,01	1	5,01	192,20	0,0008	30
BF	4,88	1	4,88	187,50	0,0008	31
BCF	4,52	1	4,52	173,57	0,0009	32
AD	4,52	1	4,52	173,40	0,0009	33
CEF	4,29	1	4,29	164,74	0,0010	34
CDEF	4,29	1	4,29	164,74	0,0010	35
DEFG	4,08	1	4,08	156,80	0,0011	36
ABG	4,00	1	4,00	153,60	0,0011	37
E-D _t	3,80	1	3,80	145,80	0,0012	38
BG	3,78	1	3,78	145,20	0,0012	39
ACDE	3,75	1	3,75	144,17	0,0012	40
AC	3,52	1	3,52	135,00	0,0014	41
ACD	3,52	1	3,52	135,00	0,0014	42
ABEF	3,52	1	3,52	135,00	0,0014	43
BCDF	3,52	1	3,52	135,00	0,0014	44
CG	3,13	1	3,13	120,00	0,0016	45
BCDG	3,06	1	3,06	117,60	0,0017	46
BCEG	2,79	1	2,79	107,14	0,0019	47
CDEG	2,79	1	2,79	107,14	0,0019	48
BDF	2,64	1	2,64	101,40	0,0021	49
BEG	2,53	1	2,53	97,20	0,0022	50
BFG	2,53	1	2,53	97,20	0,0022	51
ADG	2,25	1	2,25	86,40	0,0026	52
CDG	2,25	1	2,25	86,40	0,0026	53
ABEG	2,25	1	2,25	86,40	0,0026	54
ACDG	2,25	1	2,25	86,40	0,0026	55
AB	1,89	1	1,89	72,60	0,0034	56
CD	1,89	1	1,89	72,60	0,0034	57
ACF	1,89	1	1,89	72,60	0,0034	58
G-P	1,78	1	1,78	68,45	0,0037	59
BCEF	1,61	1	1,61	61,89	0,0043	60

Chapitre IV : Effets des paramètres d'un jet cryogénique abrasif sur l'usinabilité des biocomposites : Analyse statistique et caractérisation morphologique

ABDG	1,56	1	1,56	60,00	0,0045	61
BDEG	1,56	1	1,56	60,00	0,0045	62
BCDE	1,29	1	1,29	49,54	0,0059	63
AE	1,27	1	1,27	48,60	0,0061	64
ABC	1,27	1	1,27	48,60	0,0061	65
DG	1,13	1	1,13	43,56	0,0071	66
ABCE	1,00	1	1,00	38,57	0,0084	67
ABDE	0,7656	1	0,7656	29,40	0,0123	68
BDEF	0,7656	1	0,7656	29,40	0,0123	69
ABD	0,7656	1	0,7656	29,40	0,0123	70
ABCDE	0,7545	1	0,7545	28,97	0,0126	71
DEG	0,7500	1	0,7500	28,80	0,0127	72
DE	0,6302	1	0,6302	24,20	0,0161	73
ABCDG	0,6302	1	0,6302	24,20	0,0161	74
CE	0,5402	1	0,5402	20,74	0,0198	75
ACEF	0,5402	1	0,5402	20,74	0,0198	76
BDE	0,3906	1	0,3906	15,00	0,0305	77
ABDEF	0,3906	1	0,3906	15,00	0,0305	78
ABCEF	0,3616	1	0,3616	13,89	0,0337	79
ABCDEF	0,3616	1	0,3616	13,89	0,0337	80
BEFG	0,2813	1	0,2813	10,80	0,0462	81
BCFG	0,2701	1	0,2701	10,37	0,0486	82
BCG	0,2701	1	0,2701	10,37	0,0486	83
EF	0,2552	1	0,2552	9,80	0,0520	
ABCG	0,2500	1	0,2500	9,60	0,0534	
ADEG	0,2500	1	0,2500	9,60	0,0534	
B-Ga	0,1953	1	0,1953	7,50	0,0714	
ADEF	0,1406	1	0,1406	5,40	0,1027	
ABCDEG	0,1116	1	0,1116	4,29	0,1302	
EG	0,0833	1	0,0833	3,20	0,1716	
CF	0,0703	1	0,0703	2,70	0,1989	
BEF	0,0703	1	0,0703	2,70	0,1989	
BDG	0,0625	1	0,0625	2,40	0,2191	

BC	0,0558	1	0,0558	2,14	0,2394	
DFG	0,0510	1	0,0510	1,96	0,2560	
DEF	0,0469	1	0,0469	1,80	0,2722	
BCE	0,0402	1	0,0402	1,54	0,3024	
EFG	0,0208	1	0,0208	0,8000	0,4370	
ABDF	0,0156	1	0,0156	0,6000	0,4950	
BCD	0,0156	1	0,0156	0,6000	0,4950	
ABE	0,0156	1	0,0156	0,6000	0,4950	
BE	0,0078	1	0,0078	0,3000	0,6220	
CDE	0,0045	1	0,0045	0,1714	0,7067	

Parmi les interactions les plus significatives définies par la limite de Bonferonni, la fréquence d'apparition des variables du plan d'expérience (calculée à partir de l'équation 4.5) est représentée dans le Tableau 4.5. Le paramètre agissant le plus souvent dans les interactions significatives est le diamètre de buse, suivi par le débit massique des particules abrasives. Pour compléter ces résultats, la fréquence d'apparition des variables au sein des interactions non significatives a été calculée dans le Tableau 4.6 à partir des données de l'ANOVA. Ainsi, la géométrie des particules abrasives apparaît en tant qu'interaction de 1^{er} ordre non significative. Pourtant, des interactions utilisant des variables déterminées comme étant significatives d'après le critère de Bonferonni sont représentés dans des interactions d'ordres 2, 3, 4 et 6.

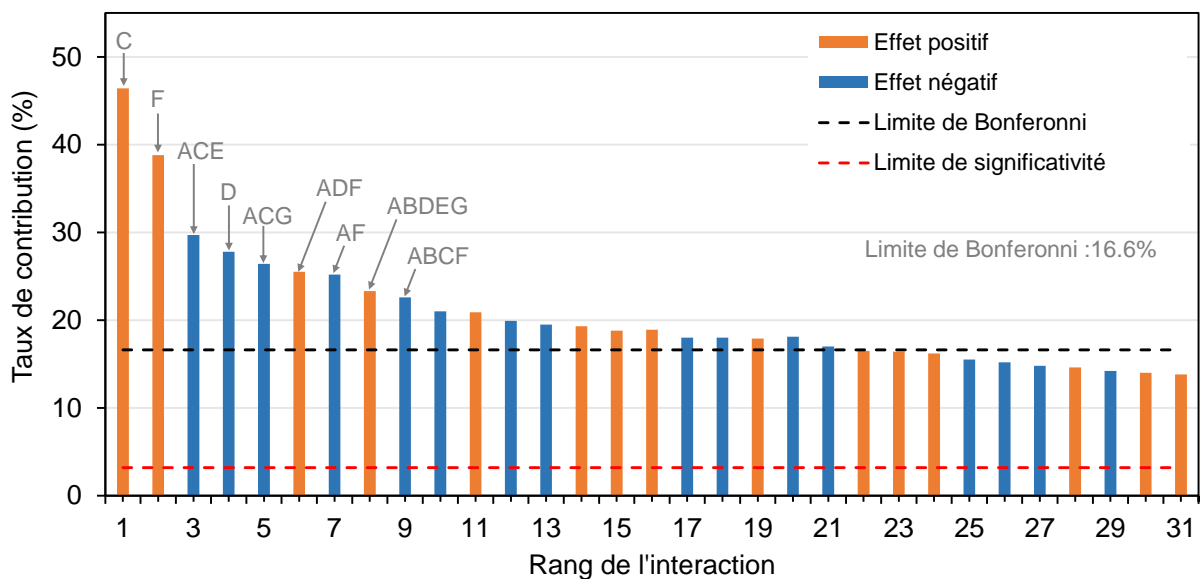


Figure 4.1 : Diagramme de Pareto visant à déterminer les paramètres les plus influant sur la rugosité moyenne de la surface

Tableau 4.5 : Fréquence d'apparition des facteurs parmi les interactions significatives selon Bonferonni pour S_a

Rang	Variable	Fréquence d'apparition
1	Diamètre de buse – D_b	67%
2	Débit massique d'abrasif – Q_a	52%
3	Vitesse d'avance – V_a	48%
4	Diamètre des particules – D_a	45%
5	Distance de tir – D_t	33%
6	Géométrie des abrasifs – G_a	29%
7	Pression du jet – P_{N2}	19%

Tableau 4.6 : Fréquence d'apparition des facteurs parmi les interactions non significatives pour S_a

Rang	Variable	Fréquence d'apparition
1	Distance de tir – D_t	60%
2	Géométrie des abrasifs – G_a	55%
3	Débit massique d'abrasif – Q_a	40%
3	Vitesse d'avance – V_a	40%
3	Pression du jet – P_{N2}	40%
4	Diamètre des particules – D_a	35%
5	Diamètre de buse – D_b	30%

Par conséquent, le paramètre de rugosité « S_a » semble être conditionné par :

- L'apport en matière érosive, défini par le débit d'azote, et qui dépend de D_b^2 pour le fluide et de Q_a pour les particules abrasives ;
- De la cinétique d'érosion pilotée par V_a ;
- L'énergie de l'outil au point de contact dépendant de D_a^3 .

Le paramètre « S_a » est néanmoins peu affecté par :

- La stabilité du jet qui dépend de D_t ;
- La concentration de contrainte au contact abrasif / matière, contrôlé par G_a .

3.3 Analyse statistique du paramètre de rugosité « S_z »

Le diagramme de Pareto de la Figure 4.2 permet de classer les 31 variables les plus significatives pour le paramètre « S_z ». Contrairement à l'étude du paramètre « S_a », l'amplitude maximale « S_z » possède 33 variables supérieures à la limite de Bonferonni. Ce

constat signifie que « Sz » est plus impacté par les interactions entre les paramètres du jet d'azote que « Sa ». Les résultats de l'ANOVA donnés dans le Tableau 4.6 montre en revanche 63 interactions significatives pour le paramètre « Sz » (contre 83 interactions significatives pour « Sa »).

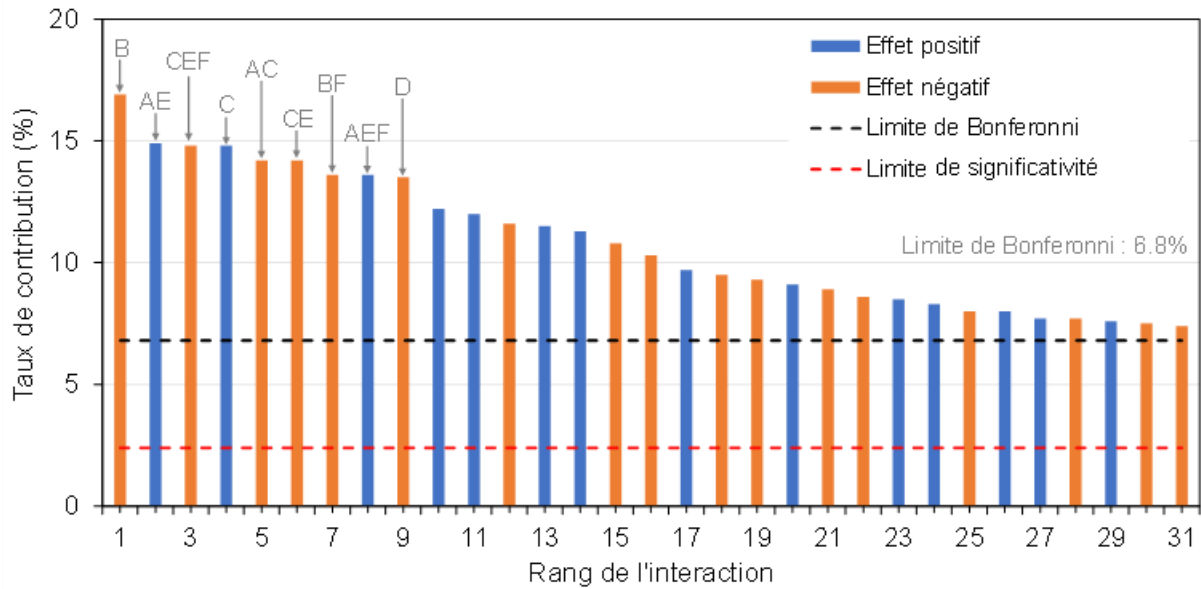


Figure 4.2 : Diagramme de Pareto visant à déterminer les paramètres les plus influant sur l'amplitude maximale de la surface

Tableau 4.7 : Tableau ANOVA des interactions associées au paramètre « Sz »

Source	Sum of Squares	df	Mean Square	F-value	p-value	Rang
Model	3,087E+05	100	3087,29	70,00	< 0.0001	
B-Ga	12665,01	1	12665,01	287,18	< 0.0001	1
AE	9875,39	1	9875,39	223,93	< 0.0001	2
CEF	9695,32	1	9695,32	219,84	< 0.0001	3
C-Da	9643,13	1	9643,13	218,66	< 0.0001	4
AC	8953,89	1	8953,89	203,03	< 0.0001	5
CE	8888,60	1	8888,60	201,55	< 0.0001	6
BF	8194,32	1	8194,32	185,81	< 0.0001	7
AEF	8145,06	1	8145,06	184,69	< 0.0001	8
D-Qa	8106,05	1	8106,05	183,81	< 0.0001	9
BG	6649,72	1	6649,72	150,78	< 0.0001	10
BD	6340,14	1	6340,14	143,76	< 0.0001	11
BCDE	5986,89	1	5986,89	135,75	< 0.0001	12

Chapitre IV : Effets des paramètres d'un jet cryogénique abrasif sur l'usinabilité des biocomposites : Analyse statistique et caractérisation morphologique

F-Va	5884,18	1	5884,18	133,42	< 0.0001	13
CDE	5670,10	1	5670,10	128,57	< 0.0001	14
DF	5192,69	1	5192,69	117,74	< 0.0001	15
BCEG	4734,82	1	4734,82	107,36	< 0.0001	16
BDF	4160,25	1	4160,25	94,33	< 0.0001	17
AEG	4016,39	1	4016,39	91,07	< 0.0001	18
BCDEF	3813,06	1	3813,06	86,46	< 0.0001	19
BCE	3611,50	1	3611,50	81,89	0,0001	20
ABCF	3510,56	1	3510,56	79,60	0,0001	21
ADE	3263,27	1	3263,27	73,99	0,0001	22
BFG	3214,29	1	3214,29	72,88	0,0001	23
AB	3066,39	1	3066,39	69,53	0,0002	24
BCEFG	2853,15	1	2853,15	64,70	0,0002	25
CEG	2833,93	1	2833,93	64,26	0,0002	26
DE	2632,18	1	2632,18	59,68	0,0002	27
ACF	2601,00	1	2601,00	58,98	0,0003	28
AD	2588,27	1	2588,27	58,69	0,0003	29
BDEF	2475,06	1	2475,06	56,12	0,0003	30
BDE	2388,77	1	2388,77	54,17	0,0003	31
ABDE	2197,27	1	2197,27	49,82	0,0004	32
ABEG	2197,27	1	2197,27	49,82	0,0004	33
BCFG	1951,40	1	1951,40	44,25	0,0006	34
EF	1922,34	1	1922,34	43,59	0,0006	35
ABDEF	1870,56	1	1870,56	42,42	0,0006	36
ACEF	1654,72	1	1654,72	37,52	0,0009	37
ABCG	1590,02	1	1590,02	36,05	0,0010	38
DEF	1566,70	1	1566,70	35,52	0,0010	39
DG	1478,57	1	1478,57	33,53	0,0012	40
BCDG	1472,64	1	1472,64	33,39	0,0012	41
ABCEG	1396,89	1	1396,89	31,67	0,0013	42
ADF	1314,06	1	1314,06	29,80	0,0016	43
BCEF	1267,30	1	1267,30	28,74	0,0017	44
ACDG	1251,39	1	1251,39	28,38	0,0018	45

Chapitre IV : Effets des paramètres d'un jet cryogénique abrasif sur l'usinabilité des
biocomposites : Analyse statistique et caractérisation morphologique

ABCDF	1145,63	1	1145,63	25,98	0,0022	46
CDEF	1091,66	1	1091,66	24,75	0,0025	47
E-Dt	1059,35	1	1059,35	24,02	0,0027	48
AFG	989,92	1	989,92	22,45	0,0032	49
CD	805,14	1	805,14	18,26	0,0052	50
BCF	790,23	1	790,23	17,92	0,0055	51
ADEF	756,25	1	756,25	17,15	0,0061	52
EG	752,51	1	752,51	17,06	0,0061	53
BEFG	712,53	1	712,53	16,16	0,0070	54
ACEG	588,75	1	588,75	13,35	0,0107	55
CFG	504,03	1	504,03	11,43	0,0148	56
ABCDE	495,04	1	495,04	11,23	0,0154	57
BCG	482,65	1	482,65	10,94	0,0162	58
ABE	425,39	1	425,39	9,65	0,0210	59
ABDEG	365,77	1	365,77	8,29	0,0281	60
BCD	328,52	1	328,52	7,45	0,0342	61
ACDE	300,18	1	300,18	6,81	0,0402	62
BCDEG	268,14	1	268,14	6,08	0,0487	63
ABC	244,14	1	244,14	5,54	0,0568	64
ACDEF	237,25	1	237,25	5,38	0,0595	65
BDG	236,39	1	236,39	5,36	0,0598	66
ACG	236,39	1	236,39	5,36	0,0598	67
A-Db	228,55	1	228,55	5,18	0,0631	68
ADG	221,27	1	221,27	5,02	0,0664	69
BEF	215,28	1	215,28	4,88	0,0692	70
DEG	210,28	1	210,28	4,77	0,0717	71
ABCE	206,64	1	206,64	4,69	0,0736	72
G-P	202,39	1	202,39	4,59	0,0759	73
CDF	189,06	1	189,06	4,29	0,0838	74
ABF	189,06	1	189,06	4,29	0,0838	75
ABDG	180,19	1	180,19	4,09	0,0897	76
DFG	145,45	1	145,45	3,30	0,1193	77
ABCEF	144,00	1	144,00	3,27	0,1208	78

AG	140,36	1	140,36	3,18	0,1247	79
EFG	134,28	1	134,28	3,04	0,1316	80
ABEF	132,25	1	132,25	3,00	0,1340	81
CF	124,03	1	124,03	2,81	0,1446	82
ABCDG	109,51	1	109,51	2,48	0,1662	83
BCDF	100,00	1	100,00	2,27	0,1828	84
ACE	95,25	1	95,25	2,16	0,1921	85
AF	88,79	1	88,79	2,01	0,2057	86
BC	74,75	1	74,75	1,70	0,2407	87
ACD	70,14	1	70,14	1,59	0,2541	88
ADEG	28,89	1	28,89	0,6551	0,4492	89
CG	20,32	1	20,32	0,4608	0,5226	90
ABD	17,52	1	17,52	0,3973	0,5517	91
BEG	17,26	1	17,26	0,3913	0,5546	92
ABG	17,02	1	17,02	0,3858	0,5573	93
FG	16,45	1	16,45	0,3731	0,5637	94
BE	7,51	1	7,51	0,1702	0,6942	95
CDEG	4,83	1	4,83	0,1096	0,7518	96
DEFG	4,27	1	4,27	0,0969	0,7661	97
ACDF	3,06	1	3,06	0,0694	0,8010	98
CDG	2,64	1	2,64	0,0599	0,8148	99
BDEG	0,0156	1	0,0156	0,0004	0,9856	100

Parmi les 33 interactions prépondérantes définies par Bonferonni, le taux d'apparition des variables, calculé d'après l'équation (4.5), est donné dans le Tableau 4.8. Ces résultats montrent que l'amplitude maximale des surfaces usinées par jet d'azote abrasif est plus sensible aux paramètres géométriques tels que :

- La géométrie du jet contrôlée par la distance de tir qui détermine la vitesse de front des particules ainsi que l'angle d'impact entre les particules et la surface
- La géométrie du contact en fonction de la forme des abrasifs et de leur taille

Parmi les interactions non significatives de l'ANOVA du paramètre « Sz », la fréquence d'apparition des variables, représentée dans le Tableau 4.9, montre que, contrairement au paramètre « Sa », l'analyse statistique de « Sz » indique un faible effet de l'énergie du jet

et la quantité de matière érosive qui dépendent respectivement du débit massique du fluide (la pression et le diamètre de buse) et du débit massique des particules abrasives.

Tableau 4.8 : Fréquence d'apparition des facteurs parmi les interactions significatives selon Bonferonni pour S_z

Rang	Variable	Fréquence d'apparition
1	Distance de tir – D_t	55%
2	Géométrie des abrasifs – G_a	52%
3	Diamètre des particules – D_a	39%
3	Débit massique d'abrasif – Q_a	39%
4	Vitesse d'avance – V_a	36%
5	Diamètre de buse – D_b	33%
6	Pression du jet – P_{N2}	31%

Tableau 4.9 : Fréquence d'apparition des facteurs parmi les interactions non significatives pour S_z

Rang	Variable	Fréquence d'apparition
1	Diamètre de buse – D_b	51%
2	Pression du jet – P_{N2}	49%
3	Débit massique d'abrasif – Q_a	46%
4	Géométrie des abrasifs – G_a	43%
4	Diamètre des particules – D_a	43%
5	Distance de tir – D_t	41%
5	Vitesse d'avance – V_a	41%

La Figure 4.3 récapitule la fréquence d'apparition des variables significatives selon Bonferonni pour l'analyse des paramètres « S_a » et « S_z », ainsi que pour les interactions aliasées à cause des essais de coupe non débouchants. Ce diagramme montre que la pression du fluide apparaît peu dans les interactions significatives, probablement à cause du manque d'essai pris en compte à $P_{N2} = 100\text{MPa}$. De plus, les variables agissant significativement sur « S_a » et « S_z » sont différentes. En effet, on retrouve le diamètre de buse (D_b), le débit massique des abrasifs (Q_a), la vitesse d'avance (V_a) et le diamètre des particules (D_a) pour le paramètre « S_a », tandis que le paramètre « S_z » est principalement affecté par la géométrie des abrasifs (G_a) et la distance de tir (D_t). Ceci montre la grande complexité pour l'analyse d'un procédé de découpe par jet d'azote cryogénique à cause des nombreuses interactions significatives et qui diffèrent fortement en fonction du critère surfacique choisi pour la

qualification de la surface usinée. Pour compléter ces données, une analyse morphologique ainsi qu'une analyse topographique seront réalisées et présentées dans les parties suivantes de ce chapitre. réalisées et présentées dans les parties suivantes de ce chapitre.

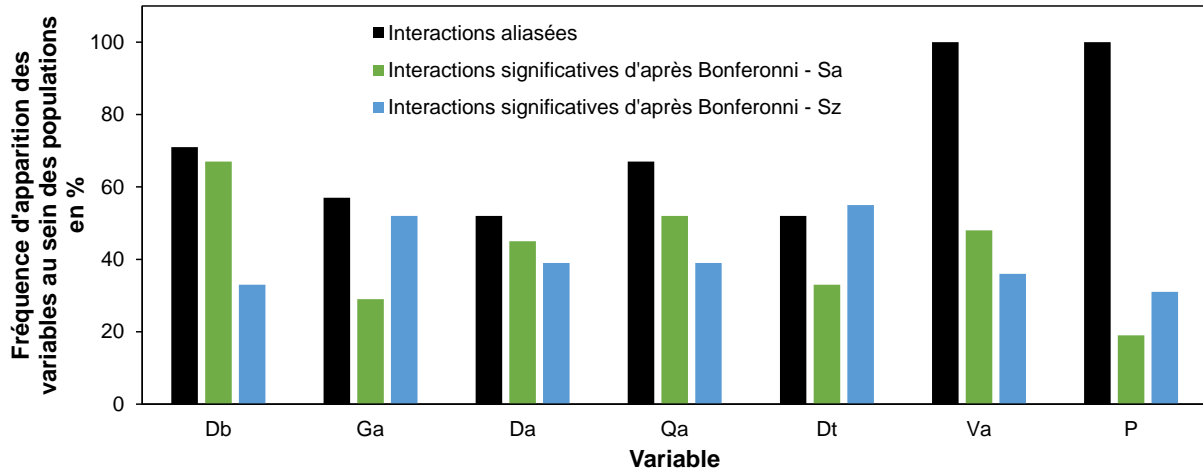


Figure 4.3 : Récapitulatif de la fréquence d'apparition des variables au sein des interactions aliasées et des interactions significatives selon Bonferonni pour S_a et S_z

4 Analyse topographique des surfaces usinées par jet d'azote abrasif

Dans cette partie du chapitre, les images topographiques utilisées pour le calcul des paramètres de rugosité ont été exploitées afin d'analyser la rugosité de surface induite par les paramètres du jet d'azote les plus significatifs d'après l'analyse statistique. Pour ce faire, 7 configurations de coupe ont été considérées parmi les essais du plan factoriel complet. Ces configurations sont données dans le Tableau 4.10 et leur comparaison permettra de réaliser une analyse représentative de l'effet de la variation de chaque facteur significatif.

Tableau 4.10 : Récapitulatif des paramètres de coupe utilisés dans chaque configuration étudié dans le chapitre 4

N° de configuration	D_b (mm)	G_a	D_t (mm)	D_a (μm)	Q_a (g/min)	V_a (mm/min)	P_{N_2} (MPa)
1	0.45	Angulaire	1	74	100	50	100
2	0.45	Angulaire	1	74	100	720	100
3	0.45	Angulaire	1	74	300	720	100
4	0.45	Angulaire	1	74	300	720	300
5	0.45	Angulaire	1	74	300	50	300

6	0.45	Angulaire	1	74	300	50	100
7	0.45	Angulaire	1	177	300	50	100

4.1 Identification des mécanismes de formation de la rugosité de surface

La Figure 4.4 montre une représentation typique d'une mesure topographique pour une surface usinée du biocomposite lin/PLA avec la configuration N° 3 du Tableau 4.10. La Figure 4.4 – a) représente l'image topographique 3D sur laquelle les mesures de rugosité ont été réalisées pour obtenir les valeurs de « S_a » et de « S_z ». Sur cette image, des zones de points hauts forment des trainées verticales dans la direction du jet d'une largeur d'environ 500 μ m, appelées pics de hauteur. Entre deux pics de hauteur se trouvent des zones de points bas formant des vallées. Cette alternance de pics et de vallées dans la direction de l'avance du jet génère une ondulation de la surface usinée avec une période de 500 μ m. Cette ondulation de surface est typique de l'usinage par jet de fluide [133] et peut dépendre des paramètres de coupe ainsi que des caractéristiques du jet.

En focalisant la mesure topographique sur une ondulation, la Figure 4.4 – b) montre que les faisceaux de fibres possèdent une hauteur légèrement supérieure à celle du plan de la matrice. De plus, certains mécanismes participent à la formation de la microrugosité de la surface usinée par jet d'azote abrasif tels que :

- Les impacts d'abrasifs qui peuvent former de profonds cratères ;
- Les incrustations de particules abrasives qui sont réparties sur la surface ;

Ces mécanismes se superposent à l'ondulation et la différence de hauteur entre les fibres et la matrice pour générer la rugosité de surface calculée via la moyenne arithmétique « S_a » et l'amplitude maximale « S_z ». Néanmoins, la pollution de l'échantillon par les particules abrasives et la formation d'impacts sont des événements ponctuels. Ainsi, ils sont beaucoup moins fréquents que la différence de hauteur entre les faisceaux de fibres et la matrice polymère à la surface de l'échantillon car le taux de présence des fibres à la surface est beaucoup plus important (23.7% de fraction volumique des fibres). Or, les défauts causés par l'impact des abrasifs sont à l'origine des valeurs de l'amplitude du paramètre « S_z », ce qui le rendra variable en fonction de l'emplacement de la mesure et non représentatif de la surface globale.

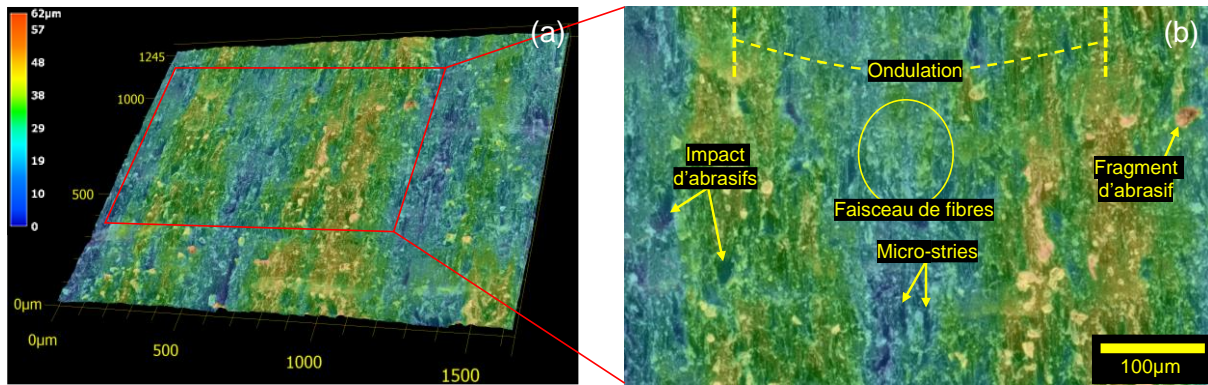


Figure 4.4 : Topographie de la surface de l'échantillon de configuration N° 3 vue : a) en perspective 3D ; b) un agrandissement d'une partie visualisée en composition en profondeur détaillant l'impact des défauts sur l'état de surface.

4.2 Effet des paramètres principaux sur la topographie des surfaces usinées

L'objectif de cette partie est d'étudier d'une manière plus approfondie les mécanismes de formation de la rugosité de surface induits par la variation des paramètres principaux identifiés par l'étude statistique. Les sections 2.2 et 2.3 ont montré qu'il existe une forte interaction entre les différents paramètres du jet d'azote. Cependant, les principaux paramètres qui affectent la rugosité de surface en termes de moyenne arithmétique « S_a » ont été identifiés dans l'ordre suivant : le diamètre des abrasifs, la vitesse d'avance et le débit massique des abrasifs. Les sections qui suivent seront consacrées à l'analyse topographique de l'effet de ces trois paramètres à partir des configurations typiques données dans le Tableau 4.10 afin de bien mettre en évidence leur contribution.

4.2.1 Effet du diamètre des particules abrasives

La Figure 4.5 permet de comparer les images topographiques des surfaces usinées avec les configurations N°6 et N°7 du Tableau 4.10 entre lesquelles seul le diamètre des abrasifs varie de 74 µm à 177 µm. Les deux configurations de coupe montrent les mêmes phénomènes générateurs de rugosité, à savoir : une ondulation induite par le phénomène de striation, des défauts locaux en surface causés par l'impact des abrasifs, des micro-copeaux non-détachés ainsi que les faisceaux de fibres de lin qui représente une différence de hauteur avec la matrice PLA. En revanche, ces phénomènes sont plus intenses dans le cas d'une découpe avec un diamètre de particule plus élevé, ce qui contribue à une augmentation de la rugosité de surface. La rugosité moyenne de surface « S_a » est de 3µm pour les particules de 74µm de diamètre, alors qu'elle est de 8µm pour les particules de 177µm de diamètre.

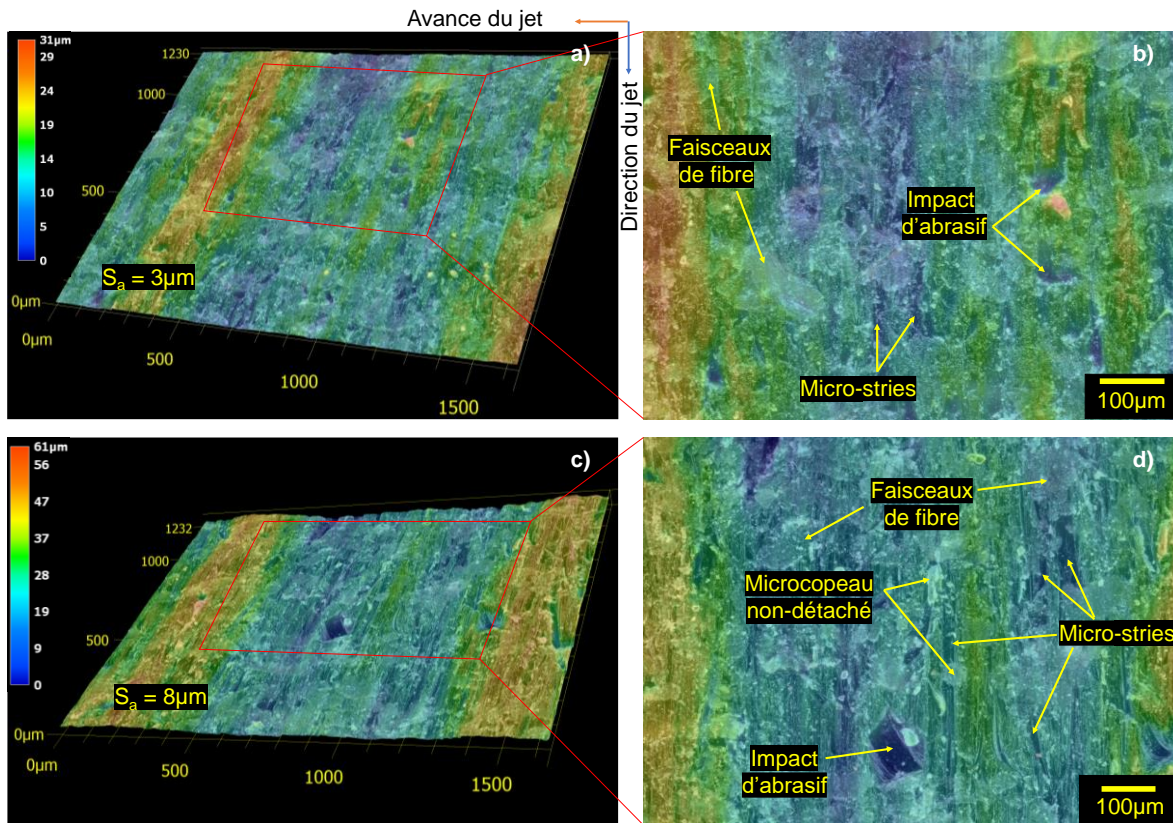


Figure 4.5 : Comparaison de la topographie de surface observée par MOK pour deux essais à deux granulométries différentes : un diamètre moyen de particules de : a) $74 \mu\text{m}$ et c) $177 \mu\text{m}$ correspondant aux configurations N° 6 et N°7 du Tableau 4.10 ; ainsi que leurs agrandissement respectifs b) et d)

La différence majeure entre les deux configurations réside dans l'ondulation de la surface dont l'amplitude augmente avec une plus forte granulométrie. A celle-ci se superpose la présence de stries, qui semblent avoir plus marqué la surface en augmentant la taille d'une particule. En effet, l'augmentation de la taille d'une particule abrasive augmente son énergie par effet massique et donc la quantité de matière qu'une particule peut retirer avant de rebondir. De plus, l'augmentation de la granulométrie augmente l'aire de contact entre la particule abrasive et la matière, ce qui favorise la déformation de la matière par labourage plutôt que son cisaillement. Par conséquent, chaque particule a le potentiel de créer des stries plus prononcées à forte granulométrie, ce qui engendrerai une rugosité plus élevée.

4.2.2 Effet de la vitesse d'avance

La Figure 4.6 permet de comparer les images topographiques des surfaces usinées avec les configurations N°4 et N°5 du Tableau 4.10 entre lesquelles seule la vitesse d'avance du jet varie de 50 mm/min à 750 mm/min. Les phénomènes d'ondulation et de micro-stries sont toujours présents mais avec un taux plus faible que celui des configurations de la Figure 4.5.

Une incrustation d'une particule abrasive est clairement observée sur l'image topographique de la Figure 4.6 – d), ce qui n'est pas représentatif de l'état global des surfaces usinées mais influence fortement la valeur de « S_z », d'où la considération du paramètre « S_a » dans l'exploitation des résultats de l'analyse statistique. La rugosité moyenne « S_a » est de $4\mu\text{m}$ pour une vitesse de 50 mm/min , tandis que la rugosité moyenne de la surface usinée avec une vitesse de 720 mm/min est de $6\mu\text{m}$, ce qui représente une variation moins importante que celle constatée en section 3.2.1 avec l'effet du diamètre des abrasifs.

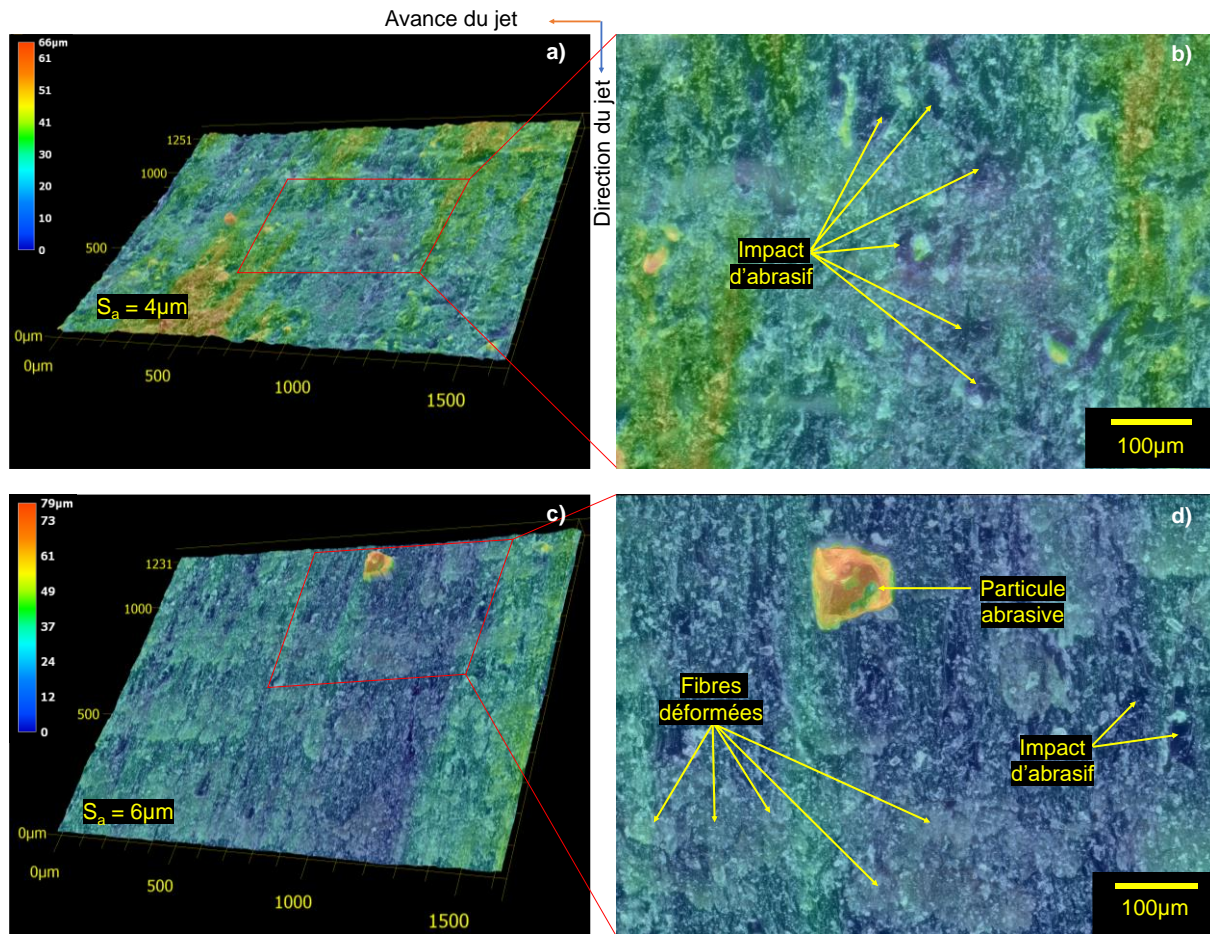


Figure 4.6 : Comparaison de la topographie de surface observé par MOK pour une vitesses d'avance de : a) 50 mm/min et c) 720 mm/min correspondant aux configurations N° 4 et N°5 du Tableau 4.10 ; ainsi que leurs agrandissement respectifs b) et d)

L'image topographique de la surface usinée à une vitesse de 50 mm/min , Figure 4.6 – a), montre un taux important de défauts causés par l'impact des particules abrasives sur la surface. En effet, le long temps d'exposition du biocomposite au jet abrasif avec des faibles vitesses d'avance augmente la fréquence d'impact des particules sur la surface usinée, accentuant ainsi les défauts sous formes de déformations locales. L'image topographique de la surface usinée à une vitesse de 750 mm/min , Figure 4.6 – c), montre une réduction

significative des défauts induits par l'impact des abrasifs. En revanche, une différence de hauteur est bien visible entre la matrice polymère et les faisceaux de fibres de lin qui sont alignés perpendiculairement à la direction d'avance du jet. Ceci est probablement dû à un défaut de coupe des fibres de lin et sera traité plus en détail dans la section 5 de ce chapitre avec des observations au microscope électronique à balayage.

4.2.3 Effet du débit massique des abrasifs

La Figure 4.7 présente une comparaison des images topographiques des surfaces usinées avec les configurations N°1 et N°6 du Tableau 4.10 entre lesquelles seul le débit massique des abrasifs varie de 100 g/min à 300 g/min. Cette comparaison indique dans un premier temps que les phénomènes d'ondulation et de micro-stries deviennent moins intenses en augmentant le débit massique des abrasifs. De plus, les défauts locaux induits à la fois par l'impact et par l'incrustation de particules abrasives sur la surface sont plus fréquents à faible débit massique. Ceci conduit à une rugosité plus élevée avec un débit massique de 100 g/min ($S_a = 4\mu\text{m}$) qu'avec un débit massique de 300 g/min ($S_a = 3\mu\text{m}$).

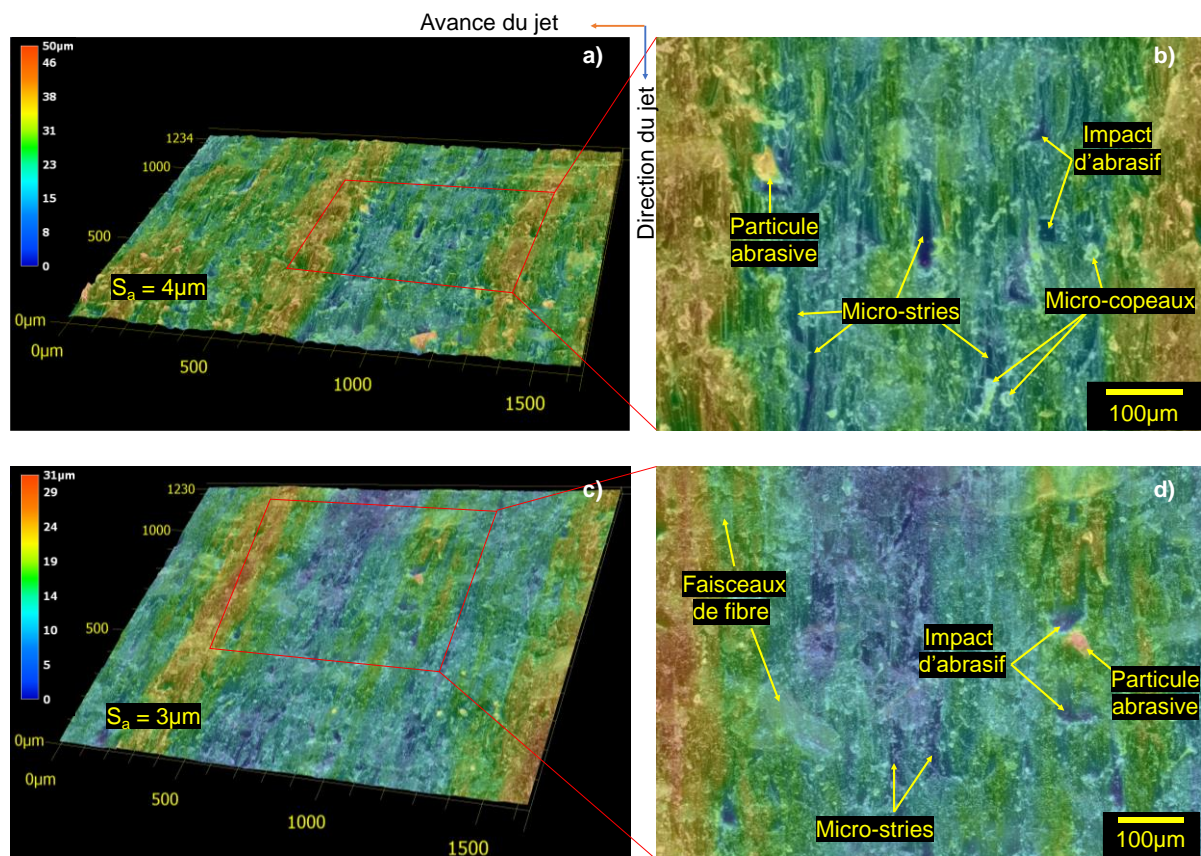


Figure 4.7 : Comparaison de la topographie de surface observé par MOK pour un débit massique des particules abrasives de : a) 100 g/min et c) 300 g/min correspondant respectivement aux configurations N° 1 et N°9 du Tableau 4.10 ainsi que des agrandissement, respectivement b) et d)

La réduction de l'ondulation, des micro-stries ainsi que des défauts locaux en augmentant le débit massique des particules abrasives peut s'expliquer par le fait que le nombre de particules qui impactent la matière lors du passage du jet devient plus important. La surface est alors formée par la superposition de contact érosifs entre les particules abrasives et la matière. Par conséquent, les érosions consécutives générées par un débit massique élevé permettent de réduire les défauts en réalisant un nombre plus important de passes de coupe par les particules abrasives, ce qui atténue in fine leur impact sur la rugosité de surface.

5 Analyse des mécanismes de coupe par observations microscopiques

Cette partie du chapitre sera consacrée à l'étude des mécanismes de coupe induits par la variation des paramètres principaux identifiés par l'analyse statistique (diamètre des abrasifs, vitesse d'avance et débit massique des abrasifs). Ce travail sera conduit par la réalisation d'une observation microscopique des surfaces usinées en utilisant un microscope électronique à balayage (MEB). Les configurations de coupe considérées dans cette section sont les mêmes que celles utilisées dans l'analyse topographique de la section 3 et sont récapitulé dans le Tableau 4.10. La première partie de cette section sera consacrée à l'identification des zones caractéristiques de coupe propres au jet d'azote pour les configurations à coupe débouchante et non débouchante, tandis que la seconde partie sera dédiée à l'analyse de l'effet des paramètres principaux sur le comportement de coupe du biocomposite lin/PLA.

5.1 Identification des zones caractéristiques de coupe

Dans cette partie, deux configurations de coupe (N°2 et N°3) du Tableau 4.10 seront confrontées par des observations microscopiques. Entre ces deux configurations de coupe, seul le débit d'abrasif varie respectivement entre 100 g/min (Figure 4.0.8) et 300 g/min (Figure 4.9). Le choix de ces deux configurations réside dans le fait que la configuration N°2 présente une coupe non débouchante, tandis que la configuration N°3 présente une coupe débouchante. Ceci montre par ailleurs l'impact significatif du débit d'abrasif sur le taux d'enlèvement de matière en jet de fluide. La Figure 4.0.8 – a) montre la rainure formée par la configuration de coupe non débouchante du jet d'azote. La largeur de la rainure est estimée sur cette figure à environ 1.65mm, soit légèrement supérieure au diamètre du canon de focalisation de 1.5mm. D'après la Figure 4.0.8 – b), les fibres de lin semblent être le matériau le plus difficile à couper puisqu'il représente un fort taux de présence à la surface de la rainure

et qui est repérable avec des longues extrémités de fibres non coupées. Quelques abrasifs restent incrustés dans la rainure et sont visibles à un grossissement de $\times 500$ avec une taille comprise entre 5 à $10\mu\text{m}$ pour les plus grands, ce qui représente de faibles valeurs en comparant avec la taille initiale des particules comprise entre 50 et $100\mu\text{m}$ d'après la courbe granulométrique de l'abrasif type Barton 220HPX (Figure 2.13 du chapitre 2). En effet, il a été démontré par Ferrandier que les particules abrasives subissent une réduction de diamètre d'environ $1/3$ par rapport à la taille initiale à température ambiante [114]. Or ici les fragments observés dans la Figure 4.0.8 – c) représentent environ $1/10$ de la taille du diamètre moyen initial. Ceci peut être dû au fait que le jet cryogénique refroidit fortement les particules de grenat et les rend à la fois extrêmement dures et fragiles, ce qui facilite leur fragmentation.

En augmentant le débit à 300 g/min, la configuration de coupe N°3 du Tableau 4.10 génère une coupe débouchante permettant l'observation du profil usiné. La Figure 4.9 montre la zone supérieure du profil usiné à faible grossissement ($\times 70$) ainsi qu'un grossissement de $\times 500$ réalisé à trois différents emplacements suivant la largeur du profil. Les stries créées par les particules abrasives sont visibles même à faible grossissement Figure 4.9 – a). En agrandissant l'observation sur le bord supérieur, la Figure 4.9 – b) montre un fort taux d'incrustation des particules abrasives d'un diamètre compris entre 25 et $50\mu\text{m}$, démontrant ainsi un faible taux de fragmentation des abrasifs par rapport à ce qui est observé en Figure 4.0.8 de la configuration non débouchante. Ceci montre que le système « chambre de mélange / canon de focalisation » ne fragmente pas toutes les particules abrasives en particules fines.

Le second agrandissement en Figure 4.9 – b) présente le profil usiné à environ $400\mu\text{m}$ du bord supérieur. Dans cette zone de la surface usinée, les défauts prédominants sont les stries formées par le passage des particules abrasives. Ce fort taux de présence des stries dans cette zone génère une déformation importante à la surface par labourage, empêchant la distinction entre les fibres de lin et la matrice PLA. Un faible taux de fragments d'abrasifs est observable sur la surface de l'échantillon à ce niveau du profil usiné.

Sur le troisième agrandissement de la Figure 4.9 – d) la surface usinée à cet emplacement montre un meilleur cisaillement des faisceaux de fibres car les sections transversales des fibres élémentaires de lin sont bien visibles, ce qui est synonyme d'une faible déformation des fibres lors de la coupe. En effet, la section des fibres élémentaires présente une forme polygonale et les interfaces fibres / matrices et fibres / fibres ne montrent pas de signe de forte

décohésion. Toutefois, le lumen des fibres élémentaires n'est pas bien discernable, ce qui peut donc être dû à une faible déformation transverse des fibres végétales.

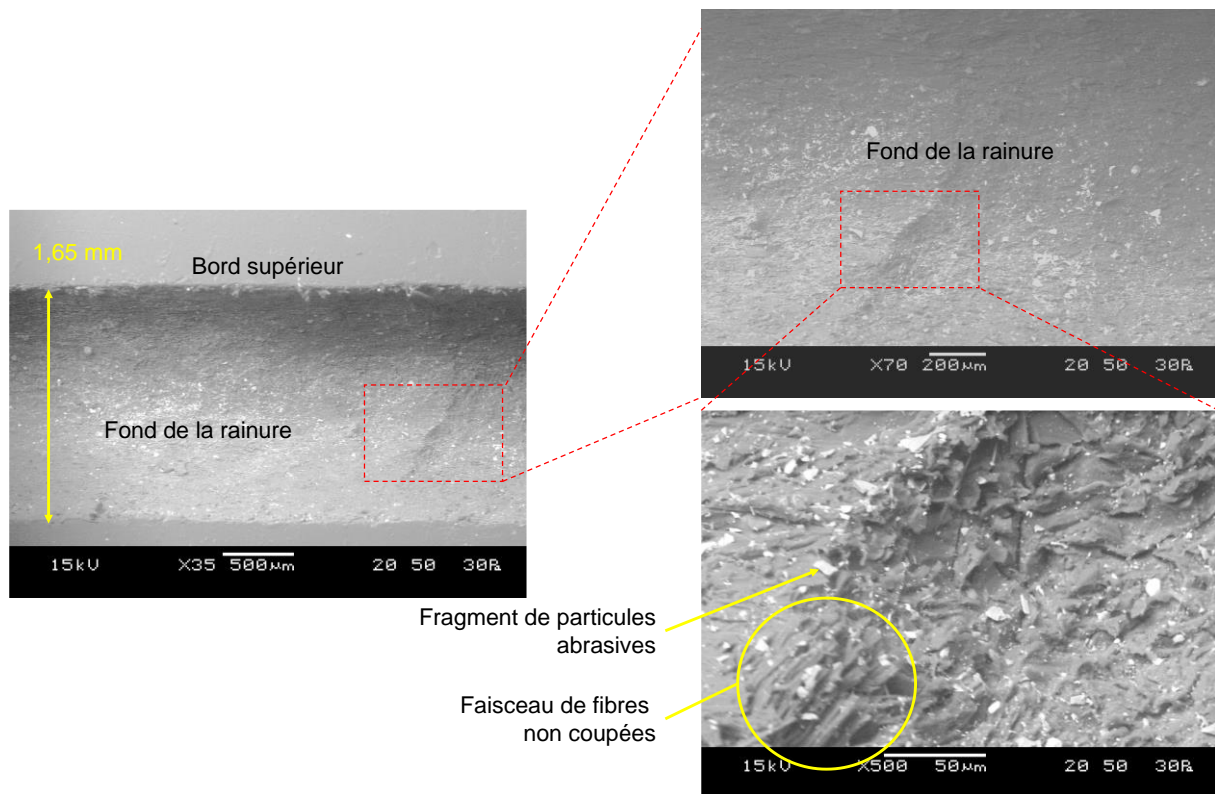


Figure 4.0.8 : Observation microscopique par MEB de l'enlèvement de matière non débouchant de la configuration N° 2 vue de dessus à trois grossissements $\times 35$, $\times 70$ et $\times 500$

La Figure 4.10 présente une observation de la surface usinée du même échantillon prise dans la zone médiane du profil usiné. A faible grossissement (Figure 4.10 – a), une ondulation de la surface se distingue, signe de la présence d'une striation sur la surface causé par le phénomène de retard de coupe et qui, à cet emplacement, ne présente pas d'inclinaison par rapport à la direction du jet. Sans inclinaison des stries, le domaine étudié s'apparente à celui de la zone homogène. Un agrandissement typique sur cette zone médiane permet d'observer quelques fibres élémentaires dont l'interface fibre / matrice est légèrement plus visible comparé à la zone supérieure de la Figure 4.9. Les sections polygonales des fibres dans cette zone médiane sont moins visibles que celles des fibres de la zone supérieure. Ceci montre que les fibres de lin dans cette zone ont subi une déformation transverse plus importante avant la coupe, rendant leur cisaillement moins efficace.

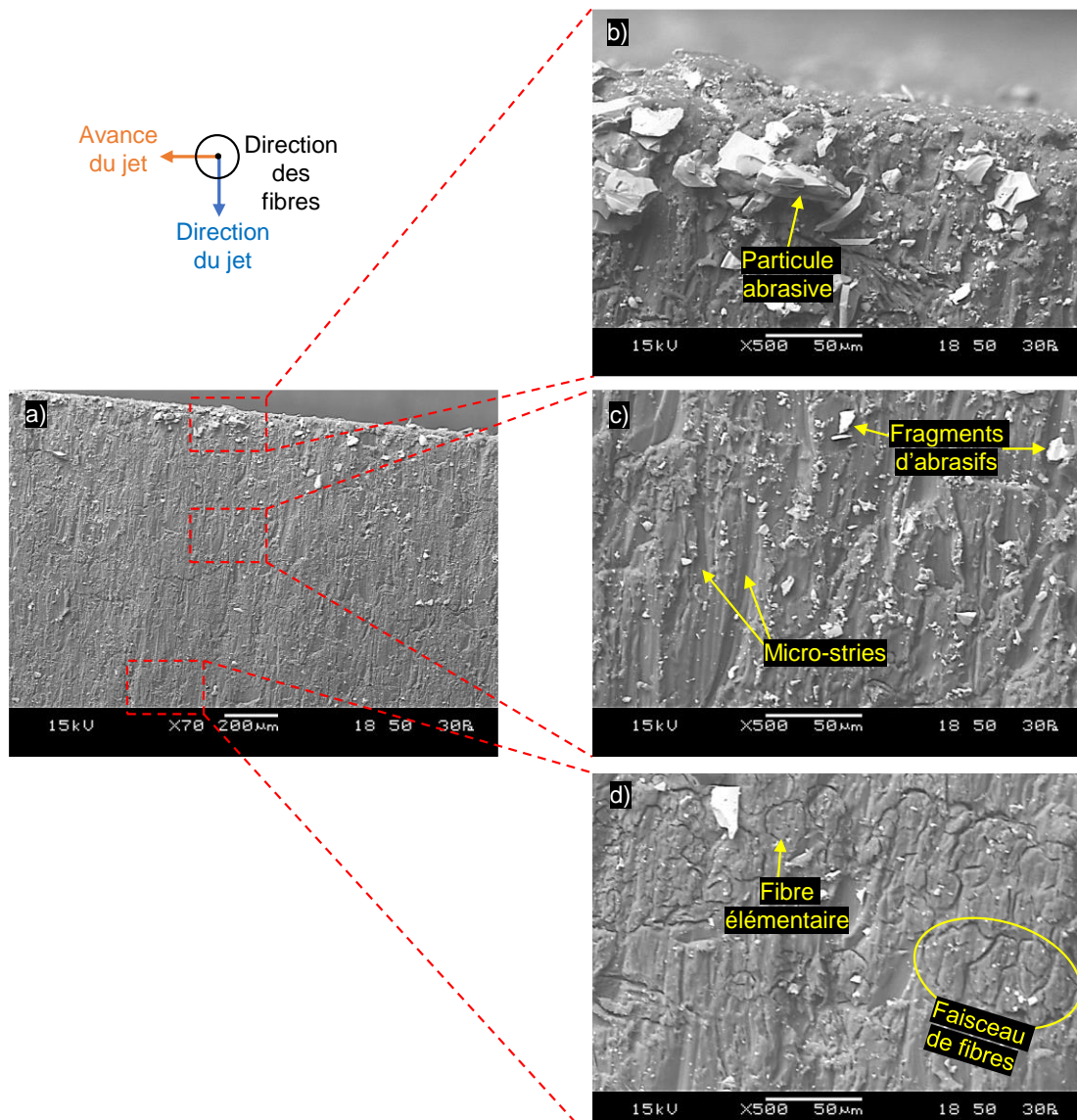


Figure 4.9 : Observation microscopique par MEB de la surface usinée obtenue avec la configuration N°3 à $\times 70$ et trois agrandissement à $\times 500$ sur le bord de coupe supérieur

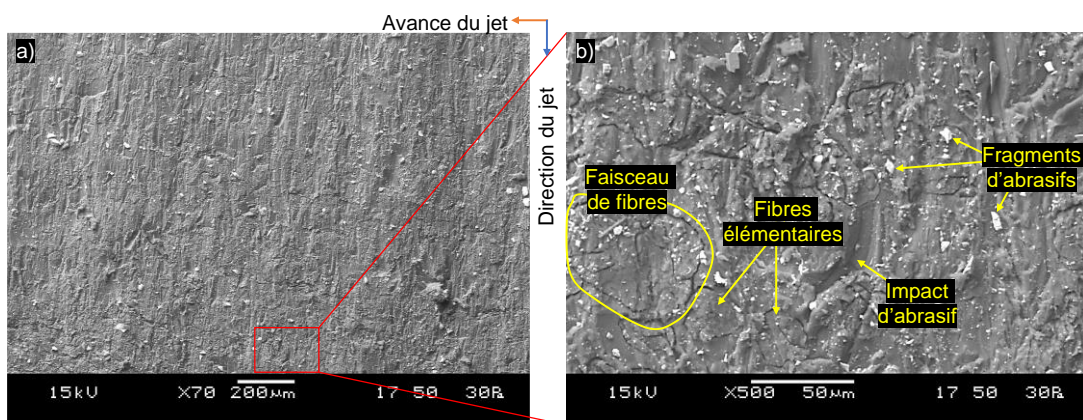


Figure 4.10 : Observation microscopique par MEB de la surface usinée de l'essai 4.11 à $\times 70$ et un agrandissement à $\times 500$ au niveau médian de l'échantillon

La même observation a été aussi réalisée en Figure 4.11 sur le bord inférieur du profil usiné. A faible grossissement (Figure 4.11 – a)), deux informations se distinguent : la formation de striations inclinées vers le sens opposé à celui de l'avance ainsi qu'un aspect granuleux de la surface. Le retard de coupe est alors bien visible sur cette zone de la surface pour témoigner du changement de mécanisme principal d'enlèvement de matière de l'érosion à l'abrasion, voir chapitre 1, partie jet de fluide. L'aspect granuleux sur la surface s'explique à plus fort grossissement (Figure 4.11 – b)) par l'incrustation de particules abrasives, la présence de débris de particules ainsi que des microcopeaux non détachés de la surface. Les faisceaux de fibres présents dans la zone inférieure présentent aussi des fibres élémentaires déformées transversalement avec des interfaces qui montrent des signes de décohésion interfaciale.

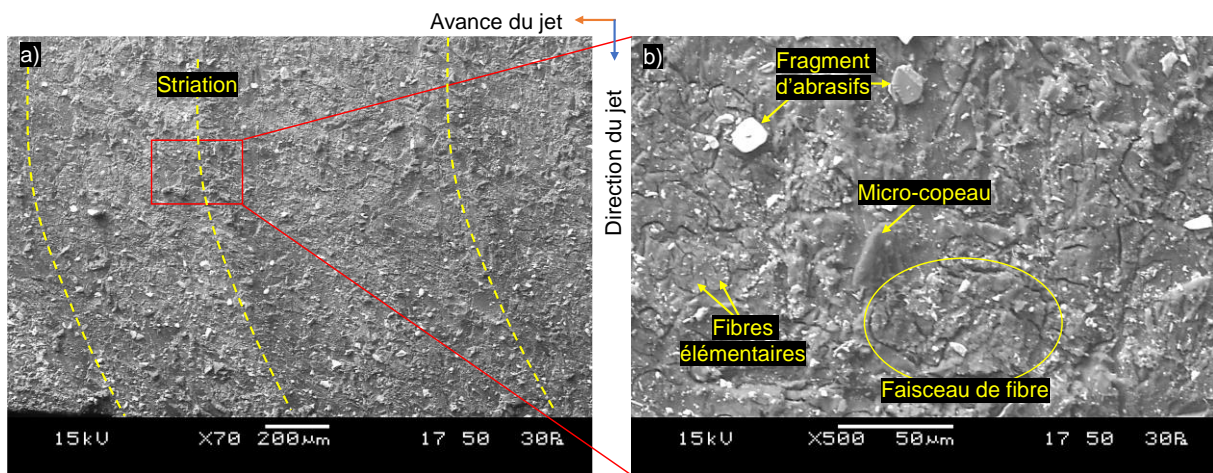


Figure 4.11 : Observation microscopique par MEB de la surface usinée obtenue avec la configuration N°3 à $\times 70$ et un agrandissement à $\times 500$ sur le bord de coupe inférieur

Afin de mieux analyser le comportement de coupe des fibres de lin en fonction de l'emplacement sur le profil usiné, trois faisceaux de fibres extraites des trois zones caractéristiques précédentes sont comparées dans la Figure 4.12. En allant de la zone supérieure vers la zone inférieure du profil usiné, le cisaillement des fibres se dégrade avec une augmentation de leur déformation transverse et de la décohésion des fibres avec la matrice. Ceci semble avoir induit de fines extrémités non coupées des fibres sur la surface au niveau de la zone inférieure. Ceci est dû au fait que le jet perd progressivement son énergie par dissipation en traversant la matière, ce qui réduit en conséquence le pouvoir de coupe des particules abrasives et génère aussi le phénomène de striation observé en particulier sur la zone inférieure [232]. Cette perte d'énergie dans la zone inférieure favorise la déformation des fibres dans le sens transverse et en fonction du niveau de déformation subi, les fibres peuvent être cisillées ou bien arrachées.

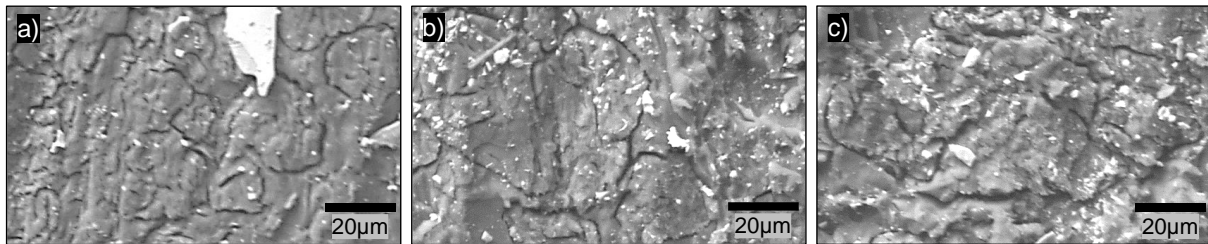


Figure 4.12 : Comparaison des sections des faisceaux de fibres de l'échantillon 4.11 aux trois hauteurs : bord de coupe supérieur, niveau médian et bord de coupe inférieur

5.2 Effet des paramètres principaux sur le comportement de coupe

5.2.1 Effet du diamètre des particules abrasives

La Figure 4.13 présente une comparaison des observations microscopiques des surfaces usinées depuis la zone médiane avec les configurations N°6 et N°7 du Tableau 4.10 entre lesquelles seule la taille des particules abrasives varie entre 74 μm et 177 μm . La comparaison entre les deux configurations de coupe montre une forte augmentation du taux de décohésion des interfaces fibres / fibres et fibres / matrice avec l'augmentation de la taille des abrasifs. À forte granulométrie, les micro-stries générées par le passage du jet sont d'une taille plus importante et présentent des traces de labourage, signe d'une déformation plastique plus significative. L'état de surface de la section des fibres est également très différent entre les deux configurations : à 74 μm , la section des fibres a une apparence homogène (signe d'un cisaillement efficace de la matière) alors qu'elle semble être endommagée à 177 μm . La nature de cet endommagement rappelle le phénomène de fibrillation des fibres observée dans le chapitre 3.

La taille des abrasifs agit alors sur les mécanismes de coupe de la fibre et sur l'endommagement des interfaces. En effet, lors d'un impact entre une particule abrasive et une surface, trois cas de figure peuvent exister à l'échelle locale de contact particule/matière :

- La particule entre en contact avec la matière au travers de l'une de ses arrêtes de coupe ;
- La particule entre en contact avec la matière au travers de l'une de ses faces quasi-planes ;
- La particule est entraînée par un mouvement de rotation lors du contact avec la matière, créant ainsi à l'échelle microscopique une action de coupe similaire à celle d'une opération de perçage ou de fraisage.

De ce fait, augmenter la taille d'une particule peut :

- Augmenter la surface de contact particule / matière et ainsi diminuer la concentration de contrainte en un point ;
- Augmenter la masse moyenne d'une particule et augmenter par conséquent les efforts appliqués ;
- Augmenter le rayon d'acuité des arrêtes de coupe par augmentation des courbures entre les différentes faces de la particule.

Ces constats s'apparentent par analogie à l'effet de l'acuité d'arête des outils de coupe en usinage traditionnel décrit dans le Chapitre 1. En effet, Il a été démontré que le comportement de coupe des fibres de lin est fortement sensible aux faibles changements du rayon d'acuité de l'arête de coupe. En augmentant le rayon d'acuité d'un outil de coupe par ajout de revêtement ou par usure, le cisaillement des fibres perd en efficacité. Ceci favorise leur déformation en amont de leur cisaillement, générant ainsi des défauts de coupe sous forme d'extrémités non coupées des fibres sur la surface usinée. Dans le cas d'un usinage par J.A.C.A, le mécanisme de déformation des fibres par augmentation de la surface de contact ne semble pas être mis en jeu. Ainsi, les fibres végétales peuvent être fortement rigidifiées par effet cryogénique, ce qui augmente par conséquent la rigidité du contact particule/fibre. Toutefois, la fragilisation des interfaces par effet cryogénique provoque leur rupture quand les efforts appliqués deviennent importants en augmentant la taille des abrasifs. Ce même effet cryogénique peut participer à la fragilisation de la structure cellulosique de la fibre de lin et causer ainsi l'endommagement des fibres au voisinage de la surface usinée avec une grande taille des particules, ce qui correspond au mécanisme de fibrillation des fibres végétales par le jet cryogénique démontré dans le Chapitre 3.

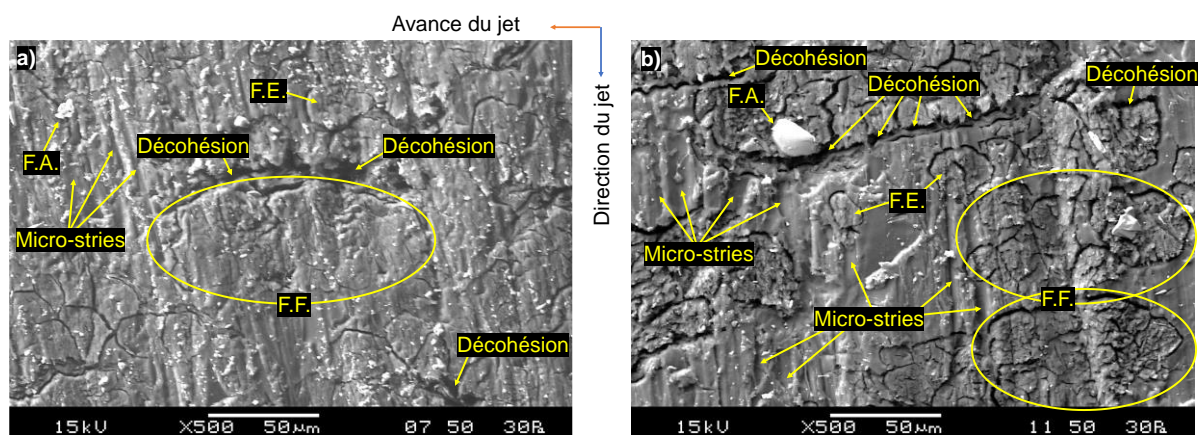


Figure 4.13 : Comparaison de l'état de surface observé par MEB pour un diamètre moyen de particules de : a) 74 µm et c) 177 µm respectivement aux configurations N° 6 et N°7 du Tableau 4.10 présentant des fragments de particules abrasives « F.A. », des faisceaux de fibres « F.F. » et des fibres élémentaires « F.E. »

5.2.2 Effet de la vitesse d'avance

La Figure 4.14 présente une observation microscopique de deux surfaces usinées respectivement avec les configurations N°4 et N°5 du Tableau 4.10 entre lesquelles seule la vitesse d'avance du jet varie de 50 mm/min à 750 mm/min. A faible vitesse (Figure 4.14 – a)), les principaux défauts en surface sont composés d'impacts d'abrasifs « I.A. », de stries laissées par l'abrasion des particules et des fragments d'abrasifs « F.A. ». Les faisceaux de fibres ainsi que les fibres élémentaires sont difficilement identifiables sur la surface usinée à ce niveau de vitesse d'avance. L'augmentation de la vitesse provoque une diminution du taux d'érosion des fibres élémentaires dont certaines présentent une forte déformation (Figure 4.14 – b)). Une augmentation de la vitesse d'avance provoque également des signes de décohésion des interfaces entre les fibres élémentaires.

Ainsi, la vitesse d'avance impacte directement l'état de la surface exposée au jet puisqu'elle contrôle :

- Le temps d'exposition au froid cryogénique et donc la cinétique de diffusion du refroidissement ;
- Le temps d'exposition à la matière érosive et donc la fréquence d'impact des particules sur une surface donnée.

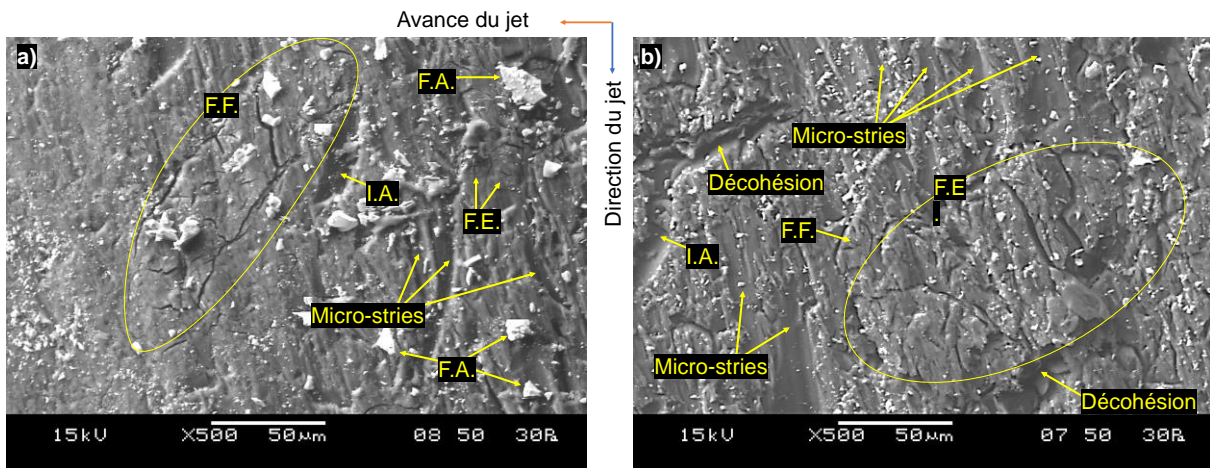


Figure 4.14 : Comparaison de l'état de surface observé par MEB pour deux vitesses d'avance : a) 50 mm/min et b) 720 mm/min correspondant aux configurations N° 4 et N°5 du Tableau 4.10 présentant des impacts de particules abrasives « I.A. », des fragments d'abrasifs « F.A. », des fibres élémentaires « F.E. » et des faisceaux de fibres « F.F. »

5.2.3 Effet du débit massique des abrasifs

La Figure 4.15 permet de comparer l'aspect microscopique des surfaces usinées avec les configurations N°1 et N°6 du Tableau 4.10 entre lesquelles seul le débit massique des abrasifs varie de 100 g/min à 300 g/min. Dans le cas d'un faible débit (Figure 4.15 – a)), les contours

des fibres élémentaires « F.E. » et des faisceaux de fibres « F.F. » sont bien visibles. Ceci démontre une légère rupture des interfaces fibres / fibres et fibres / matrice. Au contraire, les contours sont faiblement visibles à fort débit massique des abrasifs (Figure 4.15 – b)), ce qui démontre une bonne adhésion fibres / matrice sans rupture interfaciale.

Les sections des fibres élémentaires semblent être endommagées à 100g/min alors qu'elles ont une apparence homogène à 300g/min. Ceci peut s'expliquer par l'effet du débit massique des abrasifs sur leur fréquence d'impact. En effet, lorsque le débit massique de particules abrasives est faible, la fréquence d'impact des particules abrasives est moins importante. Par conséquent, le pouvoir de coupe est réduit à faible débit massique, ce qui permet de favoriser les déformations et les endommagements induits par le jet plutôt que le cisaillement de la matière. Ainsi, la force hydraulique du jet cryogénique endommage la surface des fibres en contact avec la rainure par action thermomécanique comme montré dans le Chapitre 3.

Concernant les micro-stries, elles sont moins visibles pour le niveau haut du débit massique d'abrasifs car l'augmentation de la fréquence d'impact des abrasifs permet de générer un nombre plus important de passes de coupe par les particules abrasive comme montré dans la section 3.2.3. Néanmoins, l'augmentation du débit provoque la pollution de la surface usinée par les particules abrasives avec la présence de poudre submicronique ainsi que des fragments d'abrasifs « F.A. » comprises entre 5 et 30 μ m de diamètre.

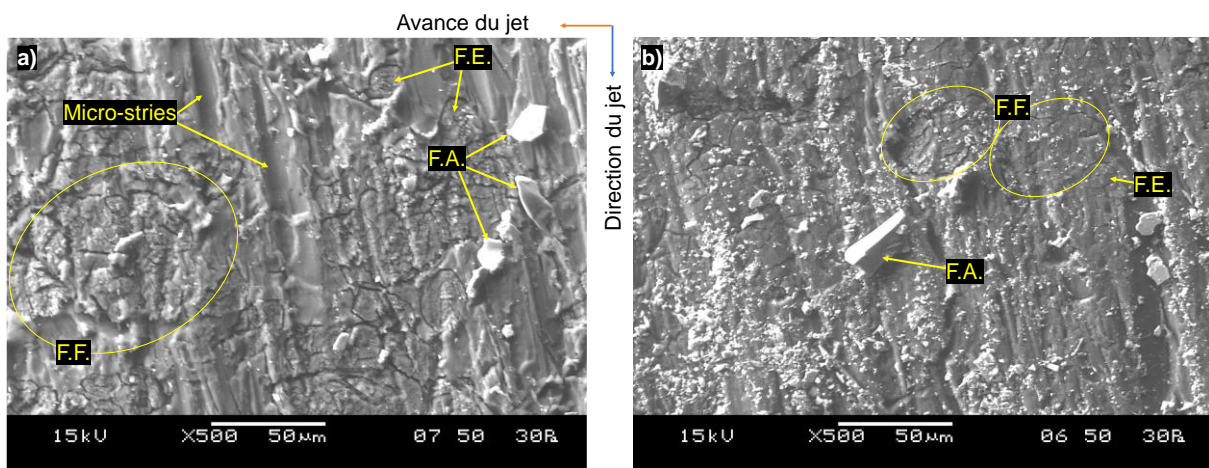


Figure 4.15 : Comparaison de l'état de surface observé par MEB pour un débit massique des particules abrasives a) de 100 g/min et b) 300 g/min correspondant respectivement aux configurations N° 1 et N°9 du Tableau 4.10

Conclusion

Le travail réalisé dans ce chapitre sur le jet d'azote abrasif pour l'usinage des biocomposites a permis de mieux comprendre le comportement de coupe des biocomposites face à un jet de fluide cryogénique. En revanche, l'analyse statistique a montré la complexité de l'étude d'un

tel procédé car il existe des interactions fortes entre les différents paramètres du jet d'azote. Ces interactions, qui peuvent atteindre statistiquement l'ordre 5, rendent difficile l'identification des mécanismes de coupe responsables de l'état finale de la surface usinée en termes de rugosité. Par ailleurs, la moyenne arithmétique de la rugosité de surface (S_a) s'est révélée le paramètre le plus représentatif des mécanismes de formation de la rugosité des surfaces des biocomposites usinées par jet d'azote cryogénique abrasif.

De ce fait, et dans l'objectif de simplifier ce premier travail scientifique sur ce procédé innovant pour la découpe des biocomposites, le choix d'étude dans le cadre de cette thèse a été limité sur les trois premiers facteurs principaux qui contribuent le plus à la variation du paramètre « S_a » et qui se présentent dans l'ordre suivant : le diamètre moyen des abrasifs, la vitesse d'avance du jet, et le débit massique des abrasifs.

Il a été démontré dans ce chapitre que l'augmentation du diamètre des abrasifs contribue à l'augmentation de la rugosité des surfaces usinées à cause de l'amplification à la fois du taux des micro-stries, de l'endommagement des fibres et de l'endommagement des interfaces. L'augmentation de la vitesse d'avance du jet participe aussi à une augmentation de la rugosité de surface en réduisant l'efficacité de cisaillement des fibres et en favorisant leur déformation, ce qui conduit par conséquent à l'endommagement et la rupture des interfaces. Quant au débit massique des abrasifs, son augmentation permet de réduire la rugosité des surfaces usinées en limitant la formation des micro-stries, l'endommagement des fibres et la rupture des interfaces tout en améliorant le mécanisme de cisaillement des fibres lors de la coupe.

L'effet de ces facteurs principaux sur les mécanismes de coupe des biocomposites semble être différent des comportements observés lors des procédés traditionnels d'usinage. Ceci peut être fortement dû à l'environnement cryogénique du procédé qui est susceptible de changer significativement le comportement mécanique des fibres végétales et de la matrice thermoplastique lors de la coupe. C'est la raison pour laquelle le chapitre 5 proposera une analyse thermomécanique du procédé de coupe par jet d'azote abrasive en utilisant un système instrumenté pour la mesure des efforts et de la température générés dans le but d'identifier l'origine des mécanismes de coupe induits par les facteurs principaux du procédé.

Chapitre 5 :

Analyse thermomécanique de la coupe d'un biocomposite par jet d'azote cryogénique abrasif : comparaison avec la coupe par jet d'eau abrasif

1 Introduction

L'analyse statistique réalisée dans le Chapitre 4 a permis d'identifier trois principaux paramètres d'un jet d'azote abrasif et qui sont les plus influents sur l'usinabilité des biocomposites en termes de rugosité des surfaces usinées. Ces paramètres se présentent dans l'ordre d'influence suivant : La taille des particules abrasives, la vitesse d'avance et le débit massique des particules abrasives. L'analyse morphologique du Chapitre 4 a permis aussi d'identifier les mécanismes de coupe responsables de la variation de la rugosité de surface en fonction de ces trois principaux paramètres.

Le travail de ce chapitre sera consacré à l'étude des phénomènes qui sont à l'origine de ces mécanismes de coupes générés. Ceci à travers une analyse thermomécanique du procédé de coupe par jet d'azote cryogénique abrasif (JACA) sur les biocomposites. Pour ce faire, un banc d'essai instrumenté pour les mesures des efforts et de température sera utilisé dans le travail expérimental de ce chapitre qui sera dédié à une étude plus approfondie des paramètres principaux pour le découpe des biocomposites par jet d'azote cryogénique abrasif. Une étude morphologique des surfaces usinées sera aussi réalisée dans ce chapitre pour identifier les relations fonctionnelles entre les mécanismes de coupe générés et leurs origines.

À la fin de ce chapitre, une étude comparative avec le jet d'eau abrasif sera menée dans les mêmes conditions de coupe pour montrer les différences fondamentales entre les deux procédés.

2 Approche expérimentale pour l'analyse thermomécanique en usinage des biocomposites par JACA.

2.1 Banc d'essai instrumenté

L'étude menée dans le chapitre 4 s'est focalisée sur la rugosité moyenne arithmétique comme seul paramètre indicateur pour la qualification de l'usinage des biocomposites lin/PLA par jet d'azote cryogénique abrasif, ce qui ne permet pas une analyse fondamentale des phénomènes générateurs des mécanismes de coupe. Dans ce chapitre, le banc d'essai utilisé en chapitre 4 a été instrumenté pour mesurer les efforts de coupe et les températures atteintes dans la zone active de coupe lors du passage du jet d'azote abrasif sur le biocomposite. Le détail de cette instrumentation est décrit dans la section 5.1 du chapitre 2.

2.2 Plan d'expérience

D'après l'étude statistique et la caractérisation morphologique réalisées dans le chapitre 4, les paramètres principaux les plus influents sur l'usinabilité des biocomposites sont :

- Le diamètre des particules abrasives qui contrôle l'échelle de contact outil/matière ;
- La vitesse d'avance du jet qui modifie le temps d'exposition au fluide cryogénique ainsi que le temps d'érosion de la matière.
- Le débit massique des particules abrasives qui détermine la fréquence d'impact des particules sur le biocomposite ;

Ainsi, un plan factoriel complet à trois facteurs a été mis en œuvre pour étudier d'une manière plus approfondie ces trois paramètres principaux. Le Tableau 5.1 présente les différentes conditions de coupe considérées pour ces trois paramètres. Chaque configuration de coupe est réalisée au moins trois fois afin de vérifier la répétabilité des résultats. Ces derniers sont présentés sous forme d'une moyenne et un écart type calculés à partir des configurations de coupe répétées. Les résultats étudiés dans chapitre sont la température mesurée aux bords de coupe, les efforts de coupe et la rugosité des surfaces usinées. Sur la base des résultats du chapitre 4, le choix des configurations de coupe a été fait pour obtenir des coupes débouchantes. Ainsi, la pression a été fixée à 200 MPa et une buse ronde d'un diamètre de 0.35 mm. La distance de tir a été fixée à 5 mm pour que l'épaisseur totale du biocomposite soit usinée avec un jet cohérent dont la zone d'expansion (voir chapitre 2) est située en amont

de la coupe. Les particules abrasives utilisées sont du grenat de type BARTON Adirondack angulaire (Figure 2.13 – d), e) et f) du chapitre 2).

Tableau 5.1 : Paramètres utilisés pour les essais instrumentés

Paramètre	Unité	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3	Niveau 4
Vitesse d'avance – V_a	mm/min	50	100	200	400
Débit massique – Q_a	g/min	100	150	200	–
Diamètres des abrasifs – D_a	μm	74	125	177	–

3 Analyse thermomécanique de la découpe des biocomposites par jet d'azote cryogénique abrasif.

3.1 Effet des paramètres du J.A.C.A. sur la température de coupe

Le relevé des températures mesurées en bord de coupe par les thermocouples est donné sur la Figure 5.1 en fonction des paramètres de coupe. Ces résultats montrent que la vitesse d'avance est le facteur le plus influent sur la température de coupe. En effet, la température augmente considérablement en augmentant la vitesse d'avance du jet. La taille des particules et le débit d'abrasif n'ont pas d'impact significatif sur la température mesurée en considérant l'écart-type des valeurs expérimentales. L'augmentation du débit massique des abrasifs permet néanmoins de réduire l'effet de la taille des particules abrasifs à faibles vitesses d'avances.

La vitesse d'avance du jet permet de contrôler le temps d'exposition du biocomposite au froid cryogénique. Une vitesse d'avance de 50 mm/min rend la température du matériau autour de $-60\text{ }^\circ\text{C}$ pour certaines configurations de coupe, tandis qu'une vitesse de 400 m/min ne permet d'atteindre qu'une température qui avoisine $-10\text{ }^\circ\text{C}$. D'après l'étude bibliographique du chapitre 1, les températures de transition vitreuse des bio-polymères au sein des fibres de lin se trouvent autour de $20 - 60\text{ }^\circ\text{C}$, tandis que celle du PLA est aux alentours de $58\text{ }^\circ\text{C}$ [233]. Les données de la littérature sur la température de transition d'un comportement ductile à un comportement fragile (T_β) sont limités. Seule la T_β du PLA est connue et qui est proche de $-45\text{ }^\circ\text{C}$ [233]. Le jet d'azote cryogénique permet alors un usinage avec une température de coupe inférieure aux températures de transition vitreuses des polymères constituant le

biocomposite. Ainsi, le refroidissement réalisé par le jet peut permettre de rigidifier le matériau lors de la coupe. Toutefois, à $V_a = 50$ mm/min, la température de fragilisation du PLA est atteinte, ce qui risque de détériorer la qualité de la coupe à cause des ruptures fragiles de la matrice.

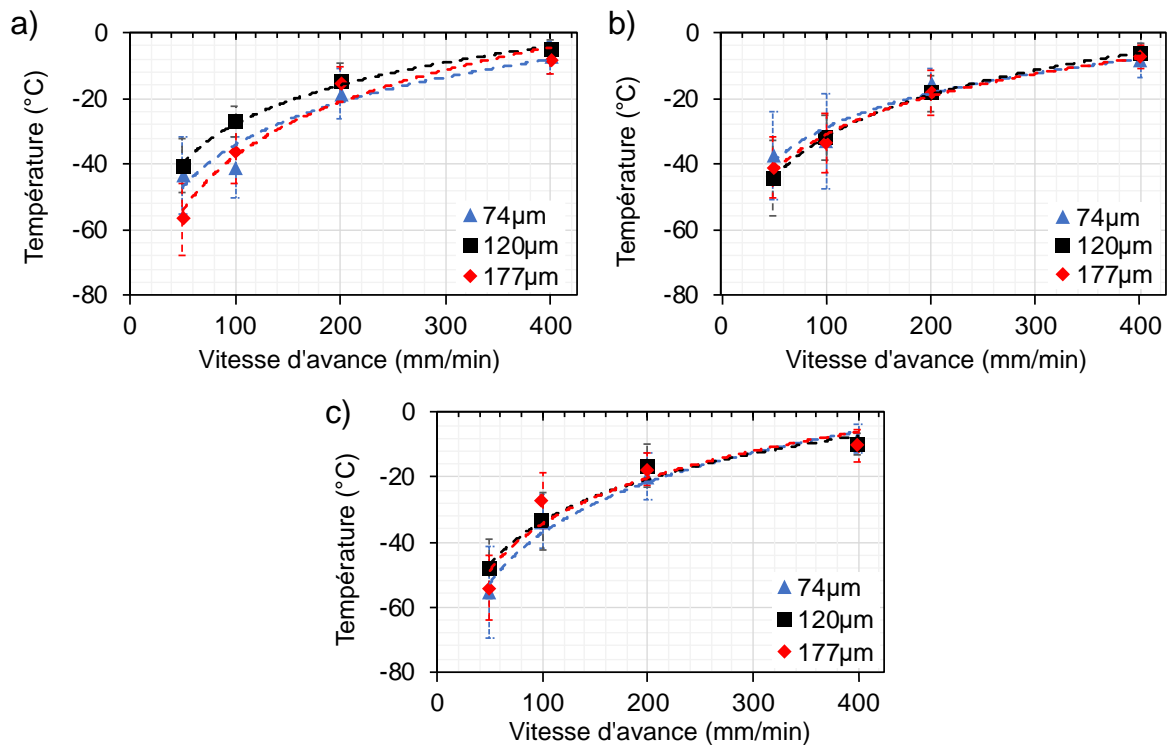


Figure 5.1 : Évolution de la température en bord de coupe en fonction de la vitesse d'avance du jet et du diamètre des particules pour trois valeurs de débit massique des particules abrasives : a) $Q_a = 100$ g/min ; b) $Q_a = 150$ g/min ; c) $Q_a = 200$ g/min

3.2 Effets des paramètres du J.A.C.A. sur les efforts de coupe

Les efforts de coupe étudiés dans ce chapitre sont les efforts normaux dans la direction du jet ainsi que les efforts tangentiels dans la direction de l'avance du jet. La Figure 5.2 et la Figure 5.3 présentent respectivement les résultats des efforts normaux et des efforts tangentiels en les comparant avec des configurations de coupe en jet d'azote pur sans introduction d'abrasifs. Ces configurations d'usinage avec un jet d'azote pur génèrent soit des coupes non débouchantes, soit des coupes débouchantes mais avec une dégradation excessive de l'échantillon par délaminage. De ce fait, l'usinage avec un jet d'azote pur représente en général les efforts de coupe les plus élevés, traduisant une plus forte résistance du biocomposite à cause du manque de pouvoir de coupe par absence de particules abrasives comme démontré dans les travaux du chapitre 3.

Il est à noter que les résultats des efforts de coupe présentent une forte variabilité, ce qui est probablement dû à la sensibilité du dynamomètre piézoélectrique à l'environnement de mesure qui est fortement perturbé par le jet cryogénique. En introduisant les particules abrasives dans le jet, les efforts se réduisent grâce à l'augmentation du pouvoir de coupe du jet. L'augmentation de la vitesse d'avance du jet participe à une hausse des efforts, en particulier pour les efforts normaux, ce qui montre que l'accroissement de la vitesse d'avance rend l'enlèvement de matière plus difficile. Cet effet est réduit en augmentant le débit massique des particules car ce dernier permet d'amplifier la fréquence d'impact des abrasifs sur le biocomposite. Les efforts de coupe normaux montrent aussi que les particules abrasives de plus faible taille ($74\ \mu\text{m}$) génèrent en générale les efforts de coupe les plus faibles, ce qui peut aussi se traduire par une augmentation du pouvoir de coupe en utilisant des abrasifs de faible granulométrie.

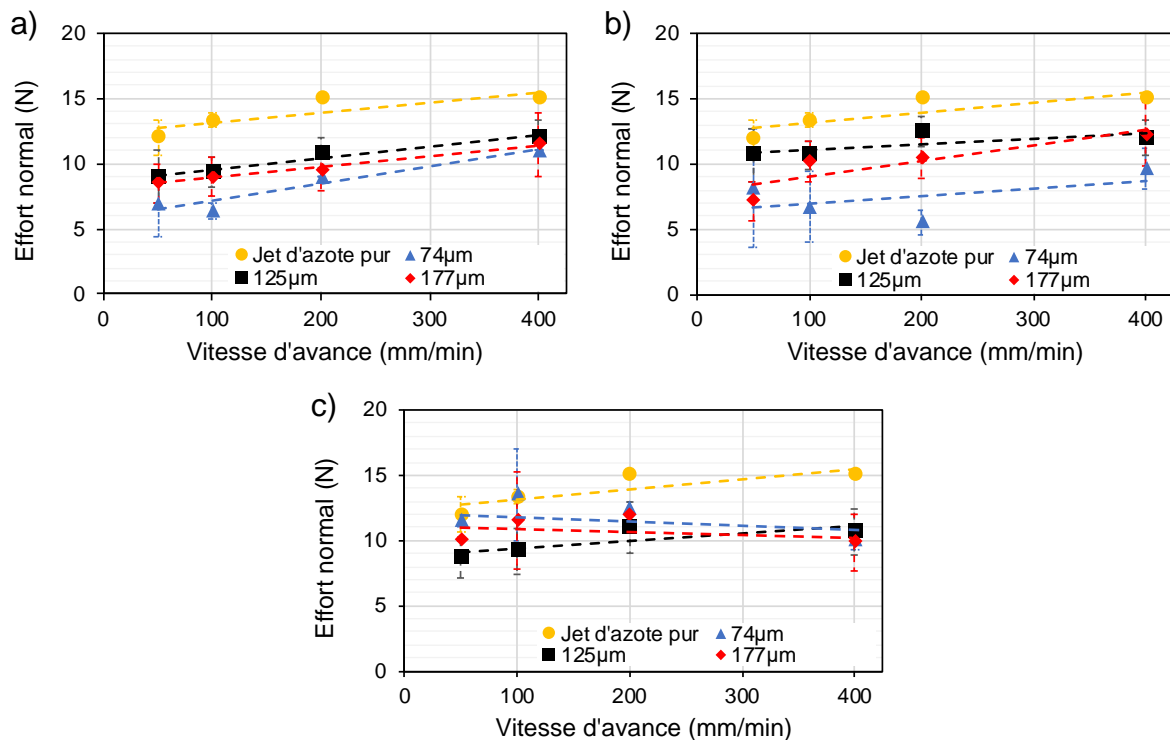


Figure 5.2 : Évolution des efforts de coupe normaux générés par un J.A.C.A. en fonction de la vitesse d'avance du jet et du diamètre des particules pour trois valeurs de débit massique des particules abrasives : a) 100 g/min ; b) 150 g/min ; c) 200 g/min. Comparaison avec les efforts de coupe normaux générés par un jet d'azote pur

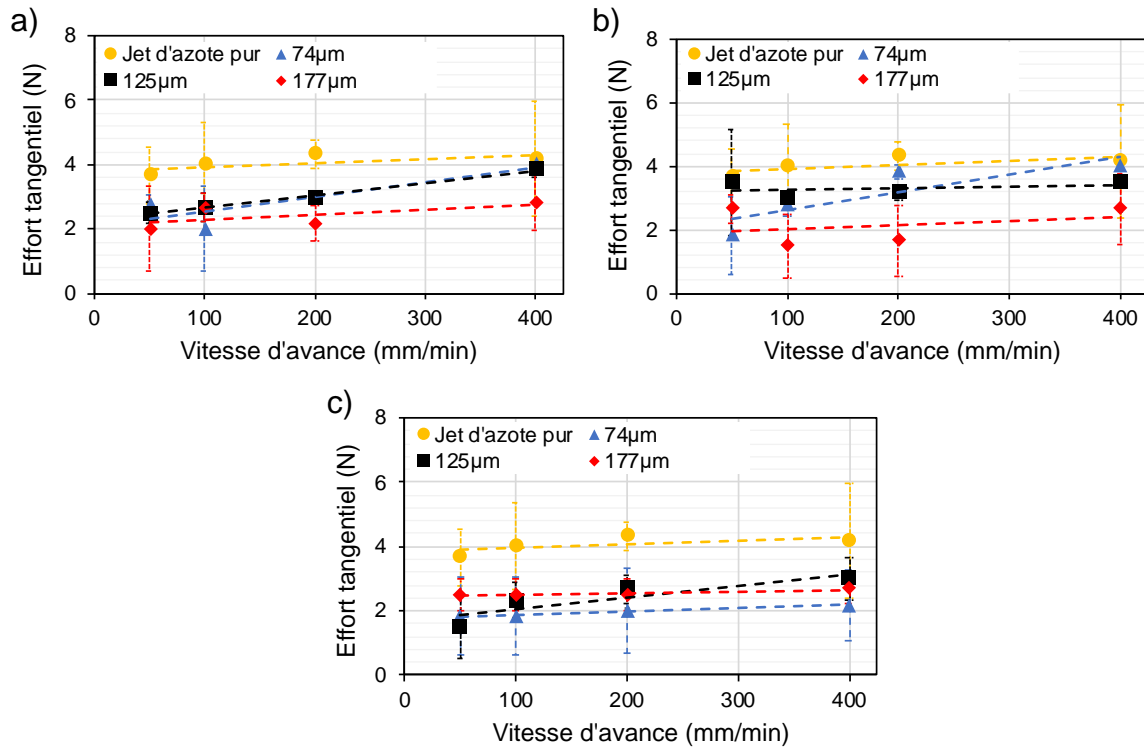


Figure 5.3 : Évolution des efforts tangentiels de coupe générés par J.A.C.A. en fonction de la vitesse d'avance du jet et du diamètre des particules pour trois valeurs de débit massique des particules abrasives : a) 100 g/min ; b) 150 g/min et c) 200 g/min. Comparaison avec les efforts de coupe tangentiels générés par un jet d'azote pur

3.3 Effet des paramètres du J.A.C.A. sur l'état microscopique des surfaces usinées

3.3.1 Effet de la vitesse d'avance

La Figure 5.4 présente des images réalisées par MEB du profil usiné des biocomposites lin/PLA par JACA pour à différentes vitesses d'avance. L'augmentation de la vitesse d'avance du jet contribue à une dégradation significative de l'état des surfaces usinées. Cette dégradation consiste en une réduction de l'efficacité de cisaillement des fibres de lin ainsi qu'une augmentation du taux de décohésion entre les fibres et la matrice. À une vitesse d'avance de 400 mm/min, les faisceaux de fibres peuvent être distingués même à faible grossissement à cause des sections déformées des fibres sur la surface usinée (Figure 5.4 – e)). Ce constat se confirme à fort grossissement avec un taux élevé d'extrémités non coupées des fibres qui restent transversalement déformées sur la surface ainsi qu'une rupture plus prononcée des interfaces entre les fibres et la matrice.

Cette rupture peut être générée par une amplification des efforts d'interaction avec le jet en surface. En effet, et comme schématisé dans la Figure 5.5, la surface du biocomposite exposée

au jet (S_{er}) est plus importante en utilisant des vitesses d'avance élevées car le jet débouche du matériau moins rapidement à cause du retard de coupe. Par conséquent, les efforts d'interaction avec le jet, qui sont plus élevés avec une avance rapide du jet (section 3.2), durent plus longtemps à chaque emplacement sur la surface usinée, ce qui contribue à une augmentation des défauts. À faible vitesse d'avance, le jet débouche plus rapidement, et la surface exposée au jet diminue, permettant une courte présence des efforts d'interaction ainsi qu'une diminution des vibrations.

L'efficacité de cisaillement des fibres de lin à faibles vitesses d'avance peut être expliquée d'un point de vue énergétique et d'un point de vue thermique. En effet, une vitesse d'avance faible offre au jet la capacité d'augmenter localement la fréquence d'interaction des abrasifs avec la matière, ce qui permet de générer une énergie suffisante pour un cisaillement efficace de la matière sans produire un retard de coupe important.

D'autre part, la réduction de la vitesse d'avance augmente le temps d'exposition du biocomposite au froid cryogénique produit par le jet d'azote et permet ainsi de refroidir encore plus le matériau comme décrit dans la section 3.1. L'étude bibliographique du chapitre 1 (section 2.3) montre que les fibres de lin se rigidifient mécaniquement avec une baisse de la température. La matrice PLA se rigidifie aussi à faibles températures à cause de sa nature thermoplastique. Les fibres et la matrice seront alors suffisamment rigidifiées par effet thermique pour produire une forte rigidité de contact outil / matière ainsi qu'un bon maintien des fibres par la matrice lors du passage du jet abrasif, ce qui limite la déformation des fibres durant la coupe.

L'aspect vibratoire est aussi important à considérer dans l'analyse des défauts induits par l'usinage avec un JACA, en particulier l'impact des ondes de choc longitudinales et transversales décrites dans le Chapitre 3. Ces ondes de choc fragilisent et endommagent les interfaces à grande vitesse d'avance sans que le taux d'enlèvement de matière ne soit assez important pour retirer les zones endommagées sur la surface. À basse vitesse d'avance, le jet s'évacue facilement, limitant la zone affectée par la propagation des ondes de chocs et par les vibrations liées aux particules abrasives. Par conséquent, le taux d'enlèvement de matière peut être suffisant pour retirer la matière endommagée à la surface.

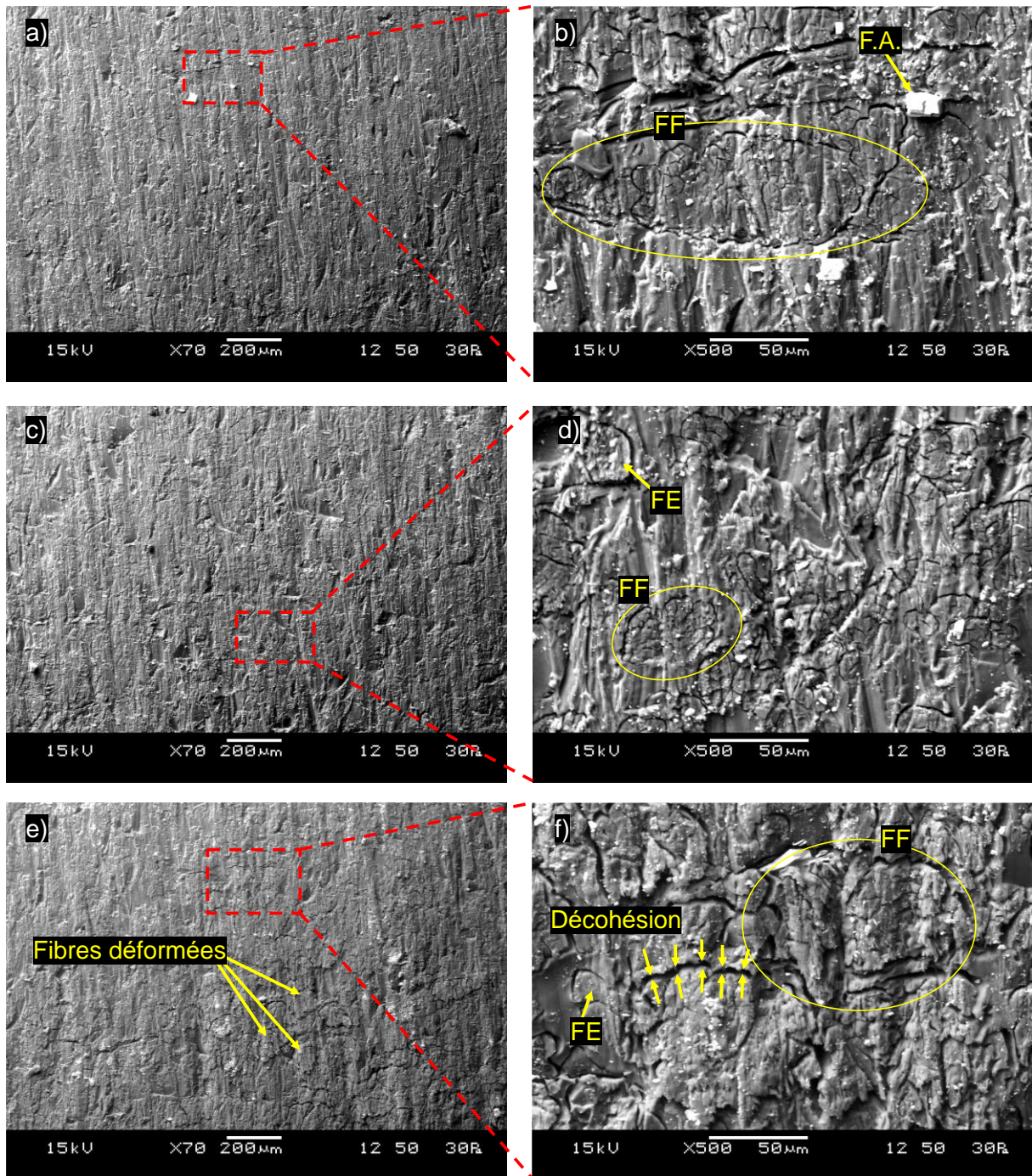


Figure 5.4 : Observations MEB réalisées au niveau de la zone médiane du profil usiné avec $D_a = 74 \mu\text{m}$ et $Q_a = 100 \text{ g/min}$ en utilisant différentes vitesses d'avances à deux grossissements : a) et b) $V_a = 50 \text{ mm/min}$, c) et d) $V_a = 200 \text{ mm/min}$, e) et f) $V_a = 400 \text{ mm/min}$. « FE » signifie fibre élémentaire, « FF » signifie faisceau des fibres, et « FA » signifie fragment d'abrasif.

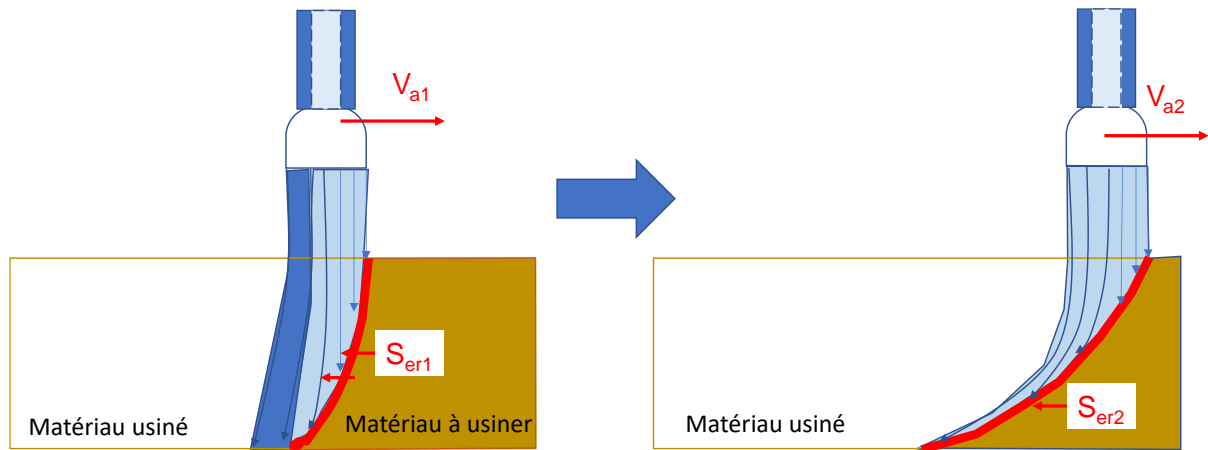


Figure 5.5 : Schématisation de l'effet de la vitesse d'avance sur la surface d'érosion

3.3.2 Effet du diamètre des abrasifs

L'impact du diamètre des abrasifs est présenté en Figure 5.6 en comparant l'état de surface généré par les trois granulométries utilisées dans cette étude. L'endommagement de la surface usinée par augmentation du diamètre moyen des abrasifs présente des aspects différents en fonction de l'échelle d'observation. À l'échelle mésoscopique (grossissement de $\times 70$), l'augmentation de la taille des particules contribue à la génération des striations sur la surface usinée et qui se caractérise par des grandes déformations inclinées et qui sont créés par labourage (bien visibles sur la Figure 5.6 – e)) avec un diamètre moyen des particules de $177 \mu\text{m}$). Ces endommagements causés par l'augmentation de la taille des particules abrasives empêchent l'apparition des fibres de lin à cette échelle, contrairement à la configuration de coupe avec des fines particules (Figure 5.6 – a)) où les fibres peuvent être distinguées sur la surface usinée. À l'échelle microscopique (grossissement de $\times 500$), les mécanismes d'endommagement générés par l'augmentation de la taille des particules abrasives se présentent principalement sous forme de zones de décohésion causées par la rupture des interfaces entre les fibres et la matrice, ainsi que des zones de grandes déformations induites par l'impact des abrasifs.

L'augmentation de la taille des particules augmente systématiquement la taille du contact lors de l'interaction entre l'outil (jet + abrasifs) et le biocomposite (fibres + matrice). Ceci se traduit par une intensification de la déformation :

- Des fibres de lin avant la coupe, ce conduit à une rupture des interfaces déjà fragilisées par effet thermique.
- De la matrice polymère par abrasion.

Cependant, et contrairement aux données de la littérature présentées dans le chapitre 1 pour les procédés traditionnels d'usinage, la déformation des fibres par augmentation de la taille du contact outil / matière ne réduit pas significativement l'efficacité de leur cisaillement lors de la coupe, ce qui est probablement dû à leur rigidification mécanique face à un environnement cryogénique.

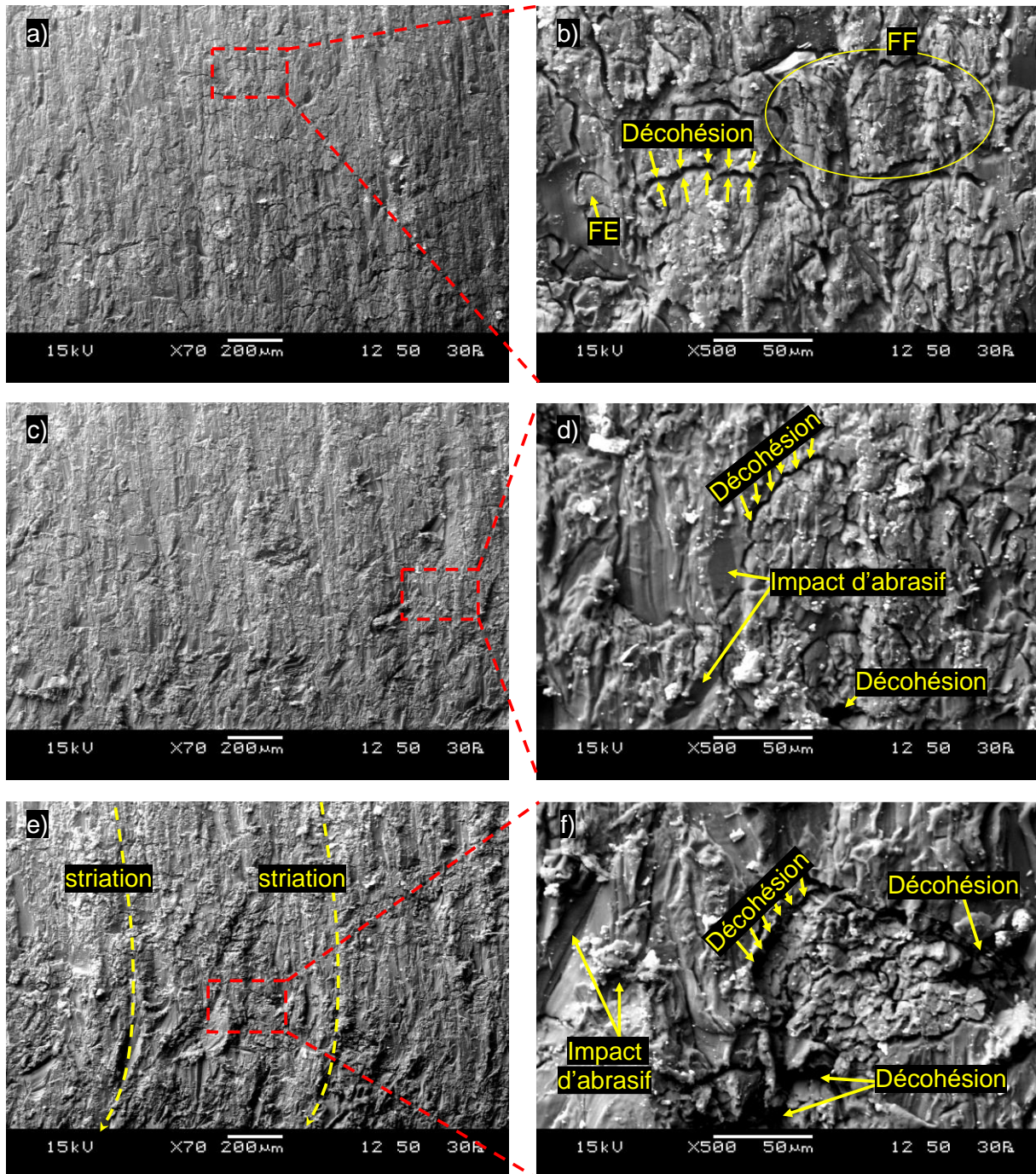


Figure 5.6 : Observations MEB réalisées au niveau de la zone médiane du profil usiné avec $V_a = 400$ mm/min et $Q_a = 100$ g/min en utilisant différents diamètres d'abrasifs à deux grossissements : a) et b) $D_a = 74\mu\text{m}$, c) et d) $D_a = 125\mu\text{m}$, e) et f) $D_a = 177\mu\text{m}$. « FE » signifie fibre élémentaire et « FF » signifie faisceau des fibres.

3.3.3 Effet du débit massique des abrasifs

La Figure 5.7 présente des observations des surfaces usinées des biocomposites lin/PLA en utilisant les trois différentes valeurs de débit massique des particules abrasives. L'augmentation du débit massique des abrasifs se traduit à l'échelle mésoscopique par une réduction des micro-stries produites par abrasion comme montré en comparant la Figure 5.7 – a) avec la Figure 5.7 – b) et la Figure 5.7 – c). À l'échelle microscopique, l'augmentation du débit massique des abrasif contribue à limiter les déformations par micro-stries, à réduire les zones de décohésion mais sans un changement notable sur l'efficacité du cisaillement des fibres de lin (Figure 5.7 – b), d) et f)).

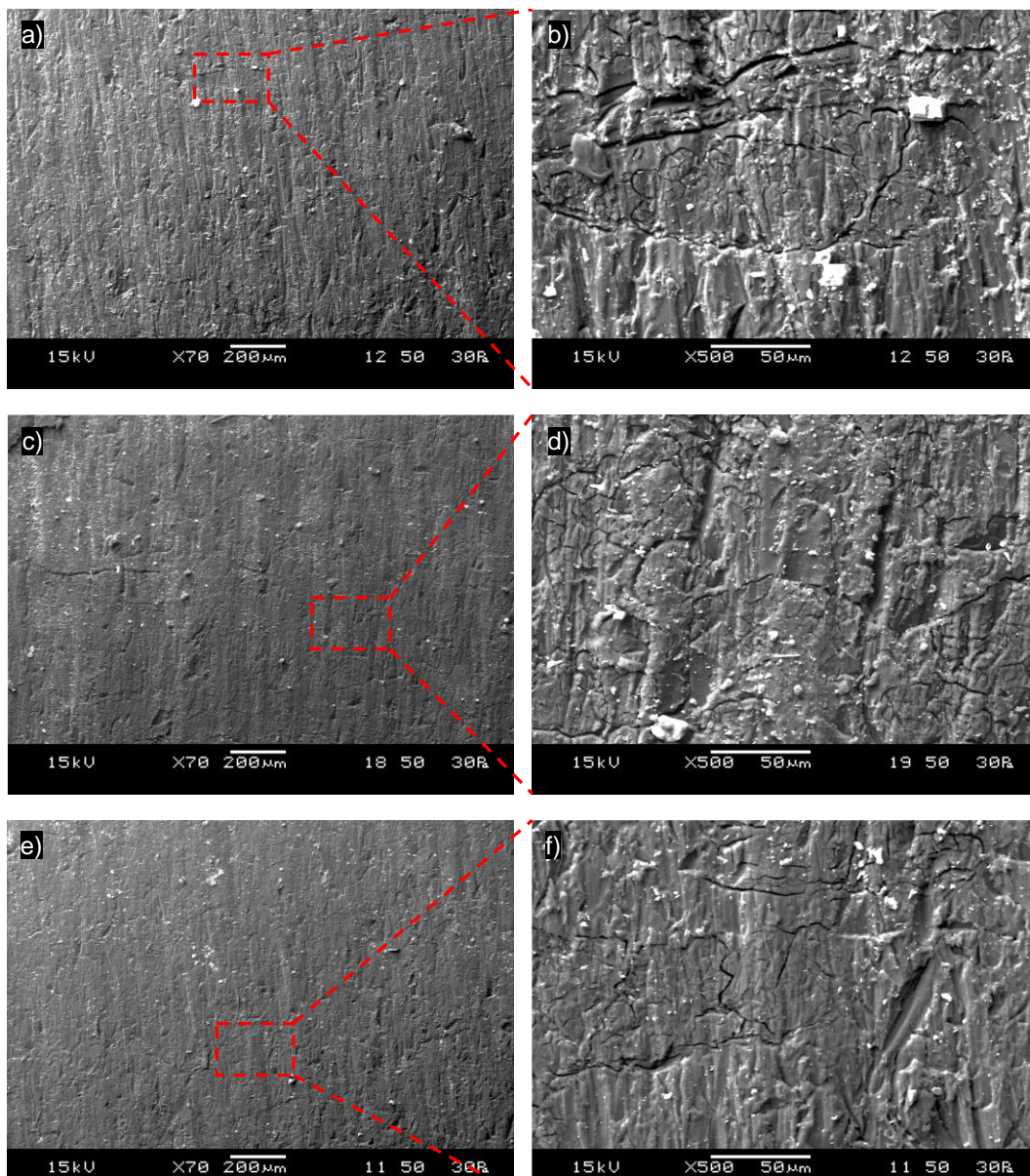


Figure 5.7 : Observations MEB réalisées au niveau de la zone médiane du profil usiné avec $V_a = 50$ mm/min et $D_a = 74$ µm en utilisant différentes de débit massique des particules à deux grossissements : a) et b) $Q_a = 100$ g/min, c) et d) $Q_a = 150$

Tous ces effets observés sur la Figure 5.7 restent moins importants que ceux observés dans le cas de la variation de la vitesse d'avance ou du diamètre des abrasifs, ce qui montre que l'effet du débit massique est moins important que les effets de la vitesse d'avance ou du diamètre des abrasifs. L'effet du débit massique des abrasifs correspond alors aux résultats obtenus en chapitre 4 et cela confirme que l'augmentation du débit massique améliore l'usinabilité du biocomposite par augmentation de la fréquence d'impact des abrasifs sur la matière, ce qui permet d'augmenter le pouvoir de coupe en générant un nombre plus important de passes de coupe par les particules abrasives lors du passage du jet.

3.4 Effet des paramètres du J.A.C.A. sur l'état topographique des surfaces usinées

Comme pour le chapitre 4, l'état topographique des surfaces usinées a été évalué en calculant la moyenne arithmétique de la rugosité de surface (S_a) sur les images topographiques obtenues par microscopie Keyence (méthodologies de mesure et de calcul détaillées en chapitre 2). La Figure 5.8 présente l'évolution du paramètre de rugosité « S_a » en fonction des paramètres considérés du J.A.C.A. Ces données confirment les résultats obtenus dans les sections précédentes puisque la rugosité de surface :

- Augmente significativement avec l'augmentation de la vitesse d'avance ;
- Augmente significativement avec l'augmentation de la taille des particules abrasives ;
- Diminue légèrement avec l'augmentation du débit massique des particules abrasives.

En effet, et comme le montre les images MEB de la section 3.3, les mécanismes physiques responsables de la formation de la rugosité des surfaces usinées par J.A.C.A. sont :

- La déformation plastique qui génère des micro-stries par abrasion et labourage lors du contact entre le biocomposite et les particules abrasives ;
- La déformation transverse des fibres de lin qui induit des extrémités non coupées des fibres sur la surface usinée ;
- La rupture des interfaces entre les fibres et la matrice qui provoquent des zones de décohésion sur la surface.

L'augmentation de la vitesse d'avance contribue à une augmentation de la rugosité des surfaces usinées par introduction d'extrémités non coupées des fibres sur la surface ainsi que des zones de décohésion. L'augmentation de la taille des particules augmente aussi la rugosité des surfaces usinées par génération de striation ainsi que des zones de décohésion. En ce qui concerne le débit massique des particules abrasives, son augmentation contribue à une

réduction de la rugosité des surfaces usinées grâce à la minimisation des micro-stries et des zones de décohésion.

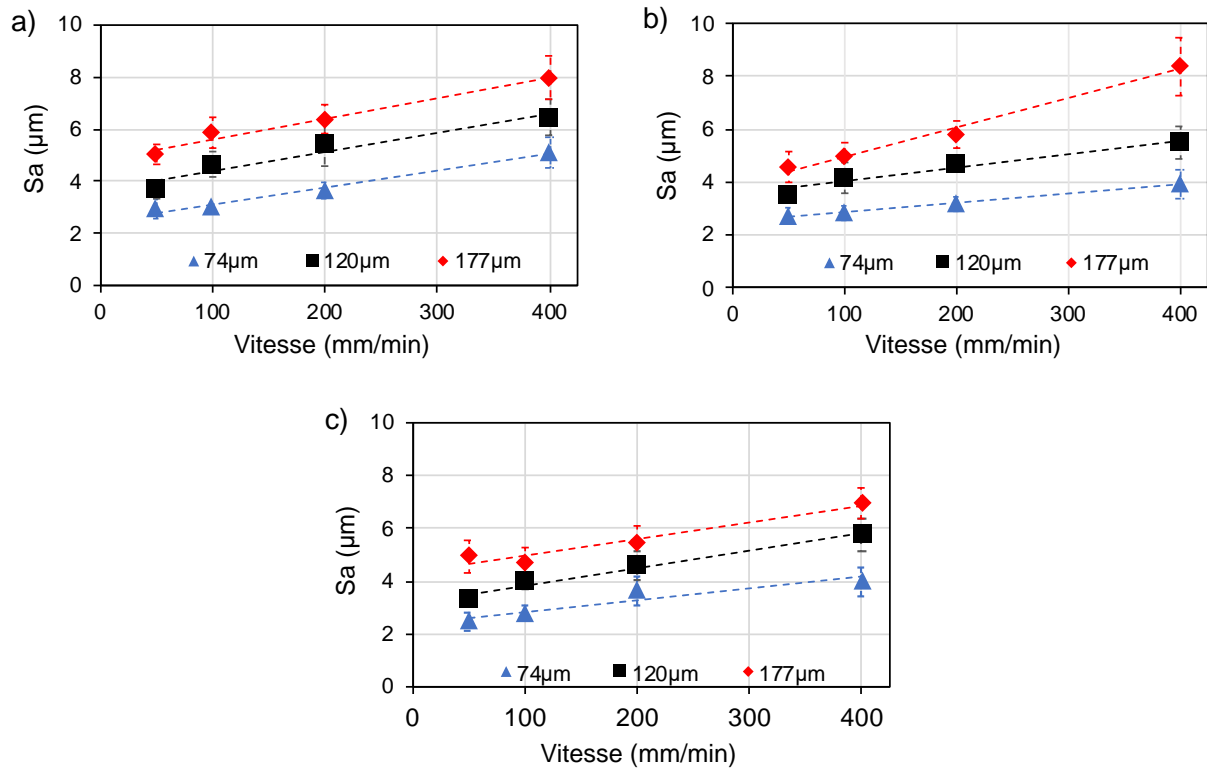


Figure 5.8 : Évolution de la rugosité moyenne arithmétique des surfaces usinées par JACA en fonction de la vitesse d'avance du jet pour les trois diamètres utilisés des particules abrasives : a) $Q_a = 100$ g/min, b) $Q_a = 150$ g/min, c) $Q_a = 200$ g/min

3.5 Modélisation analytique du comportement de coupe par jet d'azote cryogénique abrasif

Dans cette section du chapitre, deux modèles analytiques issus de la littérature seront utilisés pour analyser le comportement de coupe des biocomposites par JACA à l'aide des résultats expérimentaux présentés dans les sections précédentes. Ainsi, un modèle semi-empirique proposé par Fekaier et al. [120] et un modèle semi-empirique développé par Hoogstrate et al. [184] seront respectivement décrits et ensuite utilisés dans cette section.

3.5.1 Analyse par le Modèle de Fekaier

3.5.1.1 Description du modèle

Le modèle proposé par Fekaier et al. [120] pour l'usinage par jet de fluide s'inspire du modèle de Merchant en usinage traditionnel par coupe orthogonale pour définir un effort spécifique de coupe « k_s » généré par l'application d'un effort normal « F_n » à une surface d'érosion « S_{er} » selon l'équation (5.1).

$$F_n = k_s \times S_{er} \quad (5.1)$$

L'érosion a lieu lors du roulement d'une particule abrasive à la surface de l'échantillon. De ce fait, l'équation (5.2) définit le temps d'érosion « Δt » durant lequel une particule abrasive traverse l'épaisseur « E » d'un matériau à une vitesse « V_f » (Figure 5.9 – a)). Dans un système de coupe par jet de fluide, l'outil se déplace d'une distance « dx » à une vitesse d'avance « V_a » pendant une durée « dx » selon l'équation (5.3) comme le montre la Figure 5.9 – b). Il est alors possible de définir la surface d'application de l'effort « S_{er} » dans l'équation (5.4) en fonction du diamètre du jet hydro-abrasif « D_j », de l'épaisseur de la matière « E » et du retard de coupe modélisé par le rapport entre « V_a » et « V_f ».

$$\Delta t = \frac{E}{V_f} \quad (5.2)$$

$$dx = V_a \times dt \quad (5.3)$$

$$S_{er} = D_j \times E \times \frac{V_a}{V_f} \quad (5.4)$$

Ainsi, Fekaier a combiné les équations (5.1) à (5.4) pour obtenir la force normale « F_n » du jet calculable d'après l'équation 5.5 par analogie avec une configuration de coupe orthogonale en usinage traditionnel. « k_s » étant l'effort spécifique de coupe en N/mm² et qui s'apparente à une énergie spécifique de coupe dans le cas d'une configuration de coupe bidimensionnelle (coupe orthogonale).

$$F_n = k_s D_j E \frac{V_a}{V_f} \quad (5.5)$$

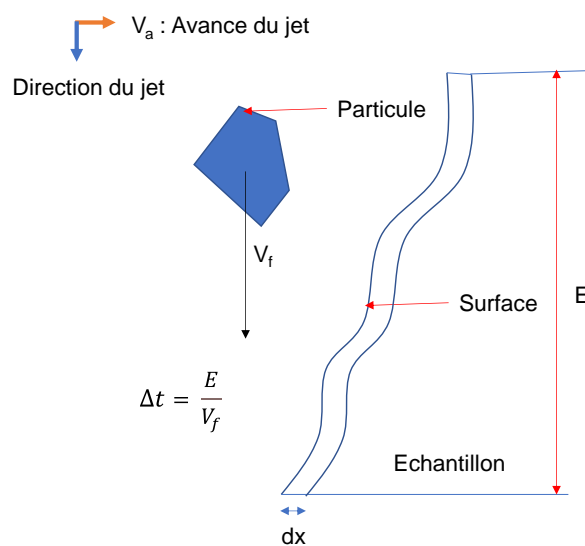


Figure 5.9 : Illustration du temps d'érosion Δt et de la surface d'érosion définie par Fekaier

Par conséquent, l'effort spécifique de coupe peut être déterminé en utilisant les équations (5.1) et (5.5) pour obtenir l'équation (5.6). Il est possible de calculer cet effort spécifique de coupe d'après la mesure de l'effort normal « F_n » appliqué lors de la coupe.

$$k_s = F_n \times \frac{V_f}{V_a} \times \frac{1}{D_j \times E} \quad (5.6)$$

Toutefois, ce modèle n'est applicable que dans le cas d'un jet homogène qui débouche entièrement la matière. Or, dans un jet hydro-abrasif, la coupe est portée par les particules abrasives qui permettent d'appliquer une concentration de contrainte, contrairement au jet pur qui est considéré continu. De plus, les particules érosives ne restent en contact avec la matière que sur une centaine de microns de distance et non sur l'épaisseur totale de l'échantillon.

3.5.1.2 Application du modèle à la découpe par J.A.C.A.

Pour faciliter l'analyse avec le modèle proposé par Fekaier, la vitesse du fluide « V_f » de l'équation (1.4). Les résultats des calculs menant à la vitesse moyenne des particules abrasives et au temps de parcours le long de l'épaisseur du composite sont donnés dans le Tableau 5.2. La pression utilisée pour calculer la vitesse du fluide d'après l'équation (1.7) est de 200 MPa. La densité du fluide provient des tables du NIST pour un fluide isochore à $P = 200$ MPa et $T = 170^\circ\text{C}$ [213]–[216] et le coefficient d'efficacité de la buse utilisé est de 0.875 d'après les données de TJFU. D'après les résultats du Tableau 5.2, la variation de la charge en abrasif a un impact modéré sur la perte de vitesse (et donc sur l'énergie cinétique du jet) ainsi que sur le temps de parcours des particules abrasives.

Tableau 5.2 : Évolution de la vitesse du fluide en fonction de la charge en abrasif

Variable	Unité	Valeur		
Q_a	g/min	100	150	200
Q_{N_2}	g/min	3.14×10^3	3.14×10^3	3.14×10^3
R	%	3	4	6
V_f	m/s	563	563	563
Δt	$\mu\text{m/s}$	8.11	8.22	8.34

Les données du tableau 5.2 ont été utilisées pour calculer le déplacement élémentaire de l'outil « dx » d'après l'équation (5.3) et obtenir la section érodée « S_{er} » d'après l'équation (5.4). La Figure 5.10 présente l'évolution de ces variables en fonction de la vitesse d'avance et le débit des abrasifs. Ces résultats montrent les limites de ce modèle qui ne prend pas en

compte la taille des particules abrasifs (et donc la surface de contact outil / matière) ainsi que les propriétés de la matière érosive. Selon Fekaier, le jet interagit en entier avec la surface sur l'épaisseur entière du composite.

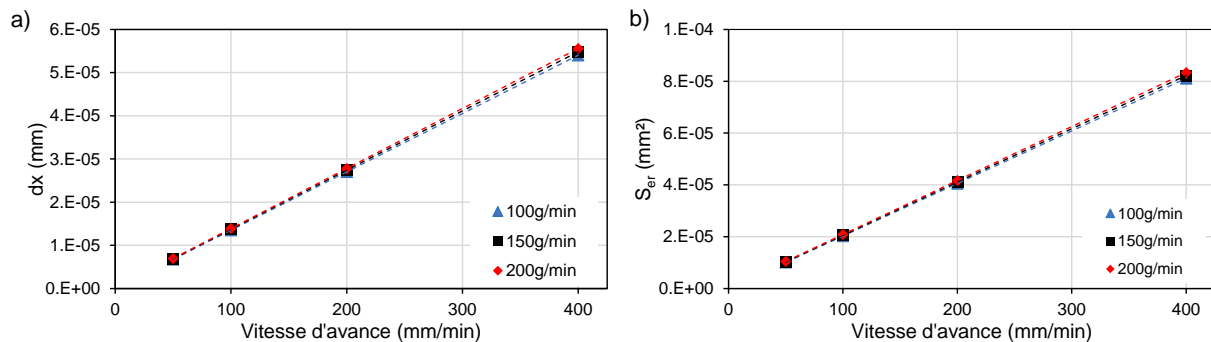


Figure 5.10 : Évolution en fonction de la vitesse d'avance et du débit massique des abrasifs : a) du déplacement élémentaire calculé ; b) de la section érodée d'après le modèle de Fekaier

Ainsi, le calcul de l'effort spécifique à partir de l'équation (5.6) en utilisant les efforts normaux obtenus en Figure 5.2 donne des ordres de grandeur de 10^6 N/mm² alors que la littérature propose des ordres de grandeurs de quelques dizaines à quelques centaines de N/mm² d'après Hashish [110], [234], Pahuja et al [136] et Hoogstrate [184] pour une pression de 200 MPa et une épaisseur de coupe inférieure à 5 mm.

Les propriétés érosives du jet semblent être surestimées dans le cas d'un J.A.C.A. En effet, dans un usinage par jet de fluide abrasif, les copeaux sont principalement enlevés par l'interaction avec les particules abrasives. L'enlèvement de matière est produit par un régime mixte qui combine l'érosion et l'abrasion, ce qui génère des surfaces érodées et des copeaux de l'ordre de quelques μm^2 comme vu dans les images MEB de chapitre et du chapitre 4. Or d'après Fekaier, la surface spécifique d'érosion correspond à un ordre de grandeur de $0.001\mu\text{m}^2$, ce qui est largement inférieure aux observations obtenues dans cette étude. Pour utiliser ce modèle, il convient de redéfinir la section érodée en prenant en compte le mécanisme d'enlèvement de matière par abrasion. De plus, ce modèle ne prend en compte ni les propriétés géométriques des particules abrasives, ni les propriétés thermomécaniques du contact lors de la coupe par J.A.C.A.

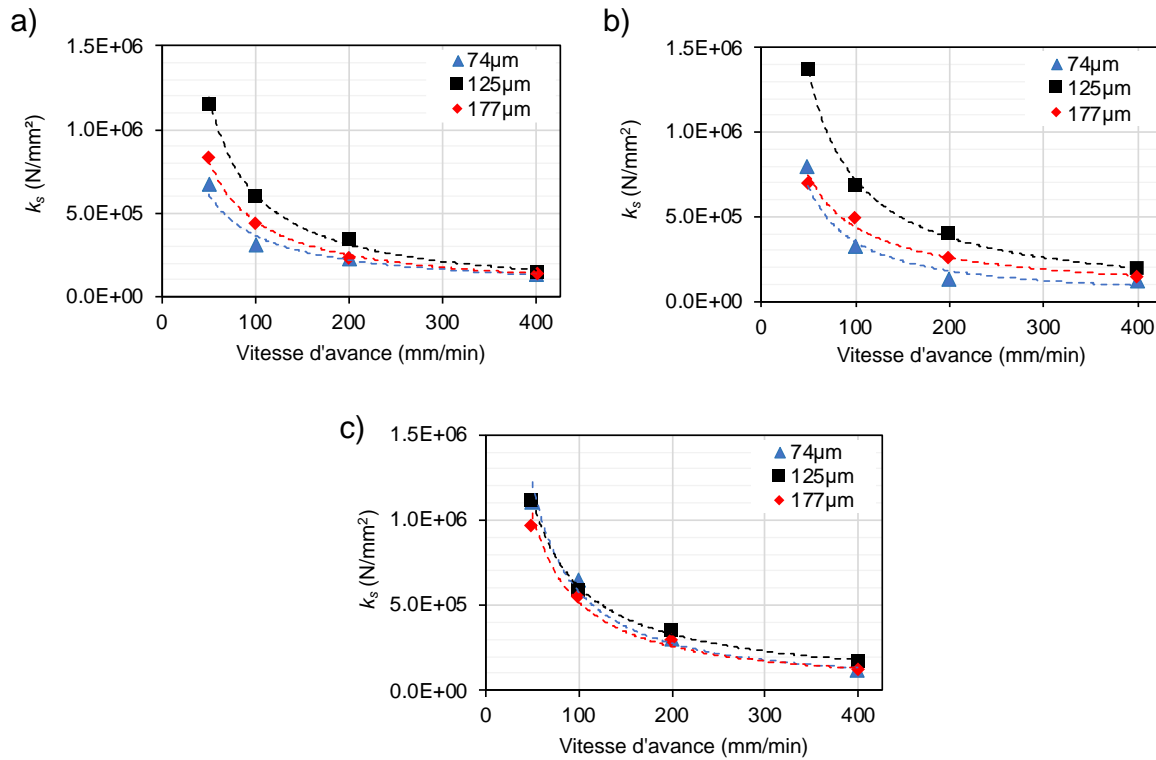


Figure 5.11 : Évolution de l'effort spécifique de coupe en fonction de la vitesse d'avance calculé d'après le modèle de Fekaier pour différents diamètres de particules abrasives. a) $Q_a = 100$ g/min ; b) $Q_a = 150$ g/min et c) $Q_a = 200$ g/min

3.5.2 Analyse par le modèle de Hoogstrate

3.5.2.1 Description du modèle

Hoogstrate et al [184] ont proposé un autre modèle se basant sur le calcul de l'énergie cinétique du jet et de la dissipation de l'énergie causée par les pertes dans la chambre de mélange et dans le canon de focalisation.

Or d'après Hoogstrate et al. [184], la vitesse du fluide mélangé aux particules « V_{fa} » est inférieure à la vitesse du fluide « V_f » et peut être calculée par l'équation (5.7) à l'aide du taux de charge en particules abrasives « R » et du coefficient de transfert d'énergie « ζ ». Le coefficient « ζ » peut être déterminé en calculant le rapport entre l'effort normal appliqué par un jet abrasif « $F_{n(a)}$ » et par un jet pur « $F_{n(f)}$ » selon l'équation (5.8). D'après Hashish [110], pour un jet d'eau avec une buse de 0.359 mm de diamètre et une pression de 200MPa, le coefficient ζ est d'environ 79%. Il représente l'énergie dissipée par les particules au sein du système.

$$V_{fa} = \zeta \frac{1}{1+R} V_f \quad (5.7)$$

$$\zeta = \frac{F_{n(a)}}{F_{n(f)}} \quad (5.8)$$

En considérant que la coupe est portée par les particules abrasives, il faut définir le taux de charge « R » comme étant le ratio entre la masse des particules abrasives « m_a » et la masse du fluide « m_f », ce qui correspond au ratio entre débit massique des abrasifs « Q_a » et le débit massique du fluide « Q_f » selon l'équation (5.9). Ce ratio est utilisé par de nombreux auteurs tels que Hashish [110], [136], Momber et Kovacevic [115] ainsi que Hoogstrate [184]. Ce taux de charge impacte directement l'énergie du jet ainsi que le transfert de l'énergie entre le fluide et les particules abrasives au travers de la vitesse du fluide abrasif de l'équation (5.3).

$$R = \frac{m_a}{m_f} = \frac{Q_a}{Q_f} \quad (5.9)$$

Pour ce faire, l'équation (5.10) définit un coefficient d'efficacité « C » de la coupe en fonction du taux de charge en abrasifs « R ». Il est pris en compte avec le coefficient de transfert d'énergie « ζ » [136], défini dans l'équation (5.8), pour déterminer l'énergie réelle du jet selon l'équation (5.11) ainsi que le coefficient d'efficacité de transfert de l'énergie aux particules « μ » selon l'équation (5.12). $E_{a(Pahu)}$ et $E_{(fluide)}$ dans l'équation (5.11) représentent respectivement l'énergie du jet abrasif « $E_{a(Pahu)}$ » et l'énergie d'un jet pur « E_{fluide} » décrite dans l'équation (1.7).

$$C = \frac{R}{(1 + R)^2} \quad (5.10)$$

$$E_{a(Pahu)} = \frac{R\zeta^2}{(1 + R)^2} E_{(fluide)} \quad (5.11)$$

$$\mu = \frac{R\zeta^2}{(1 + R)^2} \quad (5.12)$$

Si les coefficients de pertes d'énergie ne sont pas pris en compte, l'énergie du flux de particules abrasives « E_a » peut être calculée à l'aide de l'expression (5.13) à partir de la masse de particules abrasives « m_a » et de la vitesse du flux abrasif « V_{af} ». L'énergie spécifique du jet par unité de surface selon Hoogstrate « $E_{s(Hoog)}$ » peut donc être calculée en J/mm^2 à l'aide de l'équation (5.14) avec « P_a » la puissance générée par les particules abrasives, « d_f » le diamètre du canon de focalisation, et « V_a » la vitesse d'avance du jet. La

Puissance « P_a » peut être définie comme la puissance transmise aux particules abrasives par le jet de fluide « P_f » selon l'équation (5.15).

$$E_a = \frac{1}{2} m_a v_{af}^2 \quad (5.13)$$

$$E_{S(Hoog)} = \frac{P_a}{d_f V_a} \quad (5.14)$$

$$P_a = \mu P_f \quad (5.15)$$

La puissance du fluide « P_f » peut également être calculée comme étant le produit entre le débit du fluide « Q_f » et sa pression « p_f » selon l'équation (5.16) [109]. Le débit d'un fluide à haute pression dépend, d'après l'équation (5.17), de la section de la buse utilisée « A_b » et de la vitesse du fluide « V_f ». La puissance de l'abrasif peut donc être calculée à l'aide de l'équation (5.18)

$$P_f = Q_f \times p_f \quad (5.16)$$

$$Q_f = V_f \times A_b \quad (5.17)$$

$$P_a = \mu p_f V_f A_b \quad (5.18)$$

3.5.2.2 Application du modèle à la découpe par JACA

Afin d'appliquer le modèle proposé par Hoogstrate, le taux de charge « R » calculé précédemment a été utilisé pour le calcul du coefficient d'efficacité de la coupe tel que présenté dans le Tableau 5.3. La masse des particules abrasives « m_a » a été déterminée à partir de la masse des particules disponibles en 1s dans le jet, soit : $\frac{Q_a}{60}$.

La puissance du fluide a été calculé à l'aide de l'équation (5.16) pour un débit d'azote de 0.052 g/s calculé à partir de l'équation (5.17) à l'aide de « V_f » et de l'aire de la buse de $9.62 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2$ pour une buse de 0.35mm de diamètre et une pression de 200 MPa. La puissance du jet pur est donc d'environ 10.84 kJ/s, ce qui est cohérent avec les ordres de grandeurs de 17 à 50 kJ/s donnés par Henning et al. pour une pression de 400 MPa [235].

Ensuite, l'équation (5.11) est utilisée pour prendre en compte les pertes énergétiques dû aux collisions et au frottement. Le coefficient de transfert d'énergie « ζ » a été calculé via l'équation (5.8) en utilisant les efforts normaux obtenus en Figure 5.2. Les vitesses du jet abrasif obtenues sont les mêmes que celles calculées dans la section précédente.

A titre de comparaison, les énergies cinétiques du jet de fluide pur, du jet de particules et du jet de fluide abrasif (fluide + particule) sont calculées pour visualiser l'évolution de l'énergie

du jet distribué entre l'azote et les particules. Effectivement, près de la moitié de l'énergie semble dispersée en considérant l'écart entre $E_{a(Pahu)}$ et E_{ac} dans les résultats du Tableau 5.3. Il est donc important de prendre en compte les coefficients de dissipation d'énergie. Enfin, l'énergie totale du jet « $E_{(f+a)}$ » a été calculée à l'aide de l'équation (5.19) qui se base sur l'équation (1.4) en appliquant la règle de conservation de la masse décrite dans l'équation (5.20) avec « m_{a+f} » et « Q_{a+f} » la masse et le débit massique du mélange (fluide + abrasif) respectivement et « m_f » la masse du fluide.

$$E_{(f+a)} = \frac{1}{2} (Q_a + Q_{N_2}) V_{af}^2 \quad (5.19)$$

$$m_{a+f} = m_a + m_f \leftrightarrow Q_{a+f} = Q_a + Q_f \quad (5.20)$$

Tableau 5.3 : Résultats des calculs menant à l'obtention de l'énergie du jet abrasif

Variable	Unité			
Taux de charge en abrasif				
Q_a	g/min	100	150	200
m_a en 1s	g	1.7	2.5	3.3
R	%	3.0	4.6	6.0
$\frac{R}{(1+R)^2}$	%	2.9	4.2	5.3
Évaluation du coefficient de transfert				
V_f	m/s	563		
E_f	J	8299		
Q_f	10^{-5} Kg/m ³	5.42		
P_f	kJ/s	10.84		
V_{af}	m/s	432	426	420
Évaluation de l'énergie du jet				
$E_{a(Pahu)}$	J	89	123	155
E_{ac}	J	155	226	293
$E_{(a+f)}$	J	5029	4964	4904

La Figure 5.12 présente l'évolution de l'énergie spécifique de coupe par jet abrasif cryogénique en fonction de la vitesse d'avance selon le modèle de Hoogstrate (équation

(5.14)) pour les trois tailles des particules abrasives et les trois valeurs de débit massique considérées dans cette étude. Ces résultats montrent une forte dépendance de l'énergie spécifique à la vitesse d'avance selon une loi de régression en puissance. Une légère augmentation de l'énergie spécifique est en général observable avec l'augmentation du débit massique des particules abrasives même si la grande variabilité des efforts normaux mesurés empêche une meilleure discrimination de l'effet du débit massique des particules abrasives. Le même constat peut être conclu pour la taille des particules abrasives puisque leur effet est uniquement induit par les efforts de coupe mesurés. On note tout de même une énergie spécifique plus faible pour les particules les plus fines à 74 μm de diamètre. Cette énergie augmente avec l'augmentation du diamètre des abrasifs.

Le comportement énergétique obtenu avec cette modélisation est différent de celui bien connu en usinage par les procédés traditionnels. En effet, l'énergie spécifique de coupe en usinage traditionnel est une énergie volumique et correspond à l'énergie nécessaire pour enlever un volume unitaire de matière. Une énergie spécifique de coupe élevée en usinage traditionnel correspond alors à un cisaillement plus difficile de la matière, par conséquent, une dégradation de l'usinabilité du matériau. Dans le cas de la coupe par JACA, l'augmentation de l'énergie spécifique correspond dans cette étude à une amélioration de l'usinabilité du biocomposite. Le concept de l'énergie spécifique en jet de fluide est alors différent du concept d'une énergie spécifique en usinage par les procédés traditionnels d'usinage. Ceci peut être expliqué en partie par la nature du contact entre le jet abrasif et la matière comme expliqué par exemple pour l'effet de la vitesse d'avance dans la Figure 5.5.

En effet, l'énergie spécifique de coupe en usinage s'apparente à un effort spécifique de coupe qui est équivalent à une contrainte appliquée au matériau à usiner. Lors d'une opération découpe par un jet de fluide abrasif, le jet entre en contact avec le matériau et crée une surface d'érosion « S_{er} » qui augmente avec l'augmentation de la vitesse d'avance du jet comme montré dans la section 3.3.1. Par conséquent, la contrainte appliquée par le jet sur le matériau diminue avec l'augmentation de la vitesse d'avance par déconcentration des efforts sur une surface d'interaction plus élevée, contribuant ainsi à la diminution de l'énergie spécifique de coupe.

Le modèle proposé par Hoogstrate et al. [184] permet alors de calculer une énergie spécifique de coupe qui semble être cohérente avec les énergies connues en jet de fluide. Toutefois, il considère seulement l'énergie totale développée par le jet abrasif. Or, une grande partie de ce jet n'est pas utilisée lors de l'opération de découpe. Pour comprendre le contact à l'échelle

micromécanique de coupe entre les particules et le matériau, il est nécessaire d'investiguer l'énergie spécifique développée par une particule et l'extrapoler ensuite à la fréquence réelle d'impact. De plus, il a été démontré dans ce chapitre que la température du biocomposite en bord de coupe diminue fortement, ce qui modifie localement les propriétés mécaniques du matériau. Or, sans prise en compte des propriétés thermomécaniques du biocomposite dans la modélisation, cet effet thermique n'est pas pris en compte.

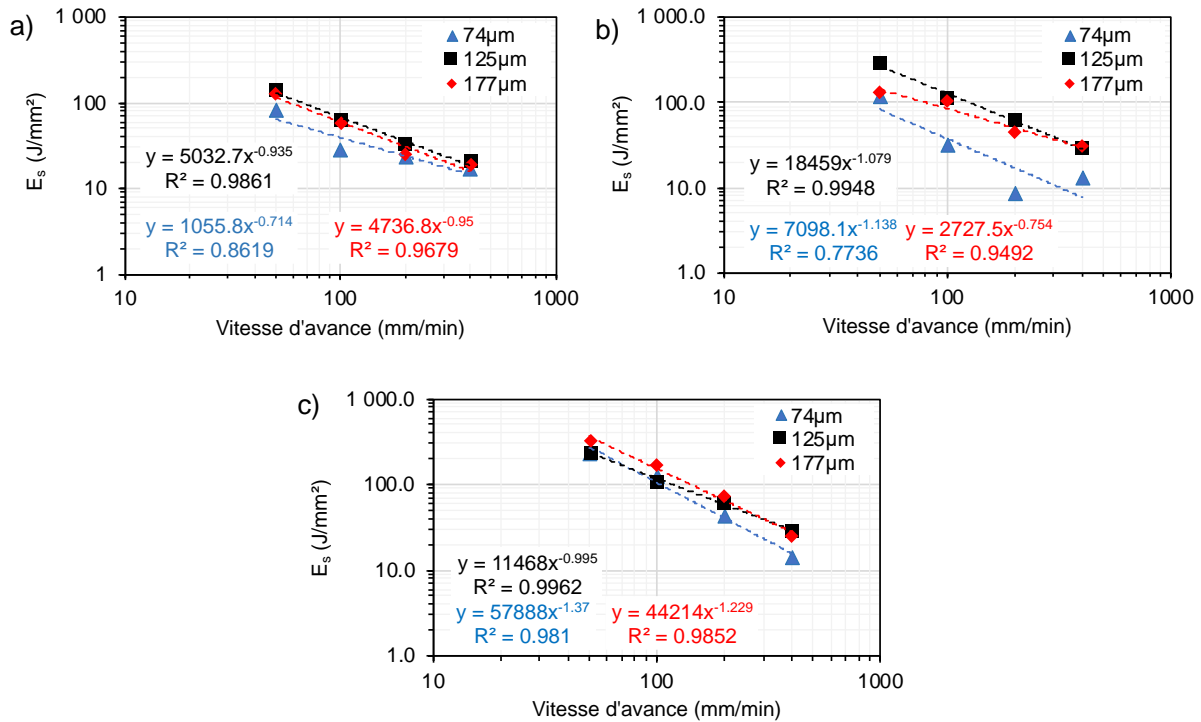


Figure 5.12 : Évolution de l'énergie spécifique de coupe calculée d'après le modèle de Hoogstrate en fonction de la vitesse d'avance, pour trois valeurs de débit massique des particules abrasives. a) 100 g/min ; b) 150 g/min ; c) 200 g/min

4 Étude comparative avec le procédé de découpe par jet d'eau abrasif

Dans cette section du chapitre, une étude comparative avec le procédé de découpe par jet d'eau abrasif (JEA) sera proposée dans l'objectif de confronter l'utilisation de l'azote liquide à l'eau qui représente le fluide standard le plus utilisé en industrie pour les procédés de découpe par jet de fluide. Cette étude comparative sera aussi l'occasion de mieux distinguer l'effet thermique induit par un jet cryogénique puisque le jet d'eau opère à température ambiante. Pour ce faire, un plan d'essai a été mis au point utilisant les paramètres décrits dans le Tableau 5.4. Le choix de ces paramètres a été basé sur les configurations de coupe optimales déterminées dans la section 3. La vitesse d'avance a été choisie comme seule variable dans ce plan d'essai car c'est le facteur qui contrôle la température du matériau lors de la coupe.

Tableau 5.4 : Récapitulatif des paramètres utilisés pour l'étude comparative avec le jet d'eau abrasif

Paramètre	Unité	Valeurs
Diamètre moyen des particules abrasives	µm	74
Débit massique	g/min	200
Vitesse d'avance	mm/min	50 – 100 – 200 – 400

Pour déterminer l'impact thermique, une caméra thermique (modèle optris 400 PI) a été utilisée dans ce plan d'essai afin de mesurer la température dans la zone active de coupe, comparé à la section 3.1. Les efforts de coupe ont été mesurés et ont été comparés aux résultats obtenus dans la section 3.2 pour la découpe par J.A.C.A. La qualité des surfaces usinées par J.E.A. sera aussi évaluée et comparée à celle des surfaces usinées par J.A.C.A., section 3.3, à travers une analyse morphologique par MEB et une caractérisation topographique par microscopie optique, ce qui permettra d'évaluer les mécanismes de coupe propres à chaque procédé.

4.1 Comparaison des températures de coupe

La Figure 5.13 présente l'évolution de la température dans la zone active de coupe en fonction de la progression du jet dans le biocomposite. La Figure 5.13 – a) montre les températures atteintes avant l'initiation de la coupe tandis que les autres images de la Figure 5.13 révèlent la température à trois longueurs de coupe différentes ((b) à 10 mm, (c) à 20 mm et (d) à 30 mm). Avant l'initiation de la coupe, le jet d'eau abrasif possède une température d'environ 46°C. Lors de l'impact du jet avec le biocomposite, la température dans la zone active de coupe augmente à ~ 52 °C et continue son évolution jusqu'à une température maximale d'environ 56 °C.

Les température obtenues par des différentes configurations de coupe au J.E.A. sont récapitulées dans la Figure 5.14 – a). La température atteinte dans la zone active de coupe semble être stable sur la longueur de coupe du biocomposite et semble aussi être indépendante de la vitesse d'avance choisie. Ainsi la température moyenne sur la longueur de coupe a été extraite pour chaque vitesse d'avance pour réaliser le graphique de la Figure 5.14 – b) qui présente une comparaison des températures générées lors d'une découpe par jet d'eau abrasif et par jet d'azote abrasif en utilisant les données de la section 3.1. Les résultats de cette comparaison montrent une différence flagrante du comportement thermique produit par les deux procédés. En effet, le jet d'eau abrasif génère une température de coupe quasiment stable

qui est d'environ 53 °C indépendamment de la vitesse d'avance, tandis que le jet d'azote abrasif induit des températures négatives fortement dépendantes de la vitesse d'avance choisie. La température aux bords de coupe avec un jet d'azote peut atteindre ~ -10 °C avec une vitesse d'avance de 400 mm/min et jusqu'à ~ -60 °C avec une vitesse d'avance de 50 m/min. Ces températures générées par les deux procédés peuvent fortement influencer le comportement du matériau biocomposite lors de la coupe. En effet, d'après l'étude bibliographique du Chapitre 1, la plage de température de transition vitreuse (T_g) des fibres de lin se trouve entre 20 et 60°C et les biopolymères qui les composent possèdent une T_g proche de 30°C pour 50% de taux de cristallinité et 10% de teneur en eau. La T_g du PLA est de 58°C et sa température de fragilisation (transition d'un comportement ductile à fragile) est de -45°C [233]. Par conséquent, les températures atteintes par le jet d'eau abrasif peuvent à la fois dégrader la matrice et la fibre en atteignant des températures qui avoisinent la température de transition vitreuse des différents composants du biocomposite. D'autre part, l'usinage par jet d'azote abrasif à faibles vitesses d'avance permet d'atteindre la température de fragilisation de la matrice PLA.

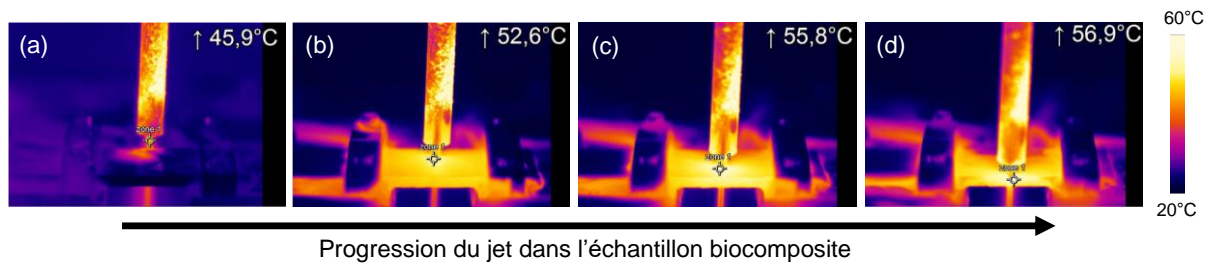


Figure 5.13 : Cartographie de la température obtenue par une caméra thermique lors de la progression du jet d'eau dans le biocomposite à une vitesse d'avance de 50 mm/min

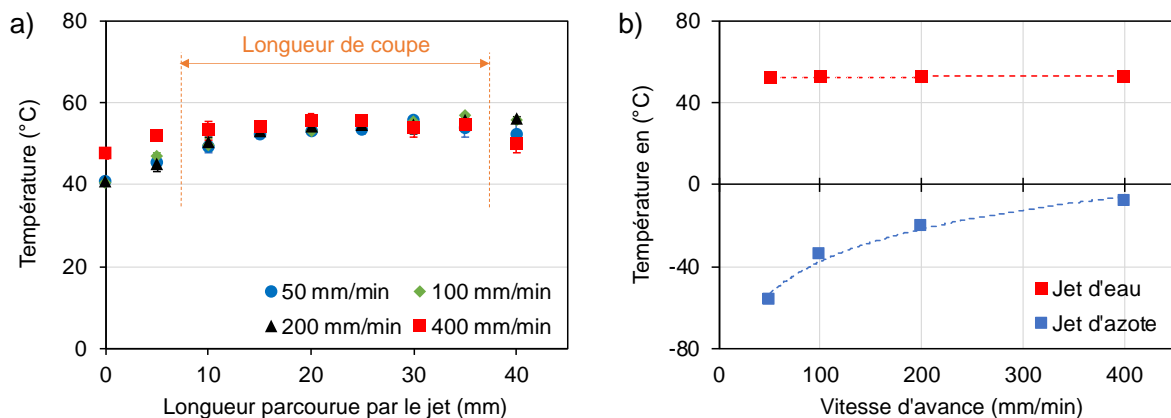


Figure 5.14 : a) Températures mesurées dans la zone active de coupe en fonction de la longueur parcouru par le jet. b) Comparaisons des températures générées par le jet d'eau abrasif et le jet d'azote abrasif en fonction de la vitesse d'avance du jet

4.2 Comparaison des efforts de coupe

La Figure 5.15 présente une comparaison entre les efforts de coupe obtenus par jet d'eau abrasif et par jet d'azote abrasif pour différentes valeurs de vitesse d'avance. Les efforts normaux, Figure 5.15 – a), ainsi que les efforts tangentiels, Figure 5.15 – b), montre que le jet d'azote abrasif génère des efforts de coupe plus élevés que le jet d'eau abrasif, en particulier pour les efforts normaux dans le sens du jet. Par conséquent, il existe un impact thermomécanique qui se traduit par une rigidification du matériau et amélioration de ses propriétés mécaniques comme expliqué dans la section 3.3.1. À basse température, les écarts-types sont plus importants lors de la caractérisation des efforts, en particulier pour les efforts tangentiels. Ceci peut être une conséquence d'une rigidification hétérogène du biocomposite lors de l'application d'un jet cryogénique. Cette section ainsi que la section précédente montre un effet thermomécanique très différent entre les deux procédés de découpe par jet de fluide. De ce fait les mécanismes de coupe seront analysés par observations microscopiques dans la section suivante afin de mettre en évidence l'impact thermomécanique sur le comportement de coupe des biocomposites.

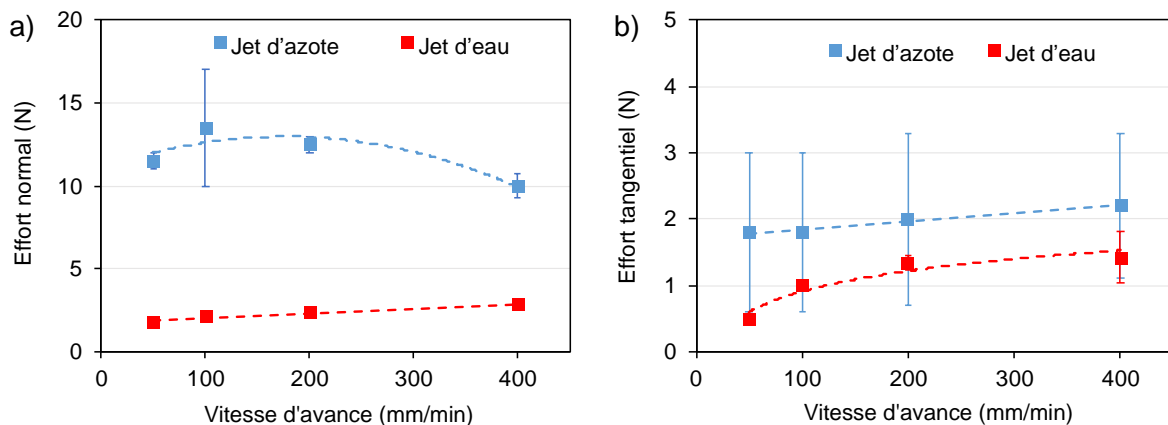


Figure 5.15 : Représentation graphique des efforts de coupe en fonction de la vitesse d'avance pour une découpe par jet d'eau et par jet d'azote avec a) les efforts normaux (sens du jet) et b) les efforts tangentiels (sens de l'avance)

4.3 Comparaison du comportement de coupe des biocomposites

La Figure 5.16 montre le bord de coupe supérieur lors d'un usinage par J.E.A., Contrairement à une coupe par J.A.C.A. (Figure 4.9), la surface usinée de la Figure 5.16 – a) montre bien des signes d'endommagement des interfaces entre fibre et la matrice. En agrandissant sur la zone d'endommagement initiale, Figure 5.16 – b), la présence de cavité indique un arrachement de fibres élémentaires lors de la coupe par JEA. Or, ce défaut n'apparaît pas lors de l'utilisation d'un jet cryogénique. En s'éloignant du bord zone d'endommagement initiale, la

Figure 5.16 – c) et la Figure 5.16 – c) montre que la décohésion par rupture des interfaces entre les fibres et la matrice devient le mécanisme principal d'endommagement.

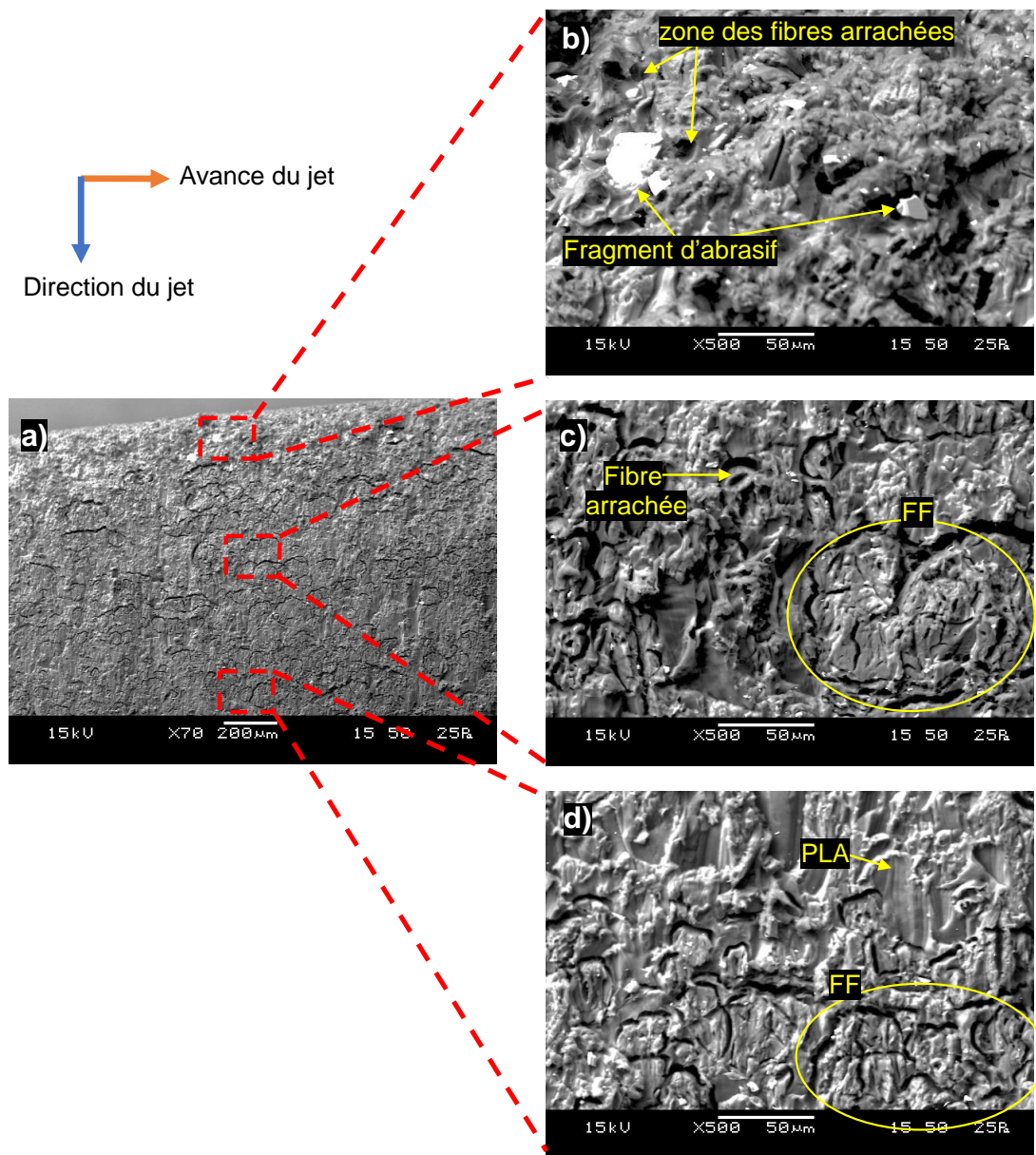


Figure 5.16 : Observation M.E.B. du bord de coupe supérieur à $V_a = 200$ mm/min avec : a) une vue globale sur le bord de coupe supérieur, b) la zone d'endommagement initiale, c) la zone de transition entre la zone d'endommagement initiale et la zone homogène, d) le début de la zone de coupe homogène

La Figure 5.17 compare les surfaces usinées par J.E.A. et par J.A.C.A. à une vitesse d'avance de $V_a = 50$ mm/min. Le profil usiné par jet d'eau, Figure 5.17 – a), présente une surface fortement endommagée par rapport à la surface usinée par jet d'azote sur la Figure 5.17 – c). A l'échelle d'un faisceau de fibre, cela se traduit sur la Figure 5.17 – b) par une forte décohésion de l'interface fibre / matrice avec une forte déformation de la section transversale

des fibres élémentaires dont la forme polygonale n'apparaît plus, tandis que les sections des fibres générées par le jet d'azote sont identifiables sur la Figure 5.17 – d). Ceci révèle une réduction significative de l'efficacité de cisaillement des fibres de lin lors de la coupe par J.E.A. et cela peut être expliqué en partie par un ramollissement thermique des composantes polymériques du biocomposites dont la température de coupe avoisine leurs températures de transition vitreuse comme décrit dans la section 4.1. Par ailleurs, le fort taux de déformation des fibres et de la matrice ne permet plus de distinguer les micro-stries créées par l'impact des particules abrasives sur la surface.

En conclusion, cette différence de comportement de coupe entre le jet d'eau et le jet d'azote peut clairement être attribuée à l'effet cryogénique induit par le jet d'azote qui permet une rigidification locale du matériau et ainsi une amélioration du cisaillement de la matière polymère par action thermomécanique.

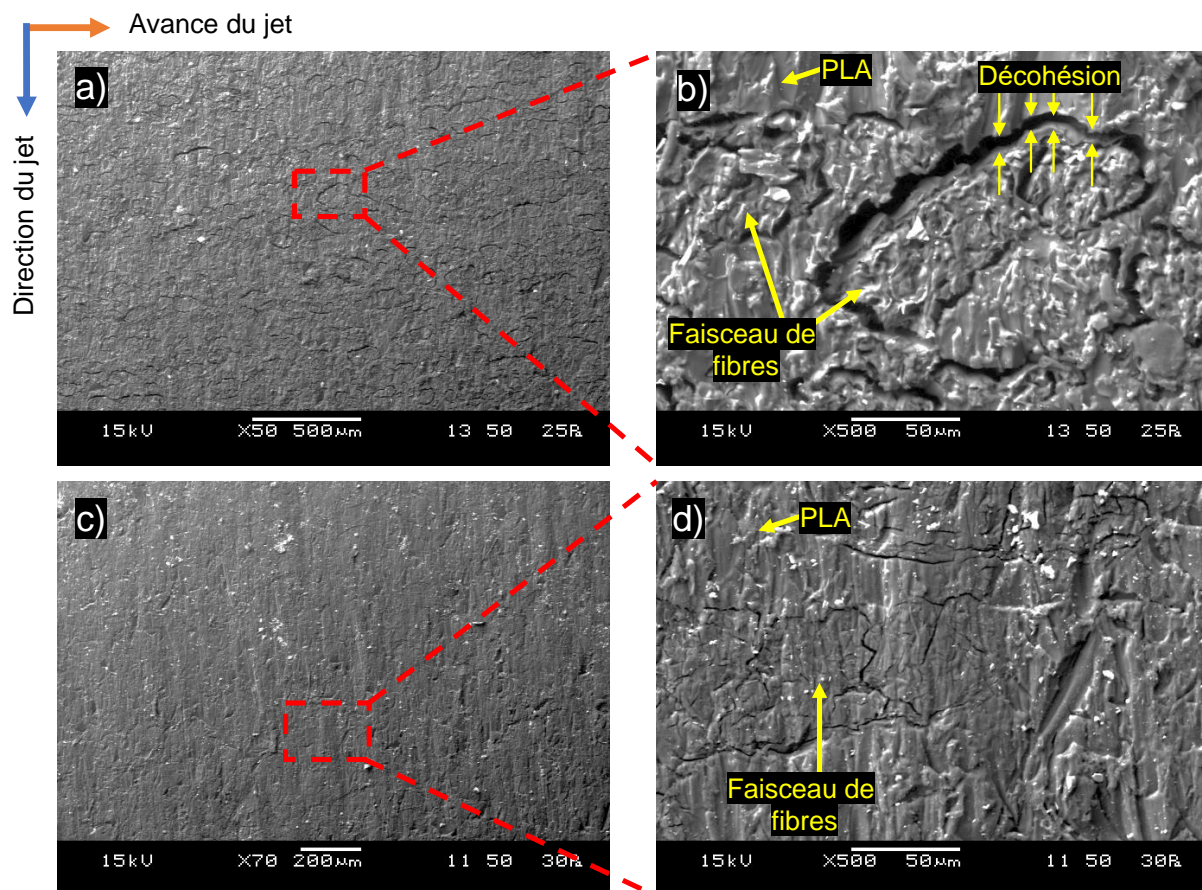


Figure 5.17 : Observation M.E.B. des surfaces usinées avec $V_a = 50$ mm/min à deux différents grossissements : a) et b) par JEA, c) et d) par JACA

4.4 Comparaison de la rugosité des surfaces usinées

La Figure 5.18 présente la rugosité moyenne arithmétique des surfaces usinées par J.E.A. en comparaison avec les résultats précédemment présentés pour l'usinage par J.A.C.A. Les mesures topographiques des surfaces usinées par J.E.A. ont été réalisées de la même manière que celles pour les surfaces usinées par J.A.C.A. Les résultats de la Figure 5.18 confirme encore une fois les constats des sections précédentes et montre une augmentation considérable de la rugosité des surfaces usinées en utilisant le jet d'eau abrasif à la place d'un jet d'azote abrasif. Ceci montre que le couplage thermomécanique ayant lieu lors de la découpe d'un biocomposite par J.A.C.A. permet d'améliorer les mécanismes de coupe des fibres végétales sans provoquer de délaminage ni de ruptures importantes des interfaces. Au contraire, lors d'un usinage par jet d'eau, la force hydrostatique du jet est suffisante pour rompre ces interfaces, dégradant ainsi la qualité globale de la surface usinée.

Il est important de noter que l'endommagement important des interfaces avec un jet d'eau abrasif peut également être induit par un effet hygrométrique qui peut être activé par le contact du biocomposite avec les molécules d'eau comme expliqué dans l'étude bibliographique du chapitre 1. La diffusion d'eau dans la structure composite peut détériorer la qualité des interfaces. Néanmoins, cette hypothèse est peu probable car l'absorption d'eau dans le biocomposite nécessite un temps d'exposition à l'environnement humide qui est en général largement supérieur au temps de passage de l'outil de jet de fluide dans la matière.

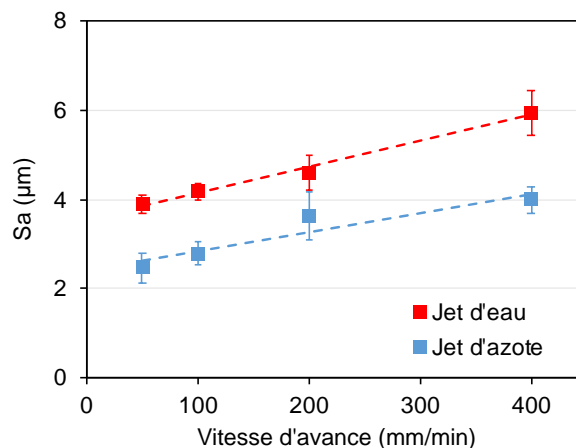


Figure 5.18 : Comparaison de la rugosité S_a des surfaces usinées par JEA et par JACA en fonction de la vitesse d'avance

5 Conclusion

Dans ce chapitre, une analyse expérimentale thermomécanique a été conduite via un banc d'essai instrumenté pour la découpe par jet d'azote abrasif afin de pouvoir déterminer l'effet thermomécanique généré ainsi que son influence sur l'usinabilité des biocomposites. Les

résultats de ce chapitre montrent une réduction significative de la température dans la zone active de coupe par jet d'azote abrasive. Cette baisse de température est principalement contrôlée par la vitesse d'avance du jet. En comparant avec un usinage par jet d'eau, cette réduction de température permet d'améliorer considérablement l'usinabilité des biocomposite en rigidifiant les composants polymériques du matériau par action thermomécanique. Ce qui se traduit par un cisaillement efficace des fibres végétales, une réduction de la déformation de la matrice polymère et une diminution de l'endommagement des interfaces entre les fibres et la matrice.

Ce chapitre a permis aussi d'aborder une modélisation mécanique du procédé de coupe par jet d'azote abrasif avec un modèle mécanique macroscopique proposé dans la littérature. D'un point de vue mécanique, le jet d'azote abrasif peut être évalué par l'énergie spécifique de coupe générée par le jet et ses particules accélérées. Cependant, cette approche ne montre pas le même comportement par rapport à l'usinage par les procédés traditionnels. En effet, l'énergie spécifique de coupe en usinage par les procédés traditionnels indique une amélioration de l'usinabilité quand cette énergie spécifique devient minimale est stable selon le principe du couple outil-matière. Dans le cas du jet d'azote abrasif ainsi que des jets de fluide abrasifs en général, l'analyse énergétique montre qu'une énergie spécifique importante est nécessaire pour obtenir un bon état de surface. Ceci est dû à la différence de la nature du contact outil /matière entre un usinage par les procédés traditionnels et un usinage par jet de fluide.

La modélisation du procédé de découpe par jet d'azote nécessite la prise en compte du couplage thermomécanique qui modifie fortement le comportement de coupe des biocomposites en agissant sur les propriétés thermomécaniques des fibres végétales et de la matrice polymère.

Conclusion générale et perspectives

Le travail réalisé dans cette thèse constitue une application en « avant-première » d'une technologie de découpe cryogénique innovante pour l'usinage des biocomposites. Ce choix de procédé a été motivé par la difficulté d'usiner ces matériaux par les procédés traditionnels à cause de la structure cellulosique multiéchelle et complexe d'un renfort fibreux végétal au sein d'un biocomposite. En effet, l'état de l'art réalisé dans ce mémoire de thèse a montré que l'usinage des biocomposites génère une forte déformation transverse des fibres ainsi qu'une rupture importante des interfaces sur les surfaces usinées. Ce défaut a été attribué à la taille du contact lors de l'interaction outil / matière ainsi qu'à la température de coupe qui provoque un ramollissement thermique des composants polymériques du biocomposite. Afin de réduire à la fois la température induite par usinage et la taille du contact outil / matière lors de la coupe, un procédé de coupe par jet d'azote cryogénique est proposé dans cette thèse. Cette technologie représente en plus une alternative écologique à l'utilisation de l'eau comme fluide de coupe dans les procédés d'usinage par jet de fluide. Toutefois, ce procédé reste méconnu pour la découpe des matériaux durs et difficiles à usiner.

Pour tous ces raisons, et vu le manque de données scientifiques sur ce sujet dans la littérature, une étude exploratoire a été réalisée dans un premier temps pour valider la faisabilité d'un tel procédé dans le cas de l'usinage des biocomposites. Dans cette étude exploratoire, un jet d'azote pur et un jet d'azote chargé en abrasifs ont été utilisés pour évaluer le pouvoir de coupe sur un biocomposite en fibres unidirectionnelles de lin et matrice PLA. Il a été démontré dans cette étude que le jet d'azote pur n'est pas suffisamment énergétique pour découper un biocomposite sans l'endommager. L'ajout des particules abrasives a permis d'augmenter fortement le taux d'érosion du jet et diminuer aussi l'endommagement observé sur les surfaces usinées. De plus, une comparaison entre des particules de grenat et des particules provenant de coquilles de noix a montré que le taux d'érosion s'améliore significativement avec les particules de grenat. Ce résultat est attribué à la dureté du minéral, largement supérieure à celle des coquilles de noix. À l'issue de cette étude, le procédé de découpe par jet d'azote chargé en particules de grenat a été retenu pour la suite des travaux de la thèse.

Ainsi, une étude statistique a été réalisée sur l'application d'un jet d'azote abrasif afin d'analyser l'effet des paramètres du procédé sur l'usinabilité d'un biocomposite en termes de rugosité des surfaces usinées. Cette étude a révélé la complexité de l'étude d'un tel procédé puisque les interactions entre les différents paramètres sont significatives. Pour une première étude scientifique sur le sujet, la sélection a été limitée pour la suite de l'étude aux trois paramètres principaux les plus influents. Il s'agit du diamètre des particules abrasives, du débit massique des particules abrasives et de la vitesse d'avance du jet. Une analyse morphologique des surfaces usinées a permis ensuite d'identifier les mécanismes de formation de la rugosité de surface induits par la variation de ces paramètres principaux.

Ces paramètres principaux ont été utilisés à la fin de ces travaux de thèse pour conduire une analyse thermomécanique de la coupe d'un biocomposite par jet d'azote cryogénique abrasif afin de pouvoir identifier les phénomènes physiques à l'origine du comportement de coupe des biocomposites. Cette analyse thermomécanique a été réalisée en instrumentant le banc d'essai du jet d'azote cryogénique afin de mesurer les efforts de coupe et la température dans la zone active de coupe. L'acquisition des données thermiques montrent un fort refroidissement du matériau dans la zone active de coupe et qui dépend principalement de la vitesse d'avance. En effet, la température atteint des valeurs d'environ -10°C pour une vitesse d'avance élevée (400 mm/min) et des valeurs autour de -60°C à faible vitesse d'avance (50 mm/min). L'état de l'art du premier chapitre de ce mémoire révèle une dépendance des propriétés mécaniques des différents composants polymériques du biocomposite à la température. De ce fait, la rigidification de ces composants par effet thermomécanique contribue à une amélioration de l'usinabilité du biocomposite en augmentant l'efficacité du cisaillement des fibres et en la rendant moins dépendante de la taille du contact avec l'outil. Ceci a été validé lors d'une étude comparative avec le procédé de coupe par jet d'eau. Néanmoins, les températures cryogéniques atteintes lors du passage du jet d'azote participent aussi à une fragilisation des interfaces entre les fibres et la matrice, ce qui favorise leur rupture sous certaines conditions de coupe.

L'usinage par jet d'azote cryogénique a montré lors des travaux de cette thèse un fort potentiel par rapport au jet d'eau et aux procédés traditionnels d'usinage pour la coupe et la mise en forme des matériaux biocomposites. Il reste néanmoins un long travail d'analyse et de caractérisation à achever afin de mettre ce procédé au point pour une utilisation industrielle. Les trois axes de recherches suivants peuvent être envisagés pour compléter les données de ces travaux de thèse et élargir ainsi le champ de maîtrise et de compréhension de ce procédé :

- Caractérisation mécanique des biocomposites dans un environnement cryogénique :

Afin de mieux comprendre le comportement de coupe des biocomposites lors d'un usinage par jet d'azote, il est nécessaire de caractériser le comportement mécanique de ces matériaux dans un environnement cryogénique. Des essais mécaniques à très basses températures avec différents types de sollicitation (traction, compression, cisaillement, ...) et différents modes de sollicitation (statique, dynamique) à différentes échelles (fibres élémentaire, fibre technique, matrice seule ainsi que toute la structure composite) permettront de révéler la réponse thermomécanique multiéchelle d'un biocomposite ainsi que le rôle de chacune de ses composants lors d'une sollicitation mécanique cryogénique.

- Instrumentation avancée du banc de coupe par jet d'azote cryogénique

Lors des essais de coupe avec banc instrumenté dans ce travail de thèse, il s'est avéré que les tables dynamométriques, initialement conçues pour l'analyse de l'usinage par les procédés traditionnels, présentent une grande variabilité dans les mesures à cause de leur sensibilité au froid cryogénique. Il serait nécessaire dans les prochaines études de s'orienter vers des techniques et des technologies de mesure mécaniques spécialement adaptées à un environnement cryogénique. Aussi, le banc d'essai peut offrir une base de données expérimentales plus complète et solide en l'instrumentant aussi pour une mesure vibratoire puisque l'aspect vibratoire doit être pris en compte dans le cas d'un jet de fluide abrasif.

- Modélisation de la coupe des biocomposites par jet d'azote cryogénique

Les modèles issus de la littérature et proposés dans ce travail de thèse pour application à l'étude de la coupe par jet d'azote cryogénique ont montré leurs limites de fonctionnement puisque différents aspects de coupe ne sont pas pris en compte, notamment :

- La nature d'un fluide cryogénique ;
- Les très basses températures générées aux bords de coupe ;
- Le comportement thermomécanique du matériau à usiner ;
- La taille des abrasifs qui influence le comportement de coupe des biocomposites.

De ce fait, et en considérant tous ces aspects avec les deux axes de recherche proposés précédemment, il serait possible de travailler sur le développement d'une modélisation thermomécanique capable de reproduire tous les couplages forts en usinage par jet d'azote cryogénique des biocomposite pour une analyse plus robuste de ce procédé innovant.

Références

- [1] Bcomp, « Sustainable Lightweighting for High Performance », *Bcomp*. <https://www.bcomp.ch/> (consulté le 19 octobre 2022).
- [2] Zodiac aerospace, « LE LIN, LA VOIE OUVERTE AUX ÉCO-COMPOSITES », *Rapport annuel*, 2014 2013. http://www.nxtbook.fr/newpress/ZODIAC_AEROSPACE/RAPPORT_ANNUEL-2013_2014-CARNET_DE_VOYAGE/index.php?device=accessible&pg=89 (consulté le 19 octobre 2022).
- [3] F. Chegdani, « Analyse multiéchelle de l'usinage des matériaux biosourcés: Application aux agrocomposites », thesis, Paris, ENSAM, 2016. Consulté le: 7 février 2020. [En ligne]. Disponible sur: <http://www.theses.fr/2016ENAM0043>
- [4] Amen Chebby-allah et M. E. Mansori, « Contribution à l'étude de l'effet hygrométrique sur l'usinabilité des agrocomposites par approches expérimentale et numérique », Arts et Métiers ParisTech, 2021.
- [5] A Vinod, Sanjay M. R, et J. Parameswaranpillai, « Renewable and Sustainable Biobased Materials: An Assessment on Biofibers, Biofilms, Biopolymers and Biocomposites », *J. Clean. Prod.*, p. 120978, mars 2020, doi: 10.1016/j.jclepro.2020.120978.
- [6] A. George, M. R. Sanjay, R. Sriusk, J. Parameswaranpillai, et S. Siengchin, « A comprehensive review on chemical properties and applications of biopolymers and their composites », *Int. J. Biol. Macromol.*, mars 2020, doi: 10.1016/j.ijbiomac.2020.03.120.
- [7] V. Bourg, « Intégrer des biopolymères ou des polymères biodégradables », *Tech. Ing.*, p. 6, 2012.
- [8] C. Baley, A. Bourmaud, et P. Davies, « Eighty years of composites reinforced by flax fibres: A historical review », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, p. 106333, févr. 2021, doi: 10.1016/j.compositesa.2021.106333.
- [9] FRD, « Panorama des marchés "Fibres végétales techniques matériaux (hors bois)" », 2016. Consulté le: 8 mars 2020. [En ligne]. Disponible sur: <http://www.agrobiobase.com/fr/dossier/m%C3%A9mento-2016-panorama-des-march%C3%A9s-fibres-v%C3%A9g%C3%A9tales-techniques-mat%C3%A9riaux-hors-bois>
- [10] Journal officiel de l'Union européenne, « DIRECTIVE 2009/125/CE DU PARLEMENT EUROPÉEN ET DU CONSEIL du 21 octobre 2009 », *LEGICOM*, vol. 18, n° 2, p. 165, oct. 2009, doi: 10.3917/legi.018.0165.
- [11] T. Akter et Md. S. Hossain, « Application of plant fibers in environmental friendly composites for developed properties: A review », *Clean. Mater.*, vol. 2, p. 100032, déc. 2021, doi: 10.1016/j.clema.2021.100032.
- [12] J. Ahmad, *Machining of Polymer Composites*. Boston, MA: Springer US, 2009. doi: 10.1007/978-0-387-68619-6.
- [13] F. Chegdani et M. E. Mansori, « Machining Behavior of Natural Fiber Composites », in *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*, Elsevier, 2021, p. B9780128197240000000. doi: 10.1016/B978-0-12-819724-0.00013-6.
- [14] C. Goudenhoft, « Multi-scale characterization of flax stems and fibers: structure and mechanical performances », phdthesis, Université de Bretagne Sud, 2018. Consulté le: 19 février 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-02301223>
- [15] D. Pantaloni, A. L. Rudolph, D. U. Shah, C. Baley, et A. Bourmaud, « Interfacial and mechanical characterisation of biodegradable polymer-flax fibre composites », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 201, p. 108529, janv. 2021, doi: 10.1016/j.compscitech.2020.108529.
- [16] F. Chegdani et M. El Mansori, « Friction scale effect in drilling natural fiber composites », *Tribol. Int.*, vol. 119, p. 622-630, mars 2018, doi: 10.1016/j.triboint.2017.12.006.
- [17] Barton, « ADIRONDACK HPX - Garnet Abrasive - Waterjet Cutting », *BARTON*. <https://www.barton.com/adirondack-hpx-garnet-abrasive-waterjet-cutting/> (consulté le 16 septembre 2021).

- [18] C. Poilâne, Z. E. Cherif, F. Richard, A. Vivet, B. Ben Doudou, et J. Chen, « Polymer reinforced by flax fibres as a viscoelastoplastic material », *Compos. Struct.*, vol. 112, p. 100-112, juin 2014, doi: 10.1016/j.compstruct.2014.01.043.
- [19] F. Chegdani, M. El Mansori, et A.-A. Chebbi, « Cutting behavior of flax fibers as reinforcement of biocomposite structures involving multiscale hygrometric shear », *Compos. Part B Eng.*, vol. 211, p. 108660, avr. 2021, doi: 10.1016/j.compositesb.2021.108660.
- [20] Y. Yildiz et M. Nalbant, « A review of cryogenic cooling in machining processes », *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 48, n° 9, p. 947-964, juill. 2008, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2008.01.008.
- [21] F. Chegdani, B. Takabi, B. L. Tai, M. E. Mansori, et S. T. S. Bukkapatnam, « Thermal Effects on Tribological Behavior in Machining Natural Fiber Composites », *Procedia Manuf.*, vol. 26, p. 305-316, 2018, doi: 10.1016/j.promfg.2018.07.039.
- [22] A. TAZIBT, « Procédé propre par jet d'azote liquide sous très hautes pressions ».
- [23] X. Zeng, S. J. Mooney, et C. J. Sturrock, « Assessing the effect of fibre extraction processes on the strength of flax fibre reinforcement », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 70, p. 1-7, mars 2015, doi: 10.1016/j.compositesa.2014.12.004.
- [24] Le lin côté nature, « Le lin, la matière textile la plus ancienne au monde ». <https://www.lelin-cotenature.fr/FR/Le-plus-vieux-textile-du-monde-40.html> (consulté le 26 octobre 2020).
- [25] C. Goudenhooff, A. Bourmaud, et C. Baley, « Varietal selection of flax over time: Evolution of plant architecture related to influence on the mechanical properties of fibers », *Ind. Crops Prod.*, vol. 97, p. 56-64, mars 2017, doi: 10.1016/j.indcrop.2016.11.062.
- [26] A. L. Duc, « Comportement et rupture de fibres celluloses lors de leur compoundage avec une matrice polymère », phdthesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2013. Consulté le: 28 février 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://pastel.archives-ouvertes.fr/pastel-00982245>
- [27] USRTL - Industrie Française du Lin, « Le Lin textile en 10 étapes », 2012. <http://www.usrtl-ifl.fr/spip.php?article34> (consulté le 23 octobre 2020).
- [28] C. Goudenhooff, A. Bourmaud, et C. Baley, « Conventional or greenhouse cultivation of flax: What influence on the number and quality of flax fibers? », *Ind. Crops Prod.*, vol. 123, p. 111-117, nov. 2018, doi: 10.1016/j.indcrop.2018.06.066.
- [29] A. Bourmaud, J. Beaugrand, D. U. Shah, V. Placet, et C. Baley, « Towards the design of high-performance plant fibre composites », *Prog. Mater. Sci.*, vol. 97, p. 347-408, août 2018, doi: 10.1016/j.pmatsci.2018.05.005.
- [30] Le lin côté nature, « Bien cultiver et récolter le lin, un gage de qualité | Le lin côté nature ». <https://www.lelin-cotenature.fr/FR/Le-lin-une-culture-objet-de-tous-les-soins-31.html#:~:text=La%20floraison%20du%20lin%20est,%C3%A9taler%20pendant%20environ%2010%20jours> (consulté le 23 octobre 2020).
- [31] M. R. Sanjay, P. Madhu, M. Jawaid, P. Sentharamaikkannan, S. Senthil, et S. Pradeep, « Characterization and properties of natural fiber polymer composites: A comprehensive review », *J. Clean. Prod.*, vol. 172, p. 566-581, janv. 2018, doi: 10.1016/j.jclepro.2017.10.101.
- [32] S. M.R., S. Siengchin, J. Parameswaranpillai, M. Jawaid, C. I. Pruncu, et A. Khan, « A comprehensive review of techniques for natural fibers as reinforcement in composites: Preparation, processing and characterization », *Carbohydr. Polym.*, vol. 207, p. 108-121, mars 2019, doi: 10.1016/j.carbpol.2018.11.083.
- [33] F. Chegdani, « Analyse multiéchelle de l'usage des matériaux biosourcés: Application aux agrocomposites », thesis, Paris, ENSAM, 2016. Consulté le: 7 février 2020. [En ligne]. Disponible sur: <http://www.theses.fr/2016ENAM0043>
- [34] N. Martin, N. Mouret, P. Davies, et 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.*, vol. 49, p. 755-767, août 2013, doi: 10.1016/j.indcrop.2013.06.012.
- [35] N. A. M. Martin, « Contribution à l'étude de paramètres influençant les propriétés mécaniques de fibres élémentaires de lin: Corrélation avec les propriétés de matériaux composites », Université de Bretagne Sud, 2014. Consulté le: 19 février 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01194534>
- [36] Le lin côté nature, « Transformation du lin: teillage, peignage, tissage | Le lin côté nature ». <https://www.lelin-cotenature.fr/FR/Pour-que-le-lin-donne-le-meilleur-de-lui-meme-32.html> (consulté le 21 novembre 2020).
- [37] K. Charlet, J. P. Jernot, S. Eve, M. Gomina, et J. Bréard, « Multi-scale morphological characterisation of flax: From the stem to the

- fibrils », *Carbohydr. Polym.*, vol. 82, n° 1, p. 54-61, août 2010, doi: 10.1016/j.carbpol.2010.04.022.
- [38] P. H. F. Pereira *et al.*, « Vegetal fibers in polymeric composites: a review », *Polímeros*, vol. 25, n° 1, p. 9-22, févr. 2015, doi: 10.1590/0104-1428.1722.
- [39] E. Richely, A. Bourmaud, V. Placet, S. Guessasma, et J. Beaugrand, « A critical review of the ultrastructure, mechanics and modelling of flax fibres and their defects », *Prog. Mater. Sci.*, vol. 124, p. 100851, févr. 2022, doi: 10.1016/j.pmatsci.2021.100851.
- [40] P. Colonna, « Produits biosourcés issus des ressources végétales », *Tech. Ing.*, p. 25, 2019.
- [41] S. Réquillé, C. Goudenhoft, A. Bourmaud, A. Le Duigou, et C. Baley, « Exploring the link between flexural behaviour of hemp and flax stems and fibre stiffness », *Ind. Crops Prod.*, vol. 113, p. 179-186, mars 2018, doi: 10.1016/j.indcrop.2018.01.035.
- [42] C. Goudenhoft, T. Alméras, A. Bourmaud, et C. Baley, « The remarkable slenderness of flax plant and pertinent factors affecting its mechanical stability », *Biosyst. Eng.*, vol. 178, p. 1-8, févr. 2019, doi: 10.1016/j.biosystemseng.2018.10.015.
- [43] M. S. Zamil et A. Geitmann, « The middle lamella—more than a glue », *Phys. Biol.*, vol. 14, n° 1, p. 015004, févr. 2017, doi: 10.1088/1478-3975/aa5ba5.
- [44] A. Bourmaud, C. Morvan, A. Bouali, V. Placet, P. Perré, et C. Baley, « Relationships between microfibrillar angle, mechanical properties and biochemical composition of flax fibers », *Ind. Crops Prod.*, vol. 44, p. 343-351, janv. 2013, doi: 10.1016/j.indcrop.2012.11.031.
- [45] T. A. Gorshkova *et al.*, « Composition and Distribution of Cell Wall Phenolic Compounds in Flax (*Linum usitatissimum* L.) Stem Tissues », *Ann. Bot.*, vol. 85, n° 4, Art. n° 4, avr. 2000, doi: 10.1006/anbo.1999.1091.
- [46] A. Abot, « Caractérisation des fibres longues de chanvre (*Cannabis sativa*) en vue de leurs utilisations dans des matériaux composites », l'Université de Poitiers, 2010.
- [47] M. Gautreau *et al.*, « Fibre Individualisation and Mechanical Properties of a Flax-PLA Non-Woven Composite Following Physical Pre-Treatments », *Coatings*, vol. 11, n° 7, Art. n° 7, juill. 2021, doi: 10.3390/coatings11070846.
- [48] O. Arnould, D. Siniscalco, A. Bourmaud, A. Le Duigou, et C. Baley, « Better insight into the nano-mechanical properties of flax fibre cell walls », *Ind. Crops Prod.*, vol. 97, p. 224-228, mars 2017, doi: 10.1016/j.indcrop.2016.12.020.
- [49] W. Buck et S. Rudtsch, « Thermal Properties », in *Springer Handbook of Materials Measurement Methods*, H. Czichos, T. Saito, et L. Smith, Éd. Berlin, Heidelberg: Springer, 2006, p. 399-429. doi: 10.1007/978-3-540-30300-8_8.
- [50] Bcomp, « Automotive & interior panels », *Bcomp*, 19 mars 2020. <https://www.bcomp.ch/solutions/automotive-interior-panels/> (consulté le 29 avril 2022).
- [51] P. Colonna, « Produits biosourcés issus des ressources végétales », p. 25, 2019.
- [52] E. Omrani, P. L. Menezes, et P. K. Rohatgi, « State of the art on tribological behavior of polymer matrix composites reinforced with natural fibers in the green materials world », *Eng. Sci. Technol. Int. J.*, vol. 19, n° 2, p. 717-736, juin 2016, doi: 10.1016/j.jestch.2015.10.007.
- [53] L. Yan, N. Chouw, et K. Jayaraman, « Flax fibre and its composites – A review », *Compos. Part B Eng.*, vol. 56, p. 296-317, janv. 2014, doi: 10.1016/j.compositesb.2013.08.014.
- [54] V. Placet, F. Trivaudey, O. Cisse, V. Guicheret-Retel, et L. Boubakar, « Influence du diamètre sur le module d'Young apparent des fibres de chanvre. Effet géométrique ou microstructural ? », présenté à 20ème Congrès Français de Mécanique, Besançon, 2011, p. 6.
- [55] J. Thomason, L. Yang, et F. Gentles, « Characterisation of the Anisotropic Thermoelastic Properties of Natural Fibres for Composite Reinforcement », *Fibers*, vol. 5, n° 4, Art. n° 4, déc. 2017, doi: 10.3390/fib5040036.
- [56] A. Thuault, S. Eve, D. Blond, J. Bréard, et M. Gomina, « Effects of the hygrothermal environment on the mechanical properties of flax fibres », *J. Compos. Mater.*, vol. 48, n° 14, p. 1699-1707, juin 2014, doi: 10.1177/0021998313490217.
- [57] E. H. Saidane, D. Scida, et R. Ayad, « Thermo-mechanical behaviour of flax/green epoxy composites: Evaluation of thermal expansion coefficients and application to internal stress calculation », *Ind. Crops Prod.*, vol. 170, p. 113786, oct. 2021, doi: 10.1016/j.indcrop.2021.113786.
- [58] V. Gager, A. Le Duigou, A. Bourmaud, F. Pierre, K. Behlouli, et C. Baley, « Understanding the effect of moisture variation on the hygromechanical properties of porosity-controlled nonwoven biocomposites », *Polym. Test.*, vol. 78, p. 105944,

- sept. 2019, doi: 10.1016/j.polymertesting.2019.105944.
- [59] C. de Kergariou *et al.*, « Measure of porosity in flax fibres reinforced polylactic acid biocomposites », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 141, p. 106183, févr. 2021, doi: 10.1016/j.compositesa.2020.106183.
- [60] K. J. Jem et B. Tan, « The Development and Challenges of Poly (lactic acid) and Poly (glycolic acid) », *Adv. Ind. Eng. Polym. Res.*, janv. 2020, doi: 10.1016/j.aiepr.2020.01.002.
- [61] C. Duval, « Polypropylènes (PP) », *Tech. Ing.*, p. 23, 2004.
- [62] C. Bouvet, « Mécanique de la rupture des composites : délaminage et fissuration », p. 35, 2019.
- [63] J. Hughes, R. Thomas, Y. Byun, et S. Whiteside, « Improved flexibility of thermally stable polylactic acid (PLA) », *Carbohydr. Polym.*, vol. 88, n° 1, p. 165-172, mars 2012, doi: 10.1016/j.carbpol.2011.11.078.
- [64] U. Escher, « Thermal expansion of epoxy resins with different cross-link densities at low temperatures », *Cryogenics*, vol. 35, n° 11, Art. n° 11, nov. 1995, doi: 10.1016/0011-2275(95)90912-Y.
- [65] B. F. Yousif, A. Shalwan, C. W. Chin, et K. C. Ming, « Flexural properties of treated and untreated kenaf/epoxy composites », *Mater. Des.*, vol. 40, p. 378-385, sept. 2012, doi: 10.1016/j.matdes.2012.04.017.
- [66] G. Dupupet, « Fibres de carbone », *Tech. Ing.*, p. 22, 2008.
- [67] J. E. Mark, Éd., *Physical properties of polymers handbook*, 2nd ed. New York: Springer, 2006.
- [68] Ernst L. Back et Lennart Salmén, « Glass transitions of wood components », *Tappi Journal*, juillet 1982.
- [69] L. Szcześniak, A. Rachocki, et J. Tritt-Goc, « Glass transition temperature and thermal decomposition of cellulose powder », *Cellulose*, vol. 15, n° 3, p. 445-451, juin 2008, doi: 10.1007/s10570-007-9192-2.
- [70] M. V. Ramiah et D. a. I. Goring, « The thermal expansion of cellulose, hemicellulose, and lignin », *J. Polym. Sci. Part C Polym. Symp.*, vol. 11, n° 1, p. 27-48, 1965, doi: 10.1002/polc.5070110105.
- [71] X. Li, L. G. Tabil, I. N. Oguocha, et S. Panigrahi, « Thermal diffusivity, thermal conductivity, and specific heat of flax fiber-HDPE biocomposites at processing temperatures », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 68, n° 7-8, p. 1753-1758, juin 2008, doi: 10.1016/j.compscitech.2008.02.016.
- [72] J. L. Shamshina, S. Acharya, S. S. Rumi, S. Liyanage, P. Parajuli, et N. Abidi, « Cryogenic grinding of cotton fiber cellulose: The effect on physicochemical properties », *Carbohydr. Polym.*, vol. 289, p. 119408, août 2022, doi: 10.1016/j.carbpol.2022.119408.
- [73] P. Brzyski, P. Kosiński, A. Zgliczyńska, P. Iwanicki, et J. Poko, « Mass Transport and Thermal Conductivity Properties of Flax Shives for Use in Construction Industry », *J. Nat. Fibers*, vol. 18, n° 7, p. 995-1006, juill. 2021, doi: 10.1080/15440478.2019.1675216.
- [74] P. Lopez Hurtado, A. Rouilly, V. Vandenbossche, et C. Raynaud, « A review on the properties of cellulose fibre insulation », *Build. Environ.*, vol. 96, p. 170-177, févr. 2016, doi: 10.1016/j.buildenv.2015.09.031.
- [75] P. Kosiński, P. Brzyski, A. Szewczyk, et W. Motacki, « Thermal Properties of Raw Hemp Fiber as a Loose-Fill Insulation Material », *J. Nat. Fibers*, vol. 15, n° 5, p. 717-730, sept. 2018, doi: 10.1080/15440478.2017.1361371.
- [76] Hartwig, « Thermal conductivity », in *Polymer properties at room and cryogenic temperature*, Springer., New York, 1994, p. 97-116.
- [77] F. Chegdani, S. Mezghani, et M. El Mansori, « Experimental study of coated tools effects in dry cutting of natural fiber reinforced plastics », *Surf. Coat. Technol.*, vol. 284, p. 264-272, déc. 2015, doi: 10.1016/j.surfcoat.2015.06.083.
- [78] C. Baley, « Analysis of the flax fibres tensile behaviour and analysis of the tensile stiffness increase », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 33, n° 7, p. 939-948, juill. 2002, doi: 10.1016/S1359-835X(02)00040-4.
- [79] A. Bourmaud, C. Morvan, et C. Baley, « Importance of fiber preparation to optimize the surface and mechanical properties of unitary flax fiber », *Ind. Crops Prod.*, vol. 32, n° 3, p. 662-667, nov. 2010, doi: 10.1016/j.indcrop.2010.08.002.
- [80] C. Baley et A. Bourmaud, « Average tensile properties of French elementary flax fibers », *Mater. Lett.*, vol. 122, p. 159-161, mai 2014, doi: 10.1016/j.matlet.2014.02.030.
- [81] F. Chegdani, S. Mezghani, et M. El Mansori, « On the multiscale tribological signatures of the tool helix angle in profile milling of woven flax fiber

- composites », *Tribol. Int.*, vol. 100, p. 132-140, août 2016, doi: 10.1016/j.triboint.2015.12.014.
- [82] F. Chegdani, S. Mezghani, et M. El Mansori, « On the multiscale tribological signatures of the tool helix angle in profile milling of woven flax fiber composites », *Tribol. Int.*, vol. 100, p. 132-140, août 2016, doi: 10.1016/j.triboint.2015.12.014.
- [83] F. Chegdani, S. Mezghani, et M. El Mansori, « Experimental study of coated tools effects in dry cutting of natural fiber reinforced plastics », *Surf. Coat. Technol.*, vol. 284, p. 264-272, déc. 2015, doi: 10.1016/j.surfcoat.2015.06.083.
- [84] F. Chegdani, S. Mezghani, M. El Mansori, et A. Mkaddem, « Fiber type effect on tribological behavior when cutting natural fiber reinforced plastics », *Wear*, vol. 332-333, p. 772-779, mai 2015, doi: 10.1016/j.wear.2014.12.039.
- [85] F. Chegdani et M. El Mansori, « New Multiscale Approach for Machining Analysis of Natural Fiber Reinforced Bio-Composites », *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 141, n° 1, oct. 2018, doi: 10.1115/1.4041326.
- [86] F. Chegdani et M. El Mansori, « Multiscale Machinability Analysis of Natural Fiber Composites », in *Encyclopedia of Materials: Composites*, D. Brabazon, Éd. Oxford: Elsevier, 2021, p. 186-196. doi: 10.1016/B978-0-12-819724-0.00015-X.
- [87] M. Ramulu et D. Arola, « Orthogonal cutting of fiber-reinforced composites: A finite element analysis », *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 39, n° 5, p. 597-613, mai 1997, doi: 10.1016/S0020-7403(96)00061-6.
- [88] R. Teti, « Machining of Composite Materials », *CIRP Ann.*, vol. 51, n° 2, Art. n° 2, 2002, doi: [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61703-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61703-X).
- [89] S. Zhang et J. S. Strenkowski, « An Eulerian Orthogonal Cutting Model for Unidirectional Fiber-Reinforced Polymers », *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 140, n° 2, Art. n° 2, févr. 2018, doi: 10.1115/1.4038612.
- [90] D. Wang *et al.*, « Machinability of natural-fibre-reinforced polymer composites: Conventional vs ultrasonically-assisted machining », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 119, p. 188-195, avr. 2019, doi: 10.1016/j.compositesa.2019.01.028.
- [91] A. Díaz-Álvarez, J. Díaz-Álvarez, J. L. Cantero, et C. Santiuste, « Analysis of orthogonal cutting of biocomposites », *Compos. Struct.*, vol. 234, p. 111734, févr. 2020, doi: 10.1016/j.compstruct.2019.111734.
- [92] F. Chegdani et M. E. Mansori, « Mechanics of material removal when cutting natural fiber reinforced thermoplastic composites », *Polym. Test.*, vol. 67, p. 275-283, mai 2018, doi: 10.1016/j.polymertesting.2018.03.016.
- [93] F. Chegdani, M. El Mansori, S. T. S. Bukkapatnam, et J. N. Reddy, « Micromechanical modeling of the machining behavior of natural fiber-reinforced polymer composites », *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 105, n° 1-4, p. 1549-1561, nov. 2019, doi: 10.1007/s00170-019-04271-3.
- [94] B. Baudouy, G. Defresne, P. Duthil, et J.-P. Thermeau, « Propriétés des matériaux à basse température », *Tech. Ing.*, 2014.
- [95] G. Germain, A. Morel, et L. Lambert, « Assistance cryogénique en usinage », *Tech. Ing.*, 2016.
- [96] P. Shah, N. Khanna, et Chetan, « Comprehensive machining analysis to establish cryogenic LN2 and LCO2 as sustainable cooling and lubrication techniques », *Tribol. Int.*, vol. 148, p. 106314, août 2020, doi: 10.1016/j.triboint.2020.106314.
- [97] Y. Wang, M. Dai, K. Liu, J. Liu, L. Han, et H. Liu, « Research on surface heat transfer mechanism of liquid nitrogen jet cooling in cryogenic machining », *Appl. Therm. Eng.*, p. 115607, juin 2020, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2020.115607.
- [98] Y. Kakinuma, S. Kidani, et T. Aoyama, « Ultra-precision cryogenic machining of viscoelastic polymers », *CIRP Ann.*, vol. 61, n° 1, p. 79-82, janv. 2012, doi: 10.1016/j.cirp.2012.03.039.
- [99] F. Wang, Y. Wang, B. Hou, J. Zhang, et Y. Li, « Effect of cryogenic conditions on the milling performance of aramid fiber », *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 83, n° 1-4, Art. n° 1-4, mars 2016, doi: 10.1007/s00170-015-7574-4.
- [100] J. Watzke, M. Schomäcker, et A. Brosius, « Cryogenic Shear Cutting of Fiber Reinforced Plastics (FRP) », *Procedia CIRP*, vol. 18, p. 80-83, janv. 2014, doi: 10.1016/j.procir.2014.06.111.
- [101] D. Bhattacharyya, M. N. Allen, et S. J. Mander, « Cryogenic machining of Kevlar composites », *Mater. Manuf. Process.*, vol. 8, n° 6, Art. n° 6, nov. 1993, doi: 10.1080/10426919308934871.
- [102] S. Morkavuk, U. Köklü, M. Bağcı, et L. Gemi, « Cryogenic machining of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) composites and the effects of cryogenic treatment on tensile properties: A comparative study », *Compos. Part B Eng.*, vol. 147, p. 1-11, août 2018, doi: 10.1016/j.compositesb.2018.04.024.

- [103] J. Meng *et al.*, « Mechanical properties and internal microdefects evolution of carbon fiber reinforced polymer composites: Cryogenic temperature and thermocycling effects », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 191, p. 108083, mai 2020, doi: 10.1016/j.compscitech.2020.108083.
- [104] M. Yan *et al.*, « Simulation and measurement of cryogenic-interfacial-properties of T700/modified epoxy for composite cryotanks », *Mater. Des.*, vol. 182, p. 108050, nov. 2019, doi: 10.1016/j.matdes.2019.108050.
- [105] ENSAM, « Définition de l'usinage par enlèvement de copeaux », in *Usinage par enlèvement de copeaux de la technologie aux applications industrielles*, EYROLLES, 2005, p. 320.
- [106] R. Zitoune, F. Collombet, et F. Cénac, « Méthodologie spécifique à l'usinage des composites par jet d'eau abrasif », *Tech. Ing.*, p. 17, 2013.
- [107] R. W. Wlezien, « Nozzle geometry effects on supersonic jet interaction », *AIAA J.*, mai 2012, doi: 10.2514/3.10272.
- [108] « Discharge Coefficient for Nozzles and Orifices | Neutrium ». <https://neutrium.net/fluid-flow/discharge-coefficient-for-nozzles-and-orifices/> (consulté le 19 août 2020).
- [109] P. Janković, T. Igić, et D. Nikodijević, « Process parameters effect on material removal mechanism and cut quality of abrasive water jet machining », *Theor. Appl. Mech.*, vol. 40, n° 2, p. 277-291, 2013, doi: 10.2298/TAM1302277.
- [110] M. Hashish, « Pressure Effects in Abrasive-Waterjet (AWJ) Machining », *J. Eng. Mater. Technol.*, vol. 111, n° 3, p. 221-228, juill. 1989, doi: 10.1115/1.3226458.
- [111] G. Lehnasch, « Contribution à l'étude numérique des jets supersoniques sous-détendus », *Énergie, Thermique, Combustion*, Université de Poitiers, 2005. [En ligne]. Disponible sur: <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00010669>
- [112] P. DUBS, « Etude d'un jet d'azote supercritique utilisé dans un prototype industriel de traitement de surface à faible impact environnemental », Henri Poincaré, Nancy 1, 2010.
- [113] E. Franquet, V. Perrier, S. Gibout, et P. Bruel, « Free underexpanded jets in a quiescent medium: A review », *Prog. Aerosp. Sci.*, vol. 77, p. 25-53, août 2015, doi: 10.1016/j.paerosci.2015.06.006.
- [114] S. Ferrendier, « Influence de l'évolution granulométrique des abrasifs sur l'enlèvement de matière lors de la découpe par jet d'eau abrasif », *Mécanique, Arts et Métiers ParisTech*, 2004. Consulté le: 13 juillet 2020. [En ligne]. Disponible sur: <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-00005625>
- [115] A. W. Momber et R. Kovacevic, *Principles of Abrasive Water Jet Machining*. London: Springer London, 1998. doi: 10.1007/978-1-4471-1572-4.
- [116] H. Nouraei, K. Kowsari, J. K. Spelt, et M. Papini, « Surface evolution models for abrasive slurry jet micro-machining of channels and holes in glass », *Wear*, vol. 309, n° 1, p. 65-73, janv. 2014, doi: 10.1016/j.wear.2013.11.003.
- [117] A. H. Osman, « Contribution à l'étude du processus de mélange triphasique dans une tête de découpe par jet hydro-abrasif », *Mécanique*, Université Lille1 - Sciences et Technologies, 1999. [En ligne]. Disponible sur: <http://ori-nuxeo.univ-lille1.fr/nuxeo/site/esupversions/b8de061a-2603-4b37-926e-ed81f3b89a1b>
- [118] A. W. Momber, « Energy transfer during the mixing of air and solid particles into a high-speed waterjet: an impact-force study », *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 25, n° 1, p. 31-41, août 2001, doi: 10.1016/S0894-1777(01)00057-7.
- [119] A. I. Ansari et M. Hashish, « Effect of Abrasive Waterjet Parameters on Volume Removal Trends in Turning », *J. Eng. Ind.*, vol. 117, n° 4, p. 475-484, nov. 1995, doi: 10.1115/1.2803524.
- [120] A. Fekaier, « Etude theorique et experimentale d'un processus de decoupe hydroabrasive », thesis, Paris 6, 1995. Consulté le: 14 février 2020. [En ligne]. Disponible sur: <http://www.theses.fr/1995PA066319>
- [121] SURFANET, « Echelle des duretés Mohs », *SURFANET*. <http://www.surfanet.org/echelle-des-duretes-mohs/> (consulté le 15 septembre 2020).
- [122] « Abrasifs libres | agp abrasifs », 15 mai 2020. <https://www.agp-abrasifs.com/abrasifs-libres#https://www.agp-abrasifs.com/portfolio/abrasif-vegetal> (consulté le 15 mai 2020).
- [123] Y. Khalsi, F. Heim, J. T. Lee, et A. Tazibt, « N2 supercritical jet to modify the characteristics of polymer material surfaces: Influence of the process parameters on the surface topography », *Polym. Eng. Sci.*, vol. 59, n° 3, Art. n° 3, 2019, doi: 10.1002/pen.24977.
- [124] H. Orbanic et M. Junkar, « Analysis of striation formation mechanism in abrasive water jet cutting », *Wear*, vol. 265, n° 5, p. 821-830, août 2008, doi: 10.1016/j.wear.2008.01.018.

- [125] S. Kalirasu, N. Rajini, N. Bharath Sagar, D. Mahesh Kumar, et A. Gomathi Sankar, « Studies of Abrasive Water Jet Machining (AWJM) Parameters on Banana/Polyester Composites Using Robust Design Concept », *Appl. Mech. Mater.*, vol. 787, p. 573-577, août 2015, doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.787.573.
- [126] R. Kovacevic, M. Hashish, R. Mohan, M. Ramulu, T. J. Kim, et E. S. Geskin, « State of the Art of Research and Development in Abrasive Waterjet Machining », *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 119, n° 4B, p. 776-785, nov. 1997, doi: 10.1115/1.2836824.
- [127] A. A. Khan et M. M. Haque, « Performance of different abrasive materials during abrasive water jet machining of glass », *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 191, n° 1, p. 404-407, août 2007, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.03.071.
- [128] D. Arola et M. Ramulu, « A Study of Kerf Characteristics in Abrasive Waterjet Machining of Graphite/Epoxy Composite », *J. Eng. Mater. Technol.*, vol. 118, n° 2, p. 256-265, avr. 1996, doi: 10.1115/1.2804897.
- [129] F. Kartal, « AN ANALYSIS OF THE ABRASIVE WATER JET MACHINING OF POLYETHYLENE USING L9 ORTHOGONAL ARRAY », présenté à 2017 WJTA-IMCA Conference and Expo, New Orleans, Louisiana, nov. 2017, p. 7.
- [130] V. N. Pi, *Performance enhancement of abrasive waterjet cutting*. s.l., 2008.
- [131] D. Zaremba, P. Heese, M. Bauer, H. J. Maier, et T. Hassel, « Particle Disintegration in the Abrasive Water Injection Jet », présenté à WJTA-IMCA Conference and Expo November 2, New Orleans, Louisiana, 5/11 2015, p. 15. [En ligne]. Disponible sur: https://www.wjta.org/wjta/2015_Conference_Proceedings.asp
- [132] M. Mieszala *et al.*, « Erosion mechanisms during abrasive waterjet machining: Model microstructures and single particle experiments », *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 247, p. 92-102, sept. 2017, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2017.04.003.
- [133] M. Hashish, « Optimization Factors in Abrasive-Waterjet Machining », *J. Eng. Ind.*, vol. 113, n° 1, p. 29-37, févr. 1991, doi: 10.1115/1.2899619.
- [134] Jagadish, S. Bhowmik, et A. Ray, « Prediction and optimization of process parameters of green composites in AWJM process using response surface methodology », *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 87, n° 5, p. 1359-1370, nov. 2016, doi: 10.1007/s00170-015-8281-x.
- [135] S. P. Jani, A. Senthil Kumar, M. A. Khan, et A. Sujin Jose, « Design and optimization of unit production cost for AWJ process on machining hybrid natural fibre composite material », *Int. J. Lightweight Mater. Manuf.*, août 2021, doi: 10.1016/j.ijlmm.2021.07.002.
- [136] R. Pahuja, M. Ramulu, et M. Hashish, « Surface quality and kerf width prediction in abrasive water jet machining of metal-composite stacks », *Compos. Part B Eng.*, vol. 175, p. 107134, oct. 2019, doi: 10.1016/j.compositesb.2019.107134.
- [137] Y. Zhang, D. Liu, W. Zhang, H. Zhu, et C. Huang, « Damage study of fiber-reinforced composites drilled by abrasive waterjet —challenges and opportunities », *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, oct. 2021, doi: 10.1007/s00170-021-08246-1.
- [138] V. A. Prabu, S. T. Kumaran, et M. Uthayakumar, « Performance Evaluation of Abrasive Water Jet Machining on Banana Fiber Reinforced Polyester Composite », *J. Nat. Fibers*, vol. 14, n° 3, p. 450-457, mai 2017, doi: 10.1080/15440478.2016.1212768.
- [139] M. Miroslav, V. Petr, N. Jan, R. Alessandro, D. Roberto, et H. Karolína, « Research on Water Jet Cutting of Polymer Composites Based on Epoxy/Waste Fibres from Coconut Processing », in *Advances in Manufacturing Engineering and Materials*, S. Hloch, D. Klichová, G. M. Krolczyk, S. Chattopadhyaya, et L. Ruppenthalová, Éd. Cham: Springer International Publishing, 2019, p. 45-53. doi: 10.1007/978-3-319-99353-9_6.
- [140] G. Kalagi *et al.*, « Erosion wear behavior of glass fiber hybridized flax and sisal fabric hybrid composites with taguchi experimental design », *Mater. Today Proc.*, p. S2214785321033502, mai 2021, doi: 10.1016/j.matpr.2021.04.430.
- [141] Jagadish et K. Gupta, *Abrasive Water Jet Machining of Engineering Materials*. Cham: Springer International Publishing, 2020. doi: 10.1007/978-3-030-36001-6.
- [142] P. Jankovic, M. Madic, D. Petkovic, et M. Radovanovic, « Analysis and modeling of the effects of process parameters on specific cutting energy in abrasive water jet cutting », *Therm. Sci.*, vol. 22, n° Suppl. 5, p. 1459-1470, 2018, doi: 10.2298/TSCI18S5459J.
- [143] R. Kovacevic, R. Mohan, et H. E. Beardsley, « Monitoring of Thermal Energy Distribution in Abrasive Waterjet Cutting Using Infrared Thermography », *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 118, n° 4, p. 555-563, nov. 1996, doi: 10.1115/1.2831067.
- [144] I. Hutchings, M. Gee, et E. Santner, « Friction and Wear », in *Springer Handbook of Materials Measurement Methods*, H. Czichos, T. Saito, et L.

- Smith, Éd. Berlin, Heidelberg: Springer, 2006, p. 685-710. doi: 10.1007/978-3-540-30300-8_13.
- [145] M. Duspara, M. Stoić, B. Kosec, I. Samardžić, et A. Stoić, « Application of water jet for cutting polymeric materials », *Metalurgija -Sisak then Zagreb*, p. 255-258, 2013.
- [146] G. L. Sheldon et I. Finnie, « On the Ductile Behavior of Nominally Brittle Materials During Erosive Cutting », *J. Eng. Ind.*, vol. 88, n° 4, p. 387-392, nov. 1966, doi: 10.1115/1.3672666.
- [147] J. G. A. Bitter, « A study of erosion phenomena part I », *Wear*, vol. 6, n° 1, p. 5-21, janv. 1963, doi: 10.1016/0043-1648(63)90003-6.
- [148] J. G. A. Bitter, « A study of erosion phenomena part II », *Wear*, vol. 6, n° 3, p. 169-190, mai 1963, doi: 10.1016/0043-1648(63)90073-5.
- [149] M. Hashish, « A Model for Abrasive-Waterjet (AWJ) Machining », *J. Eng. Mater. Technol.*, vol. 111, n° 2, p. 154-162, avr. 1989, doi: 10.1115/1.3226448.
- [150] S. Wiederhorn *et al.*, « Mechanical Properties », in *Springer Handbook of Materials Measurement Methods*, H. Czichos, T. Saito, et L. Smith, Éd. Berlin, Heidelberg: Springer, 2006, p. 283-397. doi: 10.1007/978-3-540-30300-8_7.
- [151] J. Schwartzenruber, J. K. Spelt, et M. Papini, « Modelling of delamination due to hydraulic shock when piercing anisotropic carbon-fiber laminates using an abrasive waterjet », *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 132, p. 81-95, sept. 2018, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2018.05.001.
- [152] M. J. Jackson et J. P. Davim, Éd., « Impact Abrasive Machining », in *Machining with Abrasives*, Boston, MA: Springer US, 2011, p. 385-419. doi: 10.1007/978-1-4419-7302-3.
- [153] S. Xiao, P. Wang, H. Gao, et D. Soulat, « A study of abrasive waterjet multi-pass cutting on kerf quality of carbon fiber-reinforced plastics », *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 105, n° 11, p. 4527-4537, déc. 2019, doi: 10.1007/s00170-018-3177-1.
- [154] D. K. Shanmugam, T. Nguyen, et J. Wang, « A study of delamination on graphite/epoxy composites in abrasive waterjet machining », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 39, n° 6, Art. n° 6, juin 2008, doi: 10.1016/j.compositesa.2008.04.001.
- [155] D. Scida, M. Assarar, C. Poilâne, et R. Ayad, « Influence of hygrothermal ageing on the damage mechanisms of flax-fibre reinforced epoxy composite », *Compos. Part B Eng.*, vol. 48, p. 51-58, mai 2013, doi: 10.1016/j.compositesb.2012.12.010.
- [156] T. Cadu, L. Van Schoors, O. Sicot, S. Moscardelli, L. Divet, et S. Fontaine, « Cyclic hygrothermal ageing of flax fibers' bundles and unidirectional flax/epoxy composite. Are bio-based reinforced composites so sensitive? », *Ind. Crops Prod.*, vol. 141, p. 111730, déc. 2019, doi: 10.1016/j.indcrop.2019.111730.
- [157] C. G. Sreenivasa et Ajith. G. Joshi, « Influence of Cryogenic Treatment on Mechanical Behavior of Glass Fiber-Reinforced Plastic Composite Laminate », in *Polymers at Cryogenic Temperatures*, S. Kalia et S.-Y. Fu, Éd. Berlin, Heidelberg: Springer, 2013, p. 181-201. doi: 10.1007/978-3-642-35335-2_9.
- [158] Z. Sági et R. Butler, « Properties of cryogenic and low temperature composite materials – A review », *Cryogenics*, p. 103190, sept. 2020, doi: 10.1016/j.cryogenics.2020.103190.
- [159] S. S. Gill et H. Singh, « Cryogenic Treatment of Materials: Cutting Tools and Polymers », in *Polymers at Cryogenic Temperatures*, S. Kalia et S.-Y. Fu, Éd. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013, p. 245-273. doi: 10.1007/978-3-642-35335-2_11.
- [160] B. Vinod et L. J. Sudev, « Investigation on Effect of Cryogenic Temperature on Mechanical Behavior of Jute and Hemp Fibers Reinforced Polymer Composites », *Appl. Mech. Mater.*, vol. 895, p. 76-82, nov. 2019, doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.895.76.
- [161] S. Sethi et B. C. Ray, « Mechanical Behavior of Polymer Composites at Cryogenic Temperatures », in *Polymers at Cryogenic Temperatures*, S. Kalia et S.-Y. Fu, Éd. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013, p. 59-113. doi: 10.1007/978-3-642-35335-2_4.
- [162] T. P. Skourlis et R. L. McCullough, « The effect of temperature on the behavior of the interphase in polymeric composites », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 49, n° 4, p. 363-368, janv. 1993, doi: 10.1016/0266-3538(93)90068-R.
- [163] A. R. Sanadi et D. F. Caulfield, « Transcrystalline interphases in natural fiber-PP composites: effect of coupling agent », *Compos. Interfaces*, vol. 7, n° 1, p. 31-43, janv. 2000, doi: 10.1163/156855400300183560.
- [164] IHI Corporation, « A decontamination trump card for reducing the cost of secondary waste processing », *IHI Engineering Review*, vol. 48. 2015. Consulté le: 15 février 2022. [En ligne]. Disponible sur: www.ihico.jp/en/

- [165] A. Tazibt, « Procédé propre par jet d'azote liquide sous très hautes pressions », *Trait. Therm.*, vol. Préparation de surface, 2008.
- [166] M. Hashish et P. L. Miller, « Cutting With High-Pressure Ammonia Jets for Demilitarization of Chemical Weapons », *J. Press. Vessel Technol.*, vol. 124, n° 4, p. 487-492, nov. 2002, doi: 10.1115/1.1400755.
- [167] A. G. Gradeen, J. K. Spelt, et M. Papini, « Cryogenic abrasive jet machining of polydimethylsiloxane at different temperatures », *Wear*, vol. 274-275, p. 335-344, janv. 2012, doi: 10.1016/j.wear.2011.09.013.
- [168] « Principe de la Découpe Jet d'Eau abrasif et jet d'eau pure - Flow Waterjet ». <https://www.flowwaterjet.fr/Apprendre/Le-fonctionnement-la-decoupe-au-jet-d%E2%80%99eau.aspx#basics> (consulté le 15 mars 2022).
- [169] F. Moggia *et al.*, « Nitrojet®: A Versatile Tool for Decontamination, Cutting and Concrete Scabbling-11225 », présenté à WM2011 Conference, Phoenix, AZ, 2011.
- [170] F. Moggia *et al.*, « Use of highly pressurized liquid nitrogen technology for concrete scabbling application at SICN nuclear facility - 59282 », présenté à International conference on Environmental Remediation and Radioactive Waste Management, Reims, France, sept. 2012. doi: 10.1115/ICEM2011-59282.
- [171] L. Objois, F. Moggia, F. Damerval, T. Varet, V. Toulemonde, et F. Richard, « NiThrow™ a dedicated tool to D and D applications », présenté à NPC 2012: Nuclear Plant Chemistry Conference, International Conference on Water Chemistry of Nuclear Reactor Systems, France, 2012. [En ligne]. Disponible sur: http://inis.iaea.org/search/search.aspx?orig_q=RN:46071905
- [172] F. Khoffi, Y. Khalsi, J. Chevrier, H. Kerdjoudj, A. Tazibt, et F. Heim, « Surface modification of polymer textile biomaterials by N₂ supercritical jet: Preliminary mechanical and biological performance assessment », *J. Mech. Behav. Biomed. Mater.*, vol. 107, p. 103772, juill. 2020, doi: 10.1016/j.jmbbm.2020.103772.
- [173] A. Tazibt, G. Ezo'o, Y. Khalsi, et M. Yahiaoui, « Dry Surface Preparation Using Supercritical Cryogenic Nitrogen Jet Improves the Adhesion Strength of Cold Gas Sprayed Coatings (SCNCS) », *Mater. Sci. Forum*, vol. 941, p. 1668-1673, déc. 2018, doi: 10.4028/www.scientific.net/MSF.941.1668.
- [174] T. Grosdidier, G. Berrio-Marine, V. A. Munoz-Cuartas, A. Tidu, et A. Tazibt, « Modification, Ablation and Hardening of Metallic Surfaces by a Cryogenic Nitrogen Jet », *Procedia Eng.*, vol. 114, p. 506-513, 2015, doi: 10.1016/j.proeng.2015.08.099.
- [175] Y. Hajji, D. Entemeyer, J. Serri, M. Yahiaoui, A. Tazibt, et T. Grosdidier, « High pressure cryogenic nitrogen jet for clean coating removal: Experimental study of polyamide ablation », *Mater. Sci. Forum*, vol. 941 MSF, p. 1651-1655, 2018, doi: 10.4028/www.scientific.net/MSF.941.1651.
- [176] A. Zerriaa, M. El Ganaoui, C. Gerardin, A. Tazibt, et S. Gabsi, « Physical incorporation of particles in a porous media: A path to a smart wood », *EPJ Appl. Phys.*, vol. 74, n° 2, Art. n° 2, 2016, doi: 10.1051/epjap/2015150458.
- [177] A. Tazibt, G. Ezo'o, Y. Khalsi, et M. Yahiaoui, « Dry Surface Preparation Using Supercritical Cryogenic Nitrogen Jet Improves the Adhesion Strength of Cold Gas Sprayed Coatings (SCNCS) », *Mater. Sci. Forum*, vol. 941, p. 1668-1673, déc. 2018, doi: 10.4028/www.scientific.net/MSF.941.1668.
- [178] H. Laribou, « Mécanismes d'endommagement et de traitement des surfaces métalliques par un jet d'azote à basse température », Theses, Université Paul Verlaine - Metz, 2011. Consulté le: 28 mars 2022. [En ligne]. Disponible sur: <https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01749134>
- [179] H. Laribou, C. Fressengeas, D. Entemeyer, V. Jeanclaude, R. Pesci, et A. Tazibt, « Effects of the impact of a low temperature nitrogen jet on metallic surfaces », *Proc. R. Soc. Math. Phys. Eng. Sci.*, vol. 468, n° 2147, Art. n° 2147, 2012, doi: 10.1098/rspa.2012.0241.
- [180] P. Dubs, M. Khalij, R. Benelmir, et A. Tazibt, « Study on the dynamical characteristics of a supersonic high pressure ratio underexpanded impinging ideal gas jet through numerical simulations », *Mech. Res. Commun.*, vol. 38, n° 3, Art. n° 3, avr. 2011, doi: 10.1016/j.mechrescom.2011.02.016.
- [181] CRITT TJFU, « Données internes ». 2022.
- [182] A. Tazibt, « Approche multi-physique des relations Procédés Jets fluides - Propriétés Matériaux. De l'étude des phénomènes à la valorisation et au transfert au monde socioéconomique. », Chimie mécanique matériaux physique, Université de Lorraine; Ecole doctorale C2MP, France, 2020.
- [183] I. Finnie, « Some reflections on the past and future of erosion », *Wear*, vol. 186-187, p. 1-10, juill. 1995, doi: 10.1016/0043-1648(95)07188-1.

- [184] A. M. Hoogstrate, T. Susuzlu, et B. Karpuschewski, « High Performance Cutting with Abrasive Waterjets beyond 400 MPa », *CIRP Ann.*, vol. 55, n° 1, p. 339-342, 2006, doi: 10.1016/S0007-8506(07)60430-2.
- [185] A. Demirbas, « Estimating of Structural Composition of Wood and Non-Wood Biomass Samples », *Energy Sources*, vol. 27, n° 8, p. 761-767, 2005, doi: 10.1080/00908310490450971.
- [186] « GMA Garnet - Resource Hub », *gma*. <https://www.gmagarnet.com/en-gb/info-hub/resource-hub> (consulté le 16 septembre 2021).
- [187] J. Fournier, C. Bonnot-Courtois, R. Paris, et M. Vot, *Analyses granulométriques. Principes et méthodes*. 2012.
- [188] « Calcul de conversion mesh en micromètre, mm et pouce », *Isofilter*, 10 juillet 2019. <https://www.isofilter.fr/calcul-de-conversion-mesh-micron-pouce/> (consulté le 29 mars 2022).
- [189] B. Bhushan, *Introduction to tribology*, Second edition. Chichester, West Sussex, United Kingdom: John Wiley & Sons Inc, 2013.
- [190] Kistler, « Technical data sheet of 9257A 3 component dynamometer (Fx Fy Fz) ».
- [191] Kistler, « Technical data sheet of charge amplifier 5006 ».
- [192] J. Rogez et J. L. Coze, « Mesure des températures - Éléments de choix d'une chaîne et d'une méthode de mesure », p. 14, 2010.
- [193] S. Y. Liang et A. J. Shih, « Cutting Temperature and Thermal Analysis », in *Analysis of Machining and Machine Tools*, S. Liang et A. J. Shih, Éd. Boston, MA: Springer US, 2016, p. 141-153. doi: 10.1007/978-1-4899-7645-1_9.
- [194] L. Sorrentino, S. Turchetta, L. Colella, et C. Bellini, « Analysis of Thermal Damage in FRP Drilling », *Procedia Eng.*, vol. 167, p. 206-215, 2016, doi: 10.1016/j.proeng.2016.11.689.
- [195] J. Kaminski et B. Alvelid, « Temperature reduction in the cutting zone in water-jet assisted turning », *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 106, n° 1, p. 68-73, oct. 2000, doi: 10.1016/S0924-0136(00)00640-3.
- [196] P. Bredy *et al.*, « Températures cryogéniques - Thermomètres et fluides », *Mes. Phys.*, août 2015, doi: 10.51257/a-v1-r2810.
- [197] « Thermocouple type T - information technique - TC S.A. » <https://www.tcsa.fr/thermocouples/type-t-thermocouple.html> (consulté le 9 février 2022).
- [198] B. Raphet, « États de surface - Caractérisation », p. 25, 2008.
- [199] É. Darque-Ceretti, É. Felder, et B. Monasse, « Étude et analyse des surfaces de polymères solides - Propriétés mécaniques et tribologiques », p. 21, 2016.
- [200] M. Seah et L. Chiffre, « Surface and Interface Characterization », in *Springer Handbook of Materials Measurement Methods*, H. Czichos, T. Saito, et L. Smith, Éd. Berlin, Heidelberg: Springer, 2006, p. 229-280. doi: 10.1007/978-3-540-30300-8_6.
- [201] « Leica Z16 APO ». <https://www.leica-microsystems.com/fr/produits/stereomicroscopes-et-microscopes/informations-detaillees/product/show/Products/leica-z16-apo/> (consulté le 23 septembre 2020).
- [202] University of Cambridge, « JEOL JSM-5510LV Scanning Electron Microscope | Electron Microscopy », *Electron Microscopy*. <https://www.ch.cam.ac.uk/analytical/electron-microscopy/jeol-jsm-5510lv-scanning-electron-microscope> (consulté le 23 septembre 2020).
- [203] J. Ruste, « Microscopie électronique à balayage - Principe et équipement », *Tech. Anal.*, mars 2013, doi: 10.51257/a-v3-p865.
- [204] KEYENCE, « Guide de la microscopie numérique partie 1 : Concept et technologies de la capture d'image.pdf ». 2019.
- [205] KEYENCE, « Guide de la microscopie numérique Partie 3 : Composition en profondeur ». 2019.
- [206] KEYENCE, « Technical datasheet VHX-7100 FOV & Pixel size ».
- [207] F. Chegdani et M. El Mansori, « New Multiscale Approach for Machining Analysis of Natural Fiber Reinforced Bio-Composites », *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 141, n° 1, Art. n° 1, janv. 2019, doi: 10.1115/1.4041326.
- [208] « Dichotomy », in *The Concise Encyclopedia of Statistics*, New York, NY: Springer, 2008, p. 165-165. doi: 10.1007/978-0-387-32833-1_113.
- [209] B. A. Younglove, « Thermophysical Properties of Fluids. I. Argon, Ethylene, Parahydrogen, Nitrogen, Nitrogen Trifluoride, and Oxygen », *J. Phys. Chem. Ref. Data*, vol. 11, p. 1-11, 1982.

- [210] R. Span, E. W. Lemmon, R. T. Jacobsen, W. Wagner, et A. Yokozeki, « A Reference Equation of State for the Thermodynamic Properties of Nitrogen for Temperatures from 63.151 to 1000 K and Pressures to 2200 MPa », *J. Phys. Chem. Ref. Data*, vol. 29, n° 6, p. 1361-1433, 2000.
- [211] E. W. Lemmon et S. G. Penoncello, « The Surface Tension of Air and Air Component Mixtures », *Adv. Cryo. Eng.*, vol. 39, p. 1927-1934, 1994.
- [212] R. T. Jacobsen, R. B. Stewart, et M. Jahangiri, « Thermodynamic properties of nitrogen from the freezing line to 2000 K at pressures to 1000 MPa. », *J. Phys. Chem. Ref. Data*, vol. 15(2), p. 735-909, 1986.
- [213] B. A. Younglove, « Thermophysical Properties of Fluids. I. Argon, Ethylene, Parahydrogen, Nitrogen, Nitrogen Trifluoride, and Oxygen », *J. Phys. Chem. Ref. Data*, vol. 11, p. 1-11, 1982.
- [214] R. Span, E. W. Lemmon, R. T. Jacobsen, W. Wagner, et A. Yokozeki, « A Reference Equation of State for the Thermodynamic Properties of Nitrogen for Temperatures from 63.151 to 1000 K and Pressures to 2200 MPa », *J. Phys. Chem. Ref. Data*, vol. 29, n° 6, p. 1361-1433, 2000.
- [215] E. W. Lemmon et S. G. Penoncello, « The Surface Tension of Air and Air Component Mixtures », *Adv. Cryo. Eng.*, vol. 39, p. 1927-1934, 1994.
- [216] R. T. Jacobsen, R. B. Stewart, et M. Jahangiri, « Thermodynamic properties of nitrogen from the freezing line to 2000 K at pressures to 1000 MPa. », *J. Phys. Chem. Ref. Data*, vol. 15(2), p. 735-909, 1986.
- [217] B. A. Younglove, « Thermophysical Properties of Fluids. I. Argon, Ethylene, Parahydrogen, Nitrogen, Nitrogen Trifluoride, and Oxygen », *J. Phys. Chem. Ref. Data*, vol. 11, p. 1-11, 1982.
- [218] R. Span, E. W. Lemmon, R. T. Jacobsen, W. Wagner, et A. Yokozeki, « A Reference Equation of State for the Thermodynamic Properties of Nitrogen for Temperatures from 63.151 to 1000 K and Pressures to 2200 MPa », *J. Phys. Chem. Ref. Data*, vol. 29, n° 6, p. 1361-1433, 2000.
- [219] E. W. Lemmon et S. G. Penoncello, « The Surface Tension of Air and Air Component Mixtures », *Adv. Cryo. Eng.*, vol. 39, p. 1927-1934, 1994.
- [220] R. T. Jacobsen, R. B. Stewart, et M. Jahangiri, « Thermodynamic properties of nitrogen from the freezing line to 2000 K at pressures to 1000 MPa. », *J. Phys. Chem. Ref. Data*, vol. 15(2), p. 735-909, 1986.
- [221] S. T. Peters, Éd., *Handbook of Composites*. Boston, MA: Springer US, 1998. doi: 10.1007/978-1-4615-6389-1.
- [222] H. Hocheng et C. C. Tsao, « The path towards delamination-free drilling of composite materials », *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 167, n° 2, p. 251-264, août 2005, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2005.06.039.
- [223] F. Chegdani, B. Takabi, B. L. Tai, M. E. Mansori, et S. T. S. Bukkapatnam, « Thermal Effects on Tribological Behavior in Machining Natural Fiber Composites », *Procedia Manuf.*, vol. 26, p. 305-316, janv. 2018, doi: 10.1016/j.promfg.2018.07.039.
- [224] N. Zuckerman et N. Lior, « Jet Impingement Heat Transfer: Physics, Correlations, and Numerical Modeling », in *Advances in Heat Transfer*, vol. 39, Elsevier, 2006, p. 565-631. doi: 10.1016/S0065-2717(06)39006-5.
- [225] J. Vaillé et J. Goupy, « Construire et interpréter un Plan d'expériences factoriel complet », p. 6, 2006.
- [226] R. Mee, *A Comprehensive Guide to Factorial Two-Level Experimentation*. New York, NY: Springer New York, 2009. doi: 10.1007/b105081.
- [227] J. Goupy et L. Creighton, *Introduction aux plans d'expériences*. Paris: Dunod: L'Usine nouvelle, 2006.
- [228] KEYENCE, « Sa (Arithmetical Mean Height) | Area Roughness Parameters | Introduction To Roughness | ». <https://www.keyence.com/ss/products/microscope/roughness/surface/parameters.jsp> (consulté le 18 mai 2022).
- [229] KEYENCE, « Sz (Maximum Height) | Area Roughness Parameters | Introduction To Roughness | ». <https://www.keyence.com/ss/products/microscope/roughness/surface/sz-maximum-height.jsp> (consulté le 18 mai 2022).
- [230] J. Brown Dean, « Questions and answers about language testing statistics: the bonferonni adjustment », in *Shiken: JALT Testing & Evaluation SIG Newsletter*, vol. 12, 2008, p. 23-28. Consulté le: 5 mai 2022. [En ligne]. Disponible sur: https://hosted.jalt.org/test/bro_27.htm
- [231] E. L. Cano, J. M. Moguerza, et A. Redchuk, *Six Sigma with R*. New York, NY: Springer New York, 2012. doi: 10.1007/978-1-4614-3652-2.
- [232] F. L. Chen, J. Wang, E. Lemma, et E. Siores, « Striation formation mechanisms on the jet cutting surface », *J. Mater. Process. Technol.*, vol.

141, n° 2, p. 213-218, oct. 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(02)01120-2.

[233] M. Kaiser, H. Anuar, et S. Razak, « Ductile–brittle transition temperature of polylactic acid-based biocomposite », *J. Thermoplast. Compos. Mater.*, vol. 26, n° 2, p. 216-226, mars 2013, doi: 10.1177/0892705711420595.

[234] M. Hashish, « An Investigation of Milling With Abrasive-Waterjets », *J. Eng. Ind.*, vol. 111, n° 2, p. 158-166, mai 1989, doi: 10.1115/1.3188745.

[235] A. Henning, P. Miles, et D. Stang, « Efficient Operation of Abrasive Waterjet Cutting in industrial applications », présenté à 2011 WJTA-IMCA Conference and Expo, 2011, p. 14.

Étude de la découpe des biocomposites par un jet d'azote cryogénique pur et additionné de charges particulaires abrasives

Résumé : Ce projet de thèse s'intéresse à l'étude d'une nouvelle technologie d'usinage basée sur la découpe par jet d'azote cryogénique pour le parachèvement des biocomposites. Cette technique d'usinage s'avère prometteuse pour les composites synthétiques. En revanche, l'application d'une telle technologie de découpe à un matériau dont la structure est multiéchelle et complexe nécessite une étude approfondie pour déterminer les caractéristiques du contact outil / matière ainsi que son impact sur la matière usinée. Ce travail de thèse propose dans un premier temps une étude exploratoire pour valider la faisabilité d'un tel procédé dans le cas de l'usinage des biocomposites en considérant un jet d'azote pur et un jet d'azote chargé de particules abrasives. Une étude statistique est conduite ensuite pour analyser l'effet des paramètres de ce procédé sur l'usinabilité des biocomposites. Les paramètres les plus significatifs du procédé de découpe par jet d'azote ont été retenus à la fin de cette thèse pour mener une analyse expérimentale thermomécanique sur banc instrumenté afin de pouvoir identifier les phénomènes physiques à l'origine du comportement de coupe des biocomposites dans un environnement cryogénique. Les résultats de ces travaux ont montré la nécessité d'introduire des particules abrasives pour augmenter le taux d'enlèvement de matière et améliorer l'usinabilité du biocomposite en additionnant le mécanisme d'abrasion à celui de l'érosion. Lors d'une opération de découpe par un jet de fluide cryogénique, la rigidification des différentes phases du biocomposite par effet thermomécanique contribue à une amélioration de son usinabilité en augmentant l'efficacité du cisaillement des fibres tout en la rendant moins dépendante de la taille du contact avec l'outil abrasif. Néanmoins, les températures cryogéniques atteintes lors du passage du jet d'azote participent aussi à une fragilisation des interfaces entre les fibres et la matrice, ce qui favorise leur rupture sous un chargement thermomécanique de coupe.

Mots clés : Usinage, Biocomposites, Fibres végétales, Cryogénie, Jet de fluide

Study of the cutting of biocomposites by a jet of pure cryogenic nitrogen and added with abrasive particulate charges

Abstract : This Ph.D project is focused on the study of a new machining technology based on a cryogenic nitrogen jet for the cutting of biocomposites. This machining technique is promising for synthetic composites. However, applying such a cutting technology to a material whose structure is multiscale and complex requires an in-depth study to determine the characteristics of the tool/material contact as well as its impact on the machined material. This Ph.D work proposes first an exploratory study to validate the feasibility of this cutting process in the case of biocomposite machining by considering a jet of pure nitrogen and a jet of nitrogen charged with abrasive particles. A statistical study is then conducted to analyze the effect of the process parameters on the machinability of biocomposites. The most significant parameters of the nitrogen jet cutting process were considered at the end of this Ph.D work to conduct an experimental thermomechanical analysis on an instrumented bench in order to be able to identify the physical phenomena that are the origin of the cutting behavior of biocomposites in a cryogenic environment. The results of this work showed the necessity of introducing abrasive particles to increase the material removal rate and improve the biocomposite machinability by the addition of the abrasion mechanism to that of erosion. During a cutting operation by a cryogenic fluid jet, the stiffening of the different biocomposite phases through a thermomechanical effect contributes to an improvement in its machinability by increasing the efficiency of the fibers' shearing while making it less dependent on the size of the contact with the abrasive tool. Nevertheless, the cryogenic temperatures reached during the nitrogen jet cutting contribute also to the embrittlement of the interfaces between the fibers and the matrix, which favors their break under a thermomechanical cutting load.

Keywords : Machining, Biocomposites, Natural fibres, Cryogenic, Fluid jet